



T.C.
Niğde Üniversitesi
Fen Bilimleri Enstitüsü
Makine Mühendisliği Ana Bilim Dalı

TWIP Çeliklerde İkizlenme Mekanizmasının Mekanik
Özelliklere Etkisinin İncelenmesi

Süleyman Kiliç

Nisan 2016

T.C.
NİĞDE ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ
MAKİNE MÜHENDİSLİĞİ ANA BİLİM DALI

TWIP ÇELİKLERDE İKİZLENME MEKANİZMASININ MEKANİK
ÖZELLİKLERE ETKİSİNİN İNCELENMESİ

SÜLEYMAN KILIÇ

Doktora Tezi

Danışman

Doç. Dr. Fahrettin ÖZTÜRK

Nisan 2016

Süleyman KILIÇ tarafından **Doç. Dr. Fahrettin ÖZTÜRK** danışmanlığında hazırlanan “**TWIP Çeliklerde İkizlenme Mekanizmasının Mekanik Özelliklere Etkisinin İncelenmesi**” adlı bu çalışma jürimiz tarafından Niğde Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü **Makine Mühendisliği** Ana Bilim Dalı’nda Doktora tezi olarak kabul edilmiştir.

Başkan : Prof. Dr. Zafer EVİS, Orta Doğu Teknik Üniversitesi, Müh. Bilim. Böl.

Üye : Prof. Dr. Ömer KELEŞ, Gazi Üniversitesi, Makina Müh. Böl.

Üye : Doç. Dr. Fahrettin ÖZTÜRK, The Petroleum Inst., Abu Dhabi, B.A.E.

Üye : Yrd. Doç. Dr. Serkan TOROS, Niğde Üniversitesi Makine Müh. Böl.

Üye : Yrd. Doç. Dr. İlyas KACAR, Niğde Üniversitesi Mekatronik Müh. Böl.

ONAY:

Bu tez, Fen Bilimleri Enstitüsü Yönetim Kurulunca belirlenmiş olan yukarıdaki jüri üyeleri tarafından/...../20.... tarihinde uygun görülmüş ve Enstitü Yönetim Kurulu’nun/...../20.... tarih ve sayılı kararıyla kabul edilmiştir.

...../...../20...

Doç. Dr. Murat BARUT
MÜDÜR

TEZ BİLDİRİMİ

Tez içindeki bütün bilgilerin bilimsel ve akademik kurallar çerçevesinde elde edilerek sunulduğunu, ayrıca tez yazım kurallarına uygun olarak hazırlanan bu çalışmada bana ait olmayan her türlü ifade ve bilginin kaynağına eksiksiz atıf yapıldığını bildiririm.

Süleyman KILIÇ



ÖZET

TWIP ÇELİKLERDE İKİZLENME MEKANİZMASININ MEKANİK ÖZELLİKLERE ETKİSİNİN İNCELENMESİ

KILIÇ, Süleyman

Niğde Üniversitesi

Fen Bilimleri Enstitüsü

Makine Mühendisliği Ana Bilim Dalı

Danışman

:Doç. Dr. Fahrettin ÖZTÜRK

Nisan 2016, 206 sayfa

Bu doktora tezinde, TWIP900 çeliğinin mekanik ve şekillendirme özellikleri incelenmiştir. TWIP çelikleri yüksek mukavemet ve yüksek şekillendirilebilirliğinden dolayı otomotiv endüstrisinin ilgisini çekmektedir. Çarpışma esnasında yüksek miktarda enerji sönmömlmeleri de önemli bir avantajdır. En büyük dezavantajları ise sac şekillendirme sonrasında ortaya çıkan geri esneme miktarının oldukça yüksek olmasıdır. Tez kapsamında, malzemenin mekanik özellikleri detaylı bir şekilde incelenmiş olup malzemenin davranışını en iyi temsil eden akma modeli belirlenmiştir. Şekillendirme testleri sonucunda malzemenin şekillendirilmesinde etkili olan faktörler tespit edilmiştir. Nümerik olarak malzemenin şekillendirme sınır diyagramı (SSD) elde edilmiştir. Malzemenin farklı deformasyonlardaki dönüşümleri ve davranışları incelenerek içyapıdaki dönüşümler sonlu elemanlar yöntemiyle modellenmiştir. İkizlenme-gerilme ilişkisi başarılı bir şekilde belirlenmiştir. Elde edilen nümerik sonuçlar deneysel verilerle uyum içerisinde.

Anahtar Sözcükler: TWIP, otomotiv çelikleri, şekillendirme sınır diyagramı, içyapı sonlu elemanlar analizi, geri esneme analizleri, anizotropik akma kriterleri, akma yüzeyi modellemesi, ikizlenme, istif hata enerjisi

SUMMARY

INVESTIGATING THE EFFECTS OF TWINNING MECHANISM ON THE MECHANICAL PROPERTIES OF TWIP STEEL

KILIÇ, Süleyman

Nigde University

Graduate School of Natural and Applied Sciences

Department of Mechanical Engineering

Supervisor : Associate Professor Dr. Fahrettin ÖZTÜRK

April 2016, 206 pages

In this Ph.D. thesis, the mechanical properties and formability of the TWIP900 steel are investigated. TWIP steels have attracted the attention of the automotive industry, due to their high strength and high formability. During collision, their ability to absorb greater amounts energy is the primary advantage. The biggest disadvantage is the high degree of springback after forming the sheet metal part. In the context of this thesis, the best yield criterion model which represents material behavior is determined using the experimental measurements. Important factors for effective forming are determined from formability tests. Moreover, the numerical forming limit diagram (FLD) is determined for the material. Microstructural transformation is modeled by the finite element method, analyzing transformations and behavior at various deformation levels. The relationship between the twinning and stress is successfully determined. All of the numerical results are in good agreement with the experimental results.

Key Words: TWIP, automotive steels, forming limit diagram, microstructural finite element analysis, springback analysis, anisotropic yield criteria, yield surfaces modelling, twinning, stacking fault energy

ÖN SÖZ

Bu doktora tez çalışmasında, son yıllarda otomotiv endüstrisinin en çok ilgi duyduğu çeliklerden TWIP (**T**Winning-**I**nduced **P**lasticity) çeliği incelenmiştir. Bu kapsamda farklı şekillendirme durumlarında mekanik ve mikroyapı özellikleri araştırılmıştır. İkizlenme mekanizmasının etkisi modellenerek deneysel sonuçlarla karşılaştırılmıştır. Literatürde yer alan modellerin TWIP çeliğindeki performansları test edilmiştir. Sonlu elemanlar analizinde ikizlenme modelinin tahmininin deneysel verilerle uyum içerisinde olduğu görülmüştür.

Öncelikle akademik çalışmalarına yön veren, bilgi ve yardımlarını hiç bir zaman esirgemeyen ve bana her türlü desteği sağlayan danışman hocam, Sayın Doç. Dr. Fahrettin ÖZTÜRK' e en içten teşekkürlerimi sunarım. Doktora tezi süresince modelleme ve mikroyapı çalışmalarında her türlü desteği veren Sayın Yrd. Doç. Dr. Serkan TOROS'a ve içyapı görüntüleme işlemlerinde yardımcı olan Sayın Yrd. Doç. Dr. Mevlüt ŞAHİN'e ve tezin her aşamasında yardımlarını esirgemeyen Sayın Yrd. Doç. Dr. İlyas KACAR hocalarıma müteşekkir olduğumu belirtmek isterim.

Bu doktora tezimi, hayatım boyunca maddi ve manevi koruyuculuğumu üstlenen babam Orhan KILIÇ'a, annem Zeynep KILIÇ'a, bu zorlu süreçte bana her zaman destek olan hayat arkadaşım Fatma KILIÇ'a ve kızım Zeynep Ebrar KILIÇ'a ithaf ediyorum.

İÇİNDEKİLER

ÖZET	iv
SUMMARY	v
ÖN SÖZ	vi
İÇİNDEKİLER	vii
ÇİZELGELER DİZİNİ	x
ŞEKİLLER DİZİNİ	xi
FOTOĞRAF VB. MALZEMELER DİZİNİ	xvii
BÖLÜM I.....	1
GİRİŞ	1
1.1 Otomotiv Malzemeleri ve Literatür Özeti	1
1.1.1 Ekstra derin çekilebilir çelikler (IF steels).....	6
1.1.2 Fırınlama sertleşmesi yapılmış çelikler (BH steels)	9
1.1.3 Yüksek mukavemetli düşük alaşımlı çelikler (HSLA steels)	12
1.1.4 İleri teknoloji ürünü yüksek mukavemetli çelikler (AHSS)	15
1.1.5 Çift fazlı çelikler (DP steels)	16
1.1.6 TRIP çelikleri.....	18
1.1.7 Kompleks fazlı çelikler (CP steels)	20
1.2 Son Gelişmeler.....	22
1.3 TWIP Çelikleri.....	24
1.4 Otomotiv Modellerindeki Son Durum	41
BÖLÜM II	45
TEZİN AMACI.....	45
BÖLÜM III	50
DENEYSEL ÇALIŞMALAR VE SONUÇLAR	50
3.1 TWIP900 Çeliğinin Mikroyapısının İncelemesi	50
3.1.1 X-ışınları kırınımı (XRD) ile faz tayini	51
3.2 TWIP900 Çeliğinin İçyapısı ve Özellikleri	52
3.2.1 EBSD analizi.....	53
3.3 Çekme Deneyi.....	54
3.3.1 Deney düzeneği.....	55
3.4 Deformasyon hızının mekanik özelliklere etkisi	56

3.4.1 Pekleşme üsteli ve mukavemet katsayısının belirlenmesi	66
3.4.2 Deformasyon oranı hassasiyeti değişimi	70
3.4.3 Anizotropilerin belirlenmesi	73
3.4.4 İki eksenli (Biaxial) anizotropi	81
3.5 Eğme deneyleri ve geri esneme analizleri	83
3.5.1 U kalıpta geri esneme	83
3.5.2 V kalıpta geri esneme	84
3.5.3 Geri esnemenin sayısal analizleri	85
3.6 Erichsen deneyi.....	87
3.7 Kap çekme (derin çekme) deneyi	90
3.8 Şekillendirme sınır diyagramı.....	93
3.8.1 Deneysel ŞSD çalışmaları.....	94
3.9 Fırınlama sertleşmesinin etkisi	98
3.9.1 Deneysel çalışmalar	100
3.10 Kırılma karakteristiği.....	104
BÖLÜM IV.....	108
MEKANİK ÖZELLİKLERİN MODELLENMESİ	108
4.1 Akma eğrisinin matematiksel ifadeleri	108
4.1.1 Yarı-statik akma eğrisi malzeme modelleri.....	108
4.1.2 Dinamik akma eğrisi malzeme modelleri	114
4.1.3 Adyabatik sıcaklık artışının hesaplanması.....	119
4.2 TWIP900 çeliğinde farklı akma yüzeylerinin tayini.....	121
4.2.1 Hill-48 akma kriteri	123
4.2.2 Barlat-89 akma kriteri.....	124
4.2.3 YLD-2000 akma kriteri	125
4.2.4 BBC-2000 akma kriteri.....	126
4.2.5 TWIP900 çeliğinde akma kriterlerinin uygulanışı.....	127
4.3 ŞSD'nin Marciniak ve Kuczynski (M-K) modeli kullanılarak tahmin edilmesi ..	129
BÖLÜM V	138
İKİZLENMENİN ETKİSİNİN İNCELENMESİ	138
5.1 Soğuk haddelenmiş (CR) TWIP900 çeliğinin XRD ile faz analizi	138
5.1.1 Rietveld Analizi	139
5.1.2 Dislokasyon yoğunluğu analizi.....	142
5.1.3 Akma eğrisi analizi	144

5.1.4 Sonlu elemanlar analizi.....	147
5.2 Taramalı Elektron Mikroskobu (SEM) görüntüleri	152
5.3 İstiflenme kusuru enerjisi (SFE)	156
BÖLÜM VI.....	159
SONUÇLAR.....	159
KAYNAKÇA.....	163



ÇİZELGELER DİZİNİ

Çizelge 1.1. Araçlarda kullanılan çeliklerin kısaltmaları.	6
Çizelge 1.2. Farklı IF çeliklerinin kimyasal kompozisyonları ve mekanik özellikleri...	7
Çizelge 1.3. Farklı BH çeliklerinin kimyasal kompozisyonları ve mekanik özellikleri	11
Çizelge 1.4. Farklı HSLA çeliklerinin mekanik özellikleri	13
Çizelge 1.5. Farklı HSLA çeliklerinin kimyasal kompozisyonu	13
Çizelge 1.6. TRIP çeliklerinin kimyasal kompozisyonları	18
Çizelge 1.7. CP çeliklerinin mekanik özellikleri	21
Çizelge 1.8. Yüksek manganlı östenitik çeliklerin mikroyapıları ve karakteristikleri .	23
Çizelge 1.9. TRIP ve TWIP çeliklerinin kimyasal kompozisyonları	25
Çizelge 1.10. Farklı tane boyutlarına sahip TWIP çeliğinin mekanik özelliklerinin değişimleri.....	31
Çizelge 1.11. TWIP çeliğinin genel özellikleri.....	36
Çizelge 3.1. TWIP900 çeliğinin kimyasal kompozisyonu (Pohang Steel Company (Posco), 2014).	50
Çizelge 3.2. TWIP900 çeliğine ait mekanik özellikler	81
Çizelge 3.3. Farklı malzemelerin kubbe yükseklikleri.	90
Çizelge 4.1. Yarı-statik modeller ve denklemleri	109
Çizelge 4.2. Model katsayıları.	110
Çizelge 4.3. Dinamik akma eğrisi modelleri	114
Çizelge 4.4. Dinamik akma eğrisi katsayıları.	117
Çizelge 4.5. Akma yüzeyi fonksiyonları için hesaplanan katsayılar.	129
Çizelge 5.1. Arıtım sonucu elde edilen parametreler.....	141
Çizelge 5.2. XRD ölçümünden elde edilen tane boyutu ve deformasyon miktarları.	142
Çizelge 5.3. Model parametreleri.	147
Çizelge 5.4. SFE enerjisinin birim deformasyonla değişimi.	158

ŞEKİLLER DİZİNİ

Şekil 1.1. Ultra Hafif Çelik Ekibi çalışma alanı	1
Şekil 1.2. Ultra Hafif Çelik Ekibi hafifletme çalışmaları	2
Şekil 1.3. Araç ağırlığını azaltma hedefleri	3
Şekil 1.4. Malzeme ve enerji geri dönüşümü.....	3
Şekil 1.5. Kuzey Amerika’da kaporta malzemesi olarak kullanılan çelikler.....	4
Şekil 1.6. Bazı otomotiv modellerinde kullanılan malzemelerin oranları	5
Şekil 1.7. Geçmişten günümüze otomobilde kullanılan malzemelerin değişim süreçleri.....	5
Şekil 1.8. Mekanik özelliklerine göre çeliklerin sınıflandırılması.....	6
Şekil 1.9. IF180 ve 260 çeliklerine ait şekillendirme sınır diyagramları.....	8
Şekil 1.10. HSLA340 ve IF çeliklerinin gerilme-birim deformasyon grafikleri	8
Şekil 1.11. Fırınlama ve deformasyon sertleşmesi işlemlerinin gerilme-birim deformasyon grafiğinde gösterimi	9
Şekil 1.12. Fırınlama sertleşmesi aşamaları.....	9
Şekil 1.13. BH 180/220/260/300 çeliklerine ait ŞSD’ler.....	11
Şekil 1.14. TRIP, DP ve HSLA çeliklerinde fırınlama ve deformasyon sertleşmelerinin akma mukavemetlerine etkileri.....	12
Şekil 1.15. HSLA ve DP çeliklerinin mekanik özelliklerinin karşılaştırılması	14
Şekil 1.16. Farklı HSLA çeliklerinin ŞSD’leri	14
Şekil 1.17. Çelik tiplerine bağlı olarak oluşan mikroyapılar	15
Şekil 1.18. Çelik tiplerine bağlı olarak oluşan mikroyapılar ve mukavemet artışları ..	16
Şekil 1.19. Farklı mukavemet değerlerine sahip DP çeliklerinin ŞSD’leri	18
Şekil 1.20. DP, TRIP ve HSLA çeliklerinin gerilme birim deformasyon eğrileri.....	19
Şekil 1.21. TRIP ve DP çeliklerinin ŞSD’lerin karşılaştırılması.....	20
Şekil 1.22. Farklı mukavemetteki CP çeliklerinin ŞSD’leri.....	21
Şekil 1.23. 1975’ten günümüze otomotiv sanayinde kullanılan çeliklerin gelişimi	24
Şekil 1.24. Plastik deformasyonda kristal yapıdaki değişimler.	25
Şekil 1.25. Aynı Mn oranında farklı Al miktarlarının mukavemete ve pekleşme üsteline etkileri	28
Şekil 1.26. TWIP çeliğinin haddelenme ve ısıtım işlem şeması	29

Şekil 1.27. Farklı % Mn içeren TWIP çeliklerinin sıcaklıkla SFE değişimleri.....	30
Şekil 1.28. Mn elementinin mekanik özelliklere etkileri.....	32
Şekil 1.29. Ağırlıkça (%) Mn ve C oranına göre SFE enerjileri.....	34
Şekil 1.30. Fe-Mn-C faz diyagramı	35
Şekil 1.31. 22Mn0,6C çeliğine ait farklı sıcaklıklardaki gerçek gerilme birim deformasyon eğrileri	35
Şekil 1.32. TWIP ve diğer AHSS çeliklerinin gerilme-birim deformasyon eğrileri ve pekleşme üsteli değişimleri.....	36
Şekil 1.33. Deformasyon modunun SFE ile değişimi.....	37
Şekil 1.34. TWIP çeliğinde gecikmeli kırılma durumunun incelenmesi	37
Şekil 1.35. a) TWIP940 çeliği gerilme birim deformasyon eğrisi, b) Derin çekme, c) TWIP940, TRIP780 ve DP590 çeliklerinin ŞSD'leri, d) TWIP ve DP çeliklerinin sonlu elemanlar analiz sonuçlarının karşılaştırılması	38
Şekil 1.36. Farklı çeliklerin enerji absorbe etme kabiliyetleri.....	39
Şekil 1.37. POSCO tarafından üretilen parçalar	39
Şekil 1.38. Kırmızı ile gösterilen parçalar müşteri talepleri doğrultusunda üretilen parçalar.....	40
Şekil 1.39. Şasi kısmında üretilen parçalar	40
Şekil 1.40. Farklı kalitedeki ticari ve geliştirilmiş TWIP çeliklerinin sınıflandırılması	41
Şekil 1.41. POSCO-PBC-EV'de hedeflenen malzemelerin kullanımı	41
Şekil 1.42. 2013 model Cadillac ATS modelinde kullanılan malzemeler.....	42
Şekil 1.43. Audi A5 modelinde kullanılan malzemeler.....	42
Şekil 1.44. 2012 Honda CR-Z Hybrid modelinde kullanılan malzemeler.....	43
Şekil 1.45. 2011 Jetta modelinde kullanılan malzemeler	43
Şekil 1.46. 2010 Volvo V60 modelinde kullanılan malzemeler.....	43
Şekil 1.47. Mercedes S-Class sedan modelinde kullanılan malzemeler.....	44
Şekil 3.1. İdeal XRD grafiği	51
Şekil 3.2. ASTM-E8 standardına göre çekme deney numunesi ölçüleri (mm).	55
Şekil 3.3. Deformasyon ölçüm sistemi.	55
Şekil 3.4. Farklı malzeme hazırlama yöntemlerinin malzeme özelliklerine etkileri etkileri	56
Şekil 3.5. Farklı numune hazırlama yöntemlerinin etkileri.	57

Şekil 3.6. Su jeti ile hazırlanan farklı doğrultulardaki malzemelerin gerilme birim deformasyon eğrisi.	58
Şekil 3.7. 25 mm/dk deformasyon hızında akma eğrileri.	59
Şekil 3.8. 125 mm/dk deformasyon hızında akma eğrileri.	60
Şekil 3.9. 500 mm/dk deformasyon hızında akma eğrileri.	61
Şekil 3.10. Farklı deformasyon hızlarında akma mukavemetinin hadde yönüne göre değişimi.	62
Şekil 3.11. Farklı deformasyon hızlarında çekme mukavemetinin hadde yönüne göre değişimi.	63
Şekil 3.12. Farklı deformasyon hızlarında düzgün uzamanın hadde yönüne göre değişimi.	64
Şekil 3.13. Farklı deformasyon hızlarındaki toplam uzamanın hadde yönüne göre değişimi.	64
Şekil 3.14. Farklı ön gerilmelerin birim deformasyon miktarına etkileri.	65
Şekil 3.15. Farklı malzemelerin ve TWIP900 çeliğinin gerilme-birim deformasyon eğrileri.	66
Şekil 3.16. Akma eğrisi modellerinin parametreleri ve doğrulukları.	68
Şekil 3.17. Pekleşme üstelinin birim deformasyonla değişimi.	68
Şekil 3.18. Pekleşme hızının birim deformasyonla değişimi.	69
Şekil 3.19. Mukavemet katsayısının hadde yönüne göre değişimi.	69
Şekil 3.20. Pekleşme üstelinin hadde yönüne göre değişimi.	70
Şekil 3.21. (a) Farklı hızlarda çekme deneyi, (b) Sıçrama testi deneyi.	70
Şekil 3.22. TWIP900 çeliğine ait sıçrama testi.	71
Şekil 3.23. Normal ve kararlı deformasyon oranı hassasiyetinin belirlenmesi.	72
Şekil 3.24. Normal ve kararlı deformasyon oranı hassasiyetinin birim deformasyon ile değişim eğrileri.	72
Şekil 3.25. Normal ve kararlı deformasyon oranı hassasiyetinin gerilme ile değişim eğrileri.	73
Şekil 3.26. Hadde yönüyle açı yapan çekme numunelerinin gösterimi.	74
Şekil 3.27. TRIP800 malzemesine ait farklı açılardaki anizotropi değerlerinin birim deformasyon ile değişimi.	75
Şekil 3.28. TRIP800 malzemesine ait anizotropi değişimleri.	75
Şekil 3.29. (a) 25 mm/dk birim deformasyon hızında anizotropinin değişimi.	77
Şekil 3.29. (b) 125 mm/dk birim deformasyon hızında anizotropinin değişimi.	77

Şekil 3.29. (c) 500 mm/dk birim deformasyon hızında anizotropinin değişimi.	78
Şekil 3.30. (a) En ve boydaki değişimin eğimi (25 mm/dk).	78
Şekil 3.30. (b) En ve boydaki değişimin eğimi (125 mm/dk).	79
Şekil 3.30. (c) En ve boydaki değişimin eğimi (500 mm/dk).	79
Şekil 3.31. Farklı hızlarda hadde yönüne göre anizotropinin değişimi.	80
Şekil 3.32. İki eksenli anizotropi değerinin belirlenmesi.	82
Şekil 3.33. U kalıp ölçüleri.	83
Şekil 3.34. V kalıp ölçüleri.	85
Şekil 3.35. Analizde kullanılan V kalıp düzeneği ve geri esneyen parça.	86
Şekil 3.36. Analizde kullanılan U kalıp düzeneği ve geri esneyen parça.	86
Şekil 3.37. Deneysel ve test edilen modellerle belirlenen geri esneme değerleri.	87
Şekil 3.38. Erichsen testi şematik görünümü.	88
Şekil 3.39. Erichsen deneyi.	88
Şekil 3.40. Kap çekme testinin şematik gösterimi.	91
Şekil 3.41. 10 kN basma kuvvetinde farklı yağlayıcıların oluşan kuvvete etkisi.	91
Şekil 3.42. 20 kN basma kuvvetinde farklı yağlayıcıların oluşan kuvvete etkisi.	92
Şekil 3.43. Örnek bir şekillendirme sınır diyagramı.	94
Şekil 3.44. Farklı test yöntemleri sonucu elde edilen ŞSD'ler	94
Şekil 3.45. Şekillendirme sınır diyagramı testinin şematik gösterimi.	95
Şekil 3.46. Şekillendirme sınır diyagramı için kullanılan numune ölçüleri	95
Şekil 3.47. Deneysel şekillendirme sınır diyagramları	98
Şekil 3.48. Fırınlama sertleşmesinin etkisi	99
Şekil 3.49. (a) TWIP çeliğinin farklı fırınlama sertleşmesi şartları altında gerçek gerilme birim deformasyon değişimleri (b) yakınlştırılmış görüntüde mukavemet değerleride görülmektedir.	101
Şekil 3.50. Fırınlama sertleşmesinden dolayı mukavemet artışı.	102
Şekil 3.51. Uygulanan farklı fırınlama sertleşmesinin toplam uzamaya etkisi.	102
Şekil 3.52. Pekleşme üsteli ve mukavemet katsayısının değişimleri.	103
Şekil 3.53. Farklı fırınlama sertleşmesi parametrelerinde enerji absorbe etme miktarı değişimleri.	104
Şekil 3.54. Farklı malzemelere ait kırılma açıları.	105
Şekil 3.55. PLC'nin yaptığı açı.	105
Şekil 3.56. Farklı yönlerdeki alan daralması değişimi.	106
Şekil 3.57. Farklı tane büyüklüğünde farklı sıcaklıklardaki kırılma davranışı.	107

Şekil 4.1. TWIP900 çeliği için farklı yarı-statik akma modelleri ve deneysel akma eğrisi ile karşılaştırılmaları.	112
Şekil 4.2. TWIP900 çeliği için, yarı-statik akma modellerinin gerilme tahminleri ile deneysel gerilmenin karşılaştırılması.	113
Şekil 4.3. Deneysel akma eğrisi ve dinamik akma modellerinin tahminlerinin karşılaştırılması.	118
Şekil 4.4. TWIP900 çeliği için, dinamik akma modellerinin gerilme tahminleri ile gerçek gerilmenin karşılaştırması (Hız: 25 mm/dk, oda sıcaklığı).	119
Şekil 4.5. Farklı hızlarda numunelerin akma eğrisi altında kalan alanlar.	120
Şekil 4.6. Adyabatik sıcaklık artışı değerleri.	121
Şekil 4.7. Deneysel yolla belirlenen akma yüzeyi.	122
Şekil 4.8. Tahmin edilen anizotropi değerinin açıyla değişimi.	128
Şekil 4.9. Tahmin edilen akma mukavemetinin açıyla değişimi.	128
Şekil 4.10. Tahmin edilen akma yüzeyleri.	129
Şekil 4.11. Marciniak ve Kuczynski modelin geometrik şekli.	130
Şekil 4.12. Marciniak ve Kuczynski modeli.	131
Şekil 4.13. <i>M-K</i> modelin akış diyagramı.	134
Şekil 4.14. Hill48 modelinde farklı akma eğrisi modellerinin etkisi.	135
Şekil 4.15. Barlat1989 modelinde farklı akma eğrisi modellerinin etkisi.	135
Şekil 4.16. YLD2000 modelinde farklı akma eğrisi modellerinin etkisi.	136
Şekil 4.17. BBC2000 modelinde farklı akma eğrisi modellerinin etkisi.	136
Şekil 4.18. Modellerin tahmin ettiği $\dot{\epsilon}$ SSD (Hollomon denklemi).	137
Şekil 5.1. TWIP900 çeliğinin farklı deformasyon oranlarında XRD grafikleri.	138
Şekil 5.2. MAUD programından bir görüntü (Sig=1,149, Rwpnb=27,12).	139
Şekil 5.3. MAUD programı arıtım analizi sonucu (Sig=1,061, Rwpnb=10,41).	140
Şekil 5.4. Hesaplanan dislokasyon yoğunluğunun birim deformasyonla değişimi. ...	144
Şekil 5.5. Deneysel ve (5.7) numaralı eşitliklerden elde edilen akma eğrisi.	145
Şekil 5.6. Analiz programına hazır haldeki taneler.	149
Şekil 5.7. COMSOL programı ile oluşturulan mesh yapısı.	149
Şekil 5.8. Farklı deformasyon durumlarında gerilme dağılımı (Ölçek birimi Pa, %14 birim deformasyon durumu).	150
Şekil 5.9. Farklı deformasyon durumlarında gerilme dağılımı (Ölçek birimi Pa, %32 birim deformasyondaki durumu).	150

Şekil 5.10. Deformasyon sonucunda tanelerin yer değişimiyle oluşan gerilmelerin dağılımı (Ölçek: Pa ve μm).....	151
Şekil 5.11. Farklı birim deformasyonlardaki ikizlenmelerin gerilme dağılımı üzerine etkisinin deneysel veri ile karşılaştırılması.	152
Şekil 5.12. İkiz hacimsel oranı ve ikizler arası mesafenin birim deformasyon ile değişimi.....	156
Şekil 5.13. İstif hata enerjisi (SFE) haritası	158



FOTOĞRAF VB. MALZEMELER DİZİNİ

Fotoğraf 1.1. 0,7 mm kalınlığında IF220 çeliğinden üretilmiş motor kaputu	7
Fotoğraf 1.2. IF180 çeliğinin mikroyapısı	8
Fotoğraf 1.3. (a) BH180 çeliğinden üretilmiş motor kaputu, (b) BH260 çeliğinden üretilmiş kapı, (c) BH300 çeliğinden üretilmiş ön giriş	10
Fotoğraf 1.4. BH180 çeliğinin mikroyapısı	11
Fotoğraf 1.5. HSLA340 çeliğinin mikroyapı görüntüsü.....	14
Fotoğraf 1.6. (a) Kaplanmış HSLA300'den üretilmiş arka travers, (b) Ön takviye DP780	15
Fotoğraf 1.7. (a) 1,35 mm kalınlığında DP1180 malzemeden üretilmiş tampon, (b) DP600 malzemeden sıcak haddelenmiş jant, (c) DP980 malzemeden üretilmiş takviye ayağı	17
Fotoğraf 1.8. DP600 çeliğinin mikroyapısı	17
Fotoğraf 1.9. (a) 1,2 mm kalınlığında galvanizlenmiş TRIP780 çelikten üretilmiş takviye ayağı, (b) 1,6 mm kalınlığında galvanizlenmiş TRIP780 çelikten üretilmiş tampon travers.....	19
Fotoğraf 1.10. TRIP çeliğinin mikroyapı görüntüsü.....	20
Fotoğraf 1.11. CP800 çeliğinin mikroyapı görüntüsü	21
Fotoğraf 1.12. (a) 1,5 mm kalınlığında CP600'den üretilmiş koltuk flanşı, (b) 2 mm kalınlığında CP1000 malzemeden üretilmiş kapı barı, (c) 3,1 mm kalınlığında CP800 malzemeden üretilmiş süspansiyon kolu, (d) 1,6 mm kalınlığında CP800 malzemeden üretilmiş tünel takviyesi, (e) CP1000 malzemeden üretilmiş çamurluk profili, (f) CP1000 malzemeden üretilmiş parçanın görünüşü.....	22
Fotoğraf 1.13. (a) İkiz oluşumu, (b) Martenzit dönüşümü	27
Fotoğraf 3.1. a) Birim deformasyon yok, b) %10, c) %20, d) %30, e) %40 birim deformasyonlarında içyapı görüntüleri.	52
Fotoğraf 3.2. TWIP900'ün EBSD analizi.....	54
Fotoğraf 3.3. Shimadzu Autograph 100 kN kapasiteli mekanik çekme cihazı.....	56
Fotoğraf 3.4. En ve boy değerlerinin görüntü işleme yöntemiyle ölçülmesi.....	76
Fotoğraf 3.5. (a) MTS model şekillendirme cihazı, (b) Şekillendirilmiş malzeme.	82

Fotoğraf 3.6. Baskı kuvveti uygulanmadan elde edilen geri esneme değerleri.	84
Fotoğraf 3.7. 80 kN baskı kuvveti uygulayarak elde edilen geri esneme miktarları. ...	84
Fotoğraf 3.8. V kalıpta geri esneme miktarları.	85
Fotoğraf 3.9. Erichsen deneyi sonucu oluşan kubbeler.	89
Fotoğraf 3.10. Farklı deney şartlarında derin çekilmiş kaplar.	92
Fotoğraf 3.11. Kırılma oluşumu.	92
Fotoğraf 3.12. Derin çekme testi sonucu elde edilen derinlikler.	93
Fotoğraf 3.13. Şekillendirilmiş olan numune üzerindeki şekil değişimini ölçme sistemi; gridli deforme olmuş numune, küp, fotoğraf makinası ve yazılım.	96
Fotoğraf 3.14. Boyun vermiş test numunesi.	96
Fotoğraf 3.15. Şekillendirilmiş bir deney seti.	97
Fotoğraf 3.16. Farklı yönlerdeki kırılma açıları.	105
Fotoğraf 3.17. Kesit daralmasının görüntü işleme yöntemi ile ölçümü.	106
Fotoğraf 5.1. Ortalama tane boyutu hesabı.	147
Fotoğraf 5.2. Binarizasyon işlemi.	148
Fotoğraf 5.3. Analiz edilecek tanelerin seçimi.	148
Fotoğraf 5.4. Hiç deformasyona uğramamış sac metalin içyapı görüntüsü.	153
Fotoğraf 5.5. %10 deformasyona uğramış sac metalin içyapı görüntüsü.	153
Fotoğraf 5.6. %20 deformasyona uğramış sac metalin içyapı görüntüsü.	154
Fotoğraf 5.7. %30 deformasyona uğramış sac metalin içyapı görüntüsü.	154
Fotoğraf 5.8. %40 deformasyona uğramış sac metalin içyapı görüntüsü.	155

BÖLÜM I

GİRİŞ

1.1 Otomotiv Malzemeleri ve Literatür Özeti

Son yıllarda otomotiv endüstrisi yakıt sarfiyatını azaltmak, çevre kirliliğini önlemek amacıyla zorunlu kılınan şartları sağlayabilmek ve ilave olarak ta artan yüksek güvenlik ve konfor taleplerini karşılayabilmek için yeni malzemelere yönelmişlerdir. Bu yeni malzemelerin başında da hafif malzemeler gelmektedir. Bu hafif malzemeler içerisinde ön plana Alüminyum-Magnezyum (Al-Mg) alaşımları ve ileri yüksek mukavemetli çelikler (AHSS) çıkmaktadır. AHSS grubunda en yaygın kullanılan çelikler; Çift fazlı (DP), dönüşüm kaynaklı plastisite kazanan (TRIP) ve ikizlenme ile plastisite kazanan (TWIP) çeliklerdir. Literatürde bu tür çelikler, “Yüksek Manganlı Östenitik Çelikler” olarak ta adlandırılmaktadır.

Yüksek mukavemetli çeliklerin kullanılması sayesinde; mukavemet ve performans değerlerinden taviz vermeksizin ve hatta arttırarak mevcut parçaların daha ince sac malzemelerden üretilebilebileceği doğrulanmıştır.

Amerika’daki çelik piyasası gelişim enstitüsü’ nün (SMDI) bir alt komitesi olan otomotiv uygulamaları konseyi (AAC) yüksek mukavemetli çelik kullanımının yaygınlaşması için çalışmalar yapmaktadır. Burada çeşitli çalışma grupları oluşturularak, hafifletme hedefleri doğrultusunda çalışmalara hız verilmiştir. Şekil 1.1’de çalışma grupları görülmektedir.



Şekil 1.1. Ultra Hafif Çelik Ekibi çalışma alanı (Ruifrok, 2012)

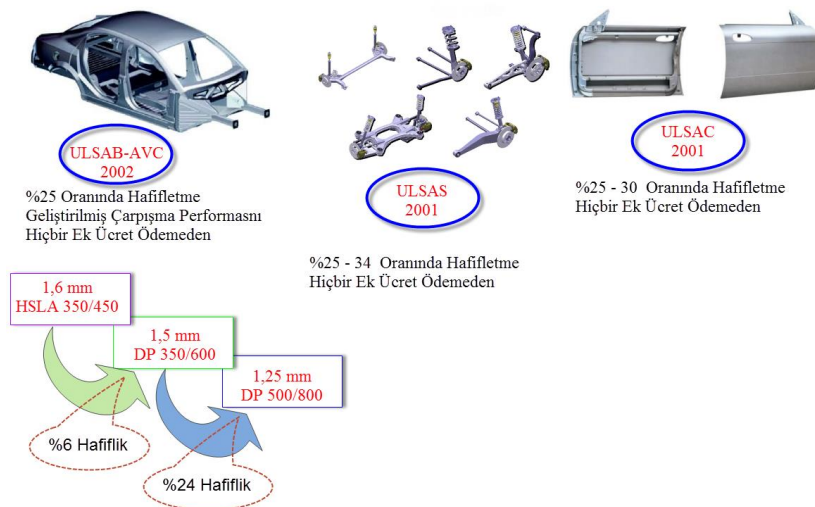
ULSAB “Ultra Hafif Otomotiv Gövdesi” programı 1994 yılında çalışmalarına başlamış olup 18 ülkeden 35 farklı  elik üreticisi bulunmaktadır. Amacı; otomotiv gövde ağırlıklarının yaklaşık %25 oranında azaltılmasını sağlamaktır.

ULSAC “Ultra Hafif Otomotiv Karoseri” programı 31 adet  elik sac üretici firmayı kapsamaktadır. Amacı; kapı ve panel parçalarında yaklaşık %25-30 arasında hafiflik değerlerine ulaşabilmektir.

ULSAS “Ultra Hafif Otomotiv Süspansiyonu” programı 15 farklı ülkeden 34  elik sac üretici firmayı kapsamaktadır. Amacı; yaklaşık %34 arasında hafifletme sağlamaktır.

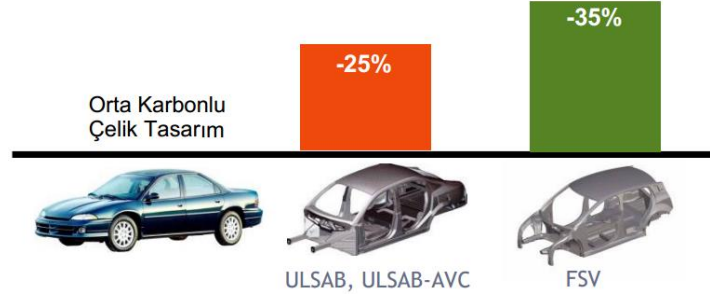
ULSAB – AVC “Ultra Hafif Geliştirilmiş Araç Konsepti” programının amacı 21. yüzyılın talepleri doğrultusunda araçlarda güvenlik, ekonomiklik, yakıt tasarrufu sağlamak ve çevreye duyarlı ürünler üretmektir.

şekil 1.2’de görüldüğü üzere yüksek mukavemetli çeliklerden üretilen parçalar hem ince ve dolayısıyla hafiftir hem de geleneksel çeliklere kıyasla daha mukavemetlidirler. 1,6 mm HSLA350/450  eliėi yerine 1,5 mm DP350/600  eliėi kullanılması durumunda yaklaşık %6 hafiflik, 1,5 mm DP350/600 yerine 1,25 mm DP500/800 kullanıldığı durumda ise yaklaşık %24 hafiflik elde edilmiştir (<http://www.worldautosteel.org>, 2014).



şekil 1.2. Ultra Hafif  elik Ekibi hafifletme çalışmaları
(<http://www.worldautosteel.org>, 2014)

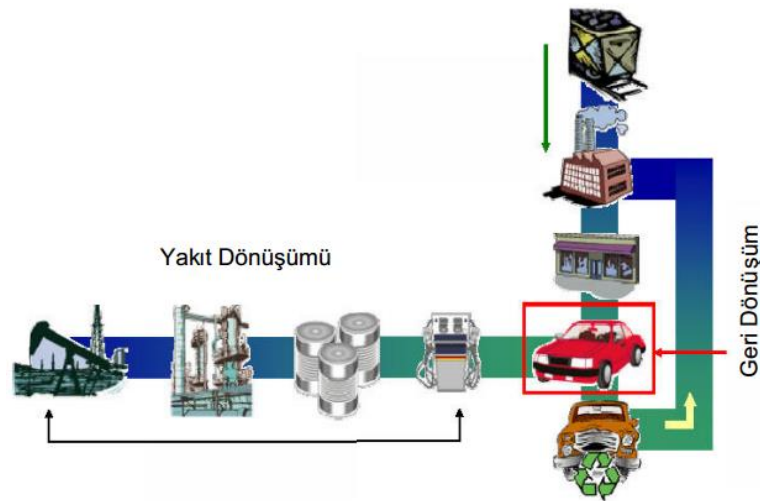
FSV (Future Steel Vehicle) programıyla Şekil 1.3’de görüldüğü üzere yaklaşık %35 oranında hafiflik, %56 ile %68 arasında düşük karbon salınımı, düşük yakıt tüketimi, güvenlik ve performans artışı hedeflenmektedir (Ruifrok, 2012).



Şekil 1.3. Araç ağırlığını azaltma hedefleri (Ruifrok, 2012)

Çelik malzemesi, demir ve karbon elementlerinin oluşturduğu en önemli alaşımdır. Hammadde sıkıntısı olmaması, ucuz olması, geniş bir üretim yelpazesi sayesinde büyük avantajlara sahiptir. Ayrıca geri dönüşüm, kaynak kabiliyeti, korozyon gibi birçok üstün özellikleri de bulunmaktadır.

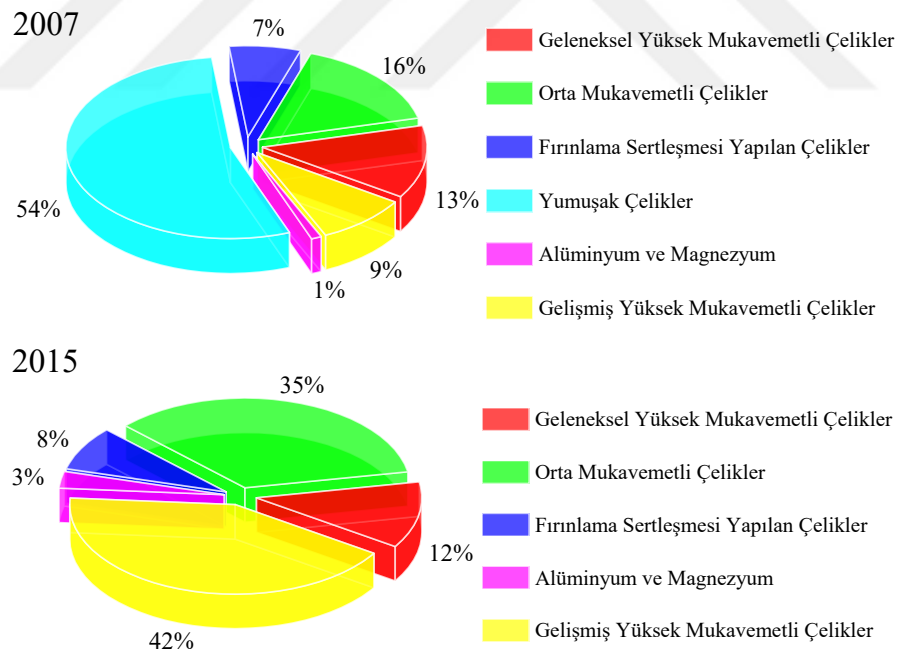
Çelik, geri dönüşüm miktarı yüksek olan malzemelerden biridir. Örneğin, bir aracın geri dönüşümü; yaklaşık 1134 kg’den fazla demir cevherinin, 635 kg kömürün ve 54 kg kireç taşının kullanılmaması demektir. İlave olarak hurdadan çelik üretmekle de, doğrudan cevherden üretmeye oranla yaklaşık %60 daha az enerji tüketilmektedir (Tübitak, 2008). Bu işlem sembolik olarak Şekil 1.4’de gösterilmiştir.



Şekil 1.4. Malzeme ve enerji geri dönüşümü (Ruifrok, 2012)

Yüksek mukavemetli çelikler, güvenlikten ödün vermeden ağırlığın azaltılmasıyla düşük yakıt tüketimi sağlayarak enerji verimliliğini artıracak ve çevreye salınan zararlı CO₂ gazının azaltılmasına da yardımcı olacaktır. Hafifliklerinin sebebi, alaşım elementlerinin kompozisyonu ve son derece kontrollü üretim süreçlerinin uygulanmış olmasıdır.

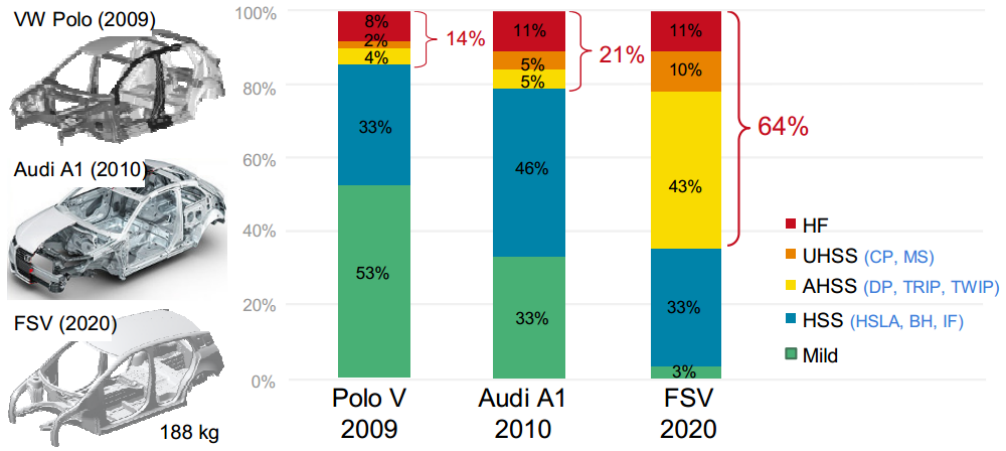
Otomotiv uygulamaları için malzeme seçiminde güvenlik, yakıt verimliliği, üretilebilirlik, dayanıklılık ve kalite olmak üzere çeşitli faktörler vardır. Son derece rekabetçi olan otomotiv sektöründe, maliyet ve malzeme seçimi çok büyük öneme sahiptir. 1980’den 2010’a kadar gelişen süreçte araçta ağırlık olarak %53-55 arasında çelik kullanılırken bugün için bu oran Kuzey Amerika’daki araçlarda yaklaşık %60 civarındadır (<http://www.worldautosteel.org>, 2014). Şekil 1.5’de Kuzey Amerika’da kaporta malzemesi olarak kullanılan ve hedeflenen oranlar görülmektedir (Ilić vd., 2012; <http://www.ducker.com>, 2014).



Şekil 1.5. Kuzey Amerika’da kaporta malzemesi olarak kullanılan çelikler (Ilić vd., 2012; <http://www.ducker.com>, 2014; <http://www.worldautosteel.org>, 2014)

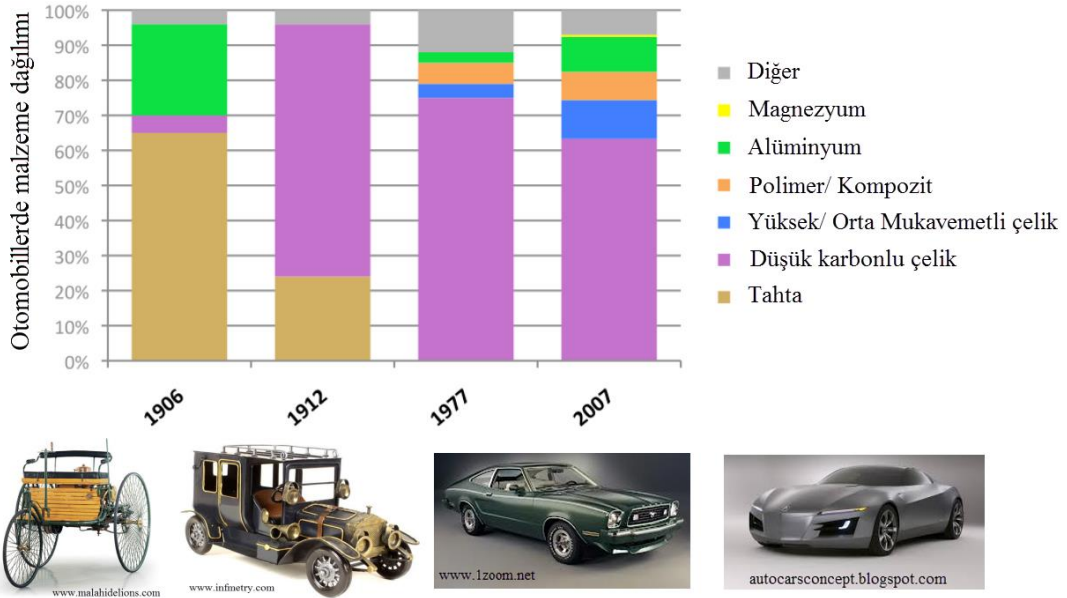
Şekil 1.6’da 2009 model VW Polo, 2010 model Audi A1 ve 2020 de planlanan model arabalara ait kullanılan ve hedeflenen malzeme dağılımları gösterilmiştir. Bu doğrultuda

mukavemet kaybı olmaksızın 188 kg'lık bir hafifletme öngörülmektedir (Ruifrok, 2012).



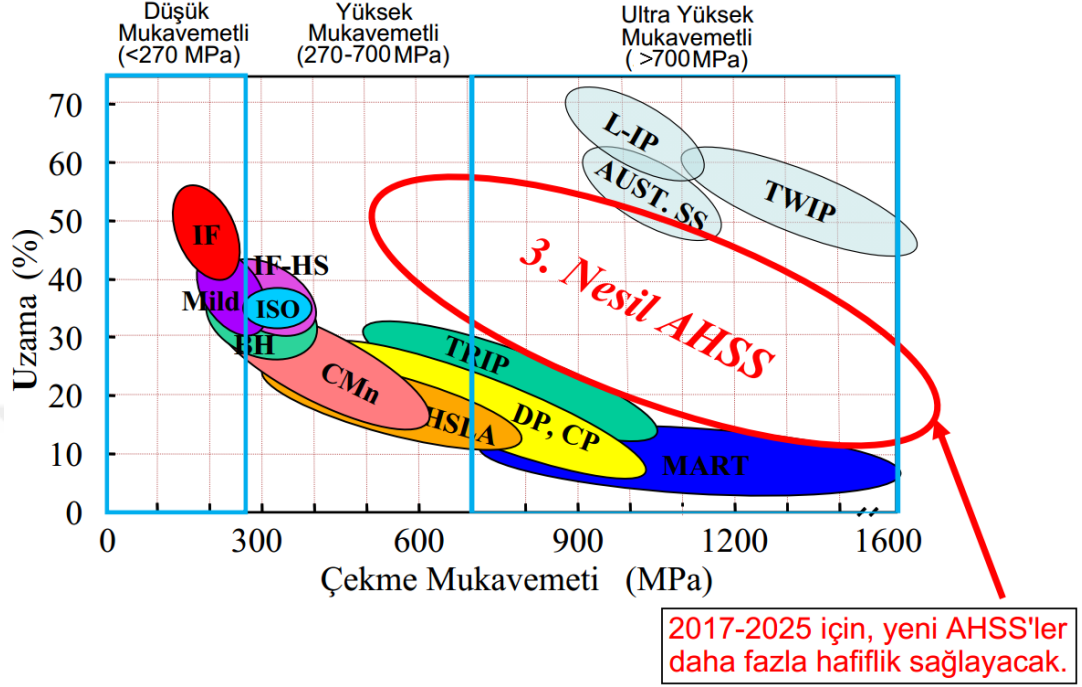
Şekil 1.6. Bazı otomotiv modellerinde kullanılan malzemelerin oranları (Ruifrok, 2012)

Yine Şekil 1.7’de 1906-2007 yılları arasında otomobillerde malzemelerin değişim süreçleri görülmektedir. 1906’lı yıllarda ağaç ürünleri ağırlıklı olarak kullanılırken, 1912 yılından itibaren çelik kullanımının önemli oranda arttığı görülmektedir.



Şekil 1.7. Geçmişten günümüze otomobilde kullanılan malzemelerin değişim süreçleri (Blain, 2012)

Otomotiv çelikleri, düşük mukavemetli, yüksek mukavemetli ve ultra yüksek mukavemetli çelikler olarak sınıflandırılmaktadır (Şekil 1.8). Çizelge 1.1’de araçlarda kullanılan bazı çelikler ve kısaltmaları (kodlamaları) gösterilmektedir.



Şekil 1.8. Mekanik özelliklerine göre çeliklerin sınıflandırılması
(<http://www.worldautosteel.org>, 2014)

Çizelge 1.1. Araçlarda kullanılan çeliklerin kısaltmaları

Kod	Çelik Çeşidi	Kod	Çelik Çeşidi
TRIP	Plastik Deformasyonla Dönüşüme Uğrayan Çelikler	Mild	Yumuşak Çelikler
IF	Arayer Atomsuz Çelikler	Mart	Martenzitik Çelikler
DP	Çift Fazlı Çelikler	HSLA	Yüksek Mukavemetli Düşük Alaşımlı Çelikler
BH	Fırınlama İle Sertleşen Çelikler	CP	Kompleks Fazlı Çelikler

1.1.1 Ekstra derin çekilebilir çelikler (IF steels)

Ekstra derin çekilebilir çelikler (Interstitial free (IF) steels), Şekil 1.8’den görüleceği üzere birim deformasyon miktarı yaklaşık %50 civarında olan karmaşık parçaların üretimi için geliştirilen çeliklerdir. IF çeliklerinde ara yer elementleri tamamen

giderilmiştir. Fotoğraf 1.1’de IF220 çeliğinden üretilmiş bir motor kaputu görülmektedir (<http://www.arcelormittal.com/automotive>, 2014). Bu çeliklerin yüksek pekleşme ve anizotropi değerlerinden dolayı şekillendirme ve derin çekilebilirlikleri yüksektir (Çizelge 1.2 ve Şekil 1.9). Şekil 1.9’da IF180/260 ait şekillendirme sınır diyagramları verilmiştir. Bu diyagramların nasıl elde edildiği ve ne anlama geldikleri ileriki bölümlerde detaylı olarak açıklanmıştır. Ayrıca bu çelikler yaşlanma göstermezler ve iyi kaynak edilirler. Fotoğraf 1.2’de görünen mikro yapı tamamen ferrit fazından oluşmaktadır.

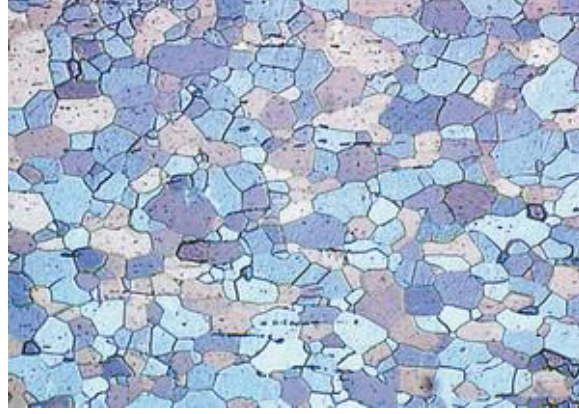


Fotoğraf 1.1. 0,7 mm kalınlığında IF220 çeliğinden üretilmiş motor kaputu (<http://www.arcelormittal.com/automotive>, 2014)

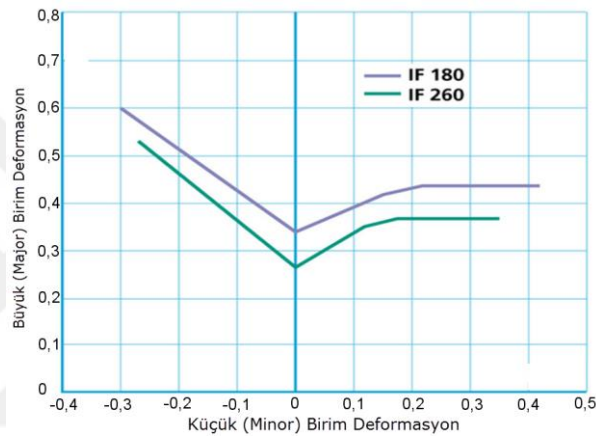
Çizelge 1.2. Farklı IF çeliklerinin kimyasal kompozisyonları ve mekanik özellikleri (<http://www.arcelormittal.com/automotive>, 2014)

Soğuk hadde	C _(Mak.)	Mn _(Mak.)	Si _(Mak.)
IF180	0,010	1,00	0,25
IF220	0,010	0,70	0,50
IF260	0,010	1,00	0,50
IF300	0,010	1,00	0,50

Soğuk hadde	Akma mukavemeti (MPa)	Çekme mukavemeti (MPa)	<i>r</i>	<i>n</i>
IF180	180-230	340-400	≥ 1,7	≥ 0,19
IF220	220-260	340-400	≥ 1,7	≥ 0,19
IF260	260-300	380-440	≥ 1,5	≥ 0,18
IF300	300-340	400-460	≥ 1,5	≥ 0,17

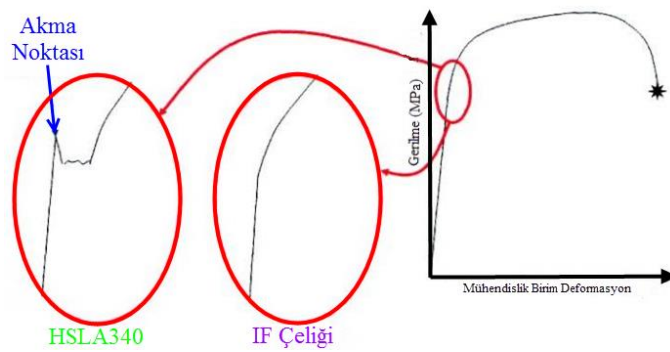


Fotoğraf 1.2. IF180 çeliğinin mikroyapısı (<http://www.arcelormittal.com/automotive>, 2014)



Şekil 1.9. IF180 ve 260 çeliklerine ait şekillendirme sınır diyagramları (<http://www.arcelormittal.com/automotive>, 2014)

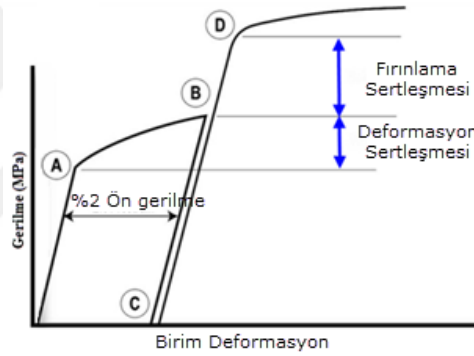
Bu tür çeliklerde C ve N atomları çözeltide bulunmadığından dolayı Şekil 1.10'da görüldüğü gibi belirgin akma ve buna bağlı olarak Lüders-Hardman bantları görülmez (<http://www.ussautomotive.com/auto/index.htm>, 2014).



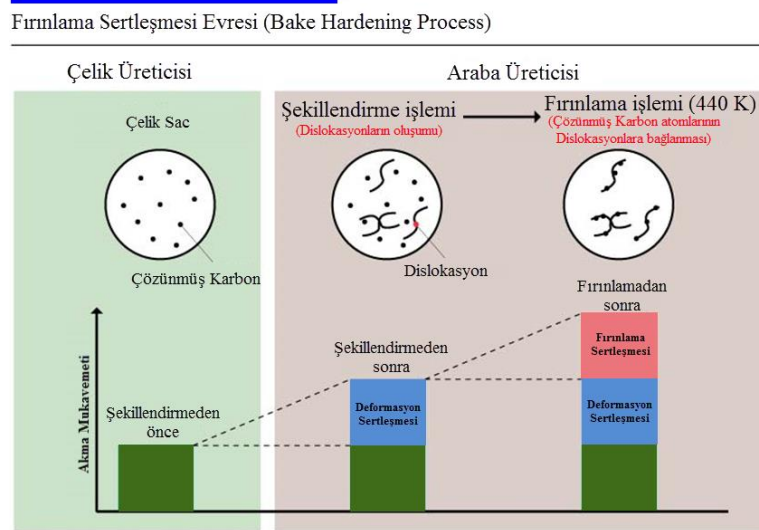
Şekil 1.10. HSLA340 ve IF çeliklerinin gerilme-birim deformasyon grafikleri (<http://www.ussautomotive.com/auto/index.htm>, 2014)

1.1.2 Fırlama sertleşmesi yapılmış çelikler (BH steels)

Fırlama sertleşmesi yapılmış çelikler (Bake hardening (BH) steels), deformasyon yaşlanması gösteren çeliklerdir. Deformasyon yaşlanması (strain aging) şekillendirilen sacın tavlama sonucu akma noktasının artması ve süreksiz akma olayının meydana geldiği işlemin ismidir. Deformasyon yaşlanması veya süreksiz akma olayını gidermek/geciktirmek amacı ile deformasyon sertleşmesi (work hardening) uygulanır. Deformasyon sertleşmesi, sacın soğuk işlem koşullarında şekillendirildiğinde akma mukavemetinin artması olayıdır. Fırlama sertleşmesi otomotiv saclarında boya pişirme işleminden yararlanarak yapılır. Bu işlem Şekil 1.11’de şematik olarak gösterilmiştir. Şekil 1.12’de ise fırlama sertleşmesi evreleri gösterilmiştir (Kawasakisteel, 2014).



Şekil 1.11. Fırlama ve deformasyon sertleşmesi işlemlerinin gerilme-birim deformasyon grafiğinde gösterimi (<http://www.worldautosteel.org>, 2014)



Şekil 1.12. Fırlama sertleşmesi aşamaları (Kawasakisteel, 2014)

Şekillendirilen parçaların (%2 ön gerilme) boya aşamasında 170 °C’de 20 dakika kadar fırınlanması sonucunda, ferrit yapı içinde çözülmüş C ve N atomları, dislokasyonlara yayılarak Cottrell atmosferi adı verilen yapının oluşmasına sebep olur ve bu yüzden akma mukavemetinde de 35-70 MPa arasında artış olur (<http://www.worldautosteel.org>, 2014). Fotoğraf 1.3’de farklı BH çeliklerinden üretilmiş otomobil parça uygulamaları görülmektedir. Çizelge 1.3’de farklı BH çeliklerinin kimyasal kompozisyonu ve mekanik özellikleri verilmiştir. Çizelgede belirtildiği üzere fırınlama sertleşmesi ile yaklaşık olarak 35-40 MPa civarında artış olmaktadır.



(a)



(b)



(c)

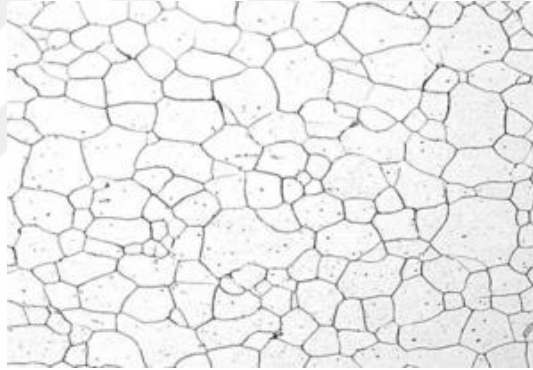
Fotoğraf 1.3. (a) BH180 çeliğinden üretilmiş motor kaputu, (b) BH260 çeliğinden üretilmiş kapı, (c) BH300 çeliğinden üretilmiş ön kiriş
(<http://www.arcelormittal.com/automotive>, 2014)

Çizelge 1.3. Farklı BH çeliklerinin kimyasal kompozisyonları ve mekanik özellikleri
(<http://www.arcelormittal.com/automotive>, 2014)

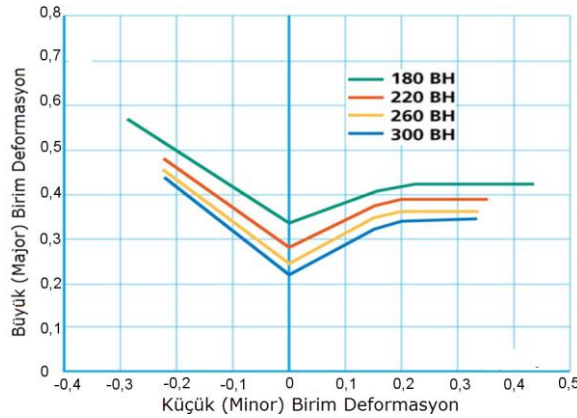
Soğuk hadde	C _(Mak.)	Mn _(Mak.)	Si _(Mak.)
BH180	0,04	0,70	0,50
BH195	0,06	0,70	0,50
BH220	0,06	0,70	0,50
BH260	0,08	0,70	0,50
BH300	0,10	0,70	0,50

Soğuk hadde	Akma mukavemeti (MPa)	Çekme mukavemeti (MPa)	r	n	BH (MPa)
BH180	180-230	300-360	$\geq 1,6$	$\geq 0,17$	≥ 35
BH195	195-270	340-400	$\geq 1,3$	$\geq 0,16$	≥ 35
BH220	220-270	340-400	$\geq 1,5$	$\geq 0,16$	≥ 35
BH260	260-300	370-430		$\geq 0,15$	≥ 35
BH300	300-360	420-480		$\geq 0,14$	≥ 40

Fotoğraf 1.4’de BH180 çeliğine ait mikro yapı görüntüsü ve Şekil 1.13’de de BH180/220/260/300 çeliklerine ait ŞSD’leri verilmiştir.

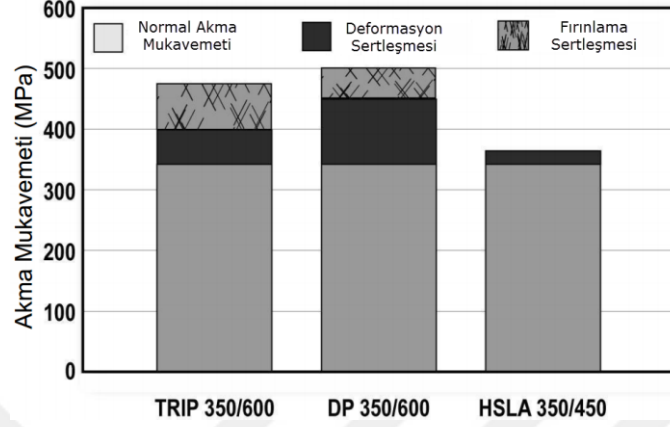


Fotoğraf 1.4. BH180 çeliğinin mikroyapısı (<http://www.arcelormittal.com/automotive>, 2014)



Şekil 1.13. BH 180/220/260/300 çeliklerine ait ŞSD’ler
(<http://www.arcelormittal.com/automotive>, 2014)

TRIP, DP ve HSLA çeliklerine ait deformasyon ve fırınlama sertleşmeleri Şekil 1.14’de gösterilmiştir. Şekilden görüldüğü üzere TRIP çeliği üstün fırınlama sertleşmesi özelliğine sahiptir.



Şekil 1.14. TRIP, DP ve HSLA çeliklerinde fırınlama ve deformasyon sertleşmelerinin akma mukavemetlerine etkileri (<http://www.worldautosteel.org>, 2014)

1.1.3 Yüksek mukavemetli düşük alaşımlı çelikler (HSLA steels)

Yüksek mukavemetli düşük alaşımlı çelikler (High strength low alloy (HSLA) steels), yaklaşık 730 MPa kadar çekme mukavemeti veya dayanımı olan ve 250 MPa’dan daha yüksek akma dayanımı gösteren çeliklerdir. HSLA çelikleri, iyi şekillendirilebilirliğe, kaynak edilebilirliğe ve yüksek yorulma direncine sahiptirler. Çizelge 1.4’de sıcak ve soğuk olarak haddelenmiş farklı HSLA çeliklerine ait mekanik özellikler, Çizelge 1.5’de ise çeliklerin kimyasal kompozisyonları verilmiştir.

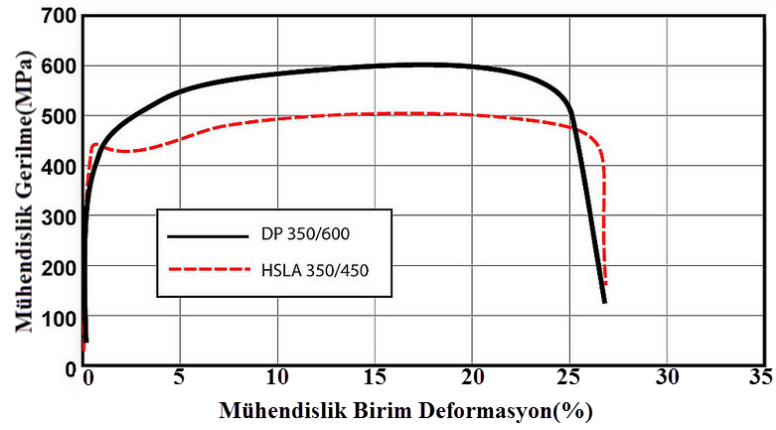
Çizelge 1.4. Farklı HSLA çeliklerinin mekanik özellikleri
(<http://www.arcelormittal.com/automotive>, 2014)

Üretim Yöntemi	Kod (Kısa gösterilişi)	Akma mukavemeti (MPa)	Çekme mukavemeti (MPa)	Uzama (%)
Soğuk hadde	HSLA260	260-320	350-410	≥ 28
	HSLA300	300-360	390-450	≥ 26
	HSLA340	340-400	420-490	≥ 23
	HSLA380	380-450	460-530	≥ 20
	HSLA420	420-520	470-590	≥ 17
Sıcak hadde	HSLA320	325-385	415-470	≥ 24
	HSLA360	360-435	450-520	≥ 21
	HSLA420	420-500	490-570	≥ 20
	HSLA460	460-550	550-650	≥ 17
	HSLA500	500-590	570-670	≥ 15
	HSLA550	550-650	650-730	≥ 15

Çizelge 1.5. Farklı HSLA çeliklerinin kimyasal kompozisyonu
(<http://www.arcelormittal.com/automotive>, 2014)

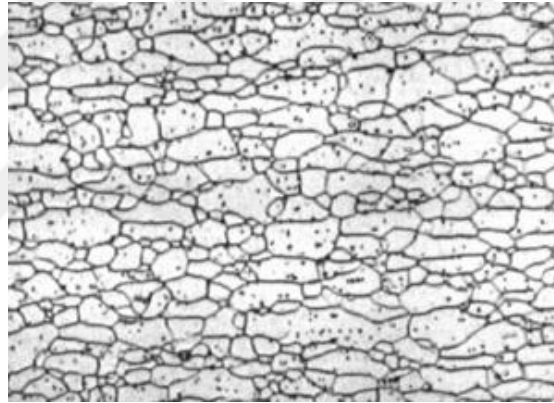
Üretim Yöntemi	Kod	C _(Mak.)	Mn _(Mak.)	Si _(Mak.)
Soğuk hadde	HSLA260	0,08	0,50	0,04
	HSLA300	0,08	0,50	0,04
	HSLA340	0,08	0,70	0,04
	HSLA380	0,08	0,90	0,35
	HSLA420	0,14	1,60	0,40
Sıcak hadde	HSLA320	0,08	0,50	0,03
	HSLA360	0,08	0,60	0,03
	HSLA420	0,08	0,75	0,03
	HSLA460	0,12	1,60	0,40
	HSLA500	0,09	1,50	0,03
	HSLA550	0,09	1,65	0,35

Şekil 1.15’de DP ve HSLA çeliklerine ait gerilme birim deformasyon eğrileri görülmektedir. Aynı uzama oranlarına ve akma mukavemetlerine sahip olmalarına karşın çekme mukavemetleri oldukça farklıdır.

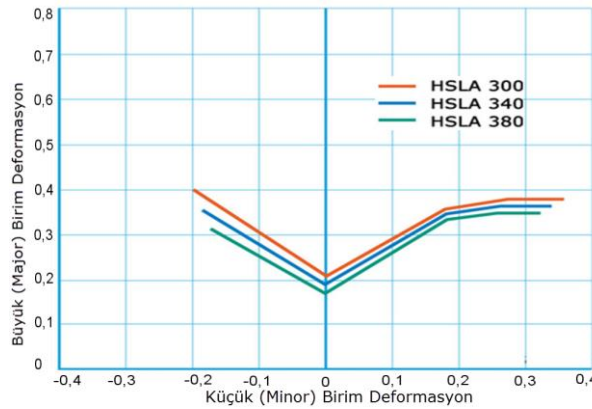


Şekil 1.15. HSLA ve DP çeliklerinin mekanik özelliklerinin karşılaştırılması
(<http://www.worldautosteel.org>, 2014)

Fotoğraf 1.5’de HSLA çeliğine ait mikroyapı görüntüsü, Şekil 1.16’da ise farklı HSLA çeliklerinin ŞSD’leri gösterilmiştir.

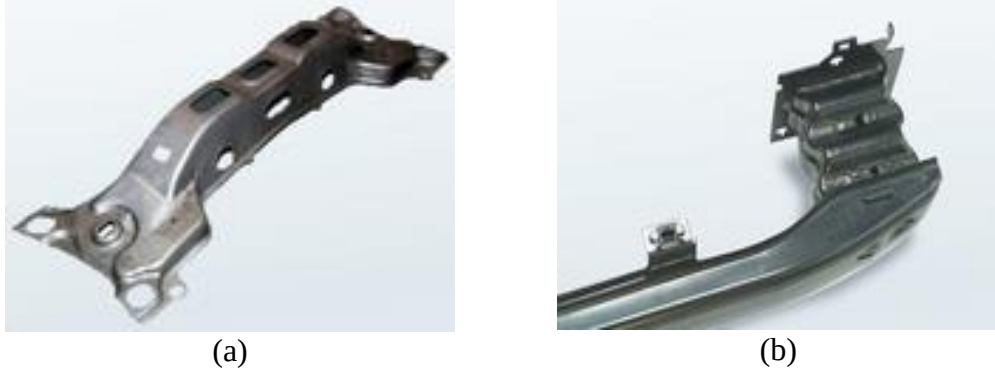


Fotoğraf 1.5. HSLA340 çeliğinin mikroyapı görüntüsü
(<http://www.arcelormittal.com/automotive>, 2014)



Şekil 1.16. Farklı HSLA çeliklerinin ŞSD’leri
(<http://www.arcelormittal.com/automotive>, 2014)

Ayrıca HSLA 300 çeliğinden üretilmiş otomotiv uygulamaları Fotoğraf 1.6’da görülmektedir.



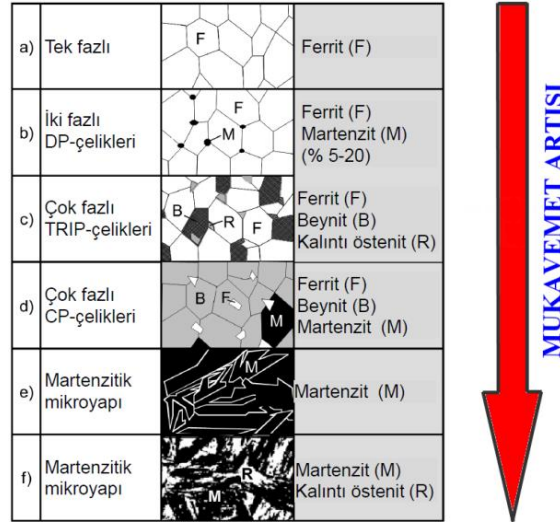
Fotoğraf 1.6. (a) Kaplanmış HSLA300’den üretilmiş arka travers, (b) Ön takviye DP780 (<http://www.arcelormittal.com/automotive>, 2014)

1.1.4 İleri teknoloji ürünü yüksek mukavemetli çelikler (AHSS)

İleri teknoloji ürünü yüksek mukavemetli çelikler (Advanced high strength steels (AHSS)); yüksek dayanım ve şekillendirme kabiliyetlerine sahip olup otomotiv sanayisi için geliştirilmişlerdir. Bu çelikler ile yumuşak çelikler arasındaki en büyük fark dayanım ve şekillendirme özelliklerinin birbirinin tersi olmasıdır. AHSS çelikleri; mekanik özellikler değişmeden daha ince kesitli olarak kullanılabilmekte ve böylece hafiflik sağlanmaktadır. Şekil 1.17-18’de çelik tiplerinin sahip olduğu mikroyapı ve fazlar görülmektedir. Genel olarak belirtmek gerekirse; çeliklerdeki mukavemet artışı, içyapılarındaki martenzit fazındaki artıştan kaynaklanmaktadır.

Çelik tipi		Parametreler	Fazlar
Tek faz (Düşük karbonlu çelik)		- Tane boyutu - Tane şekli	α = ferrit
İki faz (Dual fazlı çelik)		- Tane boyutları - Hacimsel miktar - Yöresel kimyasal bileşim	α = ferrit α' = martenzit
İki faz (Dupleks çeliği)		- Tane boyutları - Hacimsel miktar - Yöresel kimyasal bileşim	α = ferrit γ = östenit
Çok fazlı (TRIP çeliği)		- Tane boyutları - Hacimsel miktar - Yöresel kimyasal bileşim - Faz stabilitesi	α = ferrit α_b = beynit γ_R = kalıntı östenit

Şekil 1.17. Çelik tiplerine bağlı olarak oluşan mikroyapılar (Erişir, 2014)



Şekil 1.18. Çelik tiplerine bağlı olarak oluşan mikroyapılar ve mukavemet artışları (Erişir, 2014)

1.1.5 Çift fazlı çelikler (DP steels)

Çift fazlı çelikler (Dual phase (DP) steels), iyi şekillendirme kabiliyetine sahip ferritik faz içerisinde martenzit fazı içeren bir mikroyapıya sahiptirler. Genellikle bu çeliklerin içyapılarında, (%5-20 arasında) martenzit adacıkları bulunmaktadır (Şekil 1.18). Buradaki martenzit adacıkları mukavemet artışına neden olmaktadır. Şekil 1.19’da farklı DP çeliklerinin şekillendirme sınır diyagramları görülmektedir. Çeliğin mukavemeti artıkça şekillendirmesi azalmaktadır. Fotoğraf 1.7’de farklı DP çeliklerinden üretilmiş otomotiv parçaları görülmektedir. Fotoğraf 1.8’de ise DP çeliğine ait mikroyapı görüntüsü verilmiştir. Şekil 1.19’da ise farklı mukavemet değerlerine sahip DP çeliklerin ŞSD’leri gösterilmiştir. (<http://www.arcelormittal.com/automotive>, 2014).



(a)

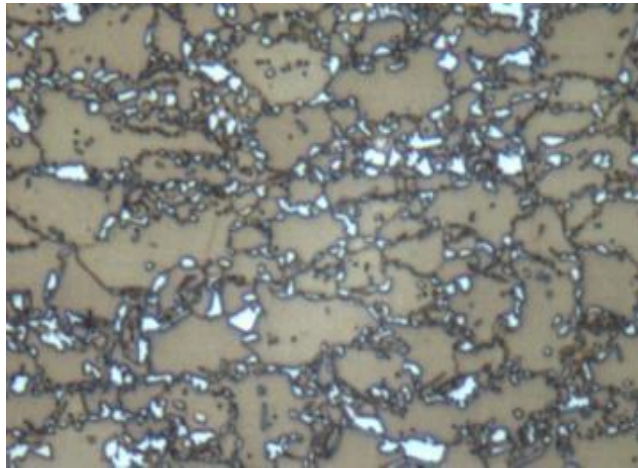


(b)

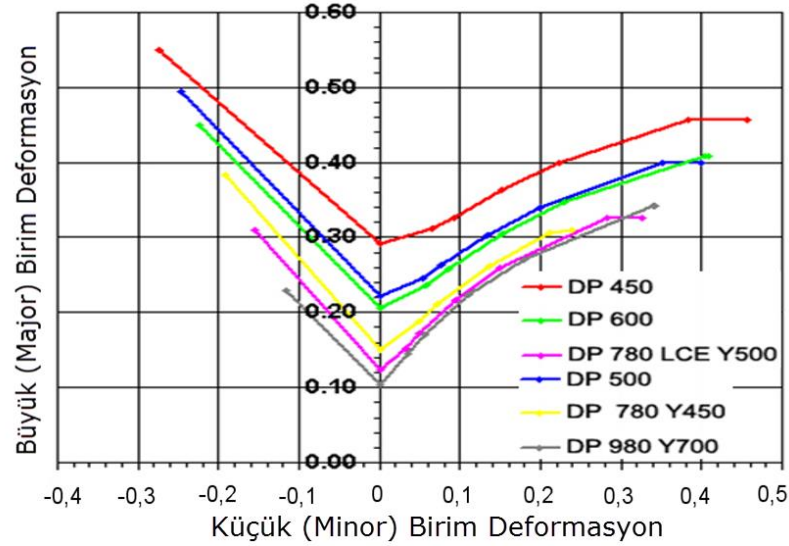


(c)

Fotoğraf 1.7. (a) 1,35 mm kalınlığında DP1180 malzemedan üretilmiş tampon, (b) DP600 malzemedan sıcak haddelenmiş jant, (c) DP980 malzemedan üretilmiş takviye ayağı (<http://www.arcelormittal.com/automotive>, 2014)



Fotoğraf 1.8. DP600 çeliğinin mikroyapısı (<http://www.arcelormittal.com/automotive>, 2014)



Şekil 1.19. Farklı mukavemet değerlerine sahip DP çeliklerinin ŞSD'leri
(<http://www.arcelormittal.com/automotive>, 2014)

1.1.6 TRIP çelikleri

TRIP (**TR**ansformation **I**nduced **P**lasticity) çelikleri Şekil 1.17'de görüldüğü gibi ferrit ana fazı içinde beynit ve kalıntı östenitten oluşmaktadır. Deformasyon sırasında kalıntı östenitler martenzite dönüşerek, hem çok yüksek mukavemet hem de çok yüksek uzama değerleri elde edilerek karmaşık parçalar kolayca şekillendirilebilmektedir (Research, 2014). Çizelge 1.6'da TRIP çeliklerinin kimyasal kompozisyonları verilmiştir.

Çizelge 1.6. TRIP çeliklerinin kimyasal kompozisyonları
(<http://www.arcelormittal.com/automotive>, 2014)

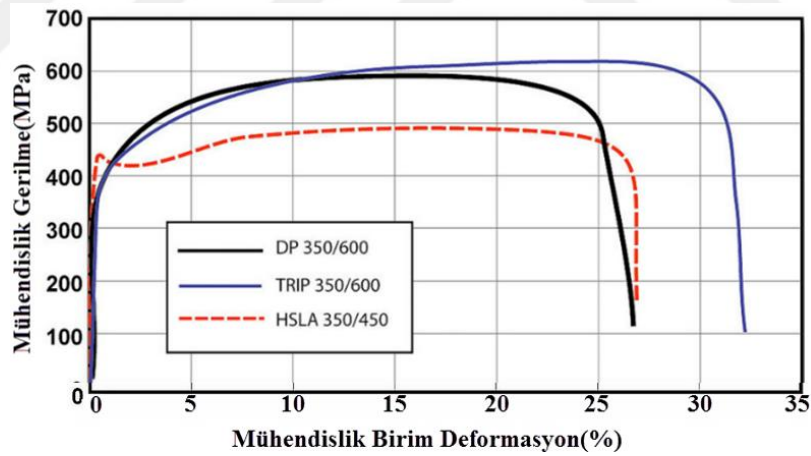
Soğuk hadde	C _(Mak.)	Mn _(Mak.)	Al+Si _(Mak.)
TRIP590	0,175	2,0	2,0
TRIP690	0,200	2,0	2,0
TRIP780	0,250	2,0	2,0

Otomotiv uygulamalarında yaygın olarak kullanılan TRIP780 çeliğinden üretilmiş parçalar Fotoğraf 1.9'da gösterilmektedir.

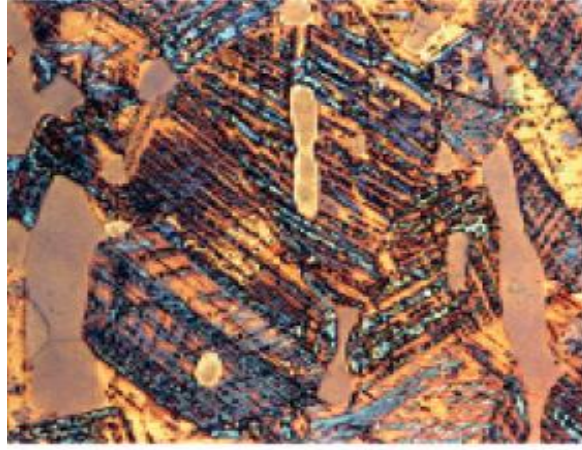


Fotoğraf 1.9. (a) 1,2 mm kalınlığında galvanizlenmiş TRIP780 çelikten üretilmiş takviye ayağı, (b) 1,6 mm kalınlığında galvanizlenmiş TRIP780 çelikten üretilmiş tampon travers (<http://www.arcelormittal.com/automotive>, 2014)

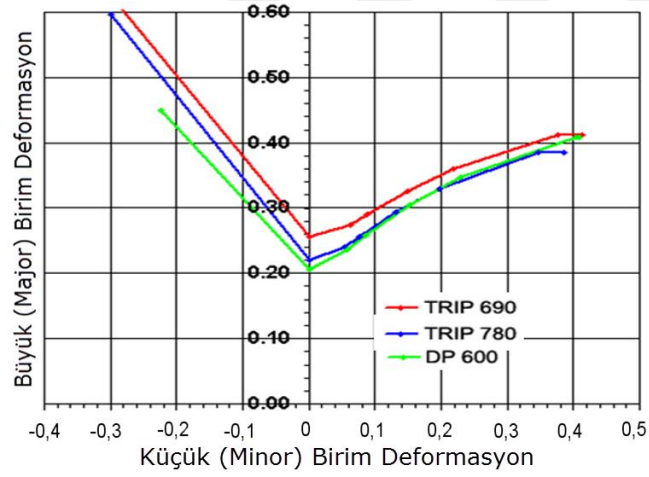
Aynı akma mukavemetlerine sahip DP, HSLA ve TRIP çeliklerinin gerilme-birim deformasyon eğrileri Şekil 1.20’de gösterilmiştir. TRIP çeliğinin DP çeliğiyle aynı çekme mukavemetine sahip olmasına rağmen TRIP çeliğinin uzama miktarının daha fazla olduğu görülmektedir. Aynı şekilde Şekil 1.21’de verilen ŞSD’lerinden TRIP çeliğinin daha iyi şekillendirme kabiliyetine sahip olduğu aşıkârdır.



Şekil 1.20. DP, TRIP ve HSLA çeliklerinin gerilme birim deformasyon eğrileri (<http://www.worldautosteel.org>, 2014)



Fotoğraf 1.10. TRIP çeliğinin mikroyapı görüntüsü
(<http://www.arcelormittal.com/automotive>, 2014)



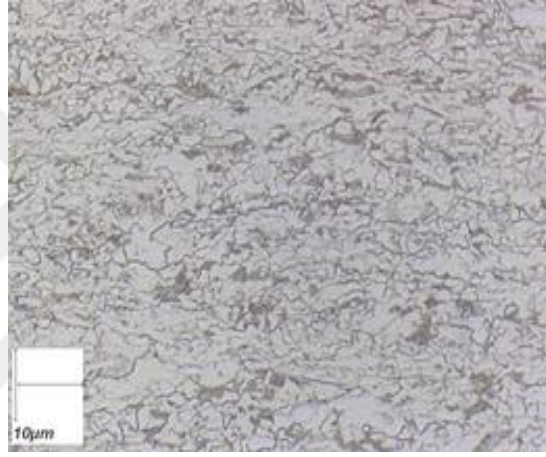
Şekil 1.21. TRIP ve DP çeliklerinin ŞSD'lerin karşılaştırılması
(<http://www.arcelormittal.com/automotive>, 2014)

1.1.7 Kompleks fazlı çelikler (CP steels)

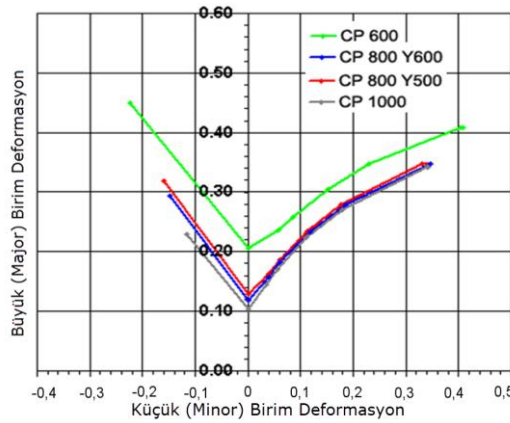
Kompleks fazlı çelikler, (Complex phase (CP) steels) birden fazla faz içeren çeliklerdir. Çizelge 1.7'de görüleceği üzere akma noktası minimum 360 MPa, çekme mukavemeti de 1130 MPa'a kadar çıkabilmektedir. Bu çeliklerde de DP ve TRIP çeliklerindeki alaşım elementleri bulunmaktadır. Fotoğraf 1.11'de CP çeliğine ait mikroyapı görüntüsü, Şekil 1.22.'de de farklı CP çeliklerinin ŞSD'leri verilmiştir. Fotoğraf 1.12'de ise CP çeliğinden üretilmiş otomotiv parçaları görülmektedir.

Çizelge 1.7. CP çeliklerinin mekanik özellikleri
(<http://www.arcelormittal.com/automotive>, 2014)

Üretim Yöntemi	Kod	Akma mukavemeti (MPa)	Çekme mukavemeti (MPa)	Uzama(%)
Soğuk hadde	CP600	360-440	600-700	≥ 19
	CP800	500-650	780-900	≥ 13
	CP800	600-700	780-900	≥ 10
	CP1000	700-850	980-1200	≥ 8
	CP1000	750-950	980-1200	≥ 7
	CP1000	800-950	980-1130	≥ 6
Sıcak hadde	CP750	620-750	≥ 750	≥ 10
	CP800	680-830	≥ 780	≥ 10
	CP1000	800-950	≥ 950	≥ 10



Fotoğraf 1.11. CP800 çeliğinin mikroyapı görüntüsü
(<http://www.arcelormittal.com/automotive>, 2014)



Şekil 1.22. Farklı mukavemetteki CP çeliklerinin ŞSD'leri
(<http://www.arcelormittal.com/automotive>, 2014)



(a)



(b)



(c)



(d)



(e)



(f)

Fotoğraf 1.12. (a) 1,5 mm kalınlığında CP600'den üretilmiş koltuk flanşı, (b) 2 mm kalınlığında CP1000 malzemeden üretilmiş kapı barı, (c) 3,1 mm kalınlığında CP800 malzemeden üretilmiş süspansiyon kolu, (d) 1,6 mm kalınlığında CP800 malzemeden üretilmiş tünel takviyesi, (e) CP1000 malzemeden üretilmiş çamurluk profili, (f) CP1000 malzemeden üretilmiş parçanın görünüşü
(<http://www.arcelormittal.com/automotive>, 2014)

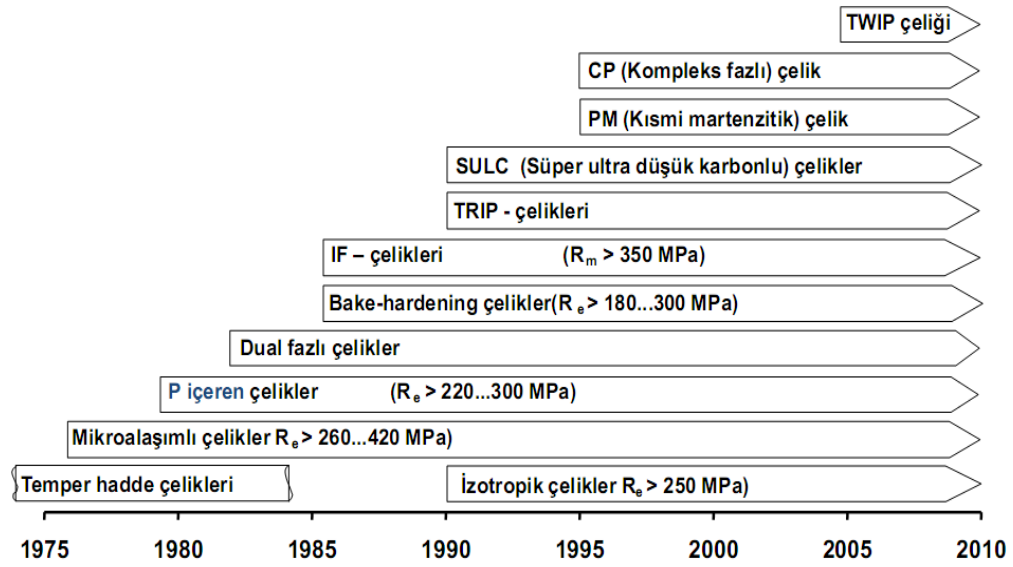
1.2 Son Gelişmeler

Son yıllarda özellikle otomotiv sanayi için TRIP, TWIP ve TRIPLEX olarak adlandırılan yeni nesil çelikler geliştirilmektedir. Bu çelikler, 900-1200 MPa çekme mukavemetine ve %60'lara yakın uzama özelliklerine sahip olabilmektedirler. Bu gruba dâhil olan çelikler aynı zamanda “Yüksek Manganlı Östenitik Çelikler” olarak da adlandırılmaktadır. Çizelge 1.8’de farklı çelik türlerinin mikroyapıları ve karakteristikleri özetlenmiştir.

Çizelge 1.8. Yüksek manganlı östenitik çeliklerin mikroyapıları ve karakteristikleri (Erişir, 2014)

Çelik	Mikroyapı	Karakteristikler
LC (Düşük Karbon)	α	- Yumuşak: Alaşımsız Al-söndürülmüş düşük karbonlu çelikler; DQ, ekstra derin çekmeye uygun çelikler - IF: Arayer atomsuz çelikler; mikroalaşımli ekstra derin çekmeye uygun
HSS (Yüksek Mukavemetli Çelik)	α	BH: Fırınlama ile sertleşen çelikler, bu çeliğin boyanması sırasında fırınlama yapıldığında C ile yaşlanma sayesinde ek bir mukavemet kazanılır - IF-HS: Yüksek mukavemetli IF çeliği, Mn ve P ile sertleştirilmiş - P: P alaşımlı yüksek mukavemetli çelikler - IS: İzotropik akma davranışı gösteren çelikler - CMn: Katı ergiyik sertleşmesi için C, Mn ve Si içeren çelikler - HSLA: Yüksek mukavemetli düşük alaşımlı çelikler
AHSS (Geliştirilmiş Yüksek Mukavemetli Çelik)	$\alpha + \alpha'$ $\alpha + \alpha_B + \gamma_R$ $\alpha' + \alpha$ $\alpha + \alpha_B + \alpha'$	- DP: İki fazlı çelikler,%5-30 martenzit ve ferrit içeren mikroyapı - TRIP: Dönüşüm kaynaklı plastisite gösteren çelikler, ferrit, beynit, kalıntı östenit - PM: Kısmi ya da tamamen martenzitik çelikler - CP: Kompleks fazlı çelikler, ferrit, beynit ve martenzit karışımı mikroyapı
HMS (Yüksek Mn Çeliği)	γ Ya da yüksek miktarda γ	- HMS-TRIP: Gerilme katkılı $\gamma \rightarrow \varepsilon \rightarrow \alpha'$ dönüşümü. - HMS-TWIP: Deformasyon etkisiyle mekanik ikizlenmeler gösteren bir alaşıma sahip çelikler

TRIP ve TWIP çelikleri yüksek manganlı çelikler olarak sınıflandırılmaktadır. 1975'den günümüze kadarki süreçte bir otomobilde kullanılan metalik malzemeler Şekil 1.23'de gösterilmiştir.



Şekil 1.23. 1975'ten günümüze otomotiv sanayinde kullanılan çeliklerin gelişimi (Erişir, 2014)

1.3 TWIP Çelikleri

Malzemeler için mukavemet-süneklik (uzama ve şekillendirme kabiliyeti) birbirine zıt olan özelliklerdir. Otomotiv sektörü sac üreticileri, yüksek mukavemetle birlikte yüksek şekillendirilebilirliği de bir arada sunan yüksek mangan alaşımlı östenitik çelik sacları geliştirmişlerdir.

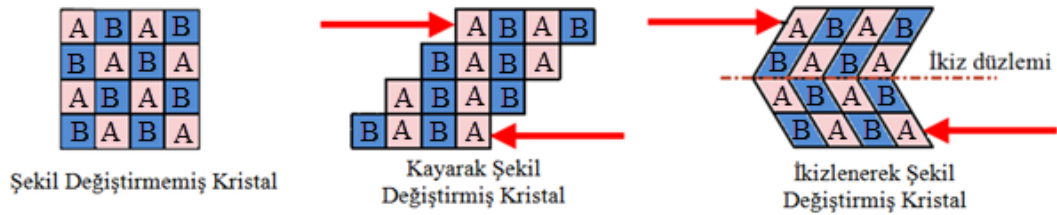
TWIP çeliklerinde mukavemet artışının temel unsuru; ikizlenme tarzındaki kafes hatalarıdır. Bu tür çeliklerde; ikizlenmelerin oluşumunda kimyasal kompozisyon ve üzerlerine uygulanan deformasyon miktarları etkilidir. Büyük miktardaki deformasyonlar, daha çok deformasyon ikizlerinin oluşumunu sağlar. Taneler deformasyonun etkisiyle daha da inceliklenirken ikizlenme, pekleşme oranını daha da artırır. Sonuçta, ikizlenme sınırları tane sınırları gibi davranır ve bu durum mukavemeti önemli ölçüde artırır. Çizelge 1.9'da TWIP ve TRIP çeliklerinin ağırlıkça kimyasal kompozisyonları verilmiştir (Aydın, 2006).

Çizelge 1.9. TRIP ve TWIP çeliklerinin kimyasal kompozisyonları (Aydın, 2006)

%Mn	%Si	%Al	Çelik sınıfı
15,8	3,3	2,9	TRIP
20,1	2,8	2,9	TWIP/TRIP
26,5	3,0	2,8	TWIP
29,2	3	2,8	TWIP
33	3	2,93	TWIP

TWIP, yüksek mangan içeren östenit fazında bir çeliktir (Schumann, 1972). TWIP çeliklerinde şekil değişimi diğer yüksek mukavemetli çeliklerin aksine kayma dislokasyonları ve ilaveten ikizlenmeler ile meydana gelmektedir (Grässel vd., 2000; Jung vd., 2008). Bu nedenle de, TWIP çeliğinin yüksek mukavemetini (>800 MPa), ikizlenme mekanizması oluşturmaktadır. Ayrıca yüksek pekleşme değerlerinden dolayı boyun verme olayı daha geç meydana gelmekte olup bu sebeple yüksek miktarda (>% 40) birim uzama değerleri elde edilmektedir. Bununla birlikte TWIP çeliklerinin dezavantajı ise; yüksek miktarda geri esnemeleridir (Lee vd., 2005).

Metallerin plastik şekil değişiminde temel etkenler; kayma ve ikizlenmedir. Kristal yapıda kaymanın gerçekleşmediği durumda ikizlenme ile plastik deformasyon meydana gelmektedir. İkizlenmeyle oluşan yeni yapı, başlangıç durumdaki yapının ikiz düzlemi adı verilen düzleme göre simetridir. Şekil 1.24'den görüleceği üzere kayma işleminde komşu atomlar yer değiştirirlerken, ikizlenme olayında atom komşulukları değişmemektedir.

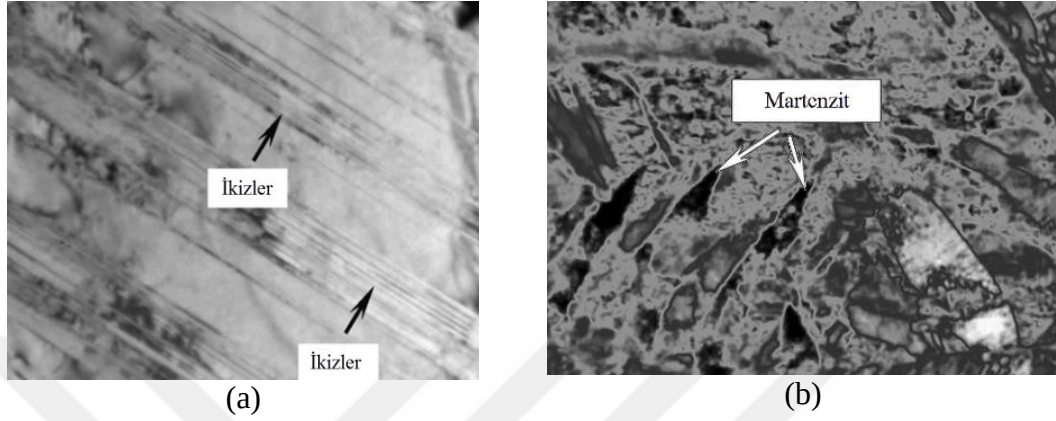


Şekil 1.24. Plastik deformasyonda kristal yapıdaki değişimler

Ahn ve arkadaşları (Ahn vd., 2009) yaptıkları çalışmada, TWIP ve DP çeliklerinin mekanik özelliklerini ve geri esneme miktarlarını incelemişlerdir. Farklı numune hazırlama yöntemlerinde (su jeti ve frezeleme) etkisini araştırmışlar ve mekanik özellikleri etkilediklerini göstermişlerdir. Aynı zamanda farklı tipte eğme deneyleri yapmışlardır. Elde edilen deneysel veriler kullanılarak, ABAQUS yazılımında

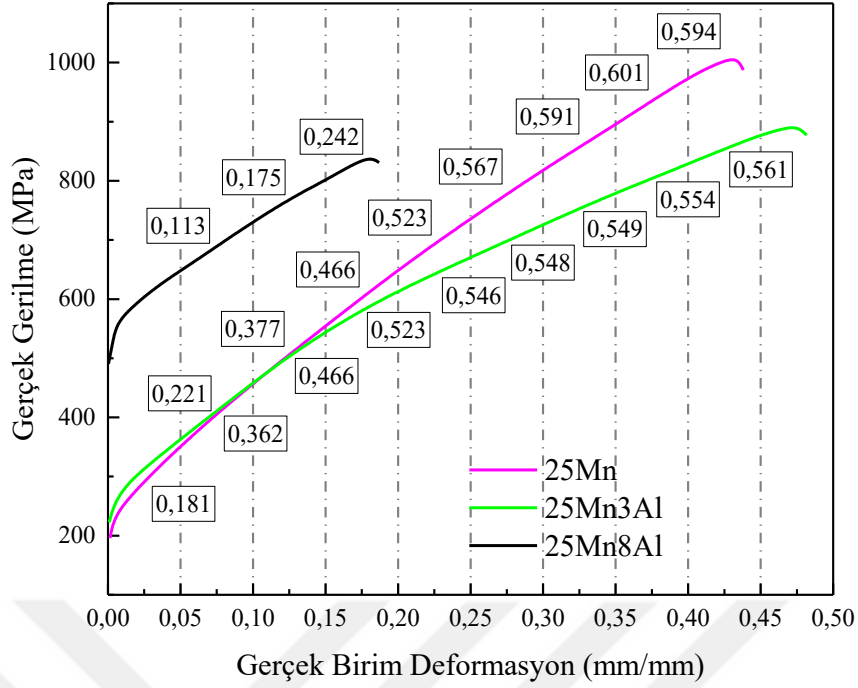
modelleme yapılarak farklı pekleşme modellerinin tahminlerini karşılaştırmışlardır. TWIP çeliğinin kalıcı yumuşama göstermesinden dolayı simülasyon sonuçlarının yeterli doğrulukta olmadığını tespit etmişlerdir. Frommeyer ve arkadaşları (Frommeyer vd., 2003) TWIP mekanizmasında martenzitik dönüşüm yerine kararlı bir östenit fazı olduğunu ve bunun SFE 25 mJ/m^2 mertebesinde olduğunu belirtmişlerdir. Bouaziz ve arkadaşları (Bouaziz vd., 2011) TWIP çeliklerinde mikroyapı, mekanik özellikler, pekleşme, kırılma ve yorulma direncini incelemişlerdir. Dönüşüm için gerekli SFE enerjisinin 20 mJ/m^2 civarında olduğunu belirtmişlerdir. Yaptıkları bir başka çalışmada pekleşmenin, sabit çekme hızı ve ortam sıcaklığında birim deformasyonun aksine akma gerilmesine bağlı olarak değiştiğini vurgulamışlar ve ikiz üretim hızının akma gerilmesine bağlı olduğunu göstermişlerdir (Bouaziz vd., 2010). Bir başka çalışmada ise TWIP etkisini modellemişlerdir (Bouaziz ve Guelton, 2001a; Bouaziz, 2012). Frommeyer ve Grassel (Grassel ve Frommeyer, 1998) yaptıkları çalışmada farklı hız ve sıcaklıklarda çekme deneyleri yapmışlar, optik mikroskop, X-ışını kırınımı ve taramalı elektron mikroskobunda içyapı değişimlerini incelemişlerdir. Çekme hızının artmasıyla beraber akma mukavemetinin arttığını ve çekme mukavemetine kadar düzgün bir şekilde devam ettiğini, artan hızla birlikte düzgün ve kopma uzamasının azaldığını vurgulamışlardır. Kim ve arkadaşları (Kim vd., 2009) yaptıkları çalışmada, Fe18Mn0.6C1.5Al malzemesini kullanarak sıçrama (jump) testi yapmışlar ve negatif deformasyon oranı hassasiyetini tespit etmişlerdir. Yapılan çalışmalar sonucunda negatif deformasyon oranı hassasiyetinden kaynaklı Portevin-LeChatelier (PLC) bandı hareketlerinin, dinamik deformasyon yaşanmasına (DSA) sebep olduğunu ileri sürmüşlerdir. Oluşan PLC bandının çekme yönüyle 55° bir açı yaptığını göstermişlerdir. Xu ve arkadaşları (Xu vd., 2013) TWIP çeliğinin (Fe-23.7Mn-2.3Si-2.7Al) 0.001 ile 400 s^{-1} arasında değişik hızlarda quasi-static ve dinamik çekme deneyine tabi tutmuşlardır. Artan deformasyon hızıyla çekme mukavemetinin arttığını ve negatif deformasyon oranı hassasiyetinin etkisini ve Johnson- Cook modelinin doğruluğuna bakmışlardır. Pekleşme üstelinin değişiminin $0,55$ ile $0,65$ aralığında olduğunu tespit etmişlerdir. Ayrıca adyabatik sıcaklık artışının 96 ile 117°C arasında değiştiğini belirlemişlerdir. Ding ve arkadaşları (Ding vd., 2011b) %18,8 mangan içeren çeliği incelemişlerdir. Yüksek bir pekleşme üsteline sahip olduğunu, deformasyon esnasında TWIP ve TRIP etkilerinin beraber oluştuğunu göstermişlerdir (Fotoğraf 1.13). Başka bir çalışmada ise %23,8 ile %33 Mn içeren iki farklı çeliğin mekanik özelliklerini ve içyapılarını incelemişler ve oda sıcaklığında 10^{-3} s^{-1} çekme hızında %23,8 Mn içeren çeliğin TRIP

etkisi, %33 Mn içeren çeliğin TWIP etkisi gösterdiğini tespit etmişlerdir (Ding vd., 2006). Diğer farklı bir çalışmalarında %18,8 Mangan içeren TRIP/TWIP çeliğinin şekillendirme kabiliyetini incelemişler ve bazı modellerle deneysel sonuçları karşılaştırmışlardır (Ding vd., 2011a).



Fotoğraf 1.13. (a) İkiz oluşumu, (b) Martenzit dönüşümü (Ding vd., 2011b)

Hamada (Hamada, 2007) yaptığı çalışmada, TWIP çeliğinin mekanik özelliklerinin temel olarak SFE enerjisine bağlı olduğunu, SFE enerjisinin de Mn ve Al içeriğine ve test sıcaklığına bağlı olarak değişimlerini incelemişlerdir. Elde edilen sonuçlar Şekil 1.25’de (Aynı Mn oranında farklı Al miktarları) gösterilmiştir. Aynı zamanda korozyon dirençlerini de inceleyen Hamada (Hamada, 2007), faz yapısının etkili olmadığını ve korozyonun çeliğin kimyasal kompozisyonuna bağlı olduğunu belirtmişlerdir. Hamada ve arkadaşları (Hamada vd., 2009), yaptıkları bir başka çalışmada farklı Mn içeriğinde farklı tane büyüklüklerinde TWIP çeliklerinin yorulma davranışını incelemişlerdir. İnceledikleri malzemelerin (%16-22 Mn) SFE enerjilerini 19-26 mJ/m² olarak bulmuşlardır. Üç farklı malzemenin yorulma davranışlarının aynı olduğunu gözlemlemişlerdir. TWIP veya TRIP etkisinin döngü sırasında herhangi bir etkisinin olmadığını vurgulamışlardır. Tane boyutlarının incelmesinin yorulma mukavemetini artırıcı bir etkisi olduğu belirtilmiştir. Hamada ve arkadaşlarının (Hamada vd., 2007) bir başka çalışmasında ise -80 ile 200 °C arasında TWIP çeliklerinde alüminyum’un mekanik özelliklere etkisi incelenmiştir. Şekilden görüldüğü üzere alüminyum oranının çok yüksek olması şekillendirmeye negatif olarak yansımıştır. Çeliğin uzaması önemli ölçüde azalmıştır.

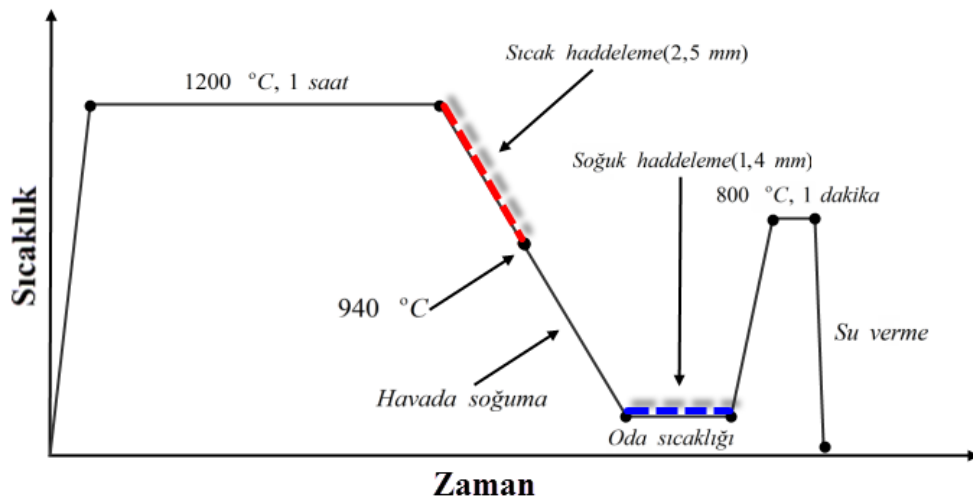


Şekil 1.25. Aynı Mn oranında farklı Al miktarlarının mukavemete ve pekleşme üsteline etkileri (Hamada, 2007)

Zavattieri ve arkadaşları (Zavattieri vd., 2009) TWIP çeliklerinde PLC bantlarının etkisini incelemişlerdir. Oda sıcaklığında yapılan çekme deneylerinde yüksek çözünürlüklü kameralar kullanarak testin her aşamasında gerilmeleri hesaplamışlar ve yükleme-boşaltma testi ile Elastisite modülünün değişiminin $195,8 \pm 26$ - 202 ± 22 - 189 ± 21 (0° - 45° - 90°) GPa aralıklarında olduğunu göstermişlerdir. Chen ve arkadaşları (Chen vd., 2007) yaptıkları çalışmada TWIP çeliklerinin çok yüksek bir pekleşme üsteli değerine ($n > 0,4$) sahip olduğunu, yapılan deney sonucunda oluşan sıcaklığın yaklaşık 110°C 'ye çıktığını, PLC bandının hızının yaklaşık 36 mm/s olduğunu tespit etmişlerdir.

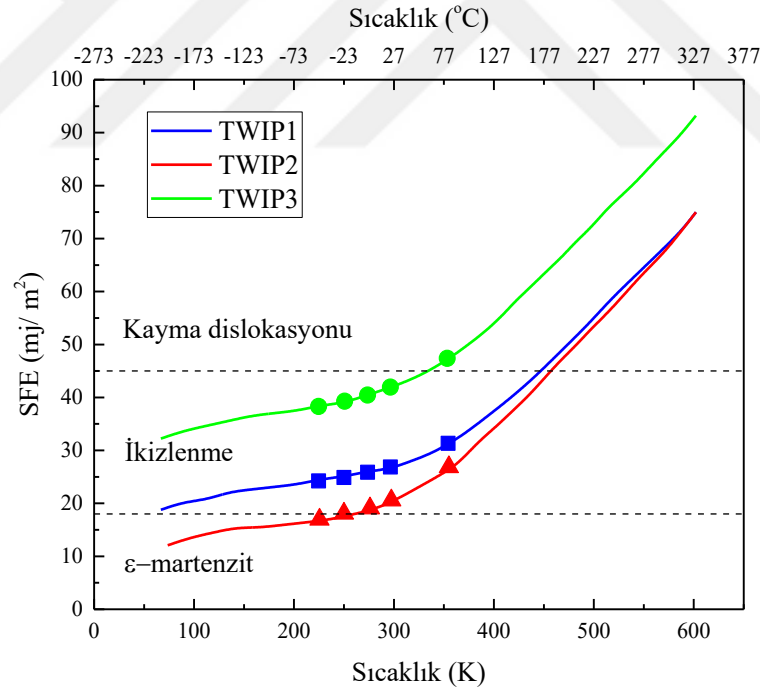
Chung ve arkadaşları (Chung vd., 2011b) TWIP940, TRIP590 ve 340R çeliklerini çekme ve delik büyütme deneylerine tabi tutmuşlar, malzemelerin performanslarını deneysel ve numerik olarak karşılaştırmışlardır. Akma eğrisinin çizilmesinde Swift denklemini kullanmışlardır. Elastisite modülünü 199,8 GPa, anizotropi değerlerini 0,816-1,118- 1,339 (0° - 45° - 90°), pekleşme üstelini 0,68 olarak bulmuşlardır. Negatif deformasyon oranı hassasiyeti'nide gözlemlemişlerdir. Malzemenin kırılma açısını da $56,16^\circ$ olarak belirlemişlerdir. Deney sonuçlarına farklı malzeme hazırlama yöntemlerinin etkisi olduğunu tespit etmişlerdir. Yine Chung ve arkadaşları (Chung vd.,

2011a) otomotiv malzemesi olarak kullanılan TWIP940 (Fe-18Mn-1.5Al-0.5C) ve DP600 çeliklerinin şekillendirme performanslarını ve mekanik özelliklerini deneysel olarak inceleyip ve simülasyonlarla karşılaştırmışlardır. Aynı zamanda numune hazırlama yöntemlerinin (Freze-Su jeti-Pres kalıbı) mekanik özellikleri etkilediğini de deneysel olarak göstermişlerdir. Ayrıca akma yüzeyi fonksiyonlarının performansları'nı da karşılaştırmışlardır. Allain ve arkadaşları (Allain vd., 2004a) TWIP etkisini içeren bir modelleme çalışması yapmışlar ve önerdikleri modelle mikroyapı ile mekanik özellikler arasında bir bağlantı kurmuşlardır. Yine yaptıkları bir başka çalışmada ise mikro ikizleri modellemişlerdir (Allain vd., 2004b). Asghari ve arkadaşları (Asghari vd., 2013) yaptıkları çalışmada TWIP çeliğini 25 ile 1000 °C arasında basma deneyine tabi tutmuşlar ve ortaya çıkan deformasyon mekanizmalarını üç ana kısma ayırmışlardır. 25 ile 300 °C arasında plastik deformasyon mekanizması (TRIP etkisi), 300 ile 700 °C arasında ikizlenme mekanizması (TWIP etkisi) ve 700 ile 1000 °C arasında yeniden kristalleşme mekanizmasını gözlemlemişlerdir. Chin ve arkadaşları (Chin vd., 2011) ise 0.6C-22Mn içeriğine sahip bir çelikle alüminyum ilave edilmiş 0.6C-18Mn-1,2Al içeriğine sahip çelikleri Şekil 1.26'da gösterilen yöntemle üreterek, çeliğin mikroyapı, mekanik ve şekillendirme özelliklerini incelemişlerdir. Alüminyum ilavesinin akma mukavemetini yaklaşık olarak 100 MPa artırdığını, çekme mukavemetini 80 MPa düşürdüğünü ve toplam uzama miktarını ise %15 düşürdüğünü tespit etmişlerdir.



Şekil 1.26. TWIP çeliğinin haddelenme ve ısıl işlem şeması (Chin vd., 2011)

Curtze ve Kuokkala (Curtze ve Kuokkala, 2010a) -50 ile 80 °C sıcaklıkları arasında ve 10^{-3} ile 1250 s^{-1} hızları arasında çekme deneyleri yapmışlardır. TWIP çeliklerinin net olarak sıcaklıkla mekanik özelliklerinin değiştiğini, sıcaklığın pekleşme mekanizmasını, kayma dislokasyonunu, ikizlenme deformasyonunu, martenzit dönüşümünü etkilediğini vurgulamışlardır. Sırasıyla %28, 25, 27 Mn içerene TWIP1, TWIP2, TWIP3 çeliklerinin sıcaklıkla SFE enerjilerinin değişimi Şekil 1.27’de görülmektedir. Adyabatik sıcaklık artışı yaklaşık 95 °C’dir. SFE enerjisinin yaklaşık değerlerinin 20,5 ile 42 mJ/m^2 aralığında olduğunu belirlemişlerdir. Yine Curtze ve Kuokkala (Curtze ve Kuokkala, 2010b) 3 farklı SFE enerji değerlerine sahip TWIP çeliklerinin, farklı sıcaklık ve farklı deformasyon hızlarında mekanik özelliklerini ve adyabatik deformasyon ısıısının istifleme hata enerjisine (SFE) etkisini incelemişlerdir. -25 °C, 0 °C, 25 °C sıcaklıklarında ve 10^{-3} s^{-1} ile 1250 s^{-1} deformasyon hızlarında yaklaşık aynı akma ve uzama değerleri gösterirken -50 °C’de mukavemetlenmiş ve uzama miktarı da düşmüştür.



Şekil 1.27. Farklı % Mn içeren TWIP çeliklerinin sıcaklıkla SFE değişimleri (Curtze ve Kuokkala, 2010b)

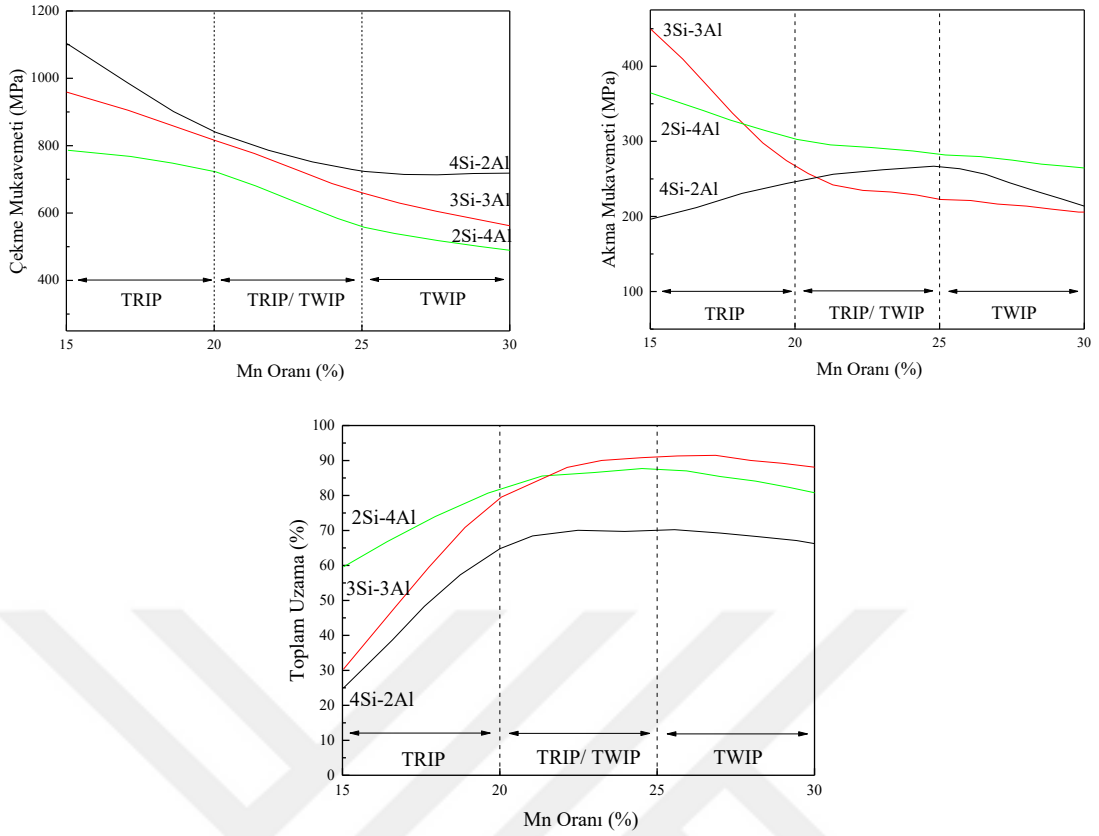
Dai ve arkadaşları (Dai vd., 2010) %22,9 Mn oranına sahip TWIP çeliğinin mekanik özelliklerini ve içyapısını incelemişler ve akma mukavemetinin 480 MPa, çekme mukavemetinin 1140 MPa olduğunu ve PLC bantlarının oluştuğunu göstermişlerdir.

Dini ve arkadaşları (Dini vd., 2009) ANN kullanarak TWIP çeliğinin mekanik özelliklerini belirlemeye çalışmışlardır. Mn, Si ve Al içeriğine bağlı olarak bir model geliştirmişler ve bunu deneysel sonuçlarla karşılaştırmışlardır. Yine Dini ve arkadaşları (Dini vd., 2010b) TWIP çeliğinde tane boyutlarının mekanik özelliklere etkisini belirlemişlerdir (Çizelge 1.10). Pekleşme üstelinin ve mukavemet katsayısının bulunmasında belirli birim deformasyon aralıkları (%4-10, %10-20) kullanılmış, pekleşme üstelinin ve mukavemet katsayısının tane boyutuyla birlikte değiştiği de vurgulanmıştır. Aynı zamanda pekleşme üsteli hesabında Hollomon eşitliğinin başarısız olduğunu ve Crussard–Jaoul (C-J) denklemiyle belirlenmesi gerektiği sonucuna varmışlardır.

Çizelge 1.10. Farklı tane boyutlarına sahip TWIP çeliğinin mekanik özelliklerinin değişimleri (Dini vd., 2010b)

Tane Büyüklüğü (µm)	Akma Mukavemeti (MPa)	Çekme Mukavemeti (MPa)	Akma/Çekme Mukavemeti	Toplam uzama (%)	Düzgün uzama (%)
2,1	572	825	0,69	47,2	39,8
4,7	404,4	723,8	0,56	68,4	56,5
11,4	311,9	648,1	0,48	75,9	63,1
23,7	208,6	575,4	0,36	82,4	70
72,6	123,1	519,4	0,24	85	76,3

Şekil 1.28’de Mn elementinin mekanik özelliklere etkisi görülmektedir. %15-20 Mn arası TRIP etkisi, %20-25 Mn arası TRIP/ TWIP etkisi ve %25-30 Mn arası da TWIP etkisi oluştuğunu göstermektedir (Dini vd., 2009).



Şekil 1.28. Mn elementinin mekanik özelliklere etkileri (Dini vd., 2009)

Urrutia ve Raabe (Gutierrez-Urrutia ve Raabe, 2012) yaptıkları çalışmada farklı tane boyutlarının pekleşmeye olan etkilerini incelemişlerdir. Sonuç olarak tane boyutunun pekleşmeyi önemli derecede etkilediğini belirlemişlerdir. Hajkazemi ve arkadaşları (Hajkazemi vd., 2011) %29 Mn içeriğine sahip TWIP çeliğini 950-1150 °C sıcaklıkları arasında çift basma deneyine tabi tutmuşlardır. Statik deformasyon yaşlanmasının pekleşme davranışında önemli bir rol oynadığını ileri sürmüşlerdir. Huang ve arkadaşları (Huang vd., 2006) TWIP çeliklerinde niobium'un mekanik özelliklere etkisini incelemişlerdir. Yapılan çalışma sonucunda -60 ile 20 °C arasında TWIP etkisi, -75 ile -60 °C arasında TRIP etkisi gösterdiğini, martenzitik dönüşümün her iki alaşımında da gerçekleştiğini ve niobium ilavesinin uzama miktarını artırdığını belirlemişlerdir. Li ve arkadaşları (Li vd., 2011), Fe-25Mn-3Si-3Al içeriğine sahip TWIP çeliği için oda sıcaklığında yaptıkları deneylerde akma mukavemetini 300 MPa, çekme mukavemetini 670 MPa, uzama miktarını %87,5 ve pekleşme üstelinin 0,52 olarak bulmuşlardır. Ayrıca 1100 °C sıcaklığa kadar yaptıkları deneylerde akma ve çekme mukavemetlerinin önemli oranda düştüğünü gözlemlemişlerdir. Park ve arkadaşları (Park vd., 2011) yaptıkları çalışmada TWIP çeliklerinde alüminyum ilavesinin mekanik özelliklere

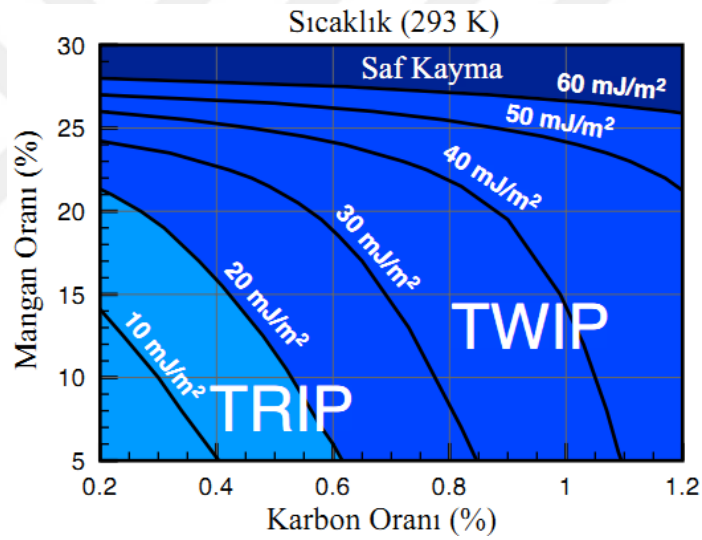
etkisini incelemişler ve alüminyum ilavesinin akma mukavemetini artırdığını göstermişlerdir. Pierce ve arkadaşları yaptıkları çalışmada (Pierce vd., 2013) Fe-22Mn-3Al-3Si çeliğinin elastisite modülünü 179 GPa olarak bulmuşlardır. Yine Pierce ve arkadaşları (Pierce vd., 2012) bir başka çalışmada Fe-24,7Mn-2,66Al-2,92Si TWIP çeliğinin SFE enerjisini 16 ± 4 mJ/m² olarak tespit etmişlerdir.

Renard ve arkadaşları (Renard vd., 2010) yaptıkları çalışmada Fe-20Mn-1.2C kompozisyonlu TWIP çeliğini incelemişler ve farklı sıcaklıklarda yaptıkları çekme deneylerinde dinamik deformasyon yaşlanması (DSA) ve pekleşme arasında bir ilişki olduğunu ve 170 °C en yüksek pekleşme üsteli değerinin elde etmişlerdir. Renard ve arkadaşları (Renard ve Jacques, 2012) başka bir çalışmalarında ise Fe-20Mn-1.2C içeriğine sahip bir TWIP çeliğinde yaklaşık 400 MPa akma ve 2000 MPa'lık bir çekme mukavemeti elde etmişlerdir. Vercammen ve arkadaşları (Vercammen vd., 2004) yaptıkları çalışmada Fe-30Mn-3Al-3Si içeriğindeki TWIP çeliğin akma mukavemetini 300 MPa, çekme mukavemeti 650 MPa, elastisite modülü 189 GPa ve pekleşme üstelini 0,41 olarak belirlemişlerdir. Wang ve arkadaşları (Wang vd., 2010) Fe-30Mn-5Si-2Al içeriğindeki TWIP çeliğinin akma mukavemetini 444 MPa, çekme mukavemetini 1048 MPa ve pekleşme üstelinde 0,57 olarak tespit etmişlerdir. Xu ve arkadaşları (Xu vd., 2012) yaptıkları çalışmada TWIP980 çeliğinin akma mukavemetini yaklaşık 500 MPa ve çekme mukavemeti yaklaşık 1750 MPa olarak, anizotropi değerlerini sırasıyla (0-45-90°) 0,77-1,01-1,12 olarak belirlemişlerdir. Aynı zamanda negatif deformasyon oranı hassasiyetini -0,006 olarak tespit etmişlerdir.

Eskandari ve arkadaşları (Eskandari vd., 2012), %21 mangan içeriğine sahip çeliği 25 ile 1000 °C arasında sabit çekme hızında basma deneyine tabi tutmuşlardır. Bu çeliğin yüksek pekleşme hızına sahip olduğunu ve 25 ile 150 °C arasında TWIP ve TRIP etkilerinin beraber oluştuğunu gözlemlemişlerdir. Koyama ve arkadaşları (Koyama vd., 2011) yaptıkları çalışmada aynı mangan oranında farklı karbon içeriğine sahip 2 farklı çeliği -100 ile 100 °C sıcaklıkları arasında çekme testine tabi tutmuşlardır. Çalışma sonucunda 3 farklı deformasyon oluşumu gözlemlemişlerdir. Bunlar, martenzitik dönüşüm, ikizlenme, dinamik deformasyon yaşlanmasıdır. Chen ve arkadaşları (Chen vd., 2013) yüksek manganlı çeliklerde TWIP etkisinin genellikle ikizler tarafından oluşturulan pekleşmeden ve Mn oranından, Al ilavesi ile SFE enerjisinden, tane

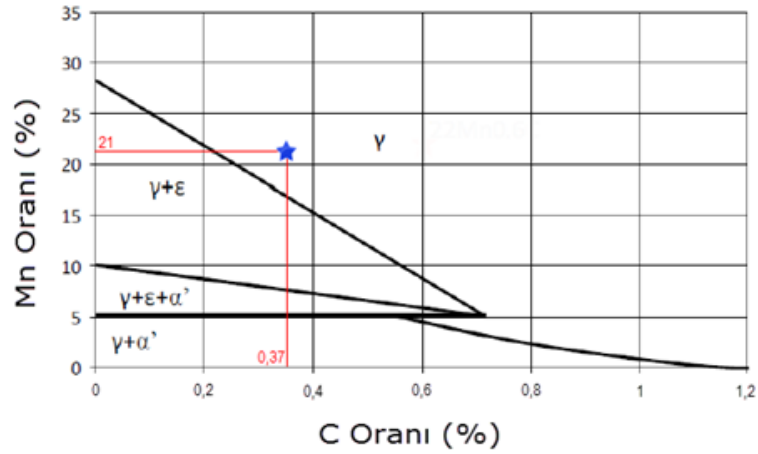
büyükliğünden, deformasyon sıcaklığı ve hızı gibi bazı faktörlerden etkilendiğini vurgulamışlardır.

Soulami ve arkadaşları (Soulami vd., 2011) %17,5 Mn içeren TWIP çeliğini incelemişlerdir. Çekme mukavemetinin 1,7 GPa ve toplam uzama miktarını da %58 olarak bulmuşlardır. Aynı zamanda modelleme çalışması da yapmışlardır. Sobotka ve arkadaşları (Sobotka vd., 2011) TWIP1200 malzemesinin mekanik özelliklerini ve şekillendirme özelliklerini incelemişlerdir. Akbari ve arkadaşları (Saeed-Akbari vd., 2009) yaptıkları çalışmada Şekil 1.29’da verilen Mn ve C oranına göre SFE enerji değişimini incelemişlerdir. Bu çalışmaya göre yaklaşık %20 Mn oranından sonra ve yine aynı şekilde %0,6 C oranından ve 20 mJ/m² SFE enerjisinden sonra TWIP etkisi görülmektedir.



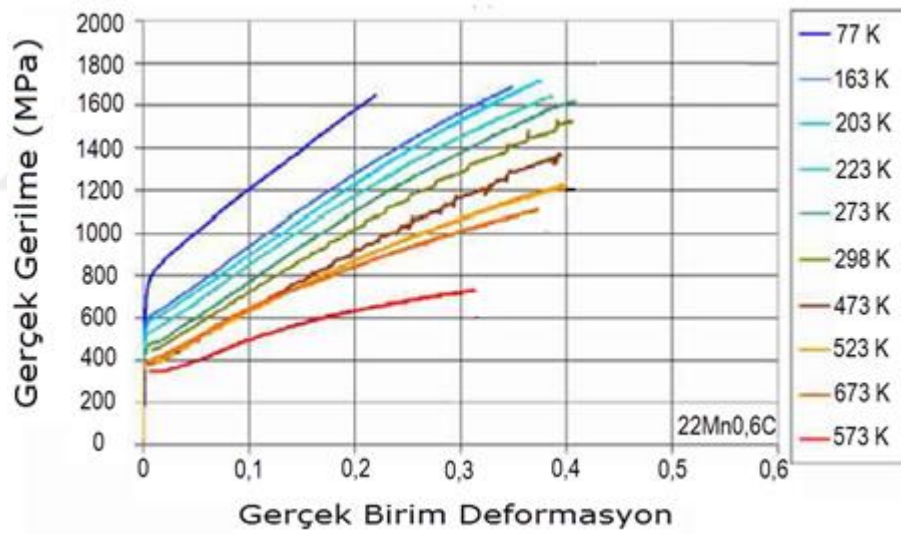
Şekil 1.29. Ağırlıkça (%) Mn ve C oranına göre SFE enerjileri (Saeed-Akbari vd., 2009; Twardowski vd., 2012)

Beal (Beal, 2011), yaptığı çalışmasında Schumann tarafından, (Schumann, 1972) önerilen faz diyagramını (Fe-Mn-C sistemi için) vermiştir (Şekil 1.30). Burada C ve Mn içeriğinin oda sıcaklığında soğutulmasından sonra elde edilen farklı fazlar verilmektedir. Burada da açıkça görüldüğü üzere tek bir östenitik faz elde etmek için C ve Mn içeriği de ayarlanmalıdır. Bu tez kapsamında çalışılan TWIP900CR çeliği ise grafik üzerinde yıldız işareti ile gösterilmiştir.



Şekil 1.30. Fe-Mn-C faz diyagramı (Beal, 2011)

22Mn0,6C içeriğine sahip TWIP çeliğinin $7 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ çekme hızında farklı sıcaklıklardaki davranışını inceleyen Allain (Allain, 2004), Şekil 1.31’de görüldüğü üzere sıcaklığın artmasıyla beraber akma mukavemetlerinde azalma olduğunu göstermiştir.

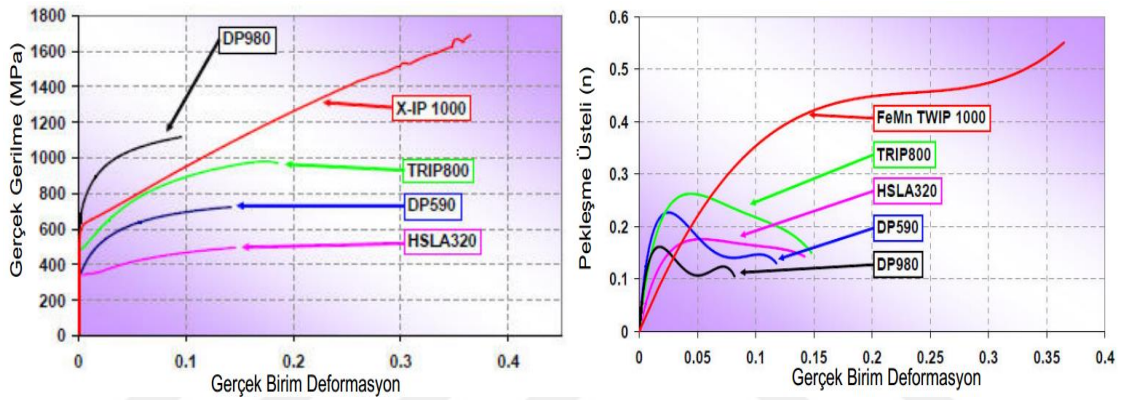


Şekil 1.31. 22Mn0,6C çeliğine ait farklı sıcaklıklardaki gerçek gerilme birim deformasyon eğrileri (Allain, 2004)

Çizelge 1.11’de TWIP çeliğinin genel özellikleri özetlenmiştir. TWIP ve diğer AHSS çeliklerinin gerilme-birim deformasyon eğrileri ve pekleşme değişimleri Şekil 1.32’de gösterilmiştir (Sánchez-Caballero vd., 2011).

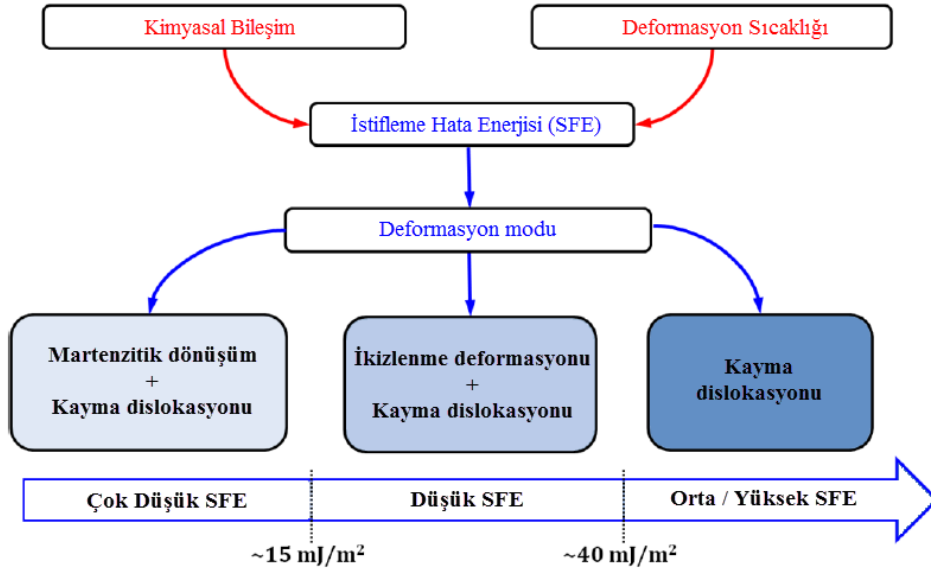
Çizelge 1.11. TWIP çeliğinin genel özellikleri (<http://www.worldautosteel.org>, 2014)

TWIP ÇELİĞİ			
İçyapı	Östenitik, ikiz sınırları	İlave	Yüksek Mn içeriği (%17-24)
Şekillendirilebilirlik	Mükemmel	Kaynak durumu	İyi
Avantaj	Performans	Uygulama	
Yüksek Mukavemet	Deformasyonlara dayanıklı	Yüksek mukavemetli, karmaşık parçalar	
Anlık yüksek pekleşme			
Son derece yüksek gerdirilebilirlik	Mükemmel şekilde şekillendirilebilir		
Kısıtlamalar			
Yüksek maliyet	Korozyon	Gecikmeli çatlama	



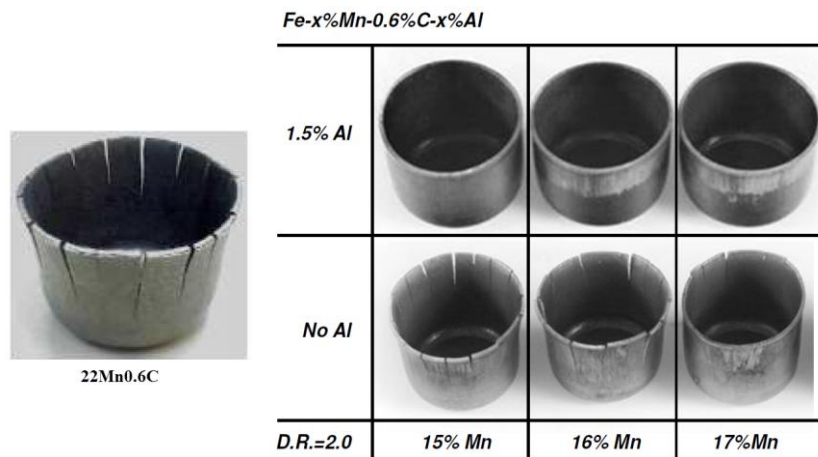
Şekil 1.32. TWIP ve diğer AHSS çeliklerinin gerilme-birim deformasyon eğrileri ve pekleşme üsteli değişimleri (Sánchez-Caballero vd., 2011)

Şekil 1.33’de kimyasal kompozisyon ve deformasyon sıcaklığının farklı istifleme hata enerjisi (SFE) seviyelerindeki deformasyon şekilleri gösterilmiştir (Saleh, 2012).



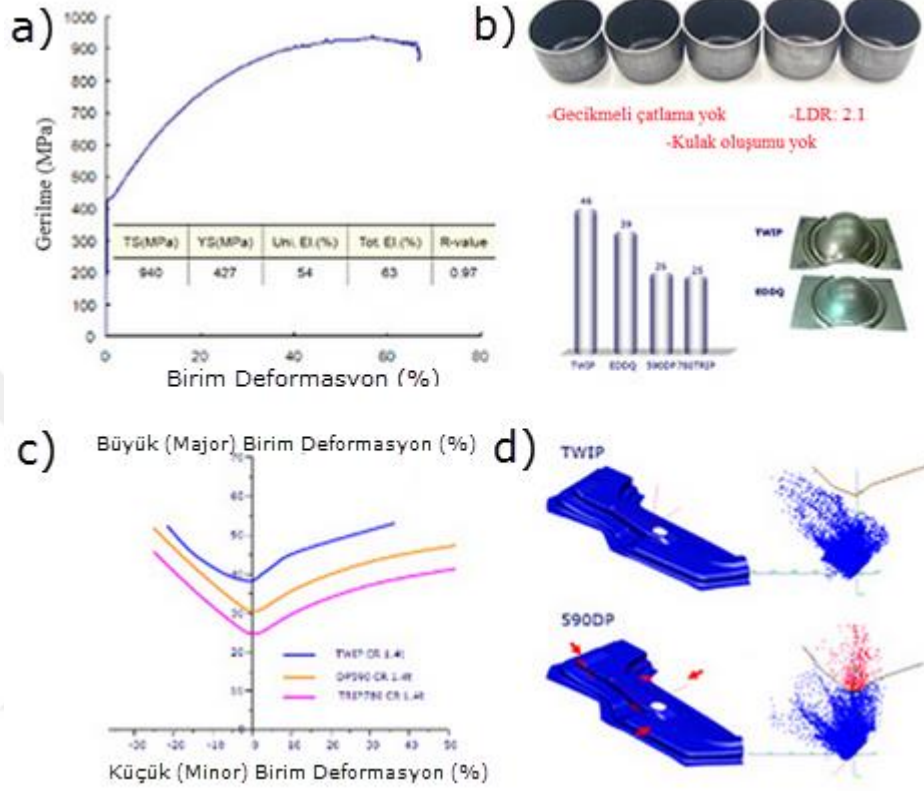
Şekil 1.33. Deformasyon modunun SFE ile değişimi (Saleh, 2012)

TWIP çeliklerinin en büyük dezavantajı gecikmeli çatlama sorunudur. Bu amaç için yapılan bir çalışmada alüminyum ilavesinin etkisi incelenmiştir. Şekil 1.34’de görüldüğü üzere %22 Mn oranına sahip bir TWIP çeliği derin çekme işlemine tabi tutulup beklediğinde gecikmeli yırtılma meydana gelmiştir. Bu çalışmada farklı (%15-17) Mn oranına sahip çelikler, alüminyum olması durumunda nasıl sonuç verdiği araştırılmış ve sonuçta alüminyum ilavesinin gecikmeli çatlamayı ortadan kaldırdığı gözlemlenmiştir (De Cooman vd., 2011).



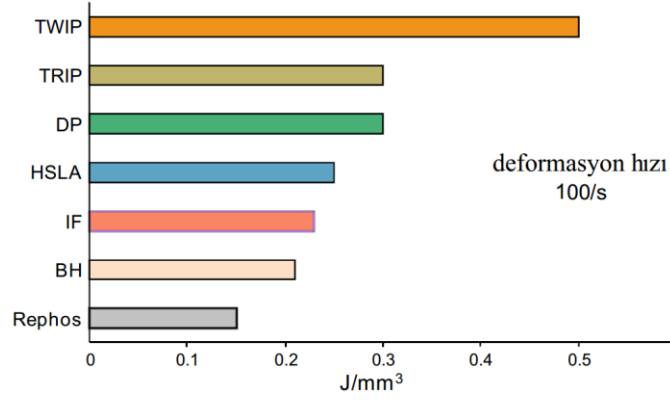
Şekil 1.34. TWIP çeliğinde gecikmeli kırılma durumunun incelenmesi (De Cooman vd., 2011)

Otomotiv endüstrisinde yaygın olarak kullanılmakta olan TRIP ve DP çelikleri ile kullanılması planlanan TWIP çeliğinin incelendiği çalışmada; TWIP çeliğinin daha iyi şekillendirme kabiliyetine sahip olduğu ve kulak oluşumu vb. şekillendirme hatalarının görülmediği doğrulanmıştır (Kimm, 2008). (Şekil 1.35).



Şekil 1.35. a) TWIP940 çeliği gerilme birim deformasyon eğrisi, b) Derin çekme, c) TWIP940, TRIP780 ve DP590 çeliklerinin ŞSD'leri, d) TWIP ve DP çeliklerinin sonlu elemanlar analiz sonuçlarının karşılaştırılması (Kimm, 2008)

Otomotiv sanayinde kullanılan malzemelerde son derece önemli olan bir başka özellik ise, malzemenin herhangi bir çarpışma esnasında enerji absorbe (yutma) etme kabiliyetidir. Şekil 1.36'da görüldüğü üzere TWIP çeliğinin enerji yutma kabiliyeti oldukça yüksektir (De Cooman vd., 2011).

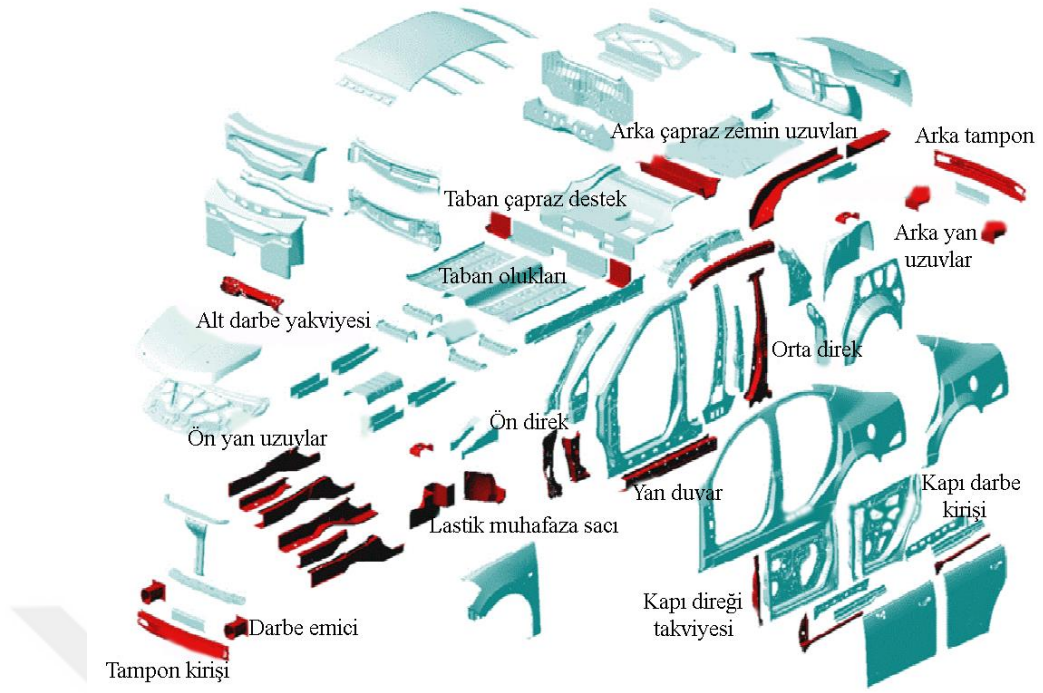


Şekil 1.36. Farklı çeliklerin enerji absorbe etme kabiliyetleri (De Cooman vd., 2011)

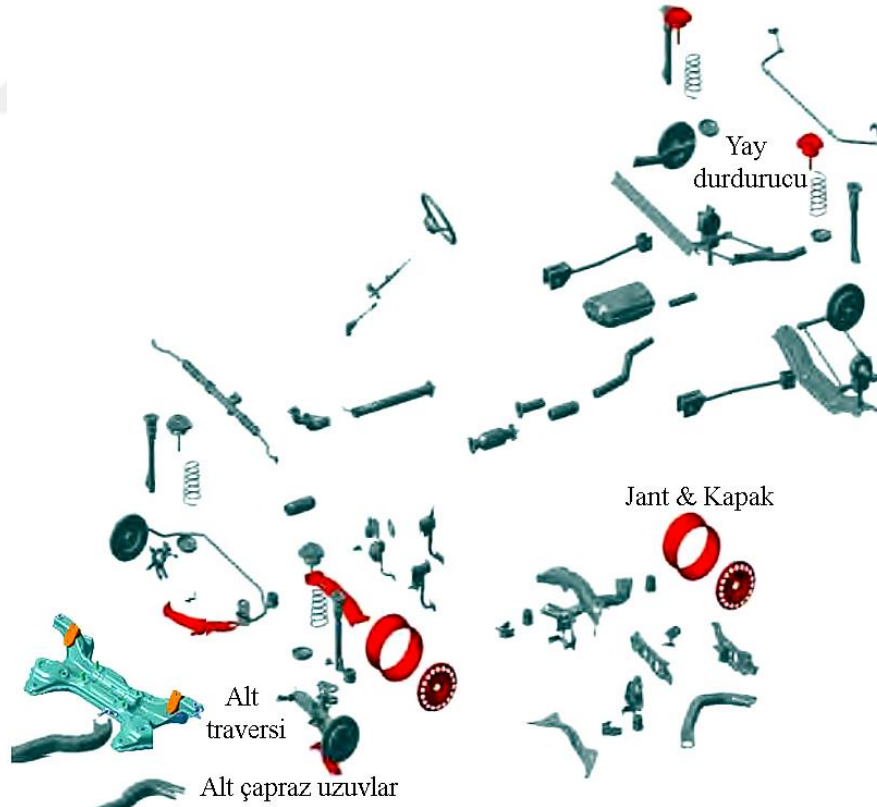
TWIP çeliğinin soğuk haddelenmiş ürünü dünyada ilk olarak 2011 yılında POSCO tarafından üretilmiştir. POSCO'nun ürettiği ve Şekil 1.37'de görülen tampon ile Avrupa ticari araç sınıfında %28 hafiflik ve %22 maliyet azalması sağlanmıştır. Şekil 1.38-39'da yine müşterilerin istekleri doğrultusunda üretilen parçalar görülmektedir (Nam, 2013).



Şekil 1.37. POSCO tarafından üretilen parçalar (Nam, 2013)

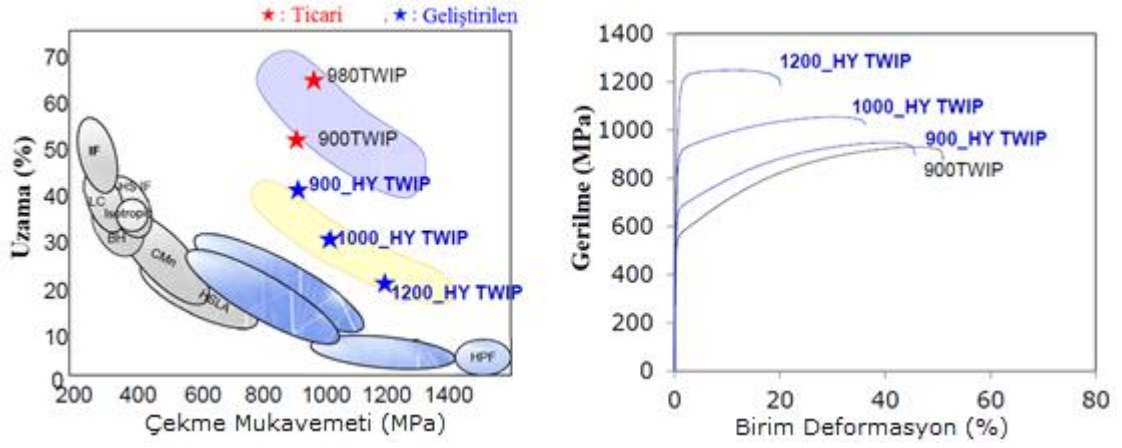


Şekil 1.38. Kırmızı ile gösterilen parçalar müşteri talepleri doğrultusunda üretilen parçalar (Nam, 2013)



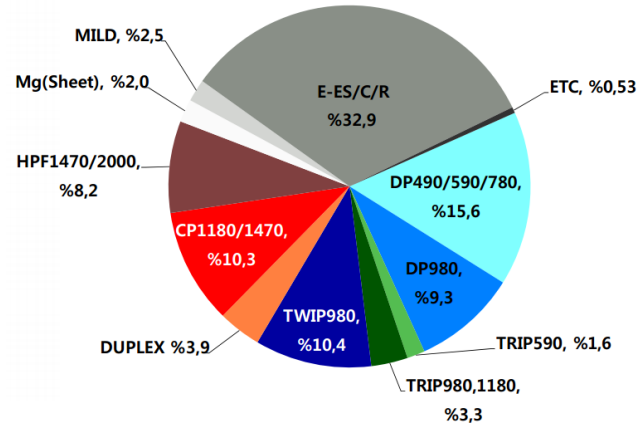
Şekil 1.39. Şasi kısmında üretilen parçalar (Nam, 2013)

POSCO tarafından üretilen farklı kalitedeki TWIP çelikleri ve gerilme-birim deformasyon eğrileri, Şekil 1.40'da görülmektedir.



Şekil 1.40. Farklı kalitedeki ticari ve geliştirilmiş TWIP çeliklerinin sınıflandırılması (Nam, 2013)

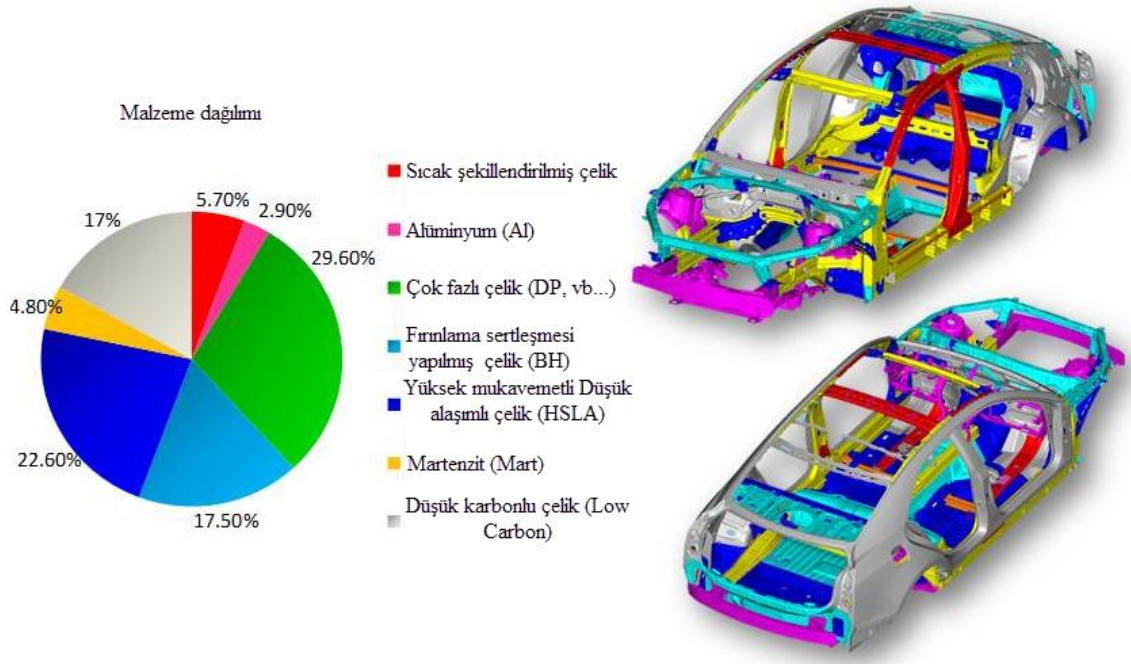
POSCO'nun otomobil gövdesindeki yeni tasarımı PBC-EV olarak isimlendirilmektedir. Bu tasarım araçta %26,4 lük (218 kg) hafiflik sağlayacaktır (Nam, 2013). Bu tasarımda Şekil 1.41'de gösterildiği üzere %10,4 oranında TWIP çeliği kullanılması planlanmaktadır.



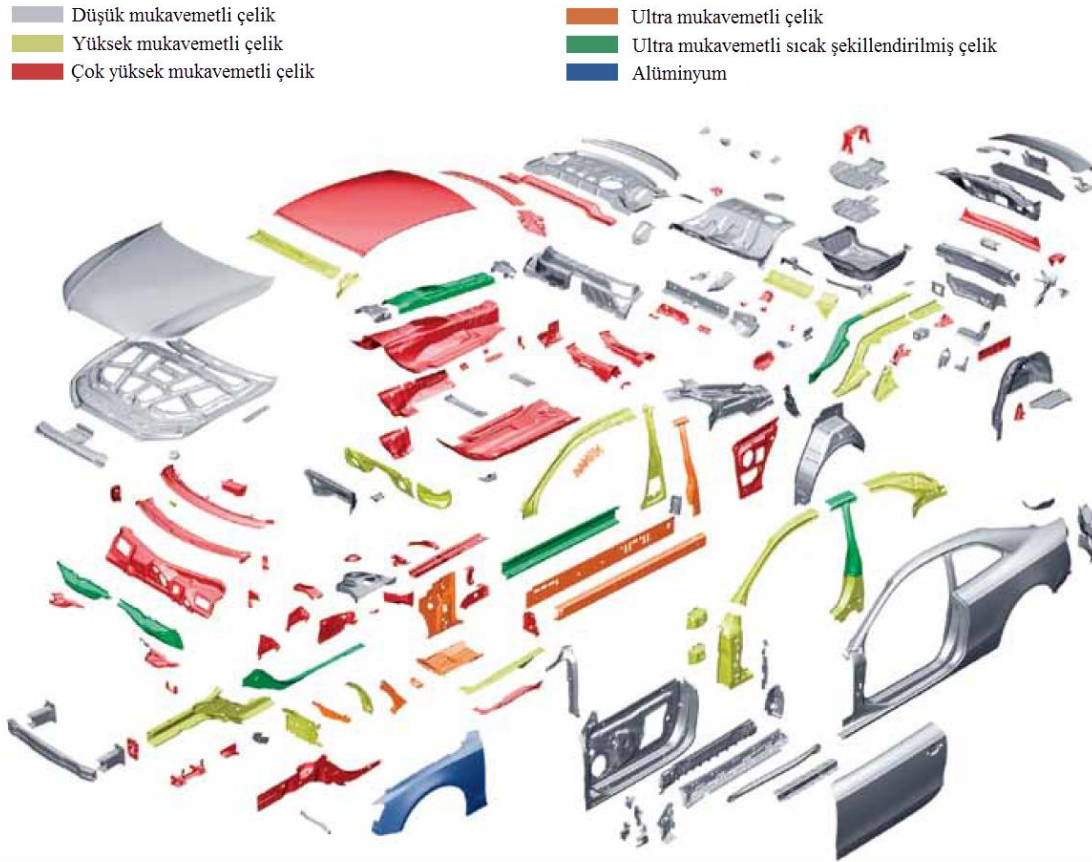
Şekil 1.41. POSCO-PBC-EV'de hedeflenen malzemelerin kullanımı (Nam, 2013)

1.4 Otomotiv Modellerindeki Son Durum

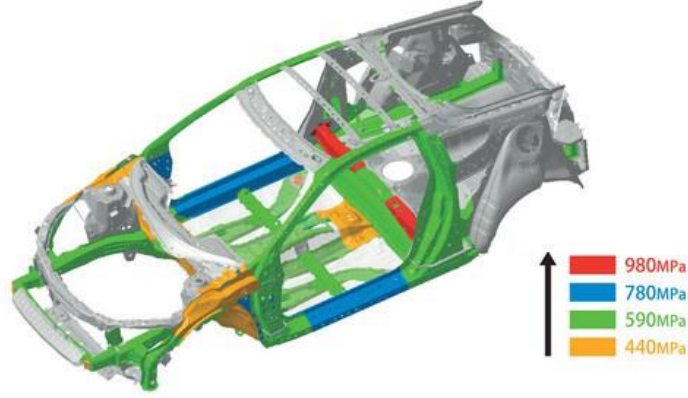
Otomobil modellerinde kullanılmakta olan çelik türleri Şekil 1.42-47'de detaylıca gösterilmiştir.



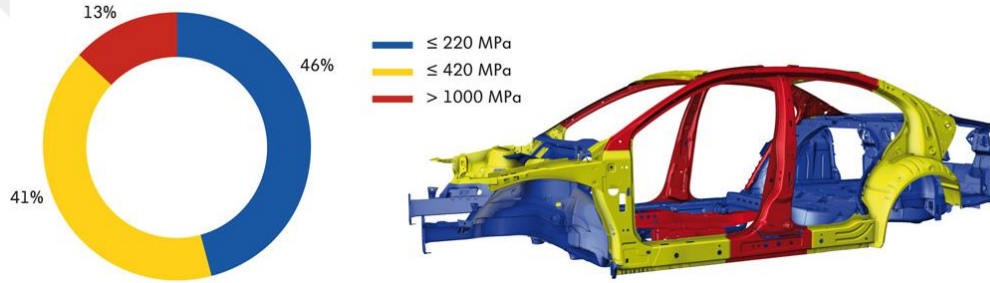
Şekil 1.42. 2013 model Cadillac ATS modelinde kullanılan malzemeler (<http://boronextrication.com>, 2015)



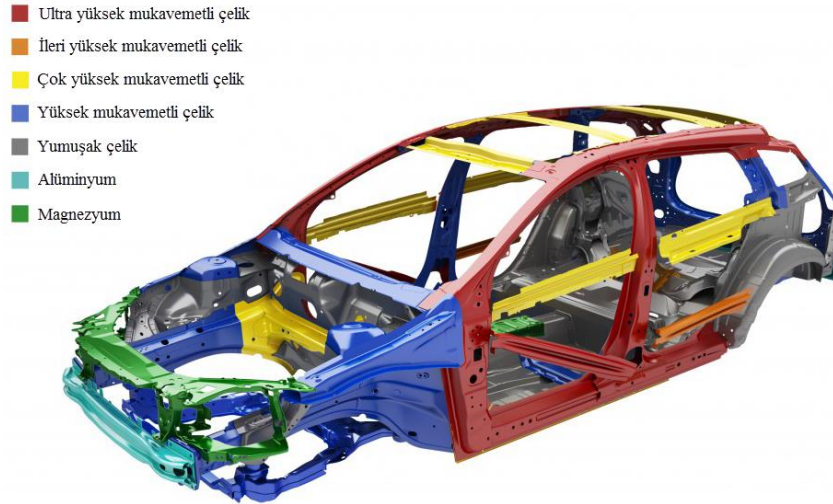
Şekil 1.43. Audi A5 modelinde kullanılan malzemeler (<http://boronextrication.com>, 2015)



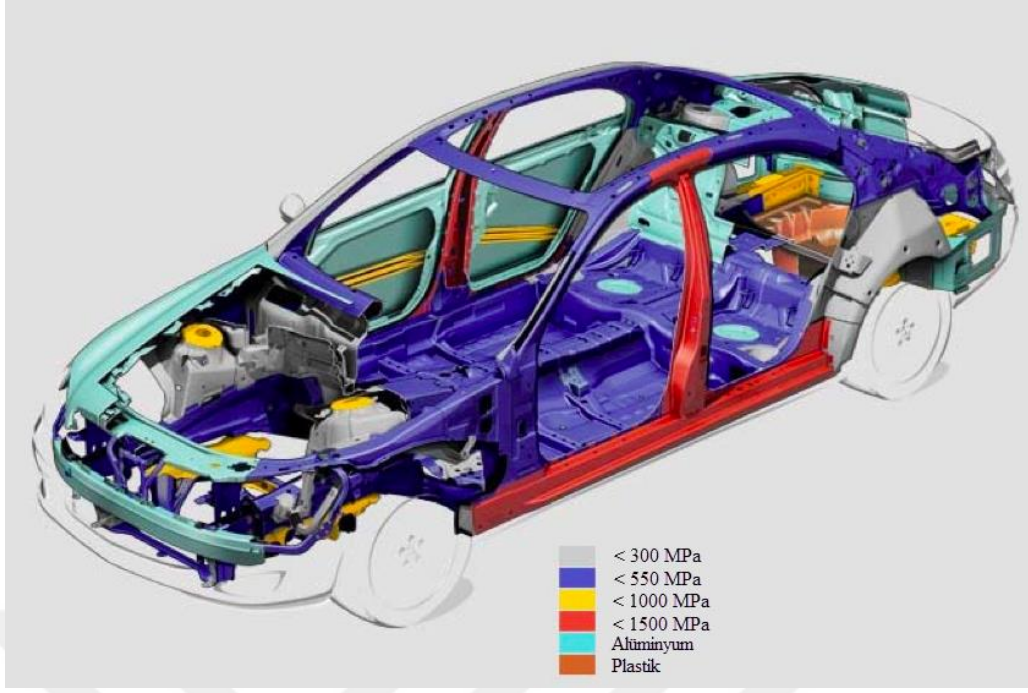
Şekil 1.44. 2012 Honda CR-Z Hybrid modelinde kullanılan malzemeler (<http://boronextrication.com>, 2015)



Şekil 1.45. 2011 Jetta modelinde kullanılan malzemeler (<http://boronextrication.com>, 2015)



Şekil 1.46. 2010 Volvo V60 modelinde kullanılan malzemeler (<http://boronextrication.com>, 2015)



Şekil 1.47. Mercedes S-Class sedan modelinde kullanılan malzemeler
(<http://boronextrication.com>, 2015)

BÖLÜM II

TEZİN AMACI

Otomotiv endüstrisinde kullanılmakta olan malzemelerin, istenilen şartları sağlayamamasından dolayı çeşitli yeni malzemeler geliştirilmektedir. Üretilbilirlik, yakıt tasarrufu, güvenlik, vb. birçok parametre malzeme seçiminde son derece önemli rol oynamaktadır. Otomotiv sanayi, daha kalın parçalar yerine daha ince ancak daha yüksek mukavemet sağlayan malzemelerin kullanımı üzerine yoğunlaşmıştır. Bu sayede örneğin; 2 mm kalınlığı olan sac metal yerine 1 mm kalınlığında ve aynı mukavemet değerine sahip bir malzeme kullanarak güvenlikten ödün vermeden hafiflik sağlanmaktadır.

İkinci nesil AHSS grubu içerisinde sınıflandırılan, temelde ikizlenme mekanizması sayesinde plastik deformasyon kazanan TWIP çelikleri, yüksek mukavemetleri ile hafiflik sağlarken, yüksek sünekliklerinden dolayı kolayca şekillendirilebilmektedir. Bu doktora tez çalışmasında TWIP çeliğinin şekillendirilmesi üzerine çalışılmıştır. Aşağıda maddeler halinde açıklanan çalışmalar gerçekleştirilmiştir.

✓ **Mekanik özelliklerin belirlenmesi için yapılan deneyler**

➤ *Çekme*

Malzemeye ait akma, çekme dayanımları, uzama oranları, pekleşme karakteristiği tek eksenli çekme deneyi yapılarak elde edilmiştir. Haddelme işlemi ile üretilen sac malzemelerin yöne bağlı olarak mekanik özellikleri değişmektedir. Burada numune farklı açılarda hazırlanarak mekanik özelliklerin haddelme yönüne göre açıyla değişimleri incelenmiştir. Aynı zamanda farklı deformasyon hızlarında da mekanik özelliklerin değişimi incelenmiştir.

➤ *Anizotropi*

Özellikle sac malzemelerin yöne bağlı olarak mekanik özelliklerinin değişmesinden dolayı anizotropi parametrelerinin belirlenmesi önemlidir. Anizotropi parametreleri, sonlu elemanlar analizlerinde kullanılan programlarda girilmesi gereken parametrelerdendir. Anizotropi ölçümünde hem mekanik hem de görüntü işleme teknikleri kullanılmıştır.

➤ *Erichsen ve silindirik kap çekme (derin çekme)*

Sac metallerin şekillendirilebilirlikleri hakkında bilgi veren pratik deneylerdir. Bu deneylerle elde edilen değerlerle otomotiv sanayi'nde kullanılan diğer malzemelerin karşılaştırması yapılmıştır.

➤ *Fırınlama (boya) sertleşmesinin incelenmesi*

Şekillendirme işlemlerinden sonra parçalar montaj edilerek nihayi ürün elde edilmektedir. Devamında ise ürün boyama ve boyanın kurutulması işlemlerine tabi tutulmaktadır. Kurutma esnasında uygulanan sıcaklıkla beraber malzemenin mukavemetinde bir artış meydana gelmektedir. Farklı sıcaklık ve sürelerde yapılan deneyler ile TWIP sac metalinde meydana gelen mukavemet artışı incelenmiştir.

➤ *Şekillendirme Sınır Diyagramı (ŞSD)*

Sac metal şekillendirme işlemleri genellikle iki eksenli deformasyonla ifade edilebilir. Bu nedenden dolayı sadece tek eksenli çekme deneylerinden elde edilen akma, boyun verme gibi değerler, sac metal deformasyon işlemleri için gerçekçi olamamaktadır. Bu nedenle, sac numuneler bir dizi çekme-germe deneylerine tabii tutularak sac üzerinde deformasyon ölçülerek *Şekillendirme Sınır Diyagramı (ŞSD, Forming Limit Diagram (FLD))* adı verilen grafikler elde edilmektedir Bu diyagram, farklı deformasyon oranlarının elde edilmesini sağlayan deney

numunelerinin küresel zımba yardımıyla şekillendirildikten sonra görüntü işleme yöntemleriyle numune üzerinde oluşan deformasyonların ölçülmesi esasına dayanmaktadır. ŞSD, sac metalin deformasyonunda, hangi şartlarda malzemenin boyun vermeye başlayacağını, hangi şartlarda güvenli kalınacağını tespit etmek için kullanılır. Hemen hemen bütün sac şekillendirme simülasyonlarında etkin olarak kullanılmaktadır. Bu tez çalışmasında TWIP sacın ŞSD'si elde edilmiştir.

➤ *Geri esneme*

Sac metal şekillendirme işlemlerinde karşılaşılan en önemli problemlerden birisi geri esnemedir. Geri esneme, şekillendirilmiş parçanın üzerine uygulanan yükün kaldırılmasına müteakip, parçanın bir miktar önceki şekline dönmeye çalışması sonucu oluşan boyutsal hatalardır. Geri esneme malzemedeki elastik enerjinin geri dönüşümüyle açıklanabilir. Sanayide geri esneme miktarı, büyük çoğunlukla deneysel olarak tespit edilmektedir. Bu tez çalışmasında geri esneme miktarlarının belirlenmesinde 60°'lik V kalıpta ve 90°'lik U kalıpta eğme deneyleri yapılmıştır.

➤ *İçyapı*

TWIP çeliklerinde meydana gelen ikizlenmenin içyapıdaki etkisi deneysel ve modelleme çalışması ile incelenmiştir. Farklı birim deformasyonlardaki numunelerden X-ışını kırınımı (XRD), optik mikroskop ve taramalı elektron mikroskobu (SEM) yardımıyla içyapı görüntüleri elde edilmiştir. Bu görüntüler işlenerek modellemelerde kullanılmıştır.

✓ **Modelleme**

- *Statik ve dinamik akma eğrisi modellerinin performanslarının belirlenmesi*

Sonlu elemanlar programlarına malzemeye ait akma eğrisi iki farklı yolla girilmektedir. Birincisi elde edilen deneysel verilerin girilmesi, ikincisi ise sonlu elemanlar programlarında mevcut hazır akma eğrisi modellerinin kullanılmasıdır. İkinci yöntemde ayrıca kullanılacak modele göre girilmesi gereken parametreler mevcut olup, bunlarda yine deneysel dataların istatistiki olarak değerlendirilmeleri sonucunda elde edilebilmektedirler. Kullanılacak akma eğrisi modellerinin malzemelerin davranışlarını en iyi şekilde tahmin etmesi, sonuçların doğruluğu açısından önemlidir.

- *Akma yüzeylerinin farklı akma kriterleri ile modellenmesi*

Akma yüzeyleri, malzemenin akma sınırlarını gösteren kriterlerdir. Malzemenin karmaşık yükleme durumunda plastik deformasyona geçip geçmediğini belirlemek için kullanılırlar. Bilindiği üzere von Mises ve Tresca gibi akma yüzeylerini belirleyen kriterler mevcuttur ancak bu kriterler isotropik malzemeler için yeterli olmakta fakat sac metaller gibi anizotropik davranışların değerlendirilmelerinde yeterli olmamaktadırlar. Bu çalışma kapsamında, sonlu elemanlar analizlerinde yaygın olarak kullanılan Hill48, Barlat89, YLD2000 ve BBC2000 akma kriteri modelleri incelenmiştir. Sonlu elemanlar programında kullanılacak bu modeller için deneysel olarak elde edilen “gerilme-birim deformasyon eğrisi” ve “anizotropi” değerleri girilmesi gerekmektedir. Bu yeni malzeme için hangi kriterin daha iyi sonuç verdiği tespit edilmiştir.

- *U ve V kalıpta geri esneme davranışlarının modellenmesi*

U ve V kalıp kullanarak elde edilen geri esneme miktarları, sonlu elemanlar analizi ile modelleme yapılarak karşılaştırılmıştır. Sonlu

elemanlar analizinde Hill48, Barlat89, YLD2000 modelleri test edilmiştir.

➤ *Şekillendirme sınır diyagramının (SSD) modellenmesi*

Deneyssel olarak elde edilmesi oldukça zahmetli ve maliyetli olan SSD'ler geliştirilen bazı modeller yardımıyla kolaylıkla belirlenebilmektedir. Tez kapsamında literatürde en sık olarak kullanılan Marciniak-Kuczynski (MK) modeli kullanarak çeşitli akma kriterleri ve modelleri için çalışmalar yapılmış ve sonuçlar karşılaştırılmıştır.

➤ *İkizlenme mekanizmasının mikro yapı üzerinde modellenmesi*

Çelikte ikizlenme sayesinde meydana gelen mukavemet artışı geliştirilen modeller yardımıyla hesaplanmıştır. Sonlu elemanlar analizinde kullanılan model ile deneyssel akma eğrisinin karşılaştırması yapılmıştır.

BÖLÜM III

DENEYSEL ÇALIŞMALAR VE SONUÇLAR

3.1 TWIP900 Çeliğinin Mikroyapısının İncelemesi

Bu çalışmada ikizlenme ile plastisite kazanan TWIP900CR çeliği çalışılmıştır. Bu çelik, çekme mukavemeti 900 MPa olan ve soğuk haddeleme yöntemi uygulanarak üretilmiş bir çeliktir. Literatürde bu çelik, “Yüksek Manganlı Östenitik Çelik” olarak ta adlandırılmaktadır. Çalışılan bu malzemenin kimyasal kompozisyonu Çizelge 3.1’de verilmiştir.

Çizelge 3.1. TWIP900 çeliğinin kimyasal kompozisyonu (Pohang Steel Company (POSCO), 2014).

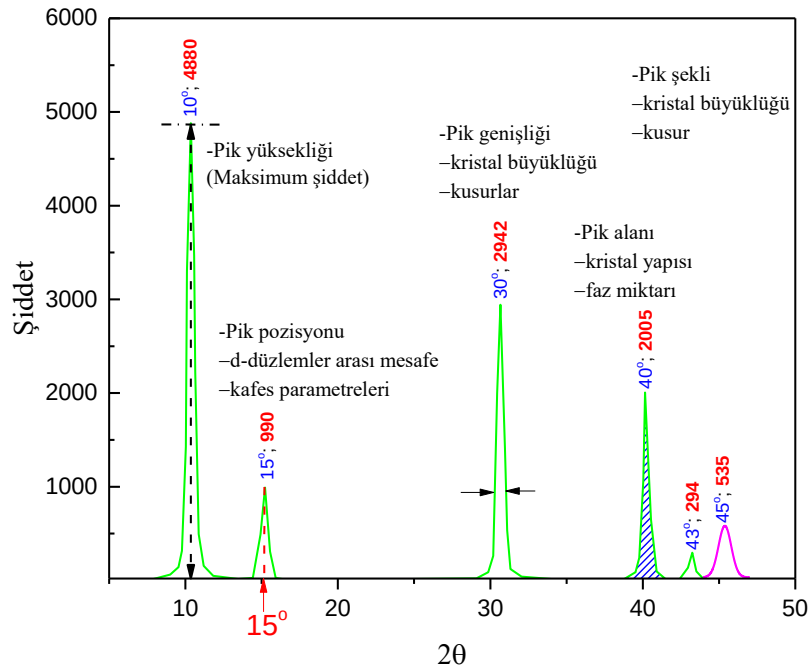
C	Mn	Si	Cr	Al	Cu
0,37	20,96	0,17	0,46	4,80	0,06

Bu çeliğin mekanik özelliklerinin ve bunları etkileyen içyapının özelliklerinin daha iyi anlaşılabilmesi için, numunelerin başlangıç durumundaki ve bazı mekanik deneyler sonrası mikroyapı karakterizasyonu yapılmıştır. Bu işlemlerde parlatma, dağlama, optik mikroskop ve XRD cihazları kullanılmıştır. Malzemelere dağlama işlemini yapmadan önce epoksi-resin kullanılarak kalıplama işlemi yapılmıştır. Kalıplama işlemi yapıldıktan sonra sırasıyla zımparalama, parlatma ve dağlama işlemine tabi tutulmuştur. Bu işlemler için Struers Labopol-5 marka otomatik parlatma cihazı kullanılmıştır. Zımparalama işleminde SiC (silisyum karbür) taneleri ile magnetit tozu bulunan zımpara kâğıtları kullanılmıştır. Kalıptan çıkarılan malzemelere kaba taneden ince taneye doğru sırasıyla 320, 500, 1200, 2400 ve 4000 grid’e (tane boyutu) kadar zımparalama işlemleri yapılmıştır. Zımparalama işlemi yaparken su ile soğutma yapılarak numunelerin ısınması sonucu oluşabilecek herhangi bir yapı değişikliğinin önüne geçilmeye çalışılmıştır. Parlatma işleminde, basınç miktarı ve dönme hızı ayarlanabilen cihazın disklerine uygun parlatma kumaşları yerleştirilerek farklı tane büyüklüğündeki elmas süspansiyonlar kullanılmıştır. Parlatmada kullanılan elmas süspansiyonlar sırasıyla alümina pasta, 3 µm, 1 µm, 0,25 µm tane büyüklüğüne sahip süspansiyonlardır. Parlatma sırasında her bir elmas süspansiyon için ayrı parlatma kumaşları kullanılmıştır. Parlatma

işlemi biten numunelerin mikro yapılarının optik mikroskopta görülebilmesi için uygun dağlayıcılar ile dağlanması gerekmektedir. Bu işlemde uygun dağlayıcının belirlenmesinin yanı sıra dağlama süresi de çok önemlidir. Yapılan araştırmalarda TWIP çeliğinin %5 Nital dağlayıcısı ile dağlandığı tespit edilmiş olup bu çözelti 45 sn süre ile uygulanmıştır. Dağlama işlemleri yapılan numunelerden elde edilen fotoğraflar, Olympus BX-51 marka optik mikroskop ile farklı objektifler (x5, x10, x20, x50, x100) kullanılarak elde edilmiştir.

3.1.1 X-ışınları kırınımı (XRD) ile faz tayini

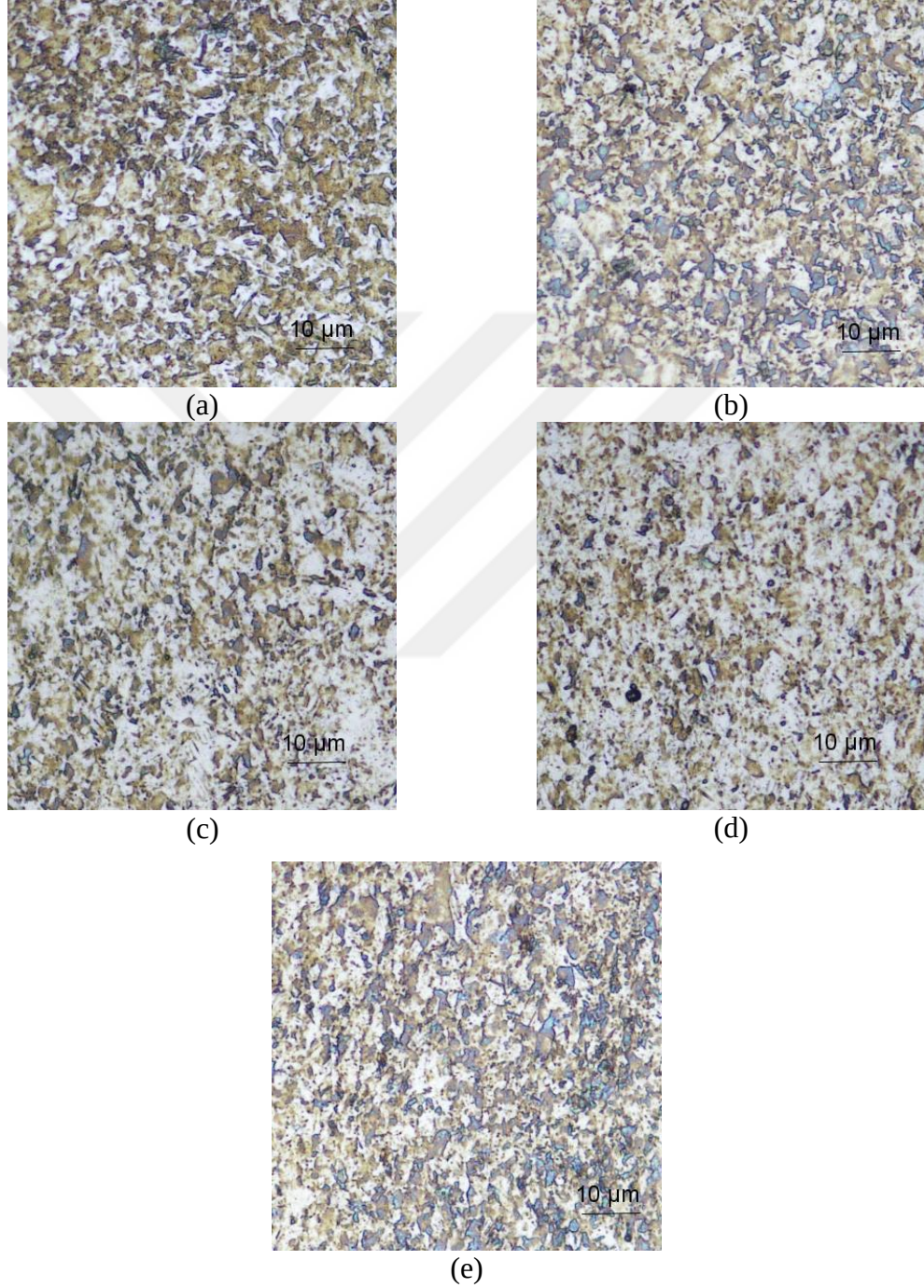
Çok küçük tane boyutunda malzemelerin kristal yapılarına göre sınıflandırma işlemi XRD ile yapılmaktadır. XRD detektörü ile 40 dereceden 100 dereceye kadar 0,01 derece/ dk hızla tarama yapıp toplanan kırınımına uğramış XRD demeti sayesinde faz tayini yapılmıştır. XRD analizinde Cu K α ışınımı yapan bakır anotlu XRD tüpü kullanılmıştır. Şekil 3.1’de ideal bir XRD grafiği ve bu grafikten elde edilen özellikler gösterilmiştir. Düzlemler arası mesafe, kafes parametreleri, kristal yapı, faz miktarları, kusur ve kalıntı gerilme vb. bilgiler bu grafikten rahatlıkla elde edilebilmektedir.



Şekil 3.1. İdeal XRD grafiği

3.2 TWIP900 Çeliğinin İçyapısı ve Özellikleri

Farklı birim deformasyona uğrayan TWIP900 numunelerinin içyapı görüntüleri %5 Nital çözeltisi kullanılarak Fotoğraf 3.1’de görüldüğü üzere elde edilmiştir.

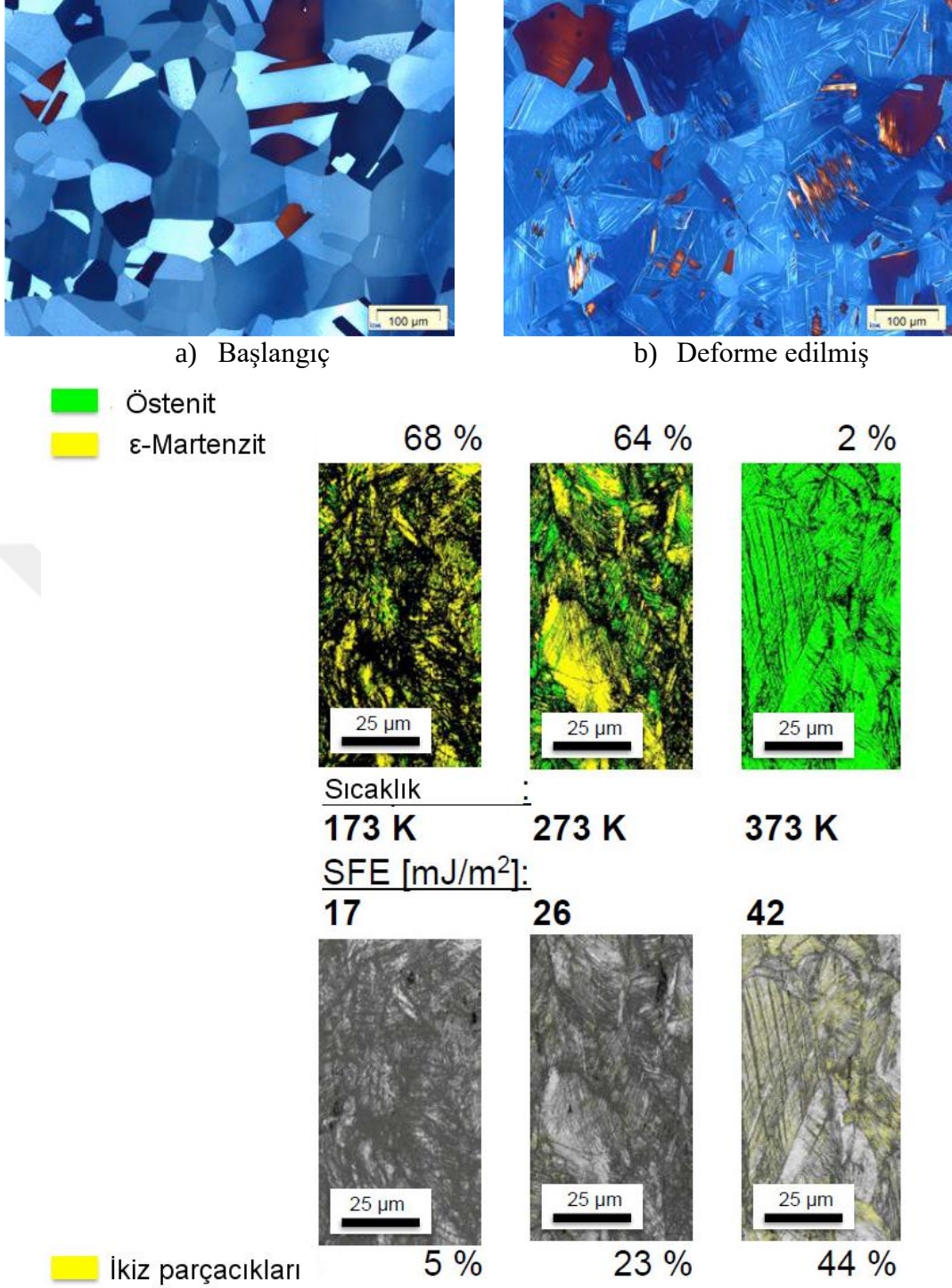


Fotoğraf 3.1. a) Birim deformasyon yok, b) %10, c) %20, d) %30, e) %40 birim deformasyonlarında içyapı görüntüleri

3.2.1 EBSD analizi

Elektron Gerisaçılım Kırınımı (Electron Backscatter Diffraction) özelliği olan taramalı elektron mikroskopları, malzemelerin kristolografik özelliklerinin karakterizasyonu için kullanılmaktadır. EBSD ile malzemelerin, tane büyüklüğü, tane yönü, en boy oranı, deformasyon gibi özellikleri tayin edilmektedir. Fotoğraf 3.2’de literatürde yer alan TWIP900 çeliğine ait EBSD analizleri mevcuttur (Twardowski ve Prahl, 2015). Fotoğraf 3.2’de ikizlenme mekanizmasında etkili olan SFE (Stacking Fault Energy) enerjisinin, sıcaklığın artmasıyla beraber arttığını ve neticede de %5 seviyesinde olan ikizlenen tanelerin sayısının %44’e kadar çıktığı görülmektedir (Twardowski ve Prahl, 2015).



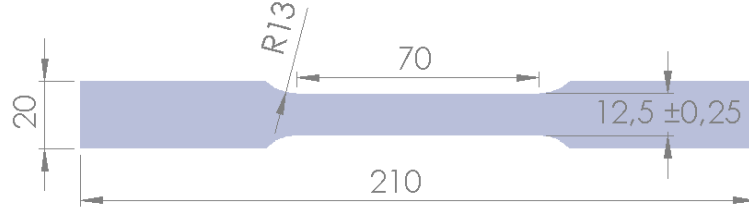


Fotoğraf 3.2. TWIP900'ün EBSD analizi (Twardowski ve Prah, 2015)

3.3 Çekme Deneyi

Tez kapsamında 1,3 mm kalınlığındaki TWIP900 çeliğinden hazırlanan numuneler farklı hızlarda (25, 125 ve 500 mm/dk) ve haddeleme yönüne göre farklı açılarda (0°, 15°, 30°, 45°, 60°, 75°, 90°) hazırlanarak çekme deneyleri yapılmıştır. Aynı zamanda

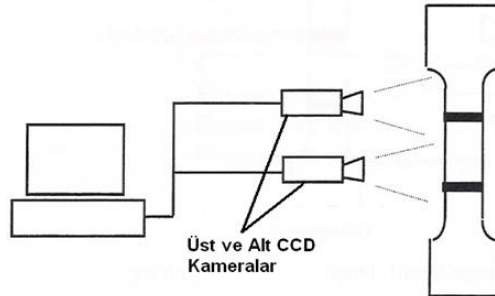
numunelerin hazırlanmasında kullanılan iki farklı kesim yönteminin (su jeti ve lazer) mekanik özellikler üzerindeki etkileri incelenmiştir. Deneyler en az 3 tekrarlı olmak üzere yapılmış ve deney sonuçlarının ortalaması alınmıştır. Deneysel çalışma için test numuneleri ASTM-E8 standardına göre Şekil 3.2’deki gibi hazırlanmıştır.



Şekil 3.2. ASTM-E8 standardına göre çekme deney numunesi ölçüleri (mm)

3.3.1 Deney düzeneği

Deneyler, Shimadzu Autograph 100 kN mekanik çekme cihazında gerçekleştirilmiştir. Ayrıca deneyler esnasında malzemelerdeki deformasyonların ölçümü için video tip deformasyon ölçer kullanılmıştır. Bu sistem, çekme deneyi uygulanacak numunelerin yüzeylerine çizilen çizgilerin (deney öncesinde iki çizgi arası mesafe (gauge length) $L_0 = 50$ mm olarak çizilmiştir) yer değiştirme miktarını %0,1 hassasiyetle tespit edebilen kameralar ve bir de yazılımdan oluşmaktadır. Böylece mekanik temaslı deformasyon ölçerlere göre daha hassas sonuçlar elde edilebilmektedir. Fotoğraf 3.3’de deney sistemi ve Şekil 3.3’de ise deformasyon ölçüm sistemi görülmektedir. Sistem, iki ayrı kameranın kadrajları içerisinde kalan çizgilerin deney süresince (numune uzadıkça) yaptığı hareketi ölçmesi esasına dayanmaktadır.



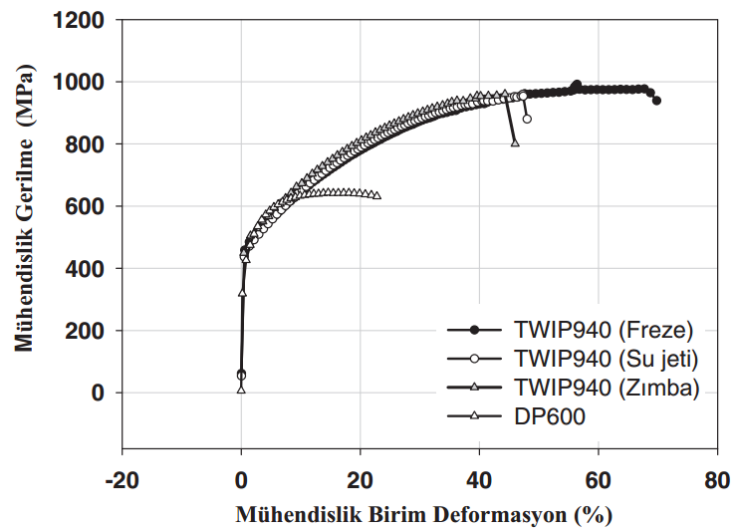
Şekil 3.3. Deformasyon ölçüm sistemi



Fotoğraf 3.3. Shimadzu Autograph 100 kN kapasiteli mekanik çekme cihazı

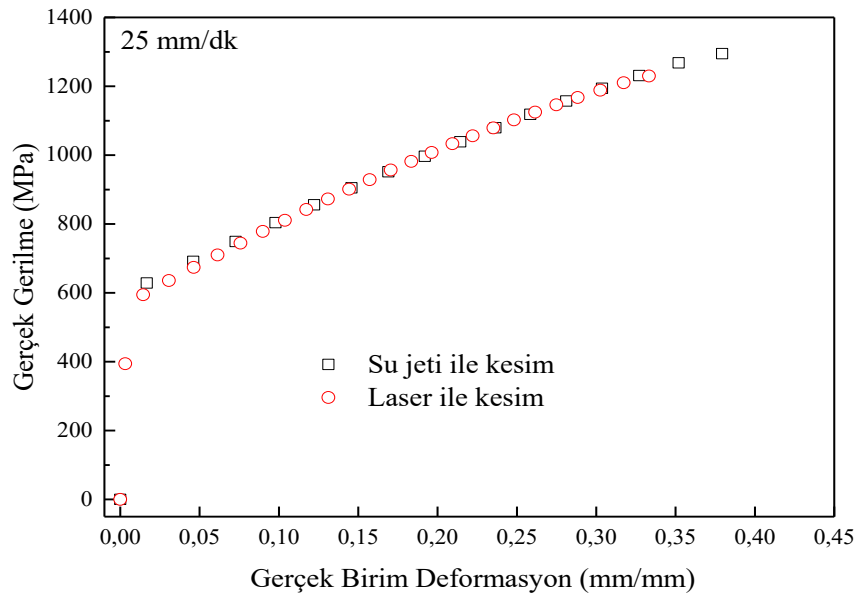
3.4 Deformasyon hızının mekanik özelliklere etkisi

Numune hazırlama yöntemlerinin (su jeti, lazer, zımba ile kesme, frezeleme vb...) malzemenin mekanik özelliklerine etkisi literatürde birçok araştırmacı tarafından incelenmiştir (Şekil 3.4) (Chung vd., 2011a). Bu tez çalışması kapsamında su jeti ve lazer ile hazırlanan numunelere farklı hızlarda çekme testi yapılmıştır.



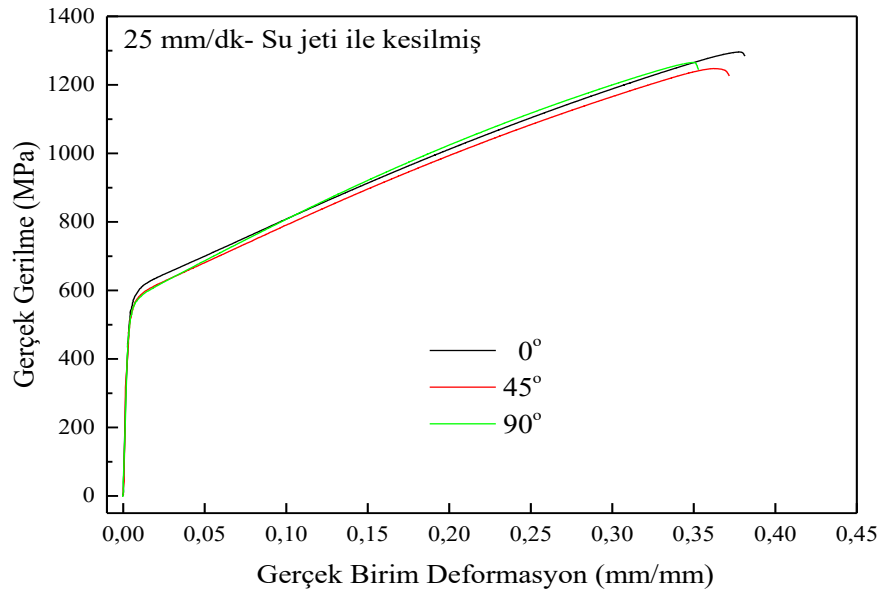
Şekil 3.4. Farklı malzeme hazırlama yöntemlerinin malzeme özelliklerine etkileri etkileri (Chung vd., 2011a)

Şekil 3.4 incelendiğinde en uygun deney numunesi hazırlama işleminin frezeleme ile elde edildiği görülmektedir. Numune hazırlamada kullanılan yöntemlerin mukavemete önemli bir etkisi olmazken, birim deformasyon miktarında etkili olduğu görülmektedir. Dolayısıyla malzeme hazırlama yönteminin deneysel çalışmalarda dikkat edilmesi gereken bir işlem olduğu açıktır. Bu çalışmada, yenilik olarak TWIP çeliği için laser kesimin mekanik özelliklere etkisi incelenmiştir. Şekil 3.5’de görüldüğü üzere laser kesimli numunelerde, su jetiyle kesime göre bir miktar uzama kaybı olmuştur. Bunun sebebi olarak kesim esnasında oluşan ısının bir miktar tavlama etkisi meydana getirdiği düşünülmektedir. Nitekim literatürde de benzer sonuçlar rapor edilmiştir. Şekil hafızalı alaşımlarda laser kesim hızının mekanik özellikleri etkilediği vurgulanmıştır. Numunede kesme hızından dolayı oluşan ısının artmasının elastik modülünü artırıcı bir etkiye sahip olduğu gösterilmiştir (Biffi vd., 2013). Kompleks fazlı (CP) ve östenitik paslanmaz çeliklerde kesme yönteminin etkisinin araştırıldığı bir çalışmada, kompleks fazlı çeliklerde laser kesimde akma mukavemetinin arttığı çekme mukavemetinin ise bir miktar düştüğü, östenitik paslanmaz çeliklerde ise akma ve çekme mukavemetlerinin azaldığı tespit edilmiştir. Bu durumun ısıdan etkilenmiş bölgeden dolayı ortaya çıktığı görüşüne varılmıştır. (Mäntyjärvi vd., 2009).



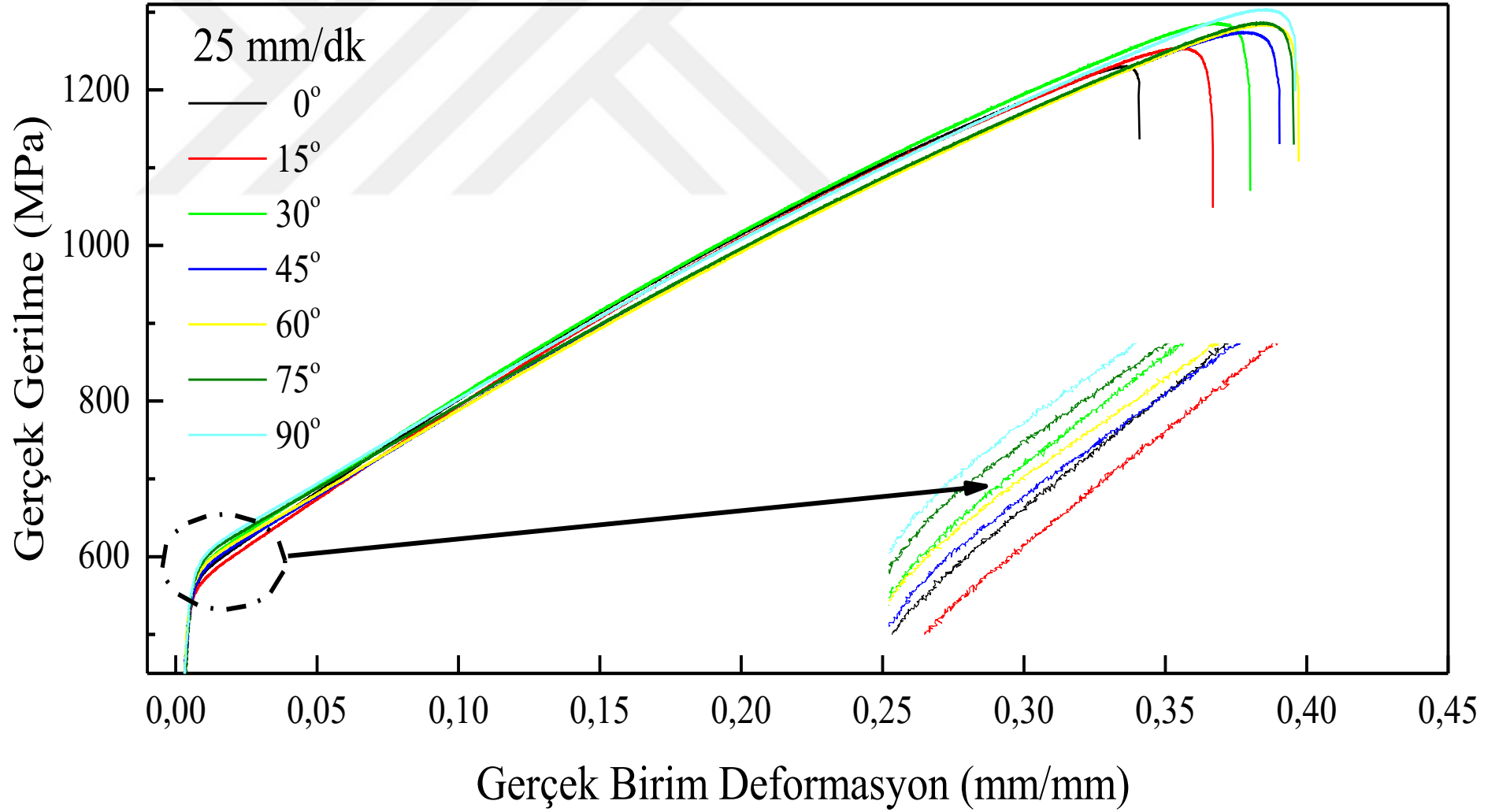
Şekil 3.5. Farklı numune hazırlama yöntemlerinin etkileri

Su jeti ile 0°, 45° ve 90° kesilerek elde edilen numunelerin 25 mm/dk deformasyon hızında elde edilen gerilme-birim deformasyon eğrileri Şekil 3.6’da verilmiştir.

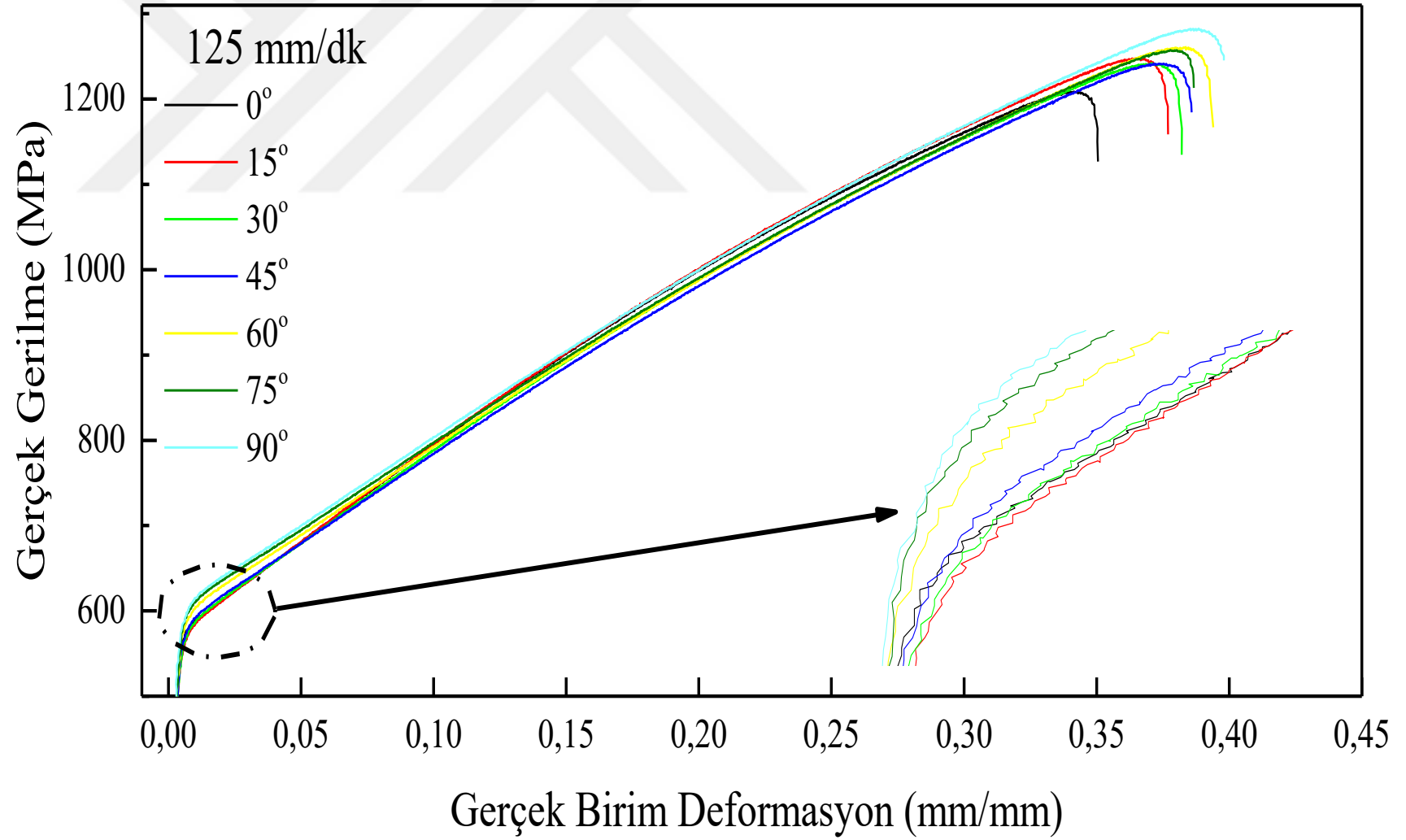


Şekil 3.6. Su jeti ile hazırlanan farklı doğrultulardaki malzemelerin gerilme birim deformasyon eğrisi

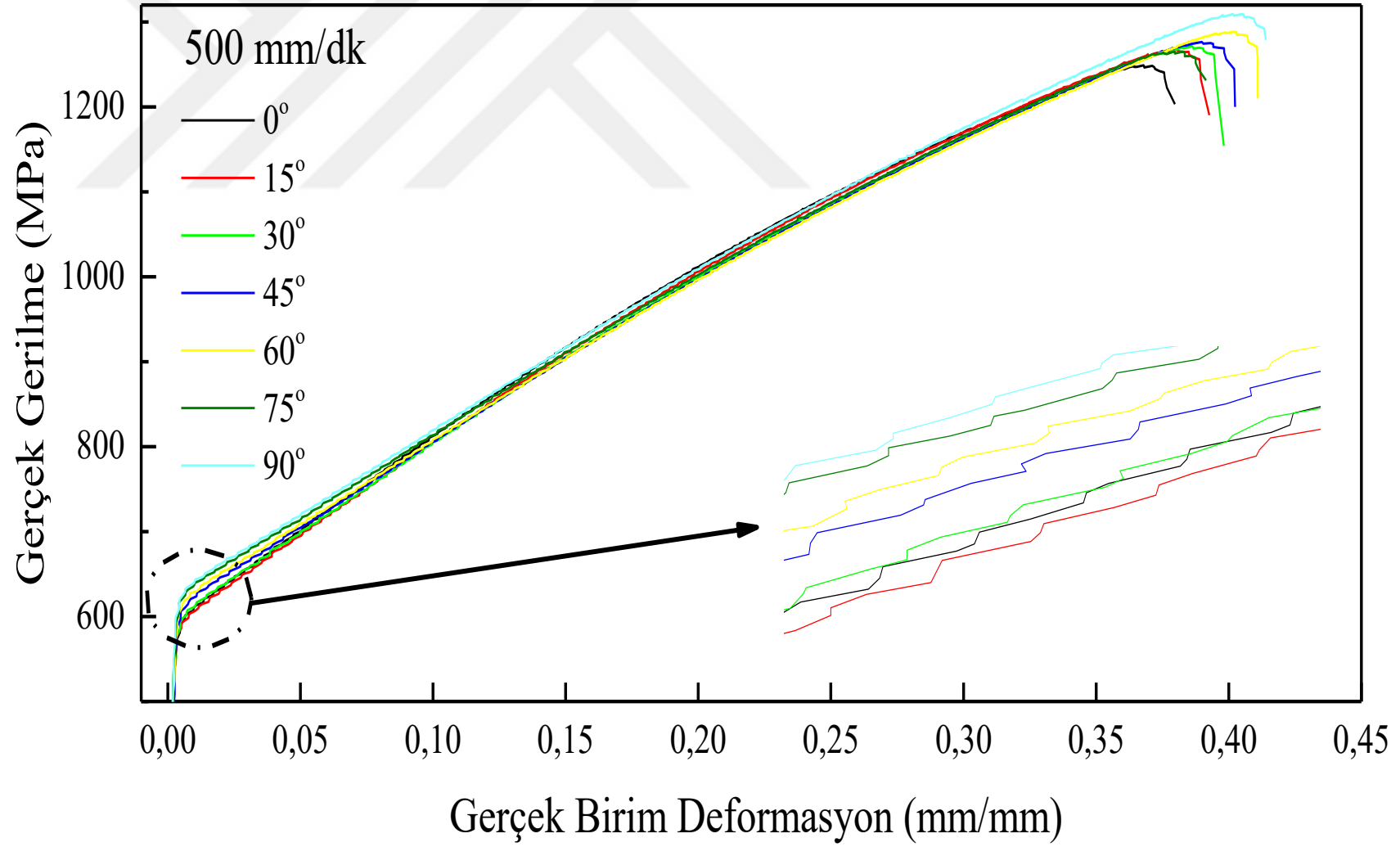
Şekil 3.7-9'da lazer ile 0°, 15°, 30°, 45°, 60°, 75° ve 90° açılarında kesilen parçaların akma eğrileri gösterilmiştir. Bu eğrilere bakıldığında hadde yönünden, hadde yönüne dik doğrultuya doğru gidildikçe uzama miktarının ve çekme mukavemetinin arttığı görülmektedir.



Şekil 3.7. 25 mm/dk deformasyon hızında akma eğrileri

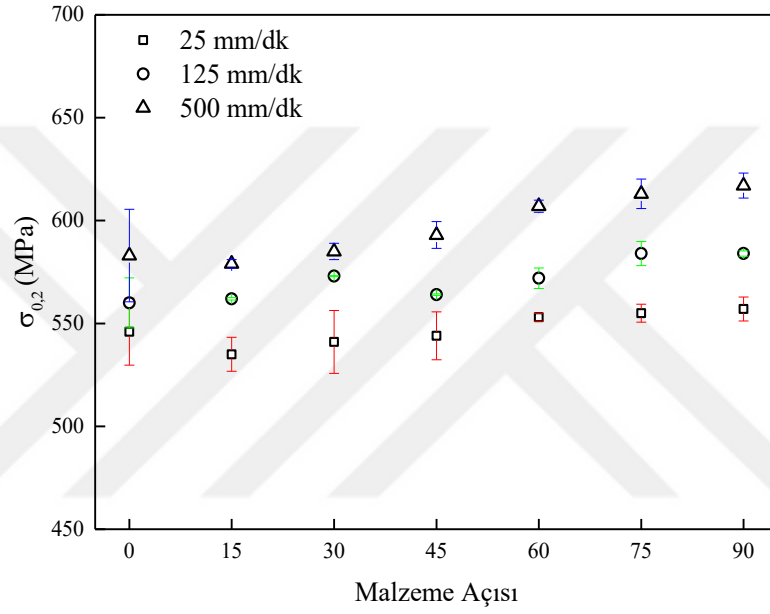


Şekil 3.8. 125 mm/dk deformasyon hızında akma eğrileri



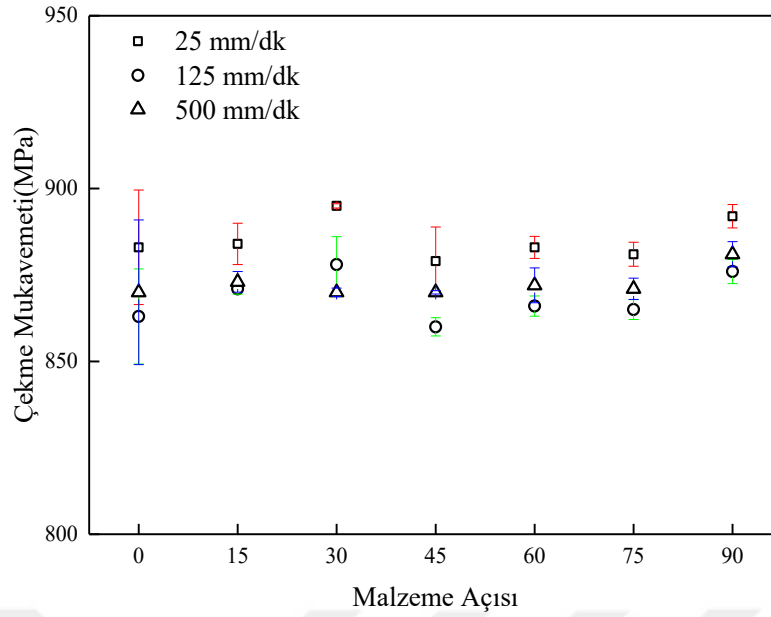
Şekil 3.9. 500 mm/dk deformasyon hızında akma eğrileri

Akma mukavemetinin açıyla değişimine bakıldığında 15° lik açıda azaldığını ve mütakiben de açı arttıkça devamlı olarak yükseldiği görülmüştür. Bununla birlikte bu davranışın 25 ve 500 mm/dk hızlarında benzer olduğunu ve 125 mm/dk hızında ise 15° ve 30° de değişiklik göstermiş ve genel olarak hadde yönüne dik doğrultuya doğru akma mukavemetinin arttığı gözlemlenmiştir (Şekil 3.10). Şekil 3.11’deki çekme mukavemeti grafiğine bakıldığında ise, böyle bir artışın olmadığı görülmektedir. Genel olarak bilindiği üzere deformasyon hızının artmasıyla beraber akma mukavemetinin de arttığı grafikten görülmektedir.



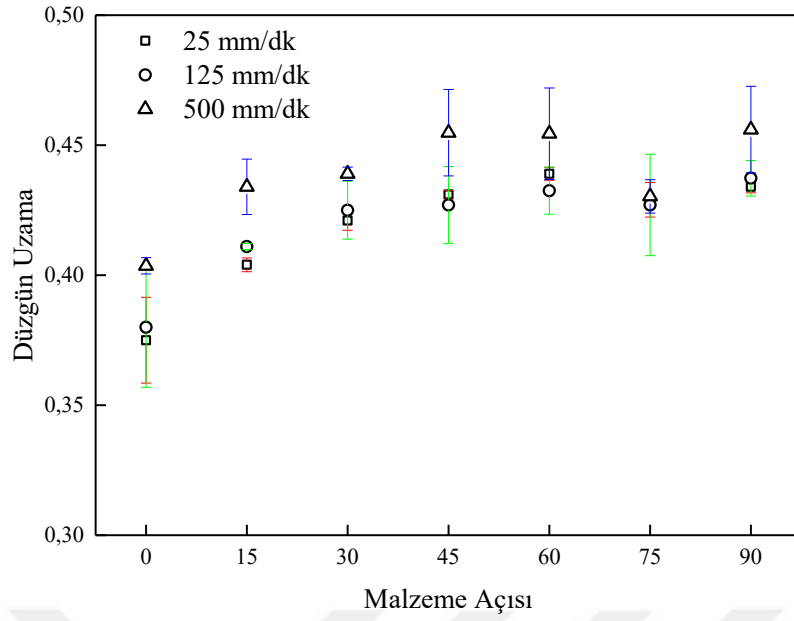
Şekil 3.10. Farklı deformasyon hızlarında akma mukavemetinin hadde yönüne göre değişimi

Birim deformasyon hızının artmasıyla beraber malzemenin akma mukavemetinde artış olurken çekme mukavemetinde ve birim deformasyon miktarında düşüş beklenir (Grässel ve Frommeyer, 1998). TWIP çeliklerinde ise yüksek deformasyon hızlarında ikiz üretim hızının artmasıyla beraber bu durum değişmektedir (Bouaziz vd., 2010). Genel olarak çekme mukavemetinde 25 ve 125 mm/dk deformasyon hızlarında benzer eğilim görülürken, 500 mm/dk’da farklı bir davranış görülmüştür. Bu farklılık ikizlenme mekanizmasıyla ilişkilidir.



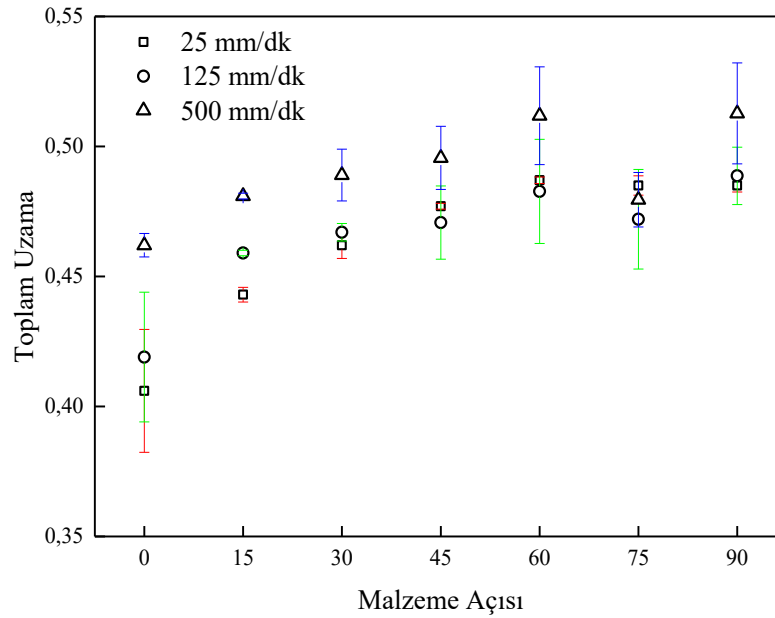
Şekil 3.11. Farklı deformasyon hızlarında çekme mukavemetinin hadde yönüne göre değişimi

Otomobil sanayinde, tavan, çamurluk gibi parçalar gererek şekillendirme işlemine tabi tutulurlar. Gererek şekillendirme işlemlerinde ise malzemenin düzgün uzamasının fazla olması istenir. Düzgün uzama malzemenin boyun vermeden şekil değiştirebildiği maksimum uzama miktarıdır. Şekil 3.12'ye bakıldığı zaman 500 mm/dk deformasyon hızında en yüksek düzgün uzama değerleri elde edilmiştir. Burada genel artış eğilimini 75°'lik numune bozmuştur. 75°'lik numunede düzgün uzama değeri bütün hızlarda aynı sonucu vermiştir. Sonuç olarak TWIP çeliğinin yüksek hızlarda şekillendirilmesinin, düzgün uzama miktarına pozitif bir etkisi olduğu görülmektedir. Literatürdeki benzer bir çalışmada da deformasyon hızının (10^{-3} ile 1250 s^{-1}) artmasının akma mukavemetine ve toplam uzamaya pozitif katkısı olduğu gösterilmiştir (Curtze ve Kuokkala, 2010a). Ancak literatürde yer alan başka bir çalışmada artan deformasyon hızının düzgün ve kopma uzamasını azalttığı belirtilmektedir (Grässel ve Frommeyer, 1998). Aynı şekilde yapılan başka çalışmalarda deformasyon hızının artmasıyla (10^{-4} ile 10^0 s^{-1}) beraber ikiz kalınlığının ve ikizler arası boşluğun arttığı bununla birlikte akma mukavemetini artırdığı, çekme mukavemetini düşürdüğü gösterilmiştir (Yang vd., 2014; Yang vd., 2015).



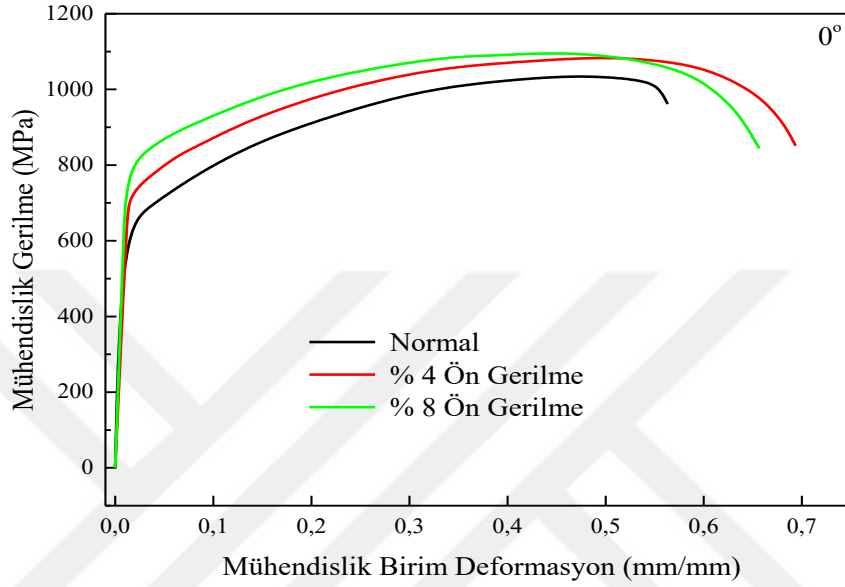
Şekil 3.12. Farklı deformasyon hızlarında düzgün uzamanın hadde yönüne göre değişimi

Şekil 3.13’de numune açısıyla toplam uzama arasındaki ilişki gösterilmiştir. Burada da bilinenin aksine 500 mm/dk deformasyon hızında bütün numuneler daha fazla uzama göstermiştir. Bunun sebebi ikizlenme mekanizmasıdır. Deformasyon hızının artmasıyla birlikte mikroyapıdaki ikizlenen tanelerin sayısı da artmaktadır (Bouaziz vd., 2010).



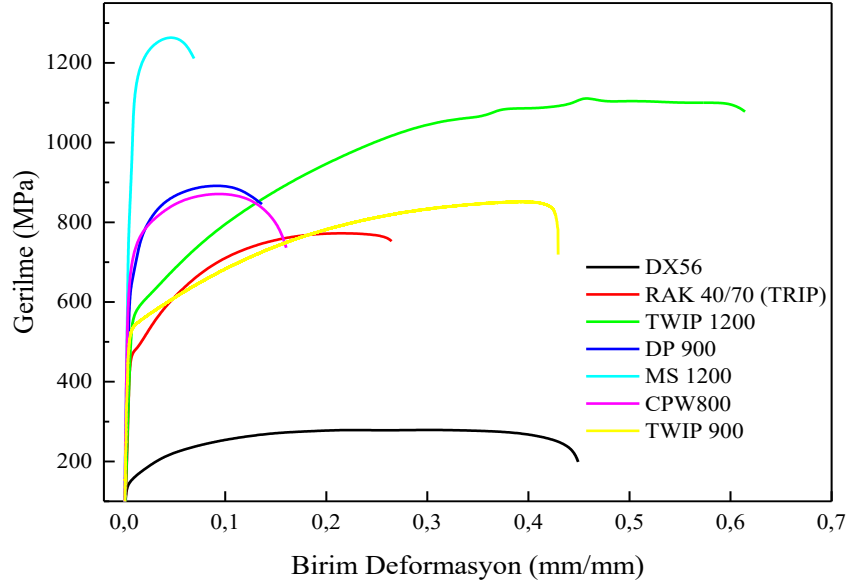
Şekil 3.13. Farklı deformasyon hızlarındaki toplam uzamanın hadde yönüne göre değişimi

Butz ve arkadaşları (Butz vd., 2014), farklı ön birim deformasyon durumlarının (%4-8), TWIP çeliğinin mekanik özelliklerine etkisini incelemişlerdir. Şekil 3.14’de görüldüğü üzere ön birim deformasyonun artmasıyla beraber akma mukavemeti artmıştır. Fakat en fazla deformasyon ise %4’lük ön birim deformasyon durumunda ortaya çıkmıştır.



Şekil 3.14. Farklı ön gerilmelerin birim deformasyon miktarına etkileri (Butz vd., 2014)

Şekil 3.15’de otomotiv endüstrisinde yaygın olarak kullanılan farklı çeliklere ait gerilme birim deformasyon eğrileri görülmektedir (Sobotka vd., 2011). Burada TWIP900 ve TWIP1200 çeliklerine bakıldığında, hem mukavemet hem de süneklik açısından çok iyi değerlere sahip olduğu görülmektedir. Ayrıca otomotiv sanayinde kullanılan diğer çeliklere göre düzgün uzama miktarlarının fazla olması istenilen bir özelliktir.



Şekil 3.15. Farklı malzemelerin ve TWIP900 çeliğinin gerilme-birim deformasyon eğrileri (Sobotka vd., 2011)

3.4.1 Pekleşme üsteli ve mukavemet katsayısının belirlenmesi

Pekleşme üsteli (n) ve mukavemet katsayısı (K) önemli malzeme parametreleridir. Özellikle şekillendirme işlemlerinde yüksek pekleşme katsayısı olan malzemeler tercih edilmektedir. Yüksek pekleşme üsteli malzemenin bölgesel şekil değişimini zorlaştırır ve düzgün uzamanın fazla olmasını sağlar. Bu parametreler aynı zamanda malzemenin gerçek akma eğrisini tanımlar. Sonlu elemanlar programlarında deneysel verilere gerek kalmadan malzemenin n , K değerleri girilerek akma eğrisi elde edilir. Malzemenin deney sonucu elde edilen gerçek gerilme birim deformasyon eğrisi üzerine istatistiksel programlarla eğri uydurma işlemi yapılarak n , K ve bunların doğruluğu araştırılmıştır. Bu çalışmada sonlu elemanlar programlarında en yaygın olarak kullanılan 3 tane akma eğrisi modeli kullanılmıştır.

Analiz programlarında yaygın olarak kullanılanlar: Hollomon, Power, Krupskowsky (Swift) modelleridir. Hollomon eşitliği (3.1) numaralı denklemde verilmiştir. Bu denklem mukavemet katsayısı (K) ve pekleşme üsteli (n) olmak üzere iki parametreye bağlıdır.

$$\sigma = K\varepsilon^n \quad (3.1)$$

Yaygın olarak kullanılan diğer bir model ise (3.2) numaralı denklemde verilen Power Law eşitliğidir. Aynı zamanda Ludwig eşitliği olarak ta bilinir. Burada da akma eğrisi denklemi, mukavemet katsayısı (K), pekleşme üsteli (n) ve malzemenin akma mukavemeti olacak şekilde üç parametreden oluşur.

$$\sigma = \sigma_0 + K \varepsilon^n \quad (3.2)$$

Diğer model (3.3) numaralı denklemde verilen Krupskowsky (Swift) denklemidir. Bu modelde mukavemet katsayısı (K), pekleşme üsteli (n) ve başlangıç birim deformasyonu olmak üzere üç parametreyle belirlenmektedir.

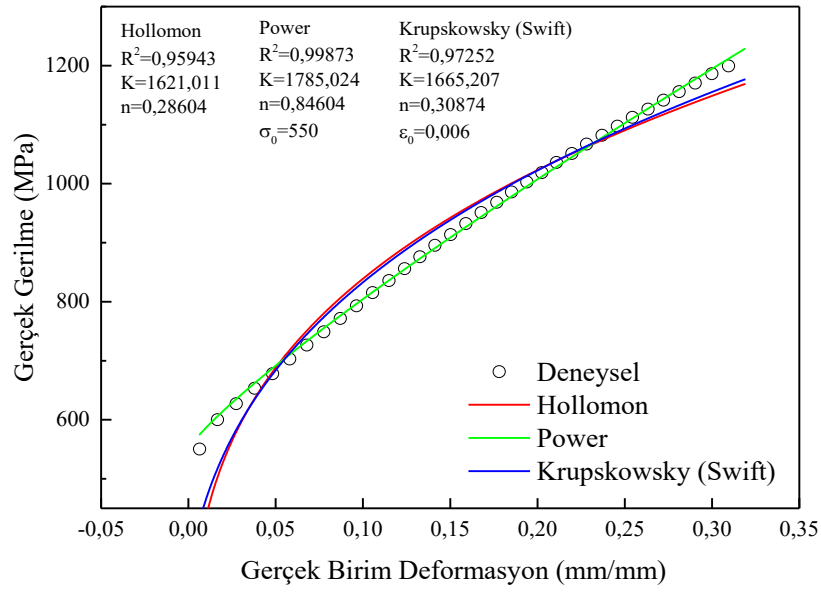
$$\sigma = K(\varepsilon_0 + \varepsilon)^n \quad (3.3)$$

Önemli diğer bir parametre de (3.5) numaralı denklemde verilen *pekleşme hızı*'dır ($d\sigma/d\varepsilon$).

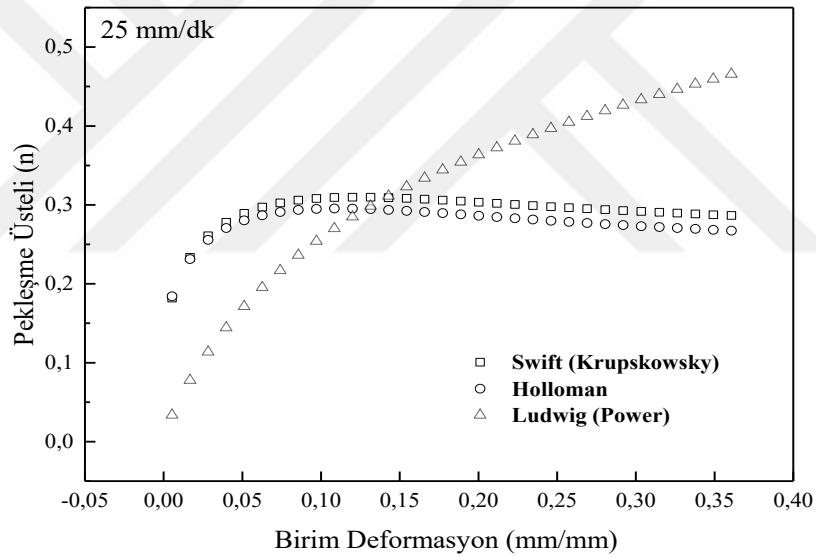
$$n = \frac{d(\log \sigma)}{d(\log \varepsilon)} = \frac{d(\ln \sigma)}{d(\ln \varepsilon)} = \frac{\varepsilon}{\sigma} \frac{d\sigma}{d\varepsilon} \quad (3.4)$$

$$\frac{d\sigma}{d\varepsilon} = n \frac{\sigma}{\varepsilon} \quad (3.5)$$

Şekil 3.16 incelendiğinde TWIP900 çeliğinin akma eğrisini en doğru verebilen eşitlik Power (Ludwik) eşitliğidir. Power eşitliği kullanıldığında elde edilen pekleşme üsteli değeri 0,84 olup, diğerlerine göre en yüksek sonuçtur. Aynı şekilde literatürde yer alan çalışmalarda Hollomon eşitliğinin TWIP çeliği için uygun olmadığı ve Swift, Ludwik denklemlerinin kullanılması gerektiği söylenmektedir (Dini vd., 2010b; Chung vd., 2011a; Xu vd., 2013). TWIP çeliğinin boyun vermeden önceki uzamasının çok fazla olması da bu pekleşme üstelinin yüksek olmasını destekler niteliktedir. Yine pekleşme üstelinin birim deformasyonla değişimi bu modeller kullanılarak Şekil 3.17'de verilmiştir. Power (Ludwik) modelinde pekleşme üstelinin sürekli artarak boyun vermeyi geciktirdiği ve daha fazla uzama sağladığı görülmektedir.

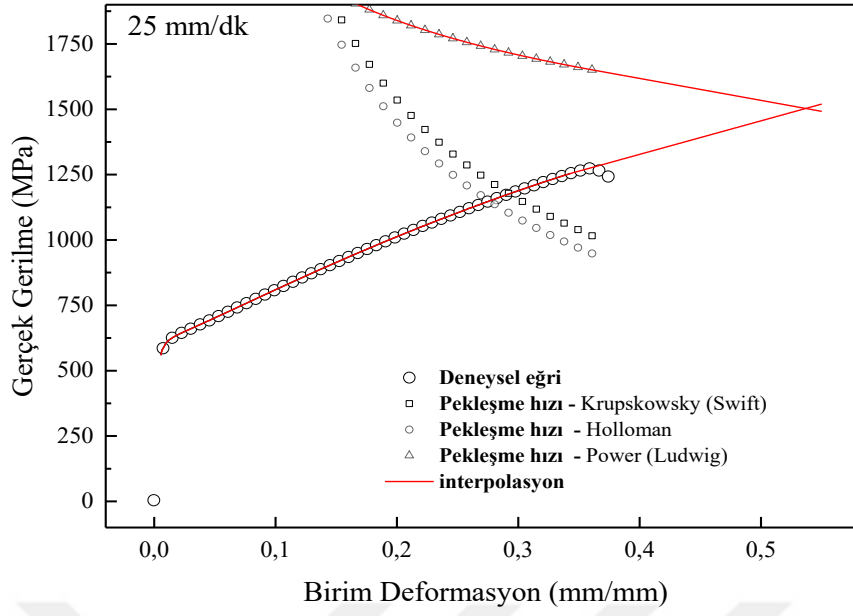


Şekil 3.16. Akma eğrisi modellerinin parametreleri ve doğrulukları



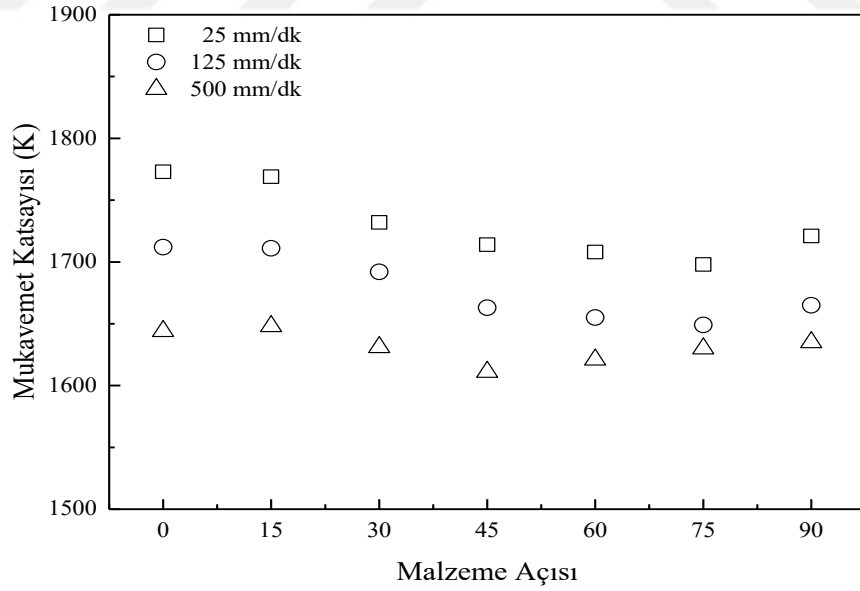
Şekil 3.17. Pekleşme üstelinin birim deformasyonla değişimi

Eşitlik (3.5) verilen pekleşme hızının modellere göre değişimi Şekil 3.18’de verilmiştir. Pekleşme hızı eğrisi ile gerilme-birim deformasyon eğrisinin kesiştiği nokta, boyun verme başlangıcı olarak bilinmektedir. Numune, Power denkleminin tahminine göre daha ileride boyun vermesi beklenirken gerçekte daha önce koptuğu görülmektedir.

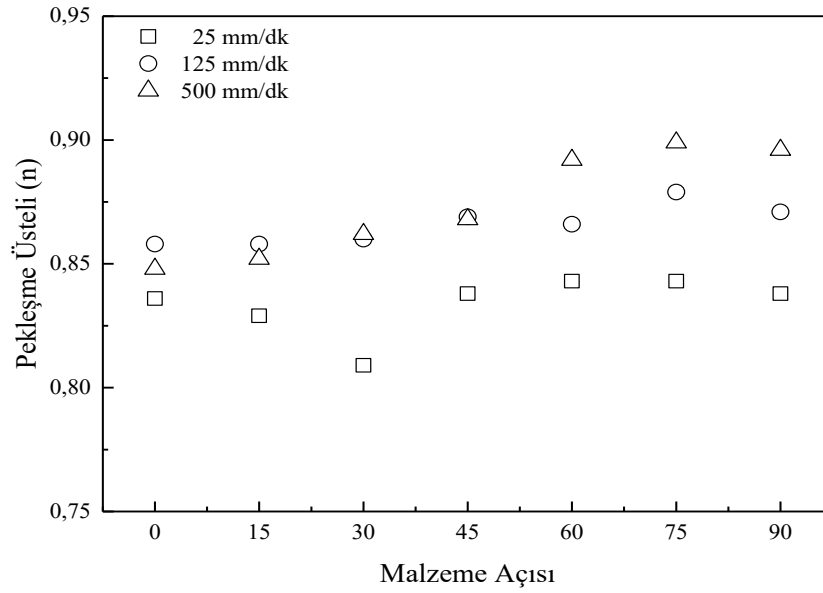


Şekil 3.18. Pekleşme hızının birim deformasyonla değişimi

Power eşitliğine göre bulunmuş mukavemet katsayısı ve pekleşme üstelinin hadde yönü ve deformasyon hızıyla değişim grafikleri Şekil 3.19-20’de verilmiştir. Yüksek deformasyon hızlarında pekleşme üsteli daha yüksek elde edilmiştir.



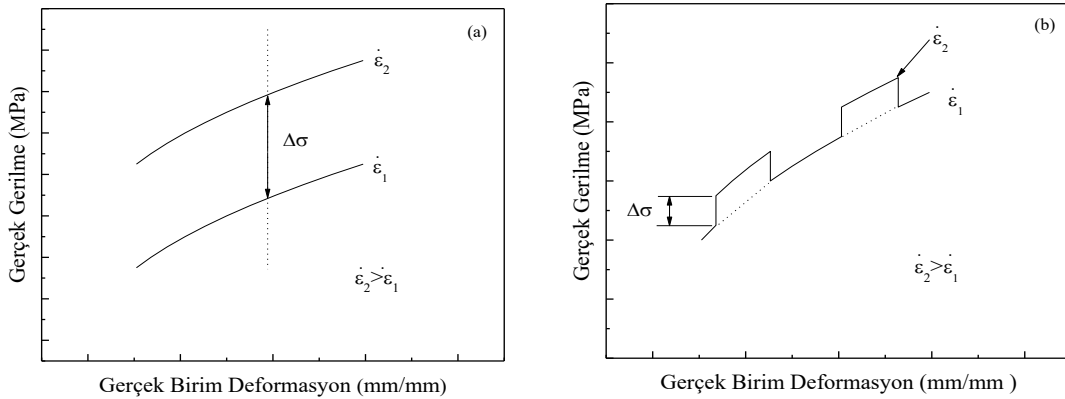
Şekil 3.19. Mukavemet katsayısının hadde yönüne göre değişimi



Şekil 3.20. Pekleşme üstelinin hadde yönüne göre değişimi

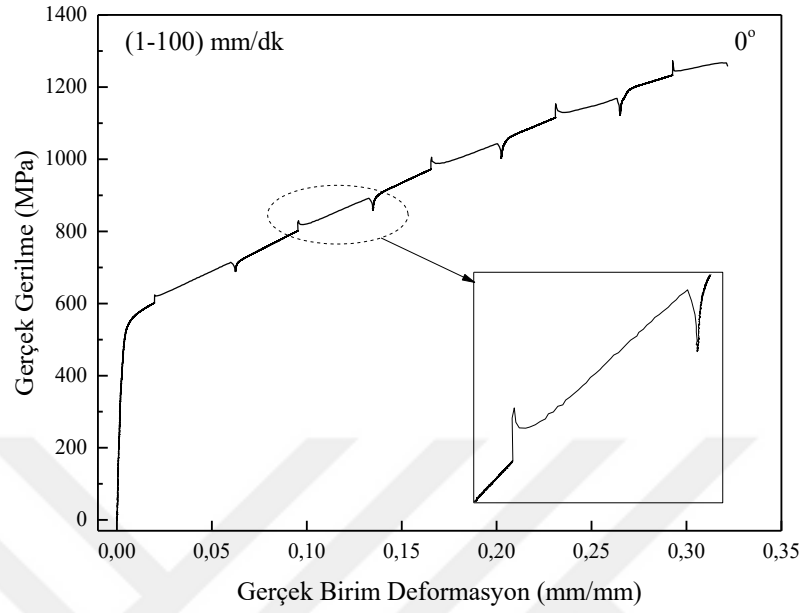
3.4.2 Deformasyon oranı hassasiyeti değişimi

Deformasyon oranı hassasiyeti (m) malzemenin şekillendirilebilirliği ile ilişkilidir. Deneysel çalışmalar sonucunda deformasyon oranı hassasiyeti yüksek olan malzemelerin hasara uğramadan önce büyük miktarda deformasyon gösterdiği gözlemlenmiştir. Deformasyon oranı hassasiyeti iki farklı yöntemle belirlenmektedir. Birinci yöntem malzemeye iki farklı hızda çekme deneyi yaparak, ikinci yöntemde ise aynı deneyde ardışık farklı hızlar (sıçrama testi) kullanılarak yapılmaktadır. Yaygın olarak kullanılan yöntem sıçrama testi yöntemidir. Bunlara ait grafikler Şekil 3.21 (a-b)'de görülmektedir.



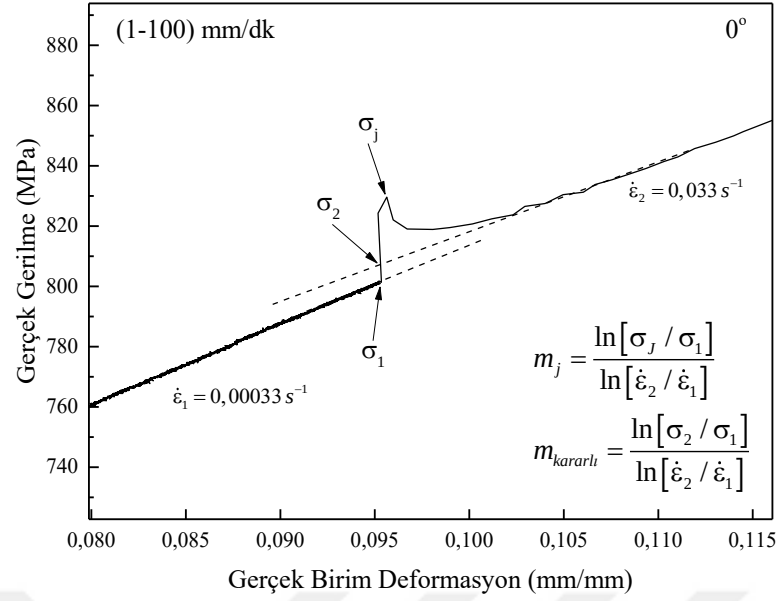
Şekil 3.21. (a) Farklı hızlarda çekme deneyi, (b) Sıçrama testi deneyi (Toros, 2013)

1-100 mm/dk hızları tekrarlı olarak TWIP900 çeliğine uygulanmış ve Şekil 3.22'deki grafik elde edilmiştir.



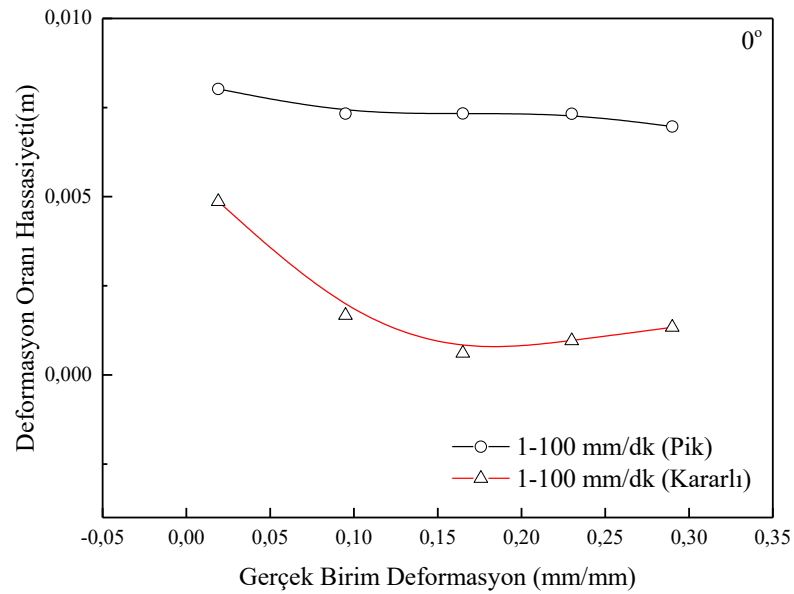
Şekil 3.22. TWIP900 çeliğine ait sıçrama testi

Burada yapılan sıçrama testiyle bulunan deformasyon oranı hassasiyetinin belirlenmesinde yine iki farklı yöntem kullanılmaktadır. İlki, Şekil 3.23'de gösterildiği gibi *normal şekillendirme oranı hassasiyetidir*. Burada elde edilen gerilme-birim deformasyon eğrisindeki pik (en üst) noktalarından (sıçrama noktaları) maksimum olanı dikkate alınır. İkinci yöntem ise *kararlı deformasyon oranı hassasiyetidir*. Bu yöntemde ise Şekil 3.23'de kesikli çizgi ile gösterilen paralel doğrular çizilerek gerilme-birim deformasyon noktaları tespit edilir.

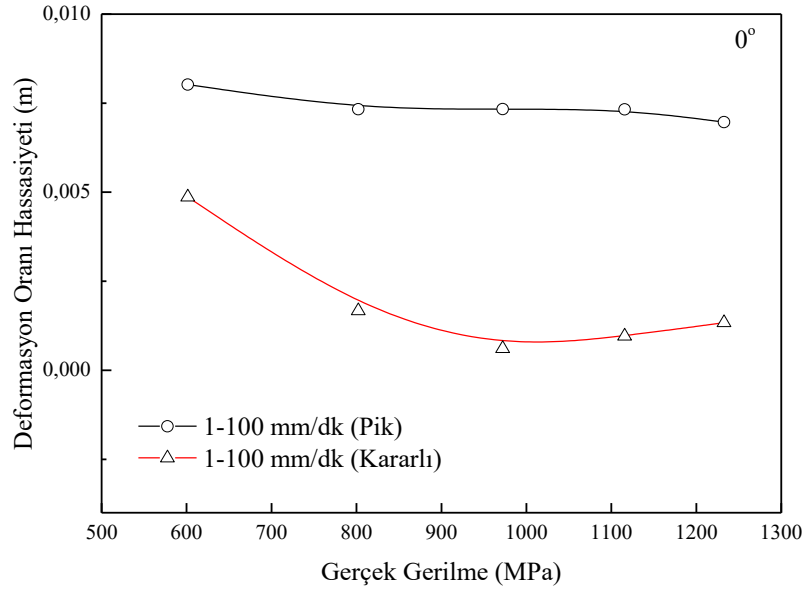


Şekil 3.23. Normal ve kararlı deformasyon oranı hassasiyetinin belirlenmesi

Bu iki farklı hesaplama yönteminden, literatürde en çok *kararlı deformasyon oranı hassasiyeti* metodunun tercih edildiği görülmüştür. Şekil 3.24’de her iki yöntem sonucunda elde edilen deformasyon oranı hassasiyetlerinin birim deformasyonla değişimi, Şekil 3.25’de ise deformasyon oranı hassasiyetlerinin gerilme ile değişimi verilmiştir.



Şekil 3.24. Normal ve kararlı deformasyon oranı hassasiyetinin birim deformasyon ile değişim eğrileri



Şekil 3.25. Normal ve kararlı deformasyon oranı hassasiyetinin gerilme ile değişim eğrileri

Literatürde genel olarak TWIP çeliklerinin negatif deformasyon oranı hassasiyetine sahip olduğu gösterilmiştir. Fakat bu çalışmada pozitif deformasyon oranı hassasiyeti elde edilmiştir (Kim vd., 2009; Chung vd., 2011b; Xu vd., 2012). Malzemenin negatif deformasyon oranı hassasiyetine sahip olması durumunda, deformasyon hızının artmasıyla beraber akma mukavemetinde düşme meydana gelmektedir (Ho ve Krempel, 2000). TWIP900 çeliğinde ise deformasyon hızının artmasıyla beraber akma mukavemetin arttığının görülmesi pozitif deformasyon oranı hassasiyeti sonuçlarını doğrulamaktadır.

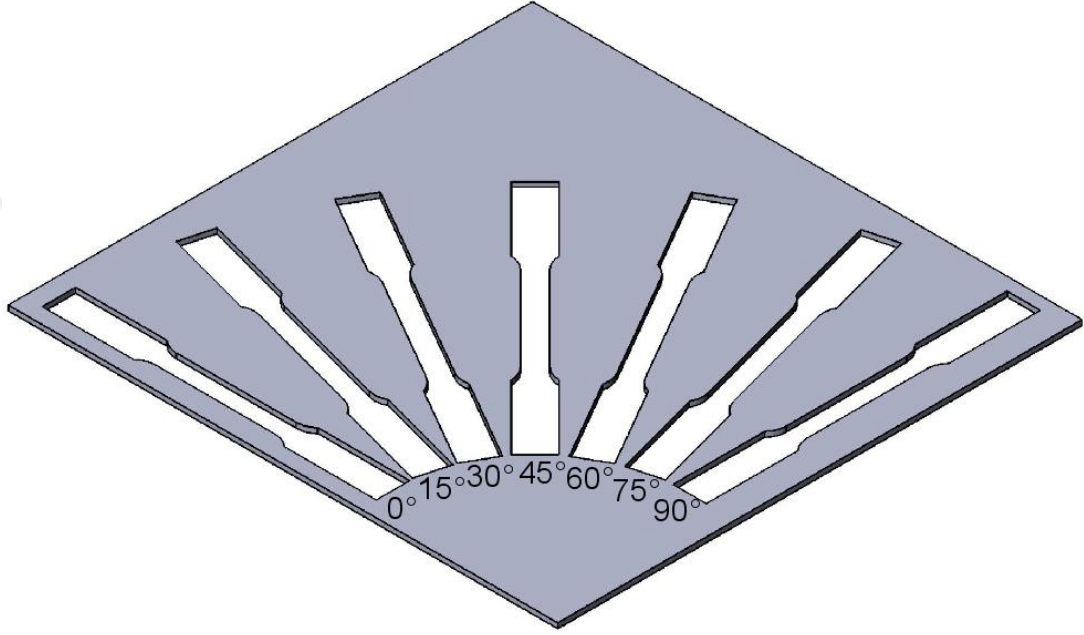
3.4.3 Anizotropilerin belirlenmesi

Anizotropi, malzeme özelliklerinin malzemenin seçilen yöne bağlı olarak değişmesidir ve R veya r ile gösterilir. Sac metal malzemelerde iki farklı anizotropi vardır. Düzlemsel ve normal anizotropidir. Düzlemsel anizotropi, sac metalin kendi düzlemi boyunca farklı mekanik özelliklere sahip olduğu durumdur. Düzlemsel anizotropi genelde kırılma, kulak oluşumuna gibi etkilere sebep olur. Normal anizotropi ise malzeme özelliklerinin kalınlık boyunca değişiklik göstermesidir. Normal anizotropi de genelde sacın şekillendirilebilirliğini etkiler. Anizotropi, Eşitlik (3.7)'de verildiği üzere sac metalin genişliğindeki şekil değişiminin, kalınlığındaki şekil değişimine oranıyla bulunur. Eşitlik, (3.6)'de verilen hacmin korunumundan yararlanılarak düzenlenirse;

$$d\varepsilon_x + d\varepsilon_y + d\varepsilon_z = 0 \quad (3.6)$$

$$R = \frac{d\varepsilon_y}{d\varepsilon_z} = \frac{d\varepsilon_y}{-(d\varepsilon_x + d\varepsilon_y)} = \frac{d\varepsilon_y / d\varepsilon_x}{-(1 + d\varepsilon_y / d\varepsilon_x)} \quad (3.7)$$

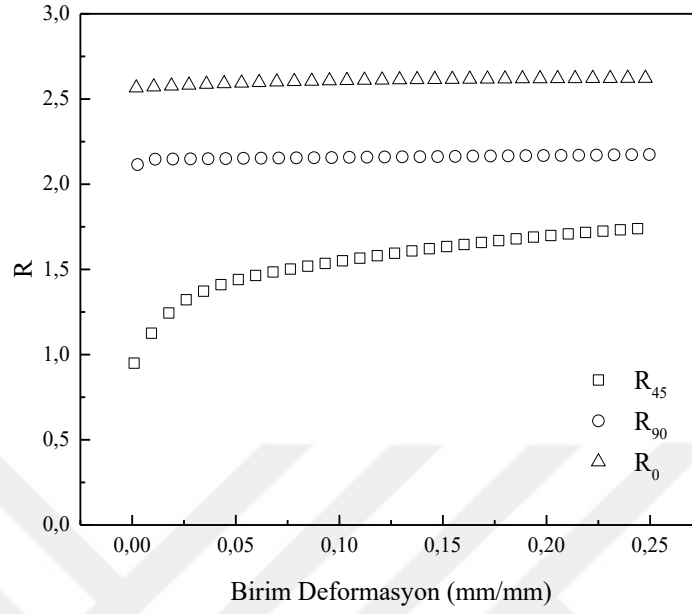
olarak yazılabilir.



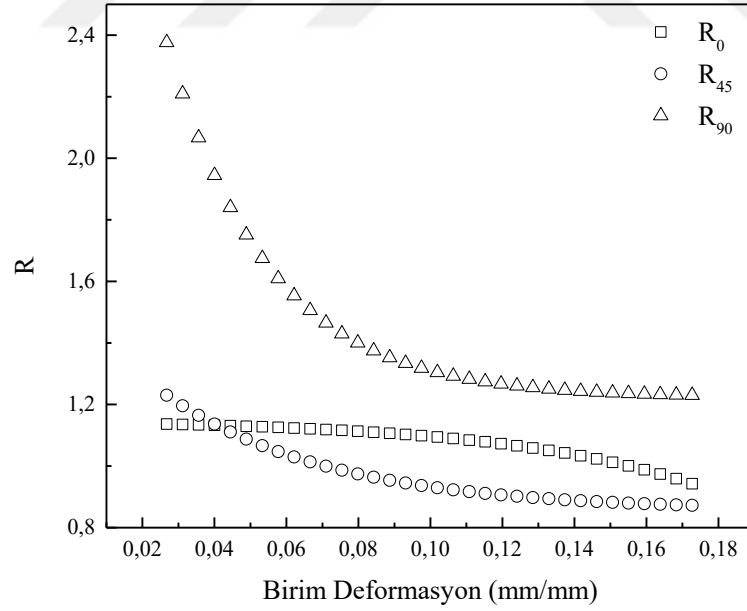
Şekil 3.26. Hadde yönüyle açı yapan çekme numunelerinin gösterimi

Haddeleme işlemi uygulanan sac malzemelerde tanelerin haddeleme doğrultusunda farklı yönlenmeleri, yapıya anizotropi özelliği kazandırır. Zira tanelerdeki bu yönlenme mekanik özelliklerin de farklı olmasına yol açmaktadır. Bu anlamda TWIP900 çeliğinin anizotropik özelliklerinin detaylı olarak belirlenmesi için Şekil 3.26’da gösterilen bir sac numuneden farklı yönlerde (0°, 15°, 30°, 45°, 60°, 75°, 90°) çekme deneyi numuneleri hazırlanmıştır. Buradaki amaç, Sonlu elemanlar analizlerinde kullanılan akma kriterlerinin (Hill48, Barlat89, Yld2000) ara değerleri (15°, 30°, 60°, 75°) doğru tahmin edip etmediğini araştırmaktır. Bu anizotropi çalışması TWIP çeliği için literatürde yapılan ilk detaylı çalışma olmuştur. Literatürde 0°, 45° ve 90° için inceleme yapılmıştır (Chung vd., 2011a).

Şekil 3.27-28’de anizotropinin birim deformasyonla değişimini gösteren çalışmalar verilmiştir (Toros, 2013).



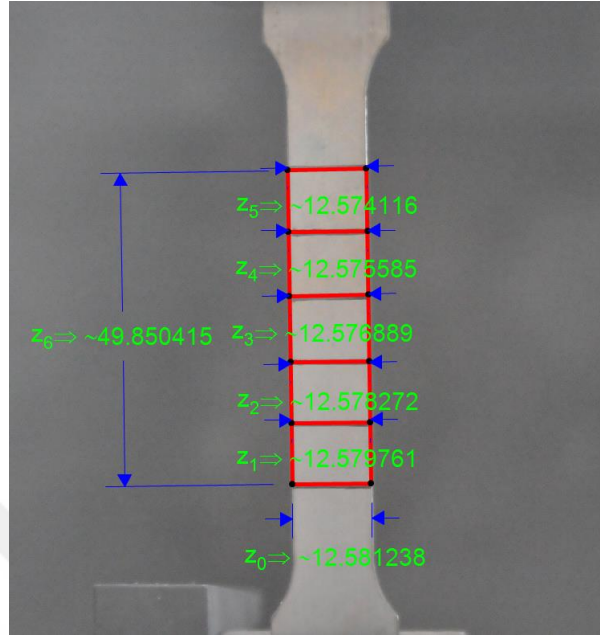
Şekil 3.27. TRIP800 malzemesine ait farklı açılardaki anizotropi değerlerinin birim deformasyon ile değişimi (Toros, 2013)



Şekil 3.28. TRIP800 malzemesine ait anizotropi değişimleri (Toros, 2013)

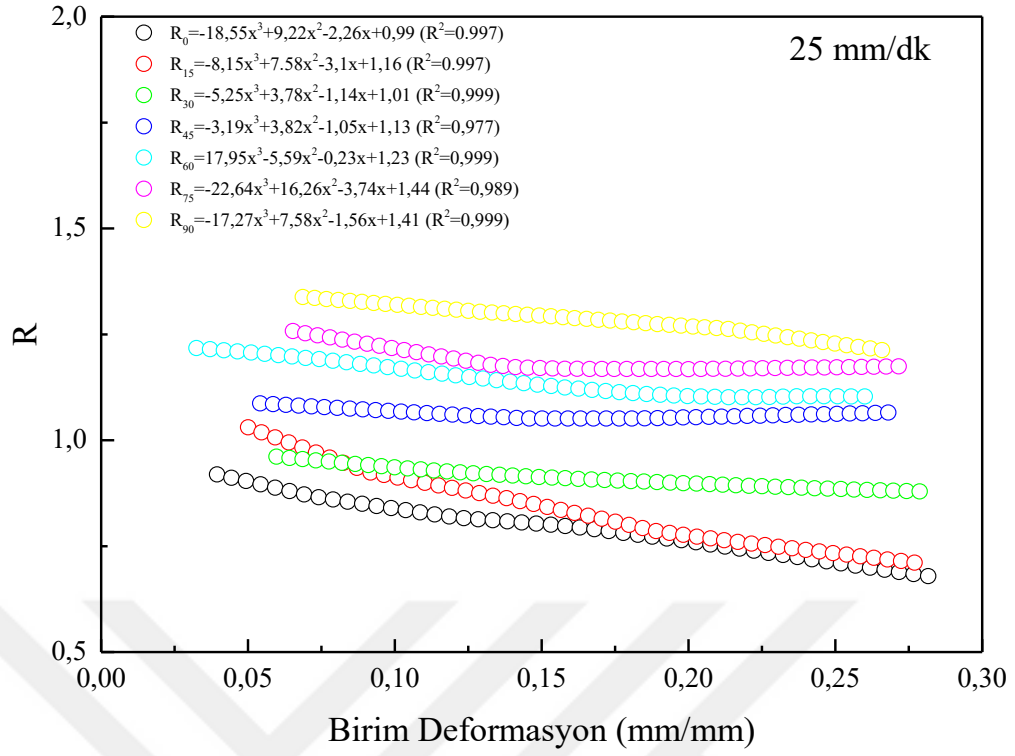
Anizotropinin ölçümü işleminde görüntü işleme tekniklerinden faydalanılmıştır. Her bir deney süresince en az 8 adet fotoğraf çekilmiştir. Böylece bir yöndeki toplam fotoğraf sayısı en az 24 olmuştur. Fotoğraflardan malzemenin en ve boy değerleri görüntü işleme

teknikleriyle belirlenip grafikler elde edilmiştir. Fotoğraf 3.4’de görüldüğü gibi görüntü işlemede yazılımın ölçüm hassasiyeti $1/10^6$ mertebesinde.

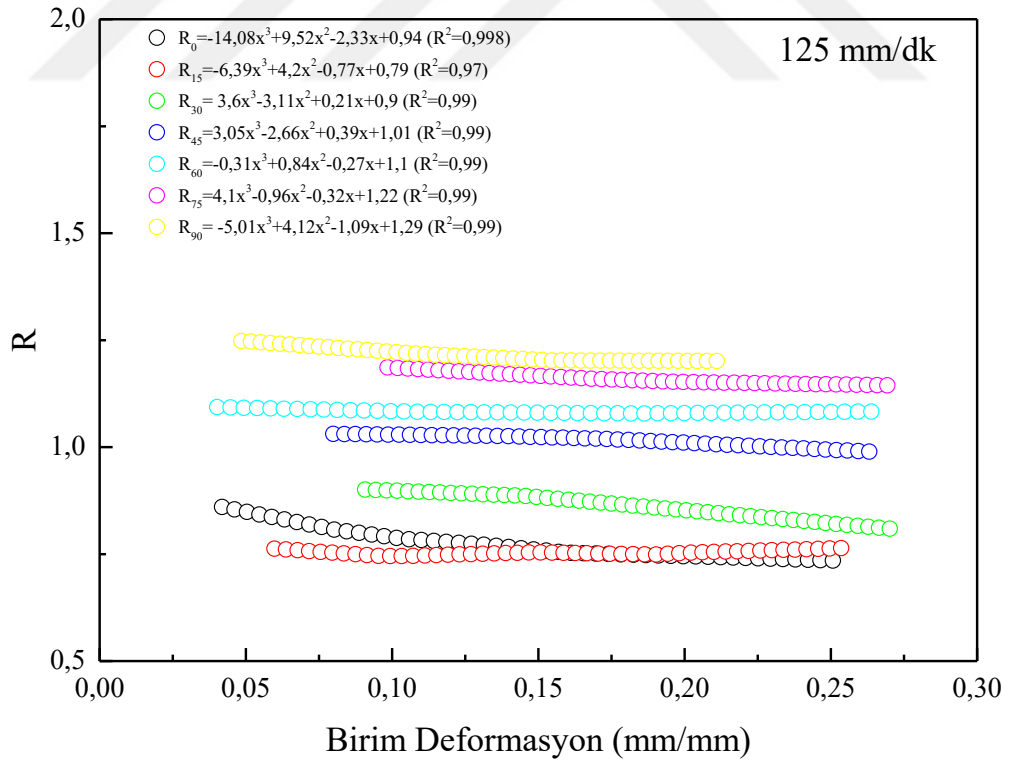


Fotoğraf 3.4. En ve boy değerlerinin görüntü işleme yöntemiyle ölçülmesi

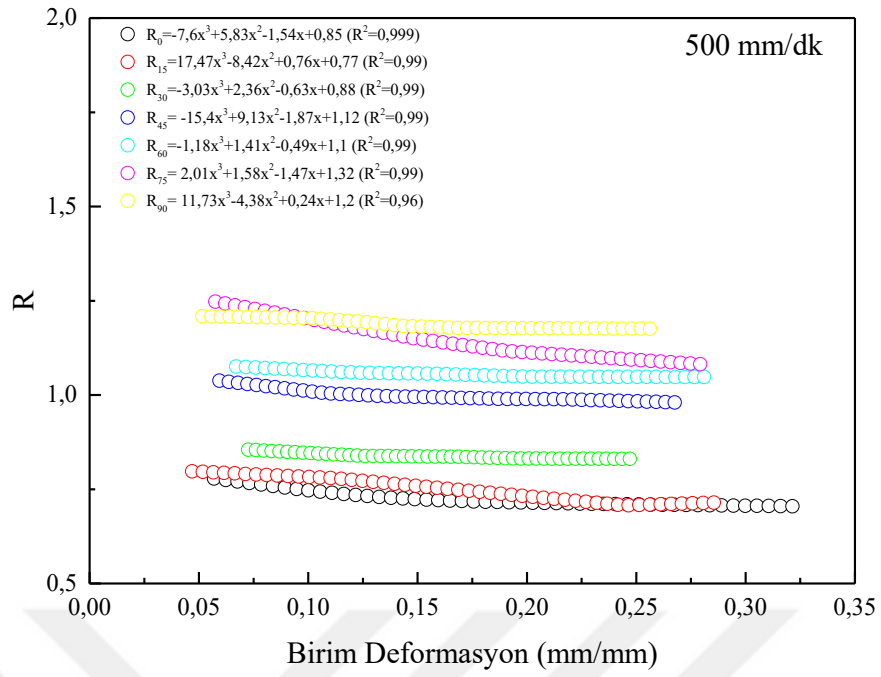
Şekil 3.29 (a-c)’de anizotropinin farklı açılardaki değişimi verilmiş olup bunların eğri uydurma yöntemleri ile elde edilen kübik formdaki polinomsal ($y = ax^3 + bx^2 + cx + d$) denklemleri gösterilmektedir. Bu denklemler anizotropinin sabit bir sayı değil, birim deformasyon ile değiştiğini göstermektedir. Sonlu eleman analiz programlarında daha hassas sonuçlar elde etmek için, anizotropi değerinin polinomsal formda girilmesi istenmektedir. Sonuç olarak her birim deformasyonda malzemeye ait anizotropi değeri değişmekte ve bu değişimde sonucu etkilemektedir.



Şekil 3.29. (a) 25 mm/dk birim deformasyon hızında anizotropinin değişimi

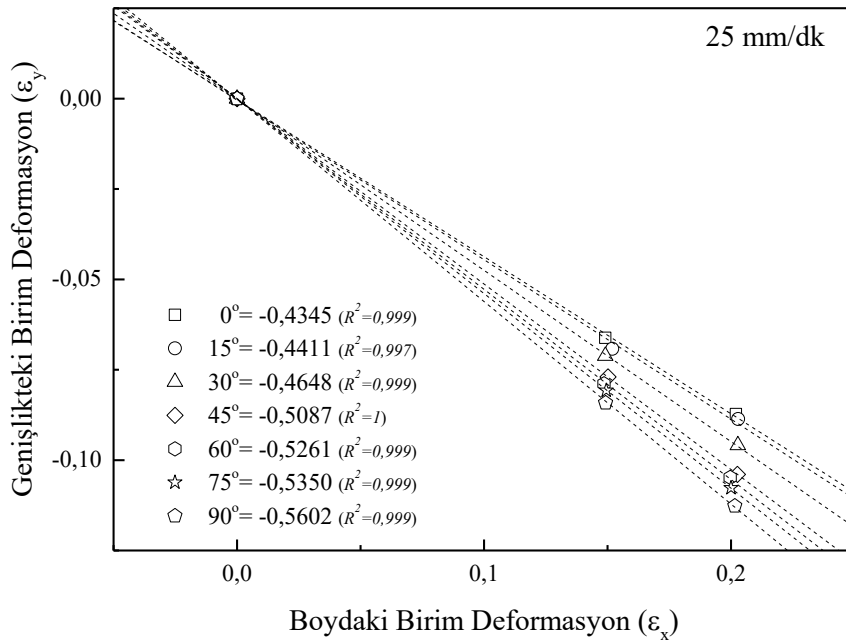


Şekil 3.29. (b) 125 mm/dk birim deformasyon hızında anizotropinin değişimi

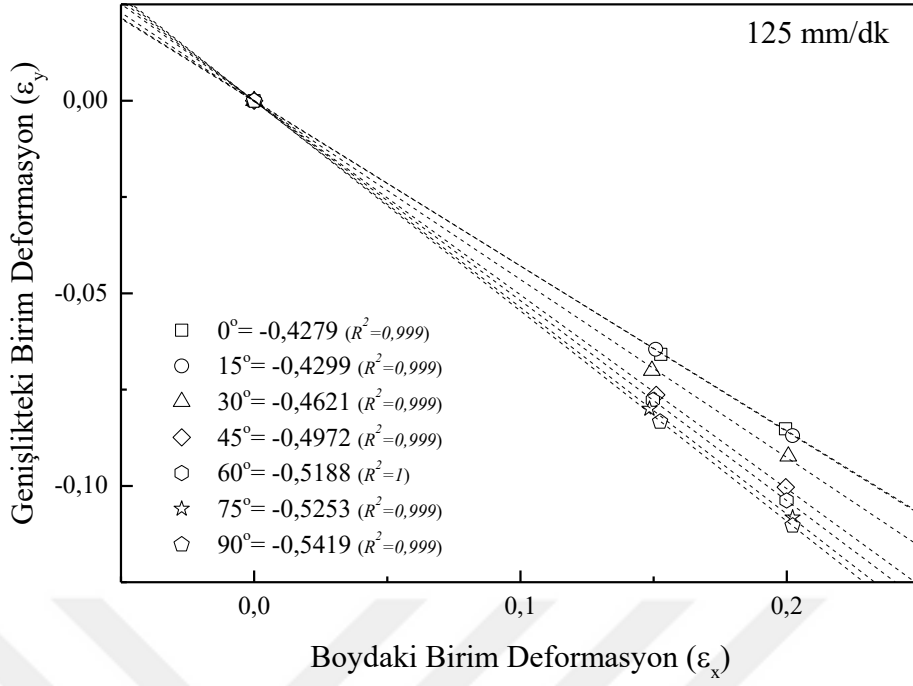


Şekil 3.29. (c) 500 mm/dk birim deformasyon hızında anizotropinin değişimi

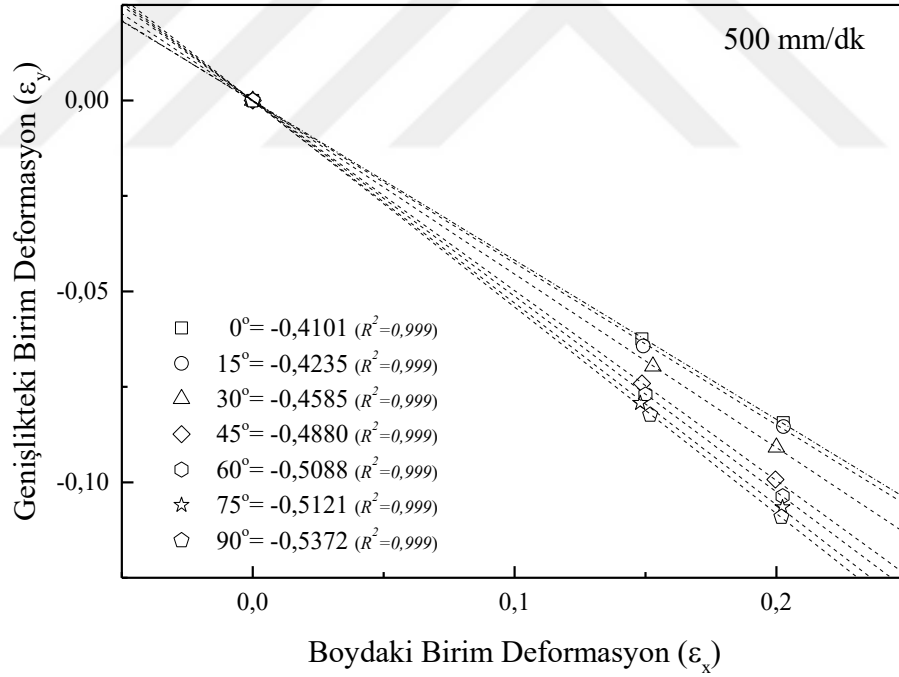
Literatürde anizotropiler belirlenirken %15-20 birim deformasyondaki ölçümleri veya genişlikteki (ϵ_y) ve boydaki (ϵ_x) birim deformasyon değişiminin eğimi alınarak anizotropi değerleri bulunmaktadır. Şekil 3.30 (a-c)'de farklı hız eğrilerinden hesaplanan eğim değerleri verilmiştir.



Şekil 3.30. (a) En ve boydaki değişimin eğimi (25 mm/dk)

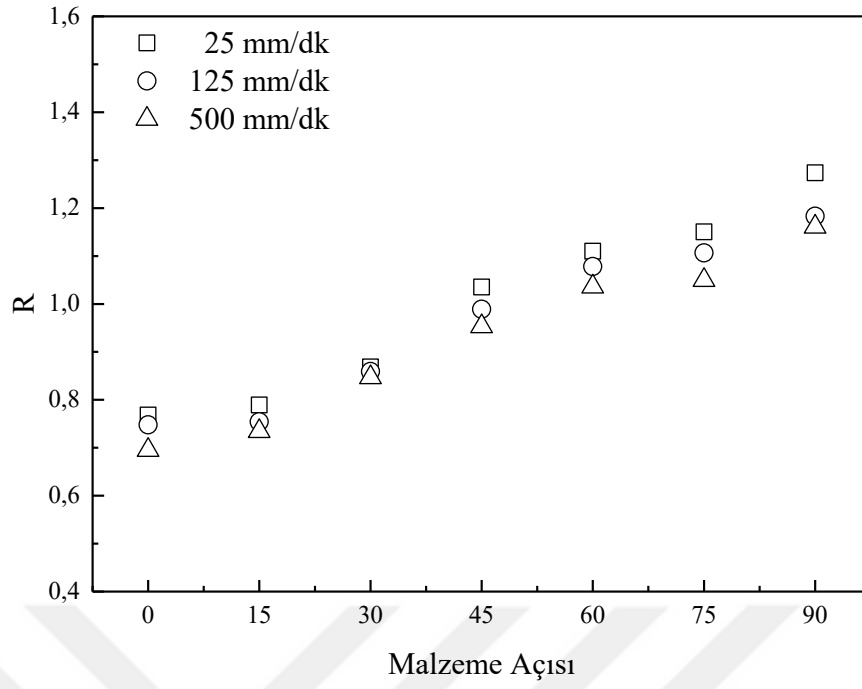


Şekil 3.30. (b) En ve boydaki değişimin eğimi (125 mm/dk)



Şekil 3.30. (c) En ve boydaki değişimin eğimi (500 mm/dk)

Şekil 3.31’de görüldüğü üzere anizotropi değerleri hadde yönüne dik doğrultuya doğru devamlı artmaktadır. Aynı zamanda deformasyon hızının artmasıyla anizotropi değeri de düşmektedir.



Şekil 3.31. Farklı hızlarda hadde yönüne göre anizotropinin değişimi

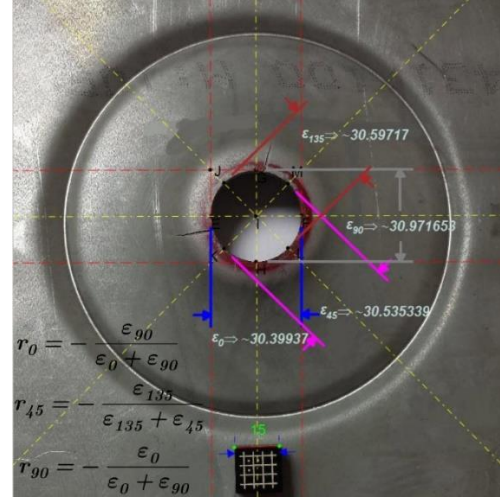
Çizelge 3.2’de TWIP900 çeliğine ait farklı hız ve farklı yönlerdeki mekanik özellikler özetlenmiştir. TWIP çeliğinin gösterdiği mukavemet ve birim deformasyon miktarı ile otomotiv sanayinde daha yaygın kullanım alanına sahip olacağı düşünülmektedir. Pekleşme üstelinin büyüklüğünün düzgün uzama miktarındaki etkisi görülmektedir.

Çizelge 3.2. TWIP900 çeliğine ait mekanik özellikler

<i>Açı(°)-Hız (mm/dk)</i>	<i>Akma Gerilmesi (MPa)</i>	<i>Çekme Gerilmesi (MPa)</i>	<i>D.U (mm/mm)</i>	<i>T.U (mm/mm)</i>	<i>n</i>	<i>K</i>	<i>R</i>
0°-25	546	883	0,375	0,406	0,836	1773	0,768
15°-25	535	884	0,404	0,443	0,829	1769	0,789
30°-25	541	895	0,421	0,462	0,809	1732	0,868
45°-25	544	879	0,431	0,477	0,838	1714	1,035
60°-25	553	883	0,439	0,487	0,843	1708	1,110
75°-25	555	881	0,429	0,485	0,843	1698	1,151
90°-25	557	892	0,434	0,485	0,838	1721	1,274
0°-125	560	863	0,380	0,419	0,858	1712	0,748
15°-125	562	871	0,411	0,459	0,858	1711	0,754
30°-125	573	878	0,425	0,467	0,86	1692	0,859
45°-125	564	860	0,427	0,471	0,869	1663	0,989
60°-125	572	866	0,433	0,483	0,866	1655	1,078
75°-125	584	865	0,427	0,472	0,879	1649	1,107
90°-125	584	876	0,437	0,489	0,871	1665	1,183
0°-500	583	870	0,404	0,462	0,848	1644	0,695
15°-500	579	873	0,434	0,481	0,852	1648	0,735
30°-500	585	870	0,439	0,489	0,862	1631	0,847
45°-500	593	870	0,455	0,496	0,868	1611	0,953
60°-500	607	872	0,454	0,512	0,892	1621	1,036
75°-500	613	871	0,430	0,480	0,899	1630	1,050
90°-500	617	881	0,456	0,513	0,896	1635	1,161

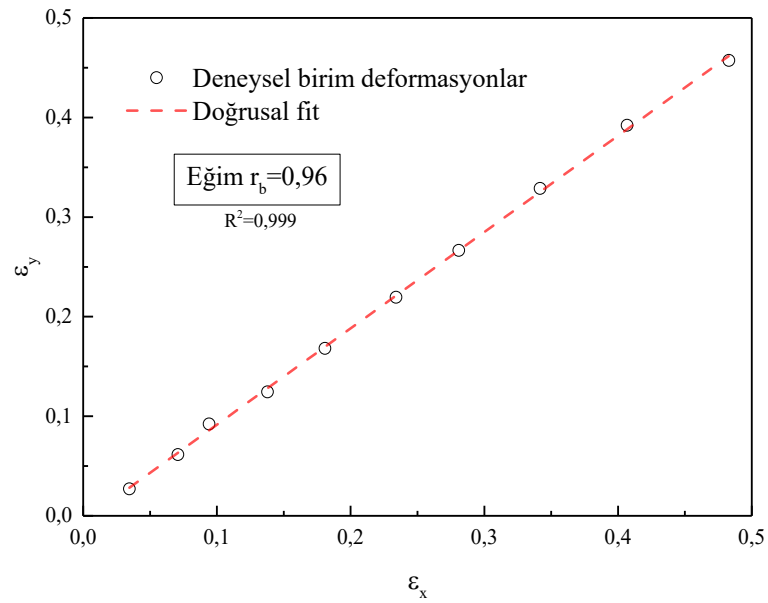
3.4.4 İki eksenli (Biaxial) anizotropi

Anizotropi değerleri tek eksenli çekme deneyi yardımıyla belirlenmektedir. Fakat gerçek şekillendirme işlemlerinde malzemede oluşan deformasyon, iki ve ya üç eksenlidir. Bunun için malzemenin iki eksenli gerilme altındaki anizotropik özelliğini de belirlemek gerekmektedir. Literatürde biaxial anizotropi değerinin belirlenmesinde iki eksenli çekme (Hashimoto vd., 2010) veya disk basma (Barlat vd., 2005) deneyleri yapılmaktadır. Bu çalışmada farklı olarak delik genişletme deneyi yapılarak iki eksenli anizotropi (Biaxial anisotropy) değerleri belirlenmiştir. Deneyler Fotoğraf 3.5 (a)'da verilen MTS model şekillendirme cihazında gerçekleştirilmiş olup Fotoğraf 3.5 (b)'de şekillendirilmiş malzeme görülmektedir.



Fotoğraf 3.5. (a) MTS model şekillendirme cihazı, (b) Şekillendirilmiş malzeme

Bu işlemde 200 x 200 mm boyutlarında kesilen malzemenin ortasında 25 mm çapında bir delik açılmıştır. 100 mm'lik zımba kullanılarak malzeme yırtılıncaya kadar seri fotoğrafları çekilmiş ve numunenin yırtılmadan hemen önceki fotoğrafı kullanılarak görüntü işleme teknikleri ile 1 ve 2 yönündeki birim deformasyonlar ölçülmüştür. Burada elde edilen birim deformasyonlara lineer bir eğri uydurularak eğimi bulunmuştur. Buradaki eğim iki eksenli anizotropi değerini vermektedir. Şekil 3.32'de görüldüğü üzere $r_b=0,96$ olarak bulunmuştur.



Şekil 3.32. İki eksenli anizotropi değerinin belirlenmesi

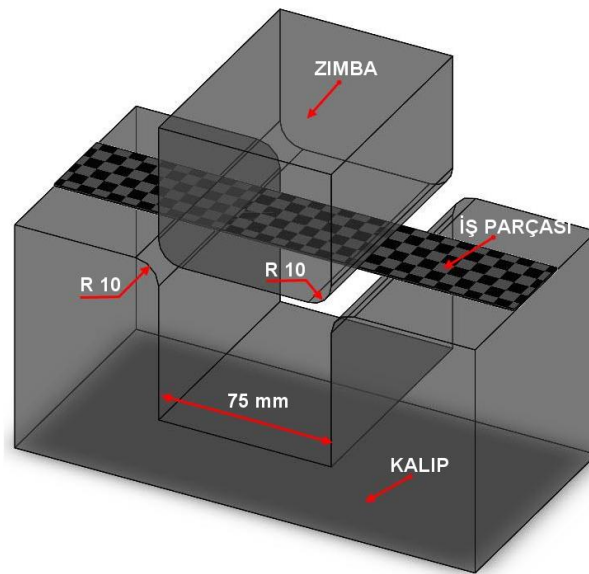
3.5 Eğme deneyleri ve geri esneme analizleri

Geri esneme, şekillendirilmek istenen parçaya, şekillendirme kuvvetinin uygulanıp, plastik deformasyon yapıldıktan sonra kuvvetin kaldırılmasıyla birlikte parçada oluşan ve artık elastik şekil değişiminden dolayı, parçanın ilk şekline dönme çabasıdır. Geri esnemenin hangi parametrelere bağlı olduğunun tespit edilmesi için bazı basit deneyler yapılmaktadır. Bu tez kapsamında deneysel olarak U (90°) ve V (60°) kalıplarda ve nümerik olarak ta sonlu elemanlar programı kullanılarak geri esneme çalışmaları yapılmıştır.

Deneyler Shimadzu model çekme/basma cihazında 3 tekrarlı olarak 25 mm/dk hızında hız kontrollü biçimde yapılmıştır. Numuneler, 200x35x1,3 mm boyutlarında haddeme yönüne paralel olarak hazırlanmıştır.

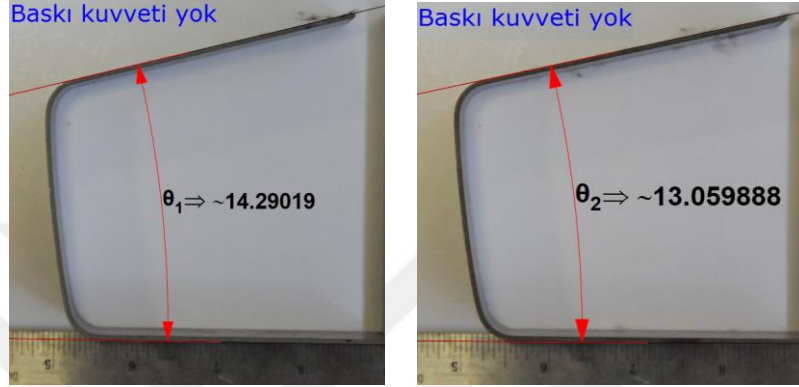
3.5.1 U kalıpta geri esneme

Kullanılan U kalıp ölçüleri Şekil 3.33’de verilmiştir. Deneyler; baskı kuvveti varken (zımba inerken, kalıba temas ettiği 80 kN’luk kuvvet uygular ve sonra yukarı çıkar (bottoming)) ve baskı kuvvetsiz (zımba inerken, kalıba temas eder-etmez yukarı çıkmakta, numuneyi kalıp-zımba arasında ezmemektedir) olarak yapılmıştır.

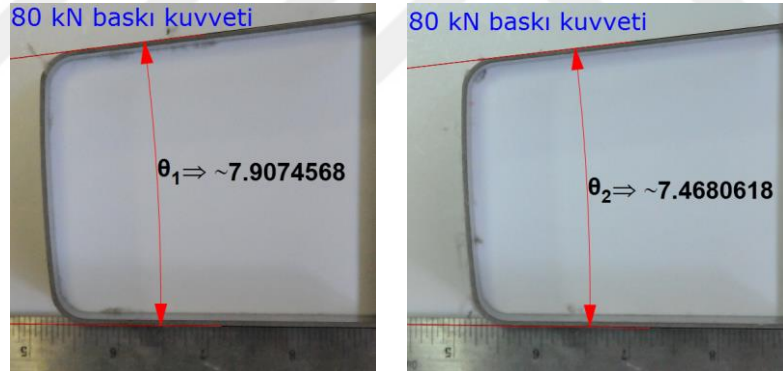


Şekil 3.33. U kalıp ölçüleri

Fotoğraf 3.6-7’de deneysel işlem uygulanmış parçalar görülmektedir. Fotoğraf 3.6’da baskı kuvveti uygulanmadığında ortalama 13,675 derecelik bir geri esneme meydana gelmiştir. Geri esnemelerin ölçümünde görüntü işleme teknikleri kullanılmıştır. 80 kN’luk baskı kuvveti uygulandığında ise ortalama 7,687 derecelik bir geri esneme oluştuğu Fotoğraf 3.7’de gösterilmiştir. Baskı kuvveti geri esneme miktarını önemli ölçüde azaltmıştır.



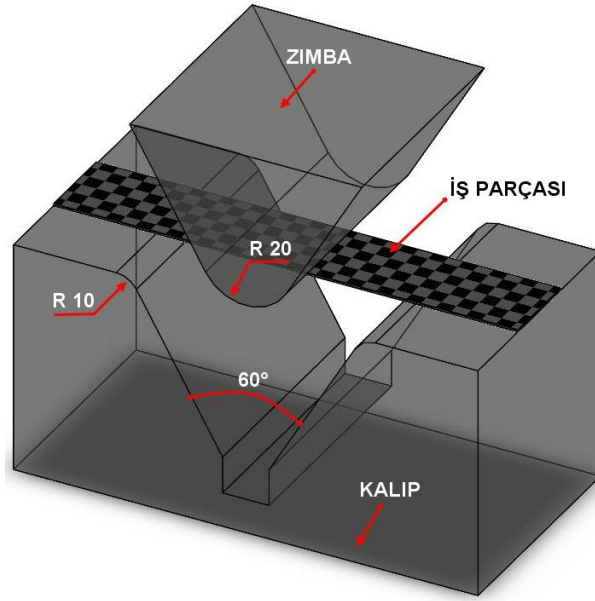
Fotoğraf 3.6. Baskı kuvveti uygulanmadan elde edilen geri esneme değerleri



Fotoğraf 3.7. 80 kN baskı kuvveti uygulayarak elde edilen geri esneme miktarları

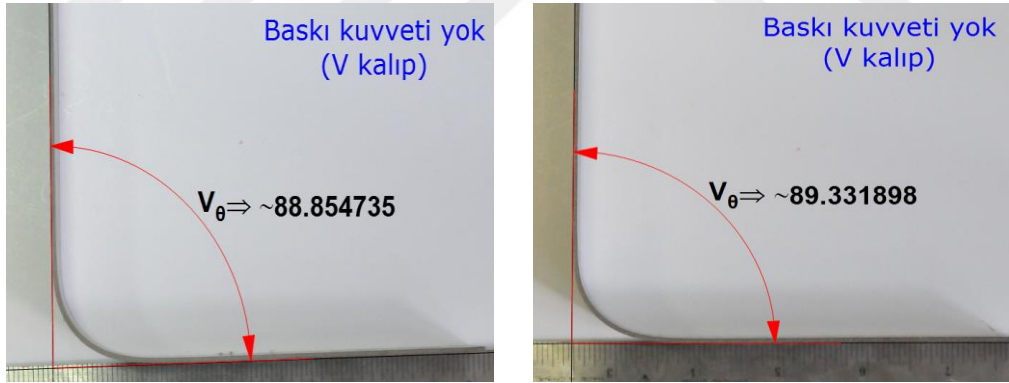
3.5.2 V kalıpta geri esneme

Şekil 3.34’de verilen kalıp ve zımba ölçülerinde geri esneme miktarı incelenmiştir.



Şekil 3.34. V kalıp ölçüleri

Numuneye 60°'lik şekil verildikten sonra kuvvetin kalkmasıyla beraber numuneler ortalama olarak 89,09°'lik bir açıya geri dönmüşlerdir. Yani 29,09°'lik bir geri esneme meydana gelmiştir. Deney sonuçları Fotoğraf 3.8'de gösterilmiştir.

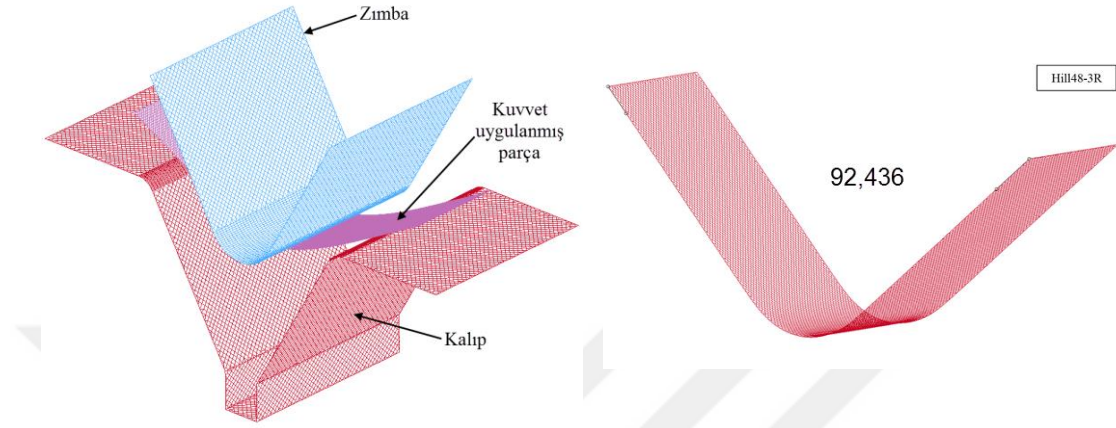


Fotoğraf 3.8. V kalıpta geri esneme miktarları

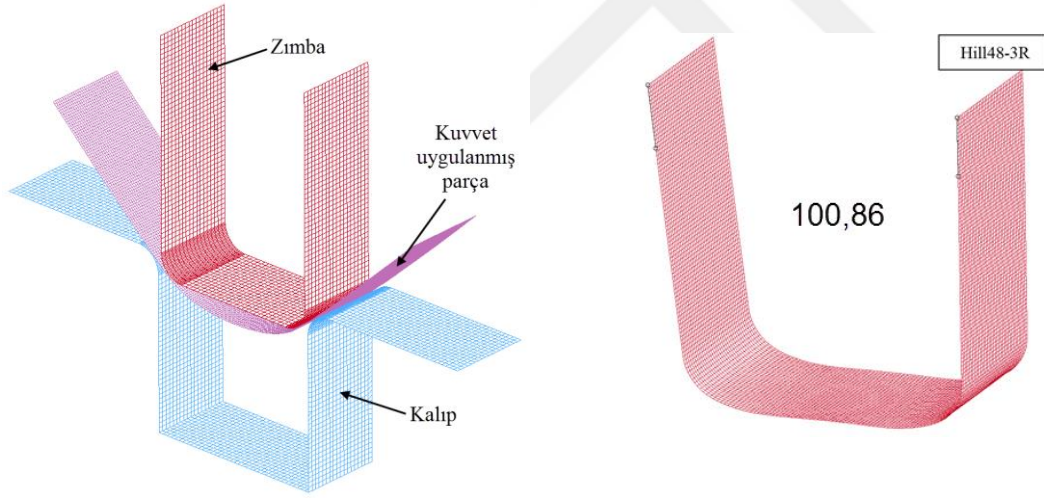
3.5.3 Geri esnemenin sayısal analizleri

Geri esnemenin sayısal analizlerinde Dynaform programı kullanılmıştır. Kullanılan malzeme modelleri YLD2000 ve Hill48/3R modelleridir. Modellere deneysel olarak elde edilen gerilme-birim deformasyon eğrisi ve anizotropi değerleri girilerek hesaplama yapılmıştır.

Şekil 3.35’de görüldüğü gibi daha doğru sonuç alabilmek için kalıbın parçayla temas edip büküldüğü kısımlar daha fazla sayıda elemana bölünmüştür. Parçamız 10188 adet elemana bölünerek daha hassas sonuç elde edilmeye çalışılmıştır. Örnek simülasyon sonuçları Şekil 3.35-36’da gösterilmiştir.

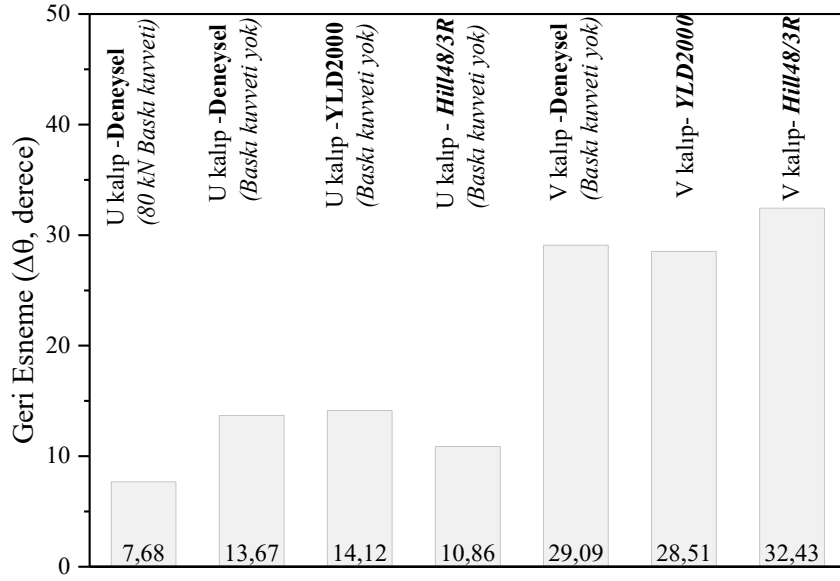


Şekil 3.35. Analizde kullanılan V kalıp düzeneği ve geri esneyen parça



Şekil 3.36. Analizde kullanılan U kalıp düzeneği ve geri esneyen parça

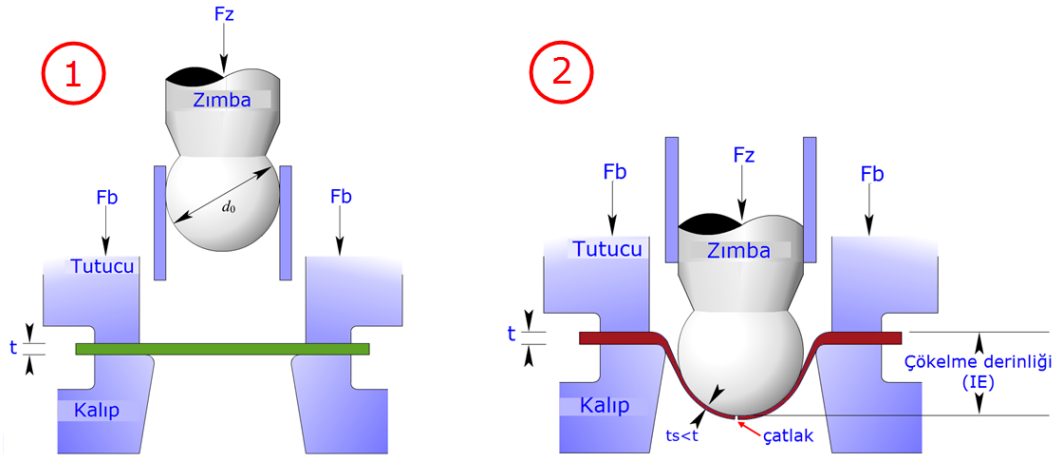
U kalıpta basma kuvvetinin etkisi de incelenmiş olup 80 kN’luk basma kuvvetinin geri esnemeyi yaklaşık 6° azalttığı görülmüştür. Şekil 3.37’de görüldüğü gibi YLD2000 modelinin tahminleri oldukça başarılıdır. Ahn ve arkadaşları (Ahn vd., 2009), yaptıkları bir çalışmada YLD2000 modelinin silindirik eğme deneyinde başarılı tahmin yaptığını göstermişlerdir. Bu çalışma literatürde TWIP malzeme için U ve V kalıpta yapılan ilk geri esneme çalışması olmuştur.



Şekil 3.37. DeneySEL ve test edilen modellerle belirlenen geri esneme değerleri

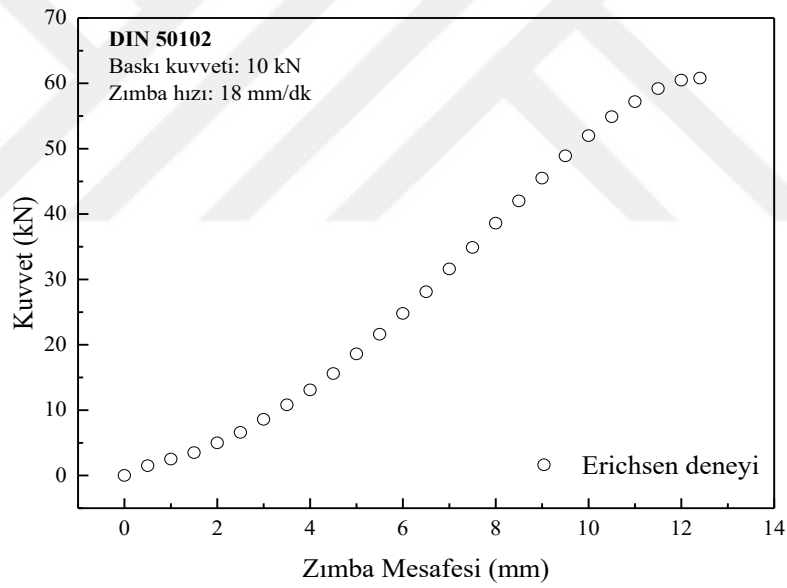
3.6 Erichsen deneyi

Zımba vasıtasıyla sac metale uygulanan kuvvet neticesinde, tam sac metalin hasara uğradığı andaki, ulaşılabilen en fazla yükseklik ve kuvvet değerlerinin tespit edilmesi esasına dayalı bir yöntemdir. Elde edilen yükseklik değeri, şekillendirilebilirlik kıyaslamaları için pratik bir yöntemdir. Genellikle, daha büyük bir Erichsen değeri daha iyi şekillendirilebilirliği ifade etmektedir. Deneyler DIN50102 standardında belirtildiği gibi baskı plakası kuvveti 10 kN, zımba hızı ise 18 mm/dk olarak ayarlanmıştır. Standart olarak bu hızın 5-20 mm/dk aralığında olması gerekmektedir. Şekil 3.38’de görüldüğü gibi zımbanın sac malzemeye dokunup, malzemede hasar (çatlak) oluşuncaya kadarki ulaşabildiği mesafe, kubbe yüksekliğini (IE) vermektedir. Çalışmada farklı yağlayıcılar kullanılarak şekillendirilebilmeye olan etkileri de incelenmiştir.



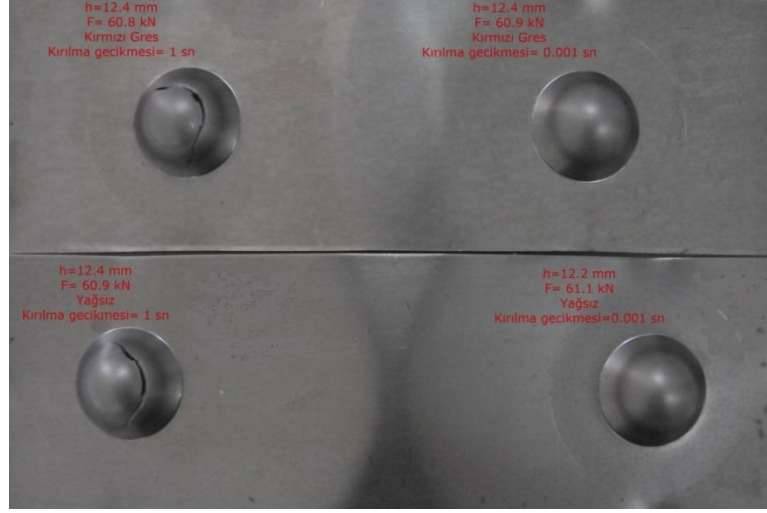
Şekil 3.38. Erichsen testi şematik görünümü (Matter, 21 December 2009)

Şekil 3.39’da Erichsen deneyinden elde edilen kuvvet-zımba mesafesi eğrisi görülmektedir.



Şekil 3.39. Erichsen deneyi

Fotoğraf 3.9’da görüldüğü gibi yağsız ve kırmızı gres ile yapılan deneylerde kubbe yüksekliği olarak fark yoktur. En fazla 12,4 mm yüksekliğinde bir kubbe meydana gelmiştir. Kubbenin meydana geleceği kısım kenarlara eşit mesafede ayarlanmıştır.



Fotoğraf 3.9. Erichsen deneyi sonucu oluşan kubbeler

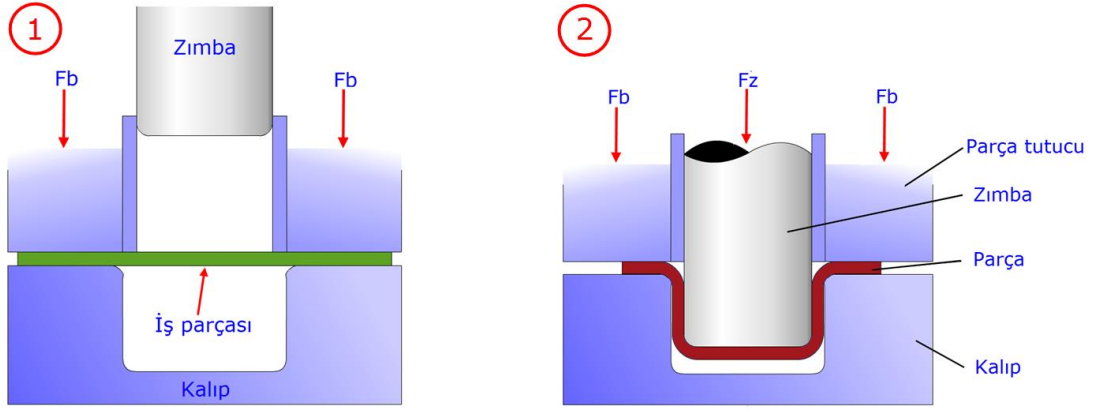
Çizelge 3.3’de farklı kalınlıklardaki farklı malzemelere uygulanan Erichsen testi sonucunda elde edilen kuvvetler ve kubbe yükseklikleri görülmektedir. Yapılan çalışmada literatürle benzer sonuçlar elde edilmiştir. Kubbe yüksekliklerine (IE) bakıldığı zaman TWIP çeliğin şekillendirilebilme kabiliyetinin diğer malzemelere oranla daha iyi olduğu görülmektedir.

Çizelge 3.3. Farklı malzemelerin kubbe yükseklikleri

Malzeme	Kalınlık (mm)	Yağsız parça		Yağlanmış parça		Reference
		F (kN)	IE (mm)	F (kN)	IE (mm)	
<i>Alüminyum</i>	1	2,9	6	3,2	6,4	(Akrout vd., 2008)
<i>Alüminyum</i>	1,5	5,9	8	6,7	7,8	(Akrout vd., 2008)
<i>Galvanizli sac</i>	1	13,8	8,7	14,4	9,4	(Akrout vd., 2008)
<i>Galvanizli sac</i>	1,5	15,2	11	14,7	10,2	(Akrout vd., 2008)
<i>Bakır</i>	1,5	30	9,5	31,8	11	(Akrout vd., 2008)
<i>α-titanium alloy (1.2 ASN)</i>	0,9	22,8	8,86			(Sebastijan ve Silvia, 2011)
<i>CP-W 800</i>	2		11,73			(Bilik vd., 2010)
<i>DP600</i>			11,23			(Reisgen vd., 2010)
<i>TRIP700</i>			10,34			(Reisgen vd., 2010)
<i>Fe-22Mn-C (TWIP)</i>	1,2	74,03	12,76			(Huang vd., 2013)
<i>Fe-28Mn-C (TWIP)</i>	1,2	80,19	12,46			(Huang vd., 2013)
<i>IF-DC04</i>	1,2	16,54	11,75			(Huang vd., 2013)
<i>TWIP900</i>	1,3	60,9	12,4	60,8	12,4	<i>Bu çalışma</i>

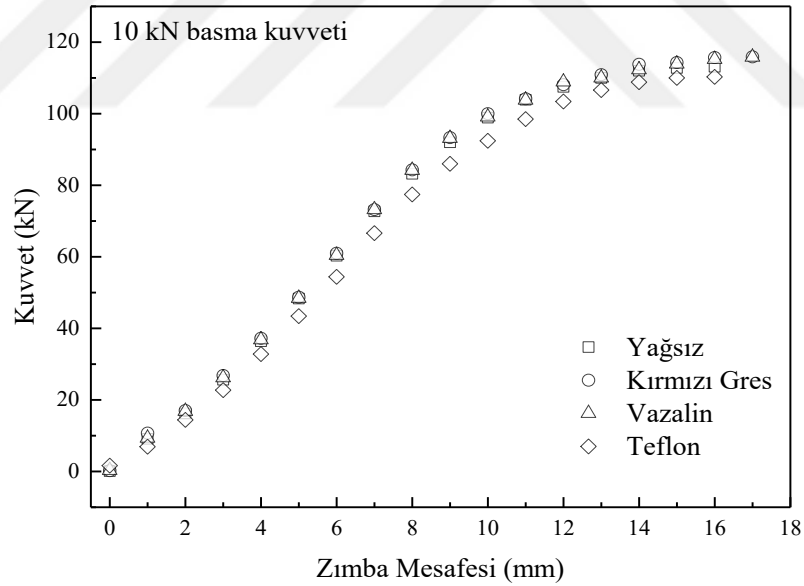
3.7 Kap çekme (derin çekme) deneyi

1,3 mm kalınlığındaki TWIP900 çeliğine Erichsen test cihazında derin çekme işlemi uygulanmış, farklı baskı plakası kuvvetlerinde (10 kN ve 20 kN), yağsız olarak ve farklı yağlayıcılar kullanarak yağlayıcıların etkileri incelenmiştir. Standartlarda belirtildiği şekilde sadece zimba yağlanmıştır. Şekil 3.40’da şematik olarak kap çekme testi gösterilmiştir. Şekillendirme hızı 18 mm/dk olarak ayarlanmıştır.



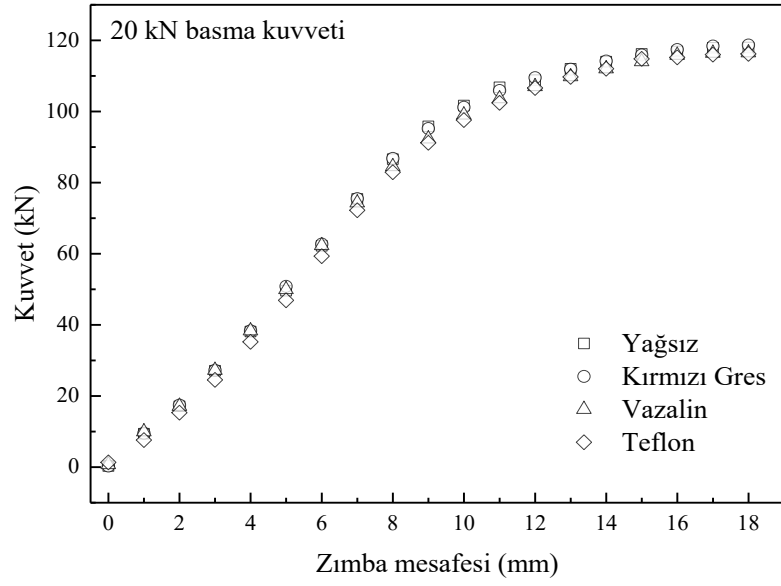
Şekil 3.40. Kap çekme testinin şematik gösterimi (Matter, 21 December 2009)

Şekil 3.41’de 10 kN basma plakası kuvveti (BHF) altında yağsız ve farklı yağlayıcıların kullanılmasıyla elde edilen zımba kuvveti-zımba stroku grafiği görülmektedir. Burada yağsız, kırmızı gres ve vazelin kullanımı sonucunda herhangi bir değişiklik görülmemektedir. Teflonun yağlayıcı olarak kullanımı çok az bir miktarda kuvvetin düşük olmasını sağlamıştır.



Şekil 3.41. 10 kN basma kuvvetinde farklı yağlayıcıların oluşan kuvvete etkisi

Şekil 3.42’de de benzer şekilde yağlı ve yağsız olmasının oluşan kuvvete herhangi bir etkisinin olmadığı görülmektedir.



Şekil 3.42. 20 kN basma kuvvetinde farklı yağlayıcıların oluşan kuvvete etkisi



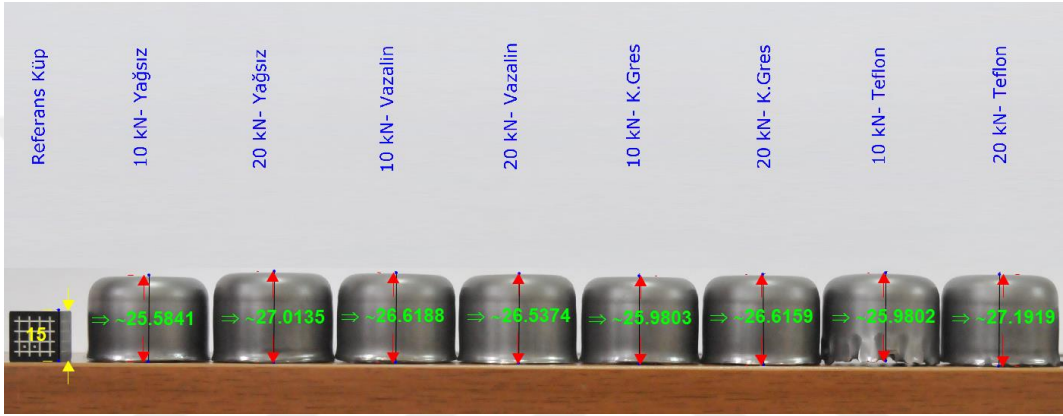
Fotoğraf 3.10. Farklı deney şartlarında derin çekilmiş kaplar

Fotoğraf 3.10’da şekillendirilmiş kaplar görülmektedir. Teflonun kullanıldığı durum haricinde hiçbir durumda çatlak veya bir hata görülmemiştir. Teflon ile şekillendirilen parçadaki kırışma oluşumu Fotoğraf 3.11’de gösterilmiştir.



Fotoğraf 3.11. Kırışma oluşumu

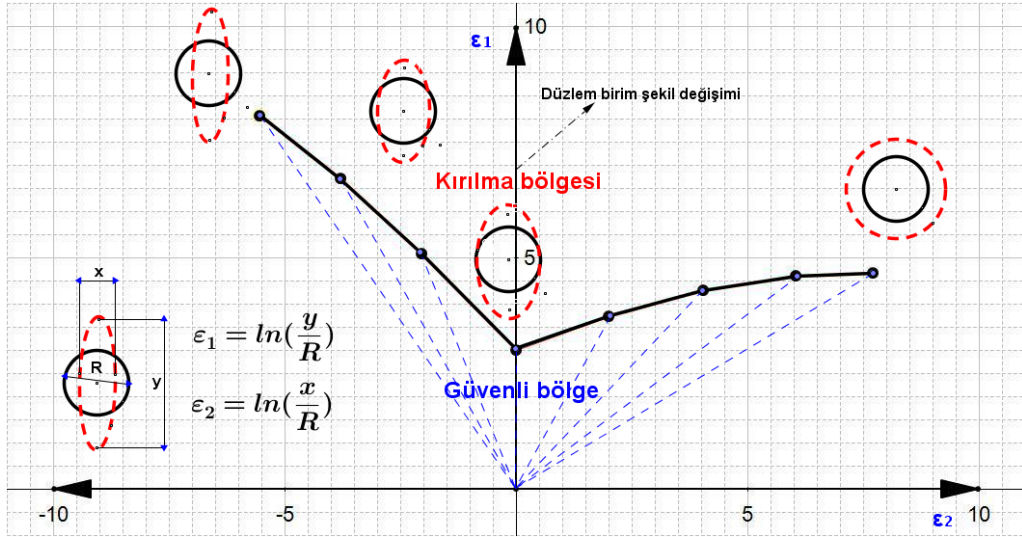
Fotoğraf 3.12’de yağsız ve farklı yağlayıcıların, farklı baskı plakası kuvveti uygulanması durumunda elde edilen farklı derin çekme derinlikleri görüntü işleme yardımıyla ölçülmüştür. Fotoğraftaki ilk baştaki küp referans ölçümümüzdür. Buradada görüldüğü üzere en fazla derinlik, yağsız durumda ve 20 kN baskı plakası kuvveti altında elde edilmiştir. Yapılan bu deneysel çalışmaların sonucunda malzemede şekillendirme sonucunda farklı yağlayıcıların kullanılması durumunda oluşabilecek hatalar (kırıksıklık, kırılma, portakal kabuğu görünümü, kulaklanma vb...) tespit edilmiştir. Sonuç olarak sadece teflon kullanılması durumunda hata meydana geldiği görülmüştür.



Fotoğraf 3.12. Derin çekme testi sonucu elde edilen derinlikler

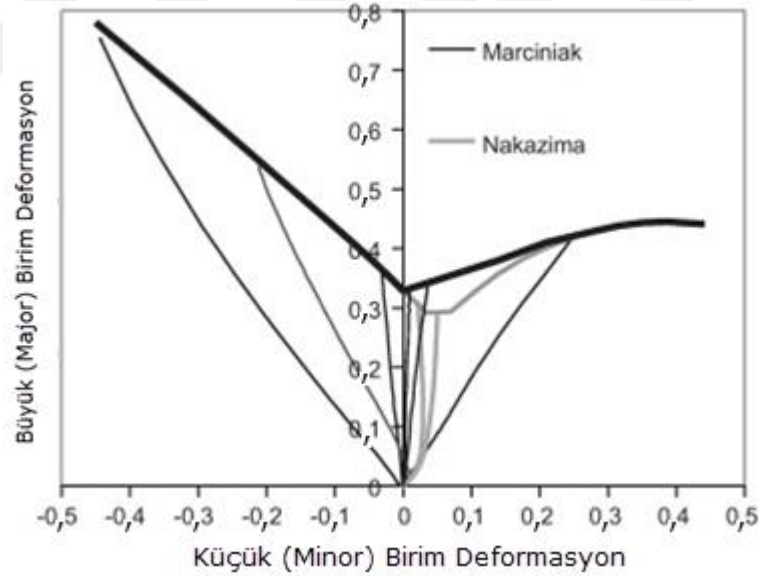
3.8 Şekillendirme sınır diyagramı

Sac metal malzemelerin şekillendirilebilirliği hakkında diğer önemli bir test, şekillendirme sınır diyagramı (ŞSD) (FLD-Forming Limit Diagram) testidir. ŞSD malzemenin şekillendirme sınırı hakkında bilgi vermektedir. Bu eğri sayesinde üretimden önce farklı deformasyon tiplerinde hangi bölgelerin güvenli ve hangilerinin hasarlı olabileceğini tahmin edebilmekte ve buna göre kalıp, nihai ürün tasarımını yapabilmektedir (Şekil 3.43). ŞSD’nin deneysel olarak elde edilmesi oldukça zahmetli ve birçok deneysel altyapı gerektirmektedir. Bu konu hakkında literatüre ilk bilgi sunanlar Goodwin (Goodwin, 1968) ve Keeler (Keeler ve Backofen, 1963) olmuşlardır.



Şekil 3.43. Örnek bir şekillendirme sınır diyagramı

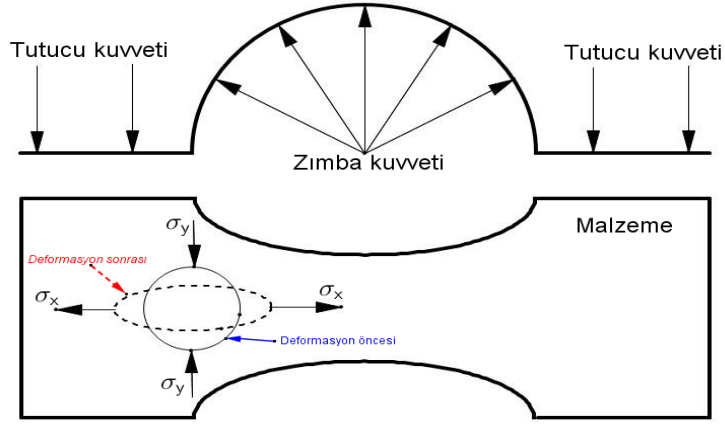
Şekillendirme sınır diyagramı, farklı testler yapılarak elde edilmektedir. Örneğin Şekil 3.44’de Marciniak ve Nakazima testleri sonucu elde edilen şekillendirme sınır diyagramları verilmiştir (Abspoel vd., 2013).



Şekil 3.44. Farklı test yöntemleri sonucu elde edilen ŞSD’ler (Abspoel vd., 2013)

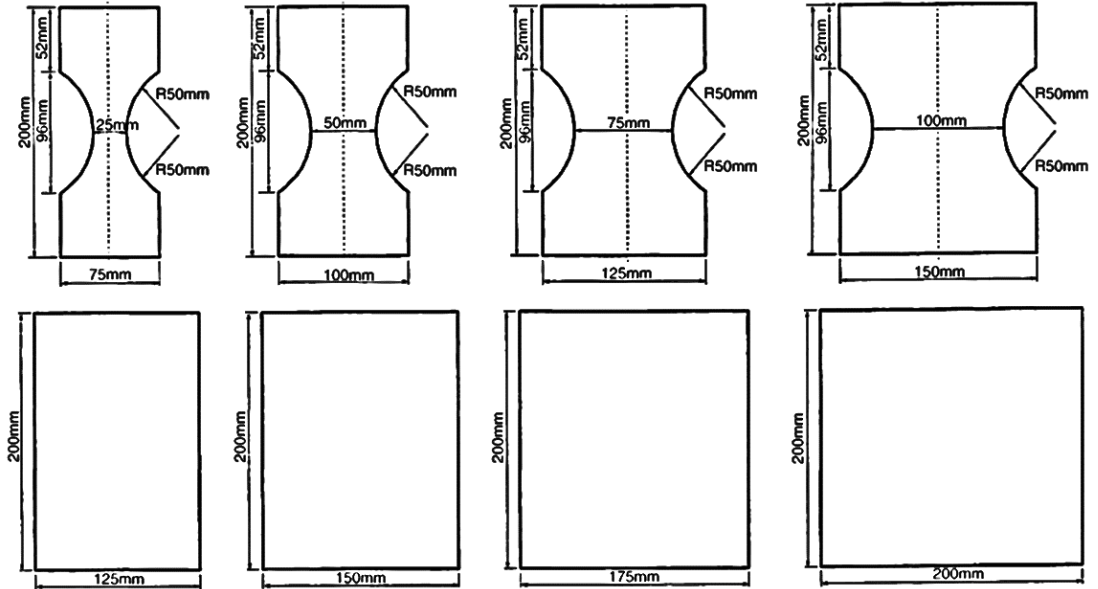
3.8.1 Deneysel ŞSD çalışmaları

Tez kapsamında TWIP900 çeliğinin şekillendirme sınır diyagramının tespitinde yarı küresel zımba (out-of-plane) testi kullanılmıştır. Şekil 3.45’de yapılan deneyin şematik görüntüsü verilmiştir.



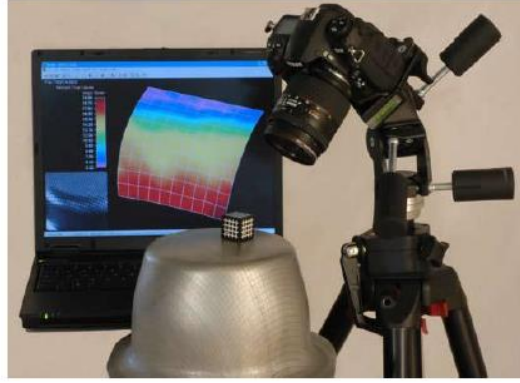
Şekil 3.45. Şekillendirme sınır diyagramı testinin şematik gösterimi

Şekillendirme sınır diyagramının tam anlamıyla belirlenmesi için farklı geometrilere bir numune seti kullanılması gerekmektedir. Şekil 3.46’da kullanılan numunelerin ölçüleri verilmiştir. Deney numunelerinin genişliği 25 mm’den 200 mm’ye kadar 25 mm artımlı olarak gitmektedir. Numunelerdeki bu geometri farklılıkları sayesinde; her bir numune “tek eksenli çekme” tipi şeklindeki deformasyondan başlayarak “iki eksenli gerdirme” tipi deformasyona kadar farklı deformasyon modlarını ifade etmekte ve ŞSD üzerindeki farklı noktalara karşılık gelmektedir. Bu farklı noktalardan geçen bir eğri çizilerek malzemeye ait ŞSD elde edilmektedir.

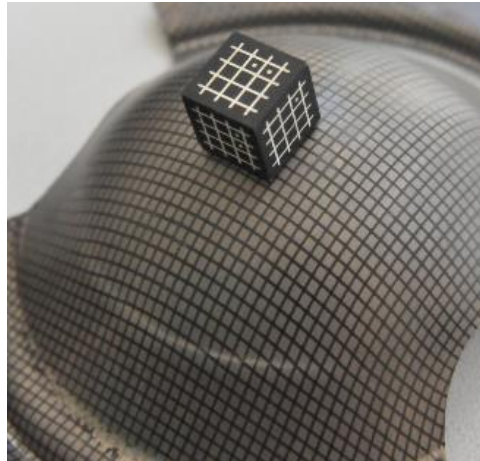


Şekil 3.46. Şekillendirme sınır diyagramı için kullanılan numune ölçüleri (Ozturk ve Lee, 2005)

Şekillendirme sonrası deformasyonların görüntü işleme teknikleri ile belirlenebilmesi için, deney öncesinde serigrafi (ipek baskı) yöntemi kullanılarak numunelerin yüzeylerine 2,5x2,5 mm'lik kare motifler işlenmiştir. Daha sonra yarım küresel zımba yardımıyla numuneler 25 mm/dk deformasyon hızında şekillendirilmiştir. Deformasyona uğramış bölgelerdeki kare motiflerin ölçülmesinde ASAME (Automated Strain Analysis and Measurement Environment) (<http://www.asametechnology.com/>, 2015) yazılımı teknolojisi kullanılmıştır. Yazılımın bir gereği olarak ta, üzerinde kare şeklinde referans ölçüleri bulunan bir küp şeklindeki parça, deforme edilmiş numunelerin fotoğrafı çekilirken birlikte kullanılmıştır. Fotoğraf 3.13'de ölçümlerde kullanılan sistem gösterilmektedir. Fotoğraf 3.14'de boyun vermiş bir numune ve Fotoğraf 3.15'de şekillendirilmiş bir numune seti görülmektedir.



Fotoğraf 3.13. Şekillendirilmiş olan numune üzerindeki şekil değişimini ölçme sistemi; gridli deforme olmuş numune, küp, fotoğraf makinası ve yazılım

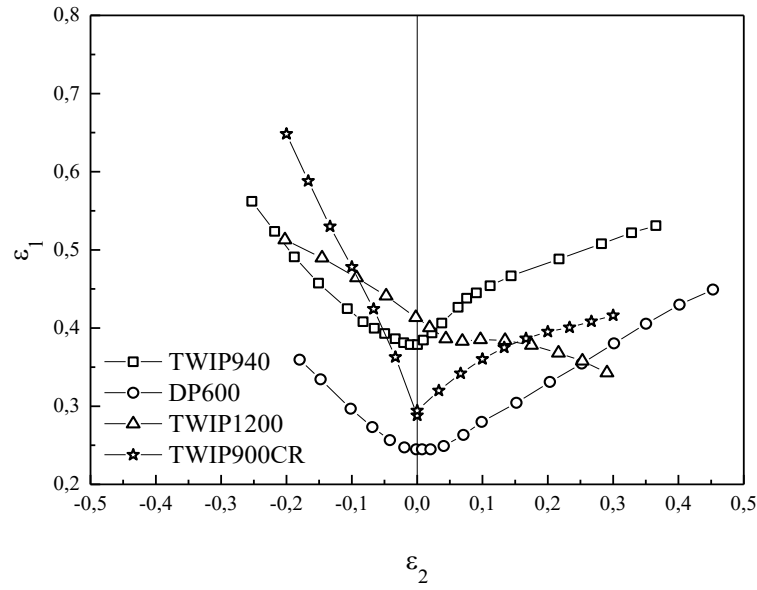


Fotoğraf 3.14. Boyun vermiş test numunesi



Fotoğraf 3.15. Şekillendirilmiş bir deney seti

Chung ve arkadaşları (Chung vd., 2011a), TWIP940 ve DP600 çeliğinin, Sobotka ve arkadaşları (Sobotka vd., 2011) da TWIP1200 çeliğine ait şekillendirme sınır diyagramını elde etmişlerdir (Şekil 3.47). Literatürde yer alan ŞSD eğrileriyle bu çalışmada elde edilen eğriyi karşılaştırıldığında eksenin sağ tarafı yani çekme-çekme durumu için TWIP900 ve TWIP940'ın benzer, TWIP1200'ün ise farklı bir eğilim gösterdiği görülmektedir. Çekme mukavemetinin düşmesiyle beraber düzlem gerilme noktasında düştüğü görülmektedir. Soğuk haddelene uygulanmamış TWIP900 çeliğinin akma noktası 250 MPa civarında, soğuk haddelenmiş TWIP900CR çeliğinin ise 550 MPa civarında olduğunu düşündüğümüzde, soğuk haddelene uygulanmamış TWIP çeliğinin bir miktar daha yukarıda olacağını düşünülmektedir. Çünkü akma mukavemetin artmasıyla beraber düzlem birim deformasyon noktasıda aşağı doğru kaymaktadır.



Şekil 3.47. Deneysel şekillendirme sınır diyagramları (Chung vd., 2011a; Sobotka vd., 2011)

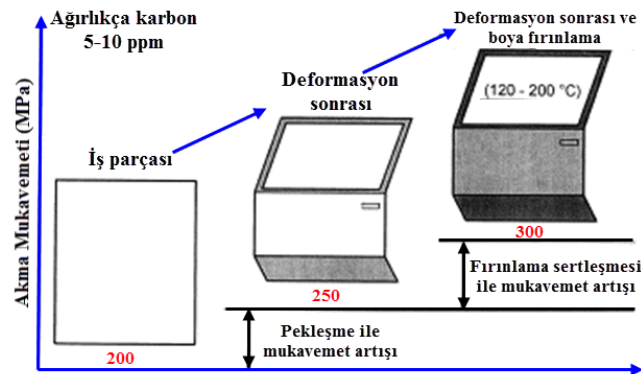
3.9 Fırlama sertleşmesinin etkisi

Fırlama işlemi özellikle otomotiv sanayinde kendini göstermektedir. Bu çalışmada da TWIP900 çeliğinin fırlama sertleşmesi özelliği incelenmiştir. Şekillendirme operasyonlarından sonra otomotiv parçaları montaj edildikten sonra boyanır ve sonrasında 170 °C sıcaklıkta 20 dakika fırlama işlemine tabi tutulurlar (Das vd., 2012). Bu işlem esnasında ferrit yapı içinde çözünmüş karbon ve azot atomları, dislokasyonlara yayılarak Cottrell atmosferi adı verilen yapının oluşmasına ve böylece de akma mukavemetinin artmasına sebep olurlar (Cottrell ve Bitby, 1949). Bu işleme fırlama sertleşmesi denir. Fırlama sertleşmesi davranışı aynı kalınlıktaki malzemenin daha fazla akma mukavemeti göstermesi olayıdır. Fırlama sertleşmesi kavramı ilk olarak düşük karbonlu çelikler için geliştirilmiştir.

Timokhina ve arkadaşları TRIP ve DP çeliğine %5 ön birim deformasyon ile 175 °C’de 30 dakika fırında bekleterek fırlama sertleşmesini uyguladıklarında TRIP çeliklerinde yaklaşık 60 MPa, DP çeliklerinde yaklaşık 80 MPa bir artış elde etmişlerdir (Timokhina vd., 2010). Pereloma ve arkadaşları NbMo içeren ve içermeyen TRIP çeliğine %4 ön birim deformasyon ile 180 °C’de 30 dakika fırlama sertleşmesi uygulamışlardır. NbMo içeren TRIP çelik yaklaşık 90 MPa, içermeyen ise yaklaşık 70 MPa bir artış göstermiştir (Pereloma vd., 2008). Dehghani ve arkadaşları Al7075 malzemesine %3-9

arası ön birim deformasyon, 115-285 °C sıcaklıkları arasında 11-35 dakika sürelerinde fırınlama sertleşmesi uygulamış ve optimizasyon tekniklerini kullanarak en iyi sonucun %6 ön birim deformasyon 200 °C sıcaklığında 23 dakika bekletilmesiyle elde edildiğini tespit etmişlerdir (Dehghani vd., 2010). Başka bir çalışmada ise tane boyutunun etkisi incelenmiştir (Dehghani, 2011). Aynı zamanda yapay sinir ağları (artificial neural network ANN) kullanarak fırınlama sertleşmesi tahmin edilmeye çalışılmıştır (Dehghani ve Shafiei, 2008). Durrenberger ve arkadaşları (Durrenberger vd., 2011) yaptıkları çalışmada ön birim deformasyon ve fırınlama sertleşmesinin çarpışma özelliklerine etkisini incelemişlerdir. TRIP780 çeliğini 170 °C’de 20 dakika fırınlama sertleşmesine tabi tutmuşlar ve çekme mukavemetinin ön birim deformasyonun artmasıyla arttığını ve akma mukavemetinin de artıp belli bir orandan sonra azaldığını göstermişlerdir. Kvačak ve Mamuzič yaptığı çalışmada BH220 çeliğinin 170 °C de 20 dakika fırınlama sertleşmesine tabi tutmuş ve pekleşme ile beraber 73-82 MPa aralığında bir artış olduğunu göstermişlerdir. Ayrıca Cottrel atmosferden kaynaklı artışı 35 MPa olarak belirlemişlerdir (Kvačak ve Mamuzič, 2006). Momeni ve arkadaşları St14 çeliğinin %4-6-8 ön birim deformasyon ile 150-180-210 °C sıcaklıklarında 20 dakika fırınlama sertleştirme işlemine tabi tutmuşlardır. Fırınlama sıcaklığının ve ön birim deformasyon oranının artmasıyla mukavemetinin arttığını göstermişlerdir (Momeni, 2007). Wang ve arkadaşları düşük karbonlu çeliğin %2-6-8 ön birim deformasyon koşullarında 170 °C’de 20 dakika fırınlama sertleşmesi işlemini incelemişlerdir (Wang vd., 2012).

Başka bir çalışmada bir otomobil kapısının imalatı ve boyama işlemi sonrasında mukavemet artışı Şekil 3.48’de sembolik olarak gösterilmiştir.

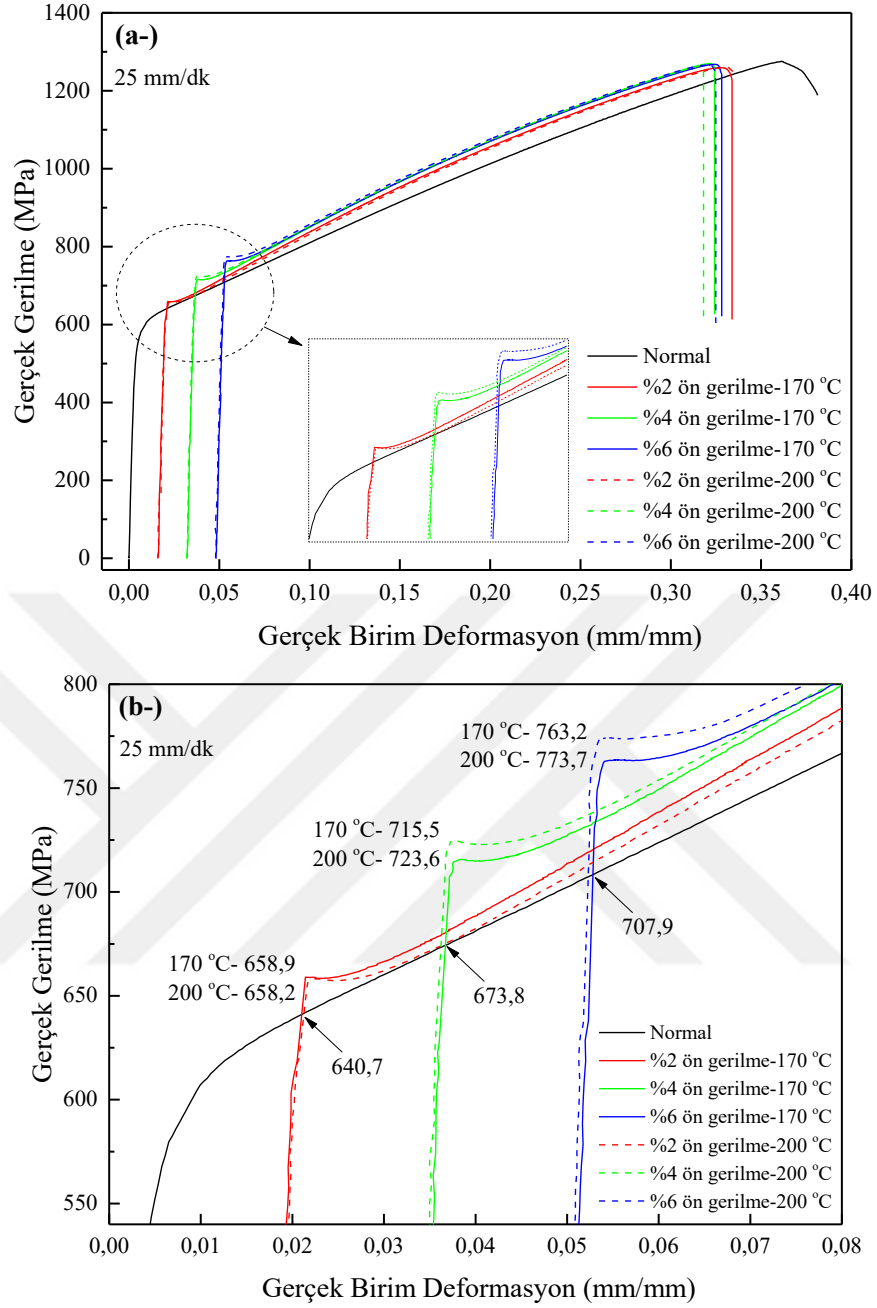


Şekil 3.48. Fırınlama sertleşmesinin etkisi (Wagener, 1997)

3.9.1 Deneysel çalışmalar

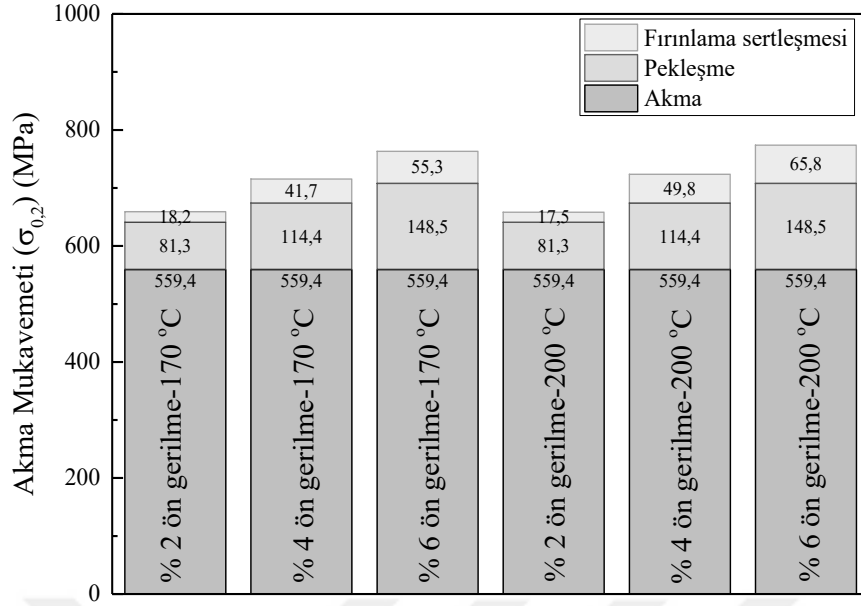
Hadde yönünde su jeti ile hazırlanmış numunelere farklı ön birim deformasyonlar (%2-4-6) uygulanmıştır. Daha sonra bu numuneler ısıtım işlem fırınında farklı sıcaklıklarda (170 -200 °C) 20 dakika süreyle bekletilmiş ve oda sıcaklığında soğumaya bırakılmıştır. Soğuyan numuneler 25 mm/dk deformasyon hızında çekme deneyine tabi tutulmuşlardır. Deneyler 3 kez tekrar edilerek istatistiki programlarla ortalamaları alınmıştır.

Fırınlama sertleşmesinin etkisi Şekil 3.49'da görülmektedir. Şekil 3.49 (a)'nın yakınlaştırılmış görüntüsü olan Şekil 3.49 (b)'ye bakıldığında bu etki açıkça görülmektedir. Sıcaklığı artırmanın çok fazla mukavemet artışı sağlamadığı tespit edilmiştir.



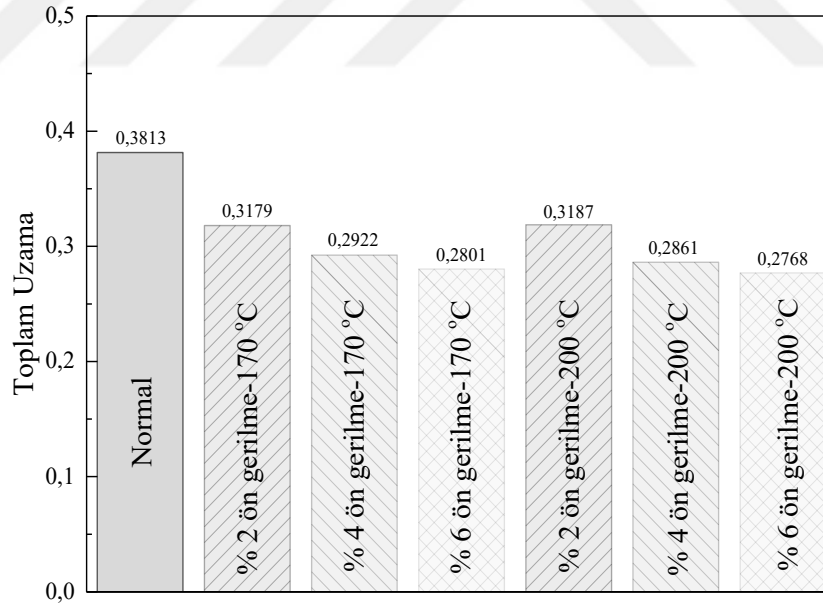
Şekil 3.49. (a) TWIP çeliğinin farklı fırınlama sertleşmesi şartları altında gerçek gerilme birim deformasyon değişimleri (b) yakınlştırılmış görüntüde mukavemet değerleride görülmektedir

Şekil 3.50’de sadece fırınlama sertleşmesinden kaynaklı mukavemet artış değerleri görülmektedir ki burada en az plastik şekil verme (%2) durumunda yaklaşık 18 MPa bir artış olduğu görülmektedir. Plastik şekil verme miktarı arttıkça 65 MPa’a kadar artma görülmüştür.



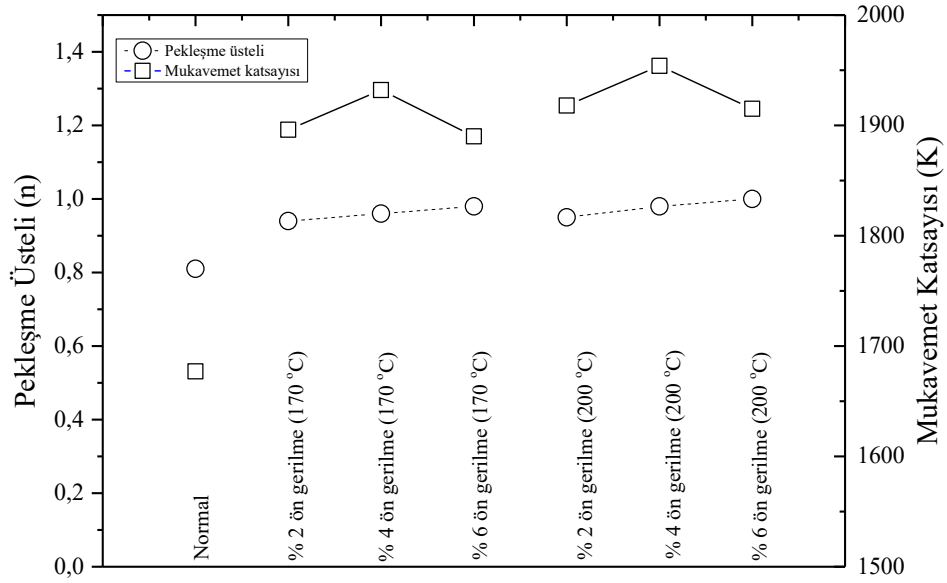
Şekil 3.50. Fırlama sertleşmesinden dolayı mukavemet artışı

Uygulanan ön şekil değiştirme, akma mukavemetini artırmasıyla beraber toplam uzama miktarlarının azalmıştır (Şekil 3.51).



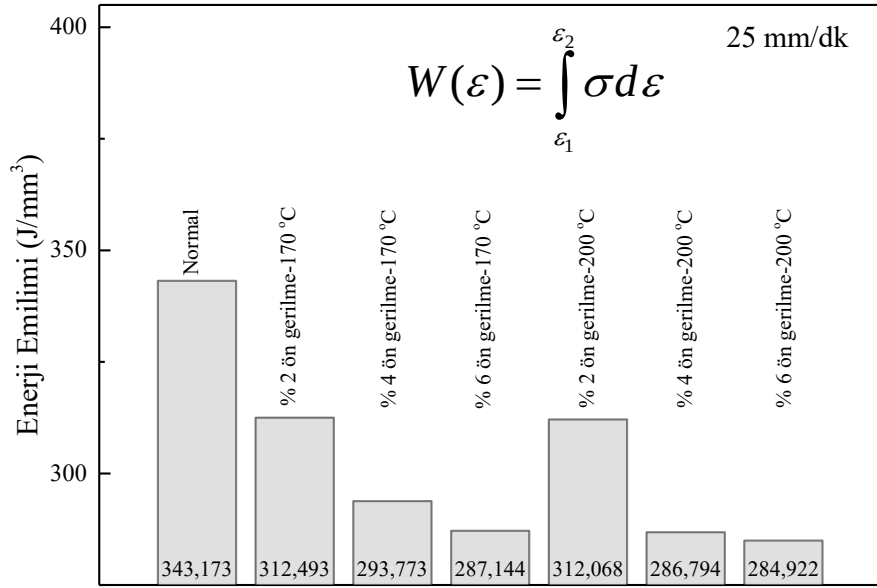
Şekil 3.51. Uygulanan farklı fırlama sertleşmesinin toplam uzamaya etkisi

Şekil 3.52’de pekleşme üsteli ve mukavemet katsayılarının farklı fırlama sertleşmesi koşullarıyla değişimleri verilmiştir. Sıcaklık artışının pekleşme üsteli üzerinde herhangi bir etkisinin olmadığı, mukavemet katsayısını ise bir miktar yükselttiği görülmektedir.



Şekil 3.52. Pekleşme üsteli ve mukavemet katsayısının değişimleri

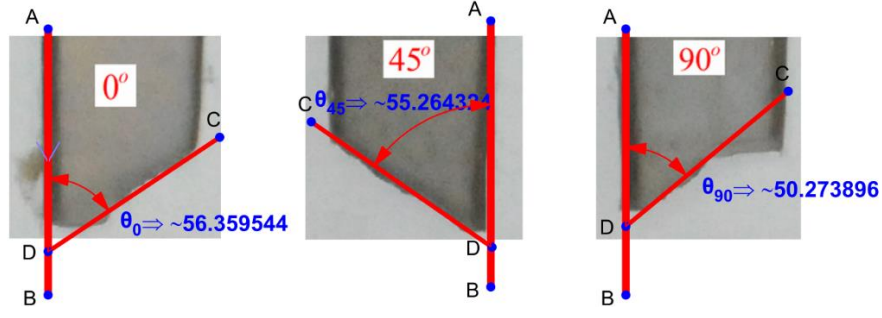
Malzemelerin statik tokluk değerleri gerilme-birim deformasyon eğrilerinin altında kalan alan ile hesaplanmaktadır. Bu da malzemenin deformasyon neticesinde ne kadarlık bir enerji absorbe edeceği anlamına gelmektedir. Şekil 3.53 incelendiğinde ön birim deformasyonun artmasıyla birlikte statik tokluk değerinin azaldığı görülmektedir. Yapılan fırınlama sertleşmesi deneyi sonucunda sıcaklığın etkisinin olmadığı açıkça görülmektedir. TWIP malzeme, otomotiv sektöründe yaygın olarak kullanılan TRIP ve DP çeliklerine göre daha fazla fırınlama sertleşmesi göstermiştir (<http://www.worldautosteel.org>, 2014). Bu çalışma literatüre TWIP çelikleri için yapılan ilk çalışma olmuştur ve elde edilen sonuçlar yayınlanmıştır (Kilic vd., 2015).



Şekil 3.53. Farklı fırınlama sertleşmesi parametrelerinde enerji absorbe etme miktarı değişimleri

3.10 Kırılma karakteristiği

Malzemelerin kırılma şekil değişimleri, pekleşme üsteli (n) ve deformasyon oranı hassasiyeti (m) değeriyle ilişkidir. Bu iki değer malzemenin düzgün uzama miktarıyla doğrudan bağlantılıdır. Chung ve Wagoner (Chung ve Wagoner, 1986), deformasyon oranı hassasiyetinin artmasıyla beraber düzgün uzamanın arttığını göstermişlerdir. Şekil 3.54’de Chung ve arkadaşlarının (Chung vd., 2011a), farklı malzemelerde kırılma şekil değişimlerinin inceledikleri bir çalışma verilmiştir. TWIP900 çeliğine ait farklı yönlerdeki malzemelerin çekme deneyi sonucunda elde edilen kırılma açıları Fotoğraf 3.16’da verilmiştir. Şekiller, kırılan numunelerin kırılma yüzeylerinin yandan çekilmiş fotoğraflarından oluşmaktadır. Bu sayede çatlak ilerlemesinin kırılma esnasında takip ettiği yolun açısı ölçülmek istenmiştir.

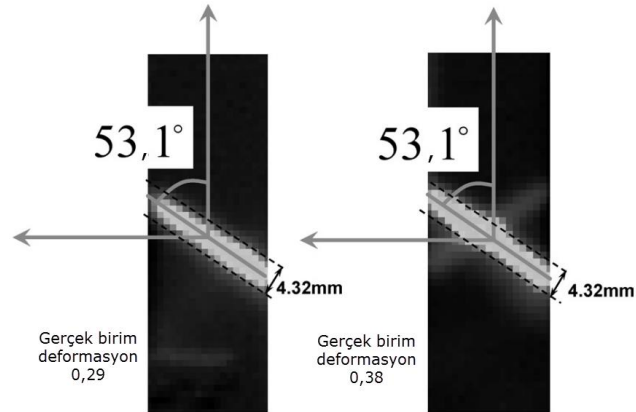


Fotoğraf 3.16. Farklı yönlerdeki kırılma açıları

Malzeme	TWIP940	AZ31B	AA5083-O	DP600
Kalınlık (mm)	1,47	2,00	1,60	1,50
m değeri	-0,007	0,008	-0,004	0,009
R_0 değeri	0,816	2,717	0,524	1,002
Açı (θ)	56,16°	49,47°	59,61°	54,72°
Ön görünüş				

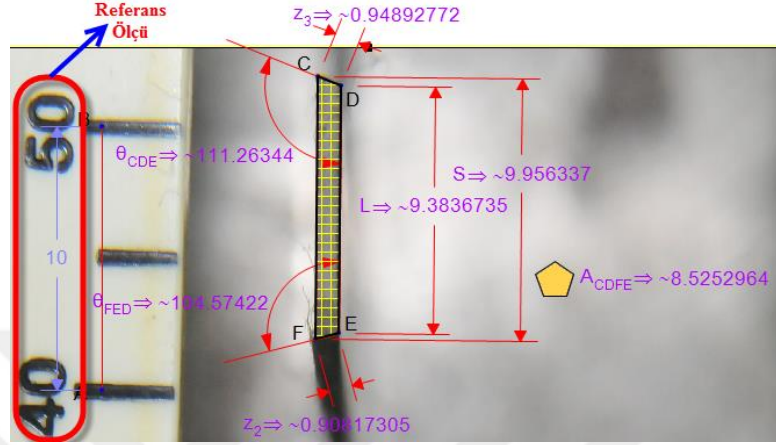
Şekil 3.54. Farklı malzemelere ait kırılma açıları (Chung vd., 2011a)

Chen ve arkadaşları (Chen vd., 2007), yaptıkları çalışmada Fe18Mn0,6C çeliğinde PLC (Portevin-LeChatelier Effect) oluşumunu incelemişler ve oluşan PLC'nin 53,1°'lik açı yaptığını tespit etmişlerdir (Şekil 3.55).

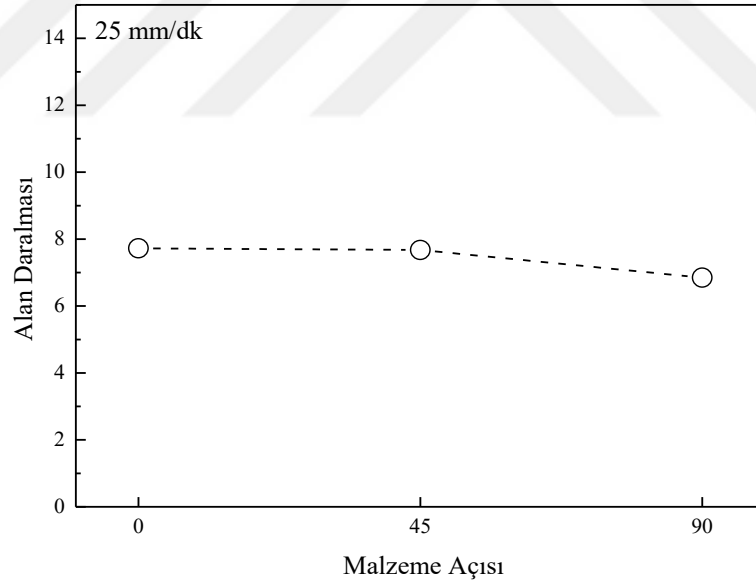


Şekil 3.55. PLC'nin yaptığı açı (Chen vd., 2007)

Fotoğraf 3.17’de verilen kırılma yüzeyi, kırılan numunenin kırılma yüzeyinin ön görünümünün fotoğrafı olup, kesit daralması değeri, görüntü işleme tekniği kullanılarak ölçülmüştür. Farklı açılardaki kesit daralması değerlerinin değişimi Şekil 3.56’da verilmiştir.

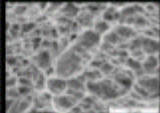
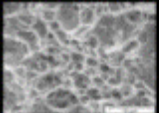
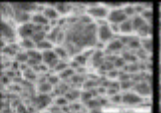
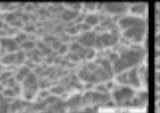
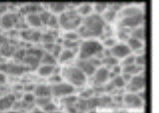
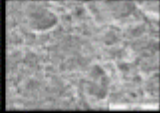
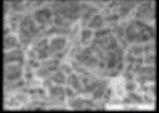
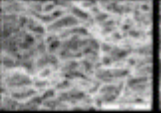
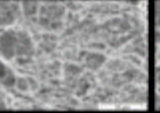
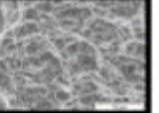


Fotoğraf 3.17. Kesit daralmasının görüntü işleme yöntemi ile ölçümü



Şekil 3.56. Farklı yönlerdeki alan daralması değişimi

Şekil 3.57’de TWIP900 çeliğinin farklı sıcaklıklar altındaki kırılma davranışları, 2 ve 100 μm tane büyüklükleri için verilmiştir. TWIP900 çeliği, 100 μm tane boyutunda bütün sıcaklıklarda sünek yapı formunda iken, 2 μm tane boyutunda çoğunlukla kırılğan yapı formu meydana gelmiştir (Twardowski ve Prahl, 2015).

100 μm	Sünek	Sünek	Sünek	Sünek	Sünek
					
2 μm	Kırılgan	Kırılgan	Kırılgan	Karma	Sünek
					
	123K	233K	293K	373K	423K

Şekil 3.57. Farklı tane büyüklüğünde farklı sıcaklıklardaki kırılma davranışı (Twardowski ve Prahl, 2015)



BÖLÜM IV

MEKANİK ÖZELLİKLERİN MODELLENMESİ

Sonlu eleman yazılımları, sac metal şekillendirme işlemlerinde çok yaygın olarak kullanılmaktadır. Bu yazılımlar kullanılarak bir malzemenin istenilen şekli alıp alamayacağı ve şekillendirme esnasında ortaya çıkabilecek kusurlar kolaylıkla tahmin edebilmektedir. Yapılan benzetim çalışmalarına göre de kalıp tasarımı yapılmaktadır. Fakat benzetim çalışmalarıyla doğru sonucu elde etmek çok kolay değildir. İşlemin doğru tanımlanması ve kullanılan malzeme modelleri, sonuçları çok büyük oranda etkilemektedir. Sonlu eleman yazılımları için mümkün olduğunca gerçekçi malzeme modeli belirlemek, elde edilecek sonucun doğruluğu açısından önemlidir. *Malzeme davranışını en iyi temsil eden matematiksel ifadeye malzeme modeli denilmektedir.* Tez kapsamında elde edilen deneysel veriler, literatürde bulunan malzeme modellerine uyarlanmış ve elde edilen sonuçlar karşılaştırılmıştır.

4.1 Akma eğrisinin matematiksel ifadeleri

Yazılımlar içerisine, malzemelerin farklı şartlar altındaki davranışları iki farklı yöntemle girilebilmektedir. Birincisi istenilen şartlar altında yapılmış olan deneylerin sonuçlarını olduğu gibi girmek, ikincisi ise çeşitli hazır modeller kullanmaktır (bu durumda programa, modelin gerektirdiği parametreler girilecektir). Malzeme modelleri, yarı statik ve dinamik olmak üzere iki grupta incelenmektedir.

4.1.1 Yarı-statik akma eğrisi malzeme modelleri

Literatürde yaygın olarak kullanılan bazı malzeme akma modelleri Çizelge 4.1’de verilmiştir. Çizelge 4.1’de yer alan modellerdeki parametrelerin belirlenmesinde akma noktasıyla, maksimum nokta arasındaki çekme deneyi verileri kullanılmaktadır.

Çizelge 4.1. Yarı-statik modeller ve denklemleri (Larour, 2010)

Modeller	Denklemler	
Hollomon (Hollomon, 1945)	$\sigma(\varepsilon) = A_1 \varepsilon^{A_2}$	(4.1)
Power (Ludwik) (Ludwik, 1909)	$\sigma(\varepsilon) = A_1 + A_2 \varepsilon^{A_3}$	(4.2)
Krupskowsky (Swift) (Swift, 1952)	$\sigma(\varepsilon) = A_1 (A_2 + \varepsilon)^{A_3}$	(4.3)
Voce (Voce, 1948)	$\sigma(\varepsilon) = A_1 + (A_2 - A_1) \exp(-A_3 \varepsilon)$	(4.4)
Hockett/ Sherby (Hockett ve Sherby, 1975)	$\sigma(\varepsilon) = A_2 - (A_2 - A_1) \exp(-A_3 \varepsilon^{A_4})$	(4.5)
Ghosh (Ghosh, 1977)	$\sigma(\varepsilon) = A_1 + A_2 (A_3 + \varepsilon)^{A_4}$	(4.6)
Swift-Voce (Kessler ve Gerlach, 2006)	$\sigma(\varepsilon) = A_1 \sigma_{\text{swift}}(\varepsilon) + (1 - A_2) \sigma_{\text{Voce}}(\varepsilon)$	(4.7)
Swift- Hockett/Sherby (Kaps vd., 1999)	$\sigma(\varepsilon) = A_1 (A_2 + \varepsilon)^{A_3} + A_4 \exp(-A_5 \varepsilon^{A_6})$	(4.8)
El-Magd (Totten vd., 2003)	$\sigma(\varepsilon) = A_1 + A_2 \varepsilon + A_3 [1 - \exp(-A_4 \varepsilon)]$	(4.9)
Genelleştirilmiş Voce (Tome vd., 1984)	$\sigma(\varepsilon) = A_1 + (A_2 + A_3 \varepsilon) [1 - \exp(-A_4 \varepsilon)]$	(4.10)
Bergström (Bergström, 1970) (Van Liempt, 1994)	$\sigma(\varepsilon) = A_1 + A_2 \left(A_3 (A_4 + \varepsilon) + \{1 - \exp[-A_5 (A_4 + \varepsilon)]\}^{A_6} \right)$	(4.11)

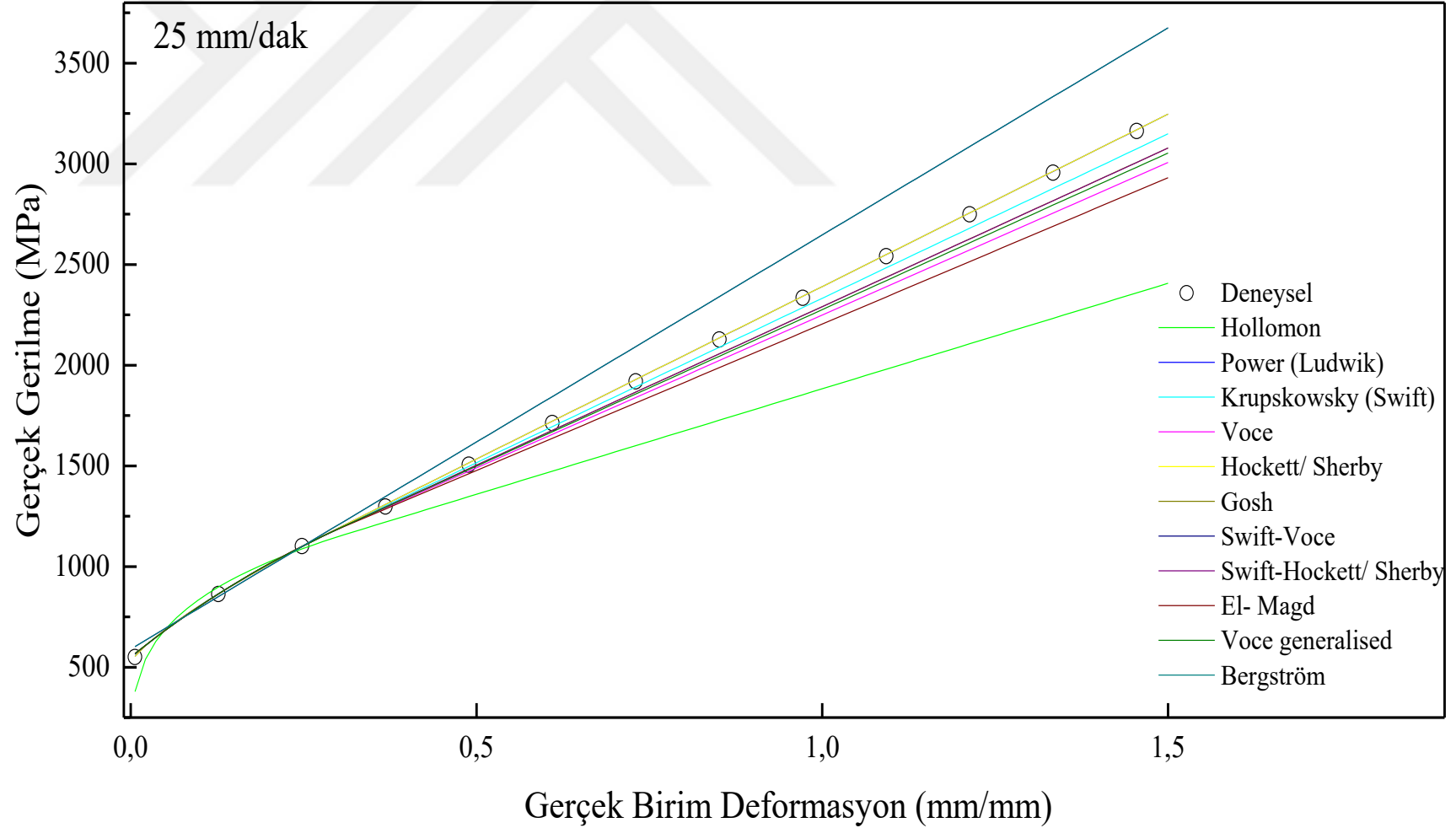
Dikkat edilirse, Çizelge 4.1’de sıralanan malzeme akma modellerinin $A_1, A_2, A_3, A_4, A_5, A_6$ şeklinde verilen sabit katsayıları vardır. Bu değerler malzemeye göre değişen ve yapılan çekme deneyleri datalarının istatistiki olarak değerlendirilmesi sonucunda bulunması gereken değerlerdir. Bu çalışmada TWIP çeliği için yapılan deneyler neticesinde elde edilen veriler kullanılıp istatistiksel programlarla hesaplama yapılmış ve elde edilen bu parametrelerin değerleri ve doğruluk dereceleri (korelasyon katsayısının karesi) Çizelge 4.2’de verilmiştir. İstatistiksel programlarda model katsayıları Levenberg-Marquardt tahmin modeli ile en fazla 1000 iterasyon ve 10^{-6} hata payı ile hesaplanmıştır.

Çizelge 4.2. Model katsayıları

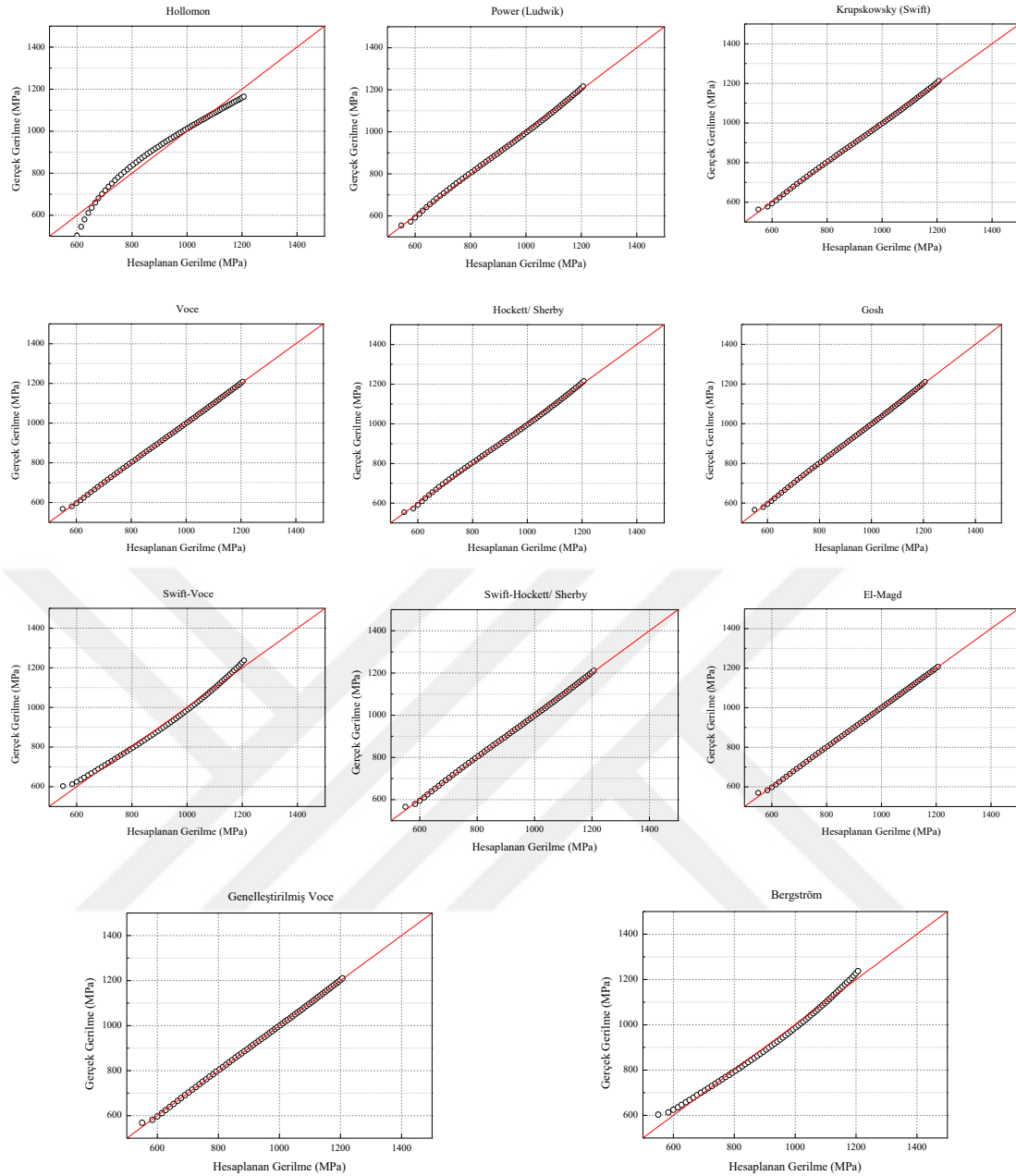
Yarı Statik Modeller	Katsayılar						
	A1	A2	A3	A4	A5	A6	R ²
Hollomon (Hollomon, 1945)	1620	0,286					0,959
Power (Ludwik) (Ludwik, 1909)	520,598	1708,897	0,777				0,999
Krupskowsky (Swift) (Swift, 1952)	1988,09	0,098	0,5581				0,999
Voce (Voce, 1948)	2011,653	550,071	1,906				0,999
Hockett/ Sherby (Hockett ve Sherby, 1975)	-1307319	520,569	0,001	0,777			0,999
Ghosh (Ghosh, 1977)	-115387,4	117003,2	0,377	0,009			0,999
Swift-Voce (Kessler ve Gerlach, 2006)	3,653	-0,04					0,996
Swift- Hockett/Sherby (Kaps vd., 1999)	197960,2	0,379	0,0056	-196346,8	1	100	0,999
El-Magd (Totten vd., 2003)	552,066	-13289,86	62283,14	0,2569			0,999
Genelleştirilmiş Voce (Tome vd., 1984)	551,139	380,797	1129,934	7,165			0,999
Bergström (Bergström, 1970) (Van Liempt, 1994)	-3974,27	31,326	65,658	2,203	225,8	-30,868	0,996

Çizelge 4.2’de görüldüğü gibi Hollomon hariç bütün modellerin %99 oranında doğru tahmin sağladığı tespit edilmiştir. Bütün bu tahminlerin, daha büyük plastik deformasyonlardaki doğrulukları da Şekil 4.1’de verilmiştir. Daha büyük deformasyon durumlarında en iyi tahmini “Power (Ludwik)” ve “Hockett/ Sherby” modellerinin verdiğini görmekteyiz. Power denkleminin hem küçük hem de büyük deformasyon durumlarını daha doğru tahmin ettiği anlaşılmaktadır.





Şekil 4.1. TWIP900 çeliği için farklı yarı-statik akma modelleri ve deneysel akma eğrisi ile karşılaştırmaları



Şekil 4.2. TWIP900 çeliği için, yarı-statik akma modellerinin gerilme tahminleri ile deneysel gerilmenin karşılaştırılması

TWIP900 çeliği için Şekil 4.2’de malzeme akma modellerinin kullanılmasıyla hesaplanan gerilme değerleriyle, gerçek gerilme değerlerinin karşılaştırılması verilmiştir. Grafiklerde de görüldüğü üzere TWIP900 çeliğinin akma davranışını; “Hollomon”, “Swift-Voce” ve “Bergström” modellerinin temsil etme kabiliyeti diğer modellere göre daha kötüdür.

4.1.2 Dinamik akma eğrisi malzeme modelleri

Statik akma eğrisi denklemlerine ilaveten sıcaklık ve deformasyon hızının da ilave edildiği malzeme modelleridir. Sıcaklık ve deformasyon hızıyla malzemelerin mekanik özellikleri değiştiği için dinamik akma eğri modelleri geliştirilmiştir. Otomobillerde kullanılan yüksek mukavemetli çeliklerin şekillendirilmesi işleminde sıcaklık genelde kullanılmamaktadır. Buna rağmen parçaların şekillendirme süreci boyunca kalıp geometrisine bağlı olarak farklı bölgelerde farklı deformasyon hızları oluşabilmektedir. Bu doğrultuda yüksek mukavemetli çeliklerin özellikle farklı hızlarda elde edilebilecek farklı mekanik özelliklerin modellenmesinde dinamik modellerin kullanılması gerekmektedir. Bununla birlikte Toros ve arkadaşlarının (Toros vd., 2011) yapmış oldukları çalışmada deformasyonla birlikte malzemede oluşan adyabatik ısınmanın da model içerisinde yer alan sıcaklık etkisinin modellendiği bölüme ilave edilmesi ile model sonuçlarının deneysel verilerle daha iyi örtüştüğünü belirlemişlerdir. Çizelge 4.3’de literatürde en çok kullanılan dinamik akma eğrisi modelleri verilmiştir.

Çizelge 4.3. Dinamik akma eğrisi modelleri (Larour, 2010)

Cowper-Symonds (Cowper ve Symonds, 1957)	
$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}) = (A_1 + A_2 \varepsilon^{A_3}) \left[1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{A_4} \right)^{\frac{1}{A_5}} \right]$	(4.12)
Johnson-Cook (Johnson ve Cook, 1983)	
$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = (A_1 + A_2 \varepsilon^{A_3}) \left[1 + A_4 \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_m - T_0} \right)^{A_5} \right]$	(4.13)
Geliştirilmiş Johnson-Cook (Holmquist ve Johnson, 1991) (Kang vd., 1999)	
$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = (A_1 + A_2 \varepsilon^{A_3}) \left[1 + A_4 \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) + A_5 \left(\ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right)^2 \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_m - T_0} \right)^{A_6} \right]$	(4.14)
Zerilli-Armstrong cubic centred (cc) materials (Zerilli ve Armstrong, 1987) (Skoglund, 2003) (Ashton ve Parry, 25- 29 September, 2000)	
$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = (A_1 + A_2 \varepsilon^{A_3}) + A_4 \exp(-A_5 T + A_6 T \ln(\dot{\varepsilon}))$	(4.15)

Zerilli-Armstrong cubic face centred (cfc) materials (Zerilli ve Armstrong, 1987) (Skoglund, 2003) (Ashton ve Parry, 25- 29 September, 2000)	
$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = (A_1 + A_2 \varepsilon^{A_3}) \exp(-A_4 T + A_5 T \ln(\dot{\varepsilon}))$	(4.16)
El-Magd-Swift (El-Magd ve Abouridouane, 2001)	
$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = \left[(A_1 (A_2 + \varepsilon)^{A_3} + A_4 \dot{\varepsilon}) \right] \exp\left(-A_5 \frac{T - T_0}{T_m}\right)$	(4.17)
Geliştirilmiş El-Magd (May vd., 2007)	
$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = \left\{ A_1 + A_2 \varepsilon + A_3 \left[1 - \exp\left(-\frac{\varepsilon}{A_4}\right) \right]^{A_5} + A_6 \left(\dot{\varepsilon}^{A_7} - \dot{\varepsilon}_0^{A_7} \right) \right\} \cdot \exp[-A_8 (T - T_0)]$	(4.18)
Tanimura-Ludwik (Bleck vd., 2006) (Zhao, 1997)	
$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = \left\{ A_1 + A_2 \varepsilon^{A_3} + (A_4 - A_5 \varepsilon^{A_6}) \log\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) + A_7 \dot{\varepsilon}^{A_8} \right\} \cdot [1 - A_9 (T - T_0)]$	(4.19)
Tanimura-Hockett/Sherby (Bleck vd., 2006) (Zhao, 1997)	
$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = \left\{ A_1 + (A_2 - A_1) \exp(-A_3 \varepsilon^{A_4}) + (A_5 - A_6 \varepsilon^{A_7}) \log\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) + A_8 \dot{\varepsilon}^{A_9} \right\} \cdot [1 - A_{10} (T - T_0)]$	(4.20)
Rusinek-Klepaczko (Larour vd., 2007) (Rusinek ve Klepaczko, 2001)	
$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = \frac{E(T)}{E_0} \left[B(\dot{\varepsilon}, T) (\varepsilon_0 + \varepsilon)^{n(\dot{\varepsilon}, T)} + \sigma_0^* \left(1 - D_1 \left(\frac{T}{T_m} \right) \log\left(\frac{\dot{\varepsilon}_{\max}}{\dot{\varepsilon}}\right) \right)^{m^*} \right]$ $E(T) = E_0 \left\{ 1 - \frac{T}{T_m} \exp\left[\theta^* \left(1 - \frac{T_m}{T} \right) \right] \right\}$ $B(\dot{\varepsilon}, T) = B_0 \left[\frac{T}{T_m} \log\left(\frac{\dot{\varepsilon}_{\max}}{\dot{\varepsilon}}\right) \right]^{-v}$ $n(\dot{\varepsilon}, T) = n_0 \left[1 - D_2 \left(\frac{T}{T_m} \right) \log\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{\max}}\right) \right]$	(4.21)
BMW (Kaps vd., 1999) (Stark Seuken, 2001)	
$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}) = A_1 \left(1 + A_2 \varepsilon^{A_3} \right)^{A_4} (1 + \varepsilon)^{A_5} \left[1 + \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right]^{A_6} \left[1 + A_7 \varepsilon^{A_8} \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^{A_9} \right]^{A_{10}}$	(4.22)

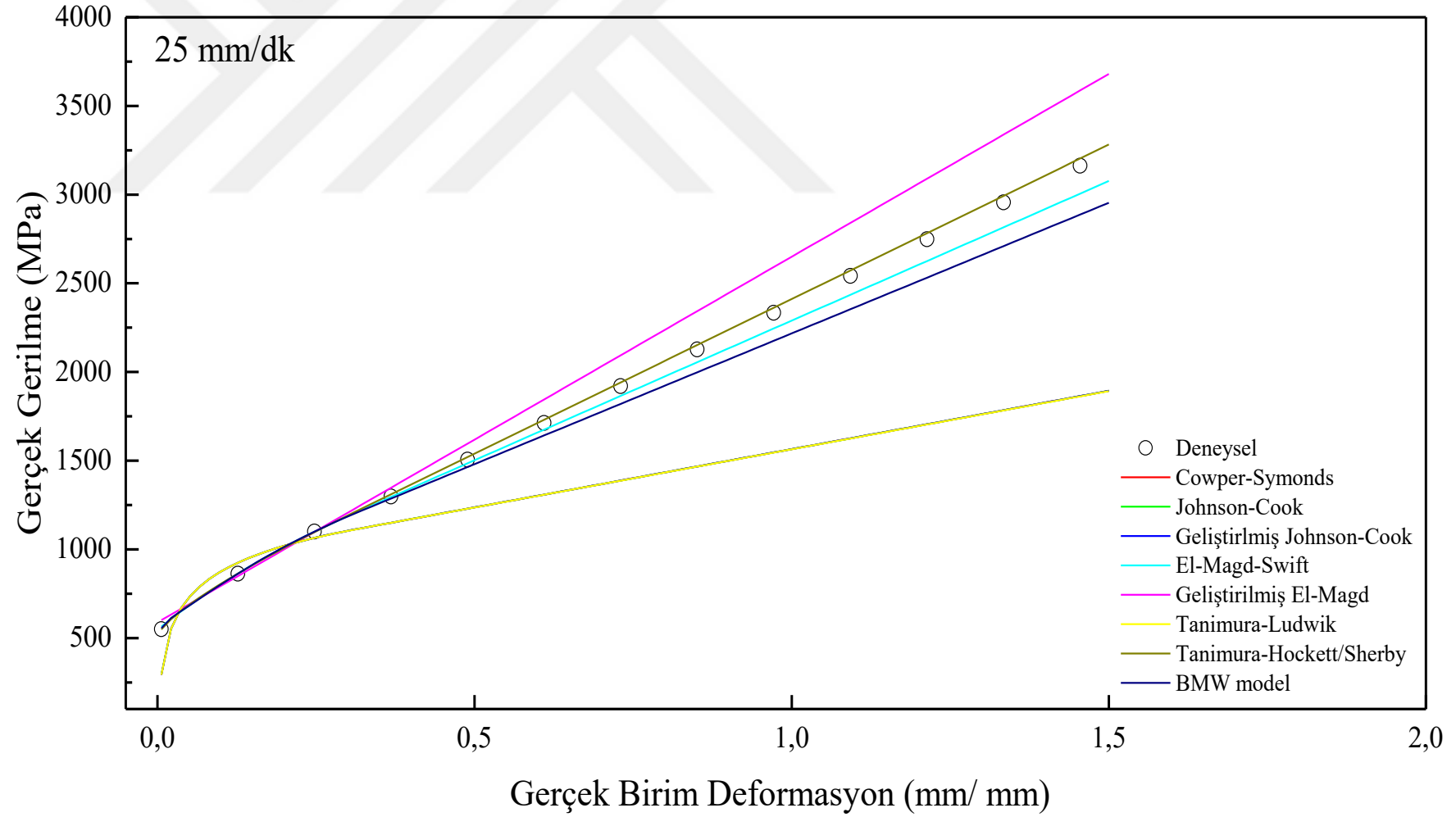
Corus (Bergström, 1970) (Van Liempt, 1994) (Stark Seuken, 2001) (Atzema vd., 19-21 June, 2006) (Vegter vd., 1998)	
$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}) = A_1 + A_2 \left(A_3 (A_4 + \varepsilon) + \{1 - \exp[-A_5 (A_4 + \varepsilon)]\}^{A_6} \right) + \sigma_0^* \left(1 - \frac{kT}{\Delta G_0} \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_0}{\dot{\varepsilon}} \right) \right)^m$	(4.23)
Softening (Toros ve Ozturk, 2010)	
$\sigma_f = C(T, \dot{\varepsilon}) \varepsilon^{n(T, \dot{\varepsilon})} \exp(-A_8 \log(T) - T_h \varepsilon)$ $C(T, \dot{\varepsilon}) = A_1 + A_2 \left[1 - \exp \left(A_3 \frac{T - 273}{T_m} \right) \right] + A_4 \log \left(1 + \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{ref}} \right)$ $n(T, \dot{\varepsilon}) = n_0 + A_5 \left[1 - \exp \left(A_6 \frac{T - 273}{T_m} \right) \right] + A_7 \log \left(1 + \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{ref}} \right)$	(4.24)

Yukarıdaki çizelgeye dikkat edilirse, dinamik akma eğrisi modellerinin $A_1, A_2, A_3, A_4, A_5, A_6, A_7, A_8, A_9, A_{10}$ şeklinde verilen sabit katsayıları vardır. Bu değerler malzemeye göre değişen ve farklı “sıcaklık” ve “deformasyon hızlarında” yapılan çekme deneyleri datalarının istatistiki olarak değerlendirilmesi sonucunda hesaplanan değerlerdir.

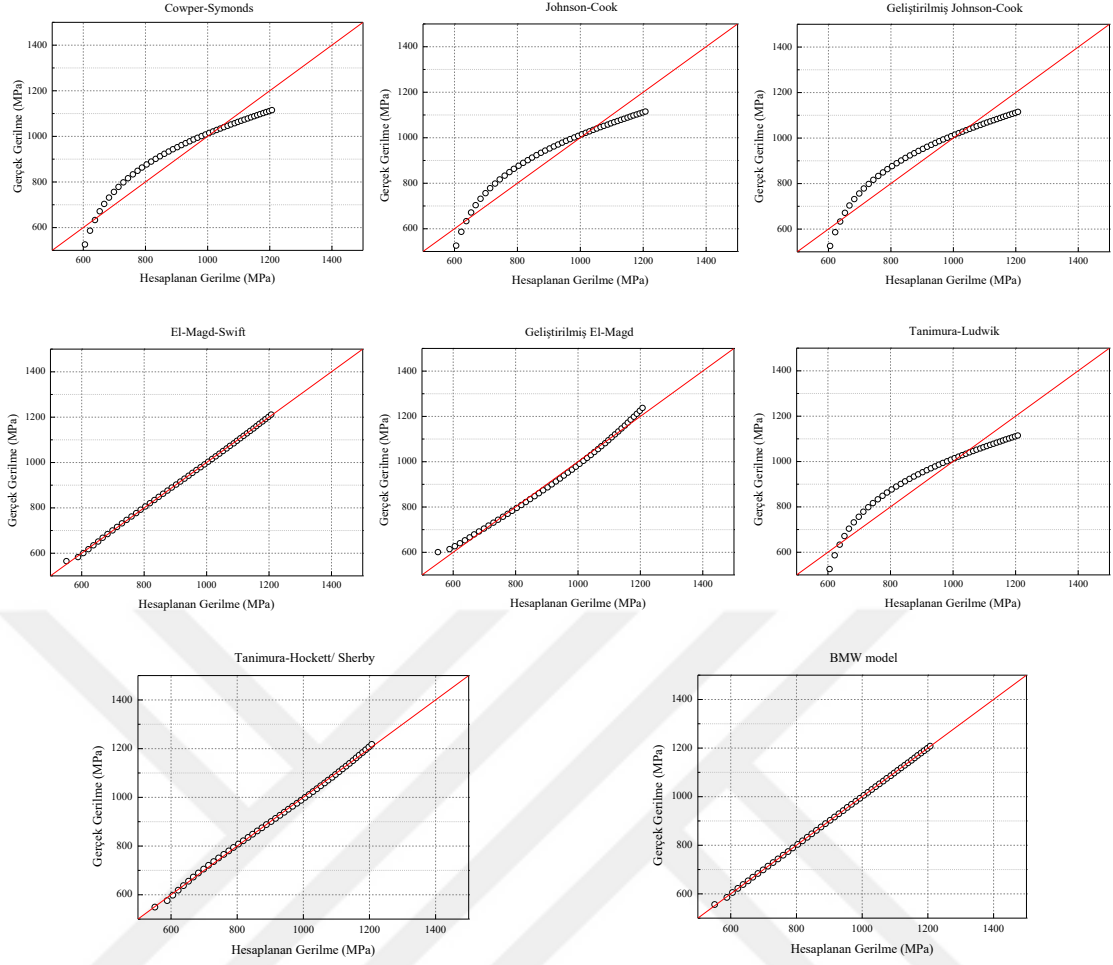
25 mm/dk deformasyon hızında ve oda sıcaklığında yapılan deneylerin datası üzerine uygulanan eğri tanımlama yöntemi neticesinde elde edilen katsayılar ve doğrulukları (korelasyon katsayısının karesi) Çizelge 4.4’de görülmektedir. Şekil 4.3’de görüldüğü gibi plastik bölge eğrisi uzatıldığında en iyi tahmini yapan malzeme dinamik akma modelinin “Tanimura-Hockett/Sherby” olduğu görülmektedir.

Çizelge 4.4. Dinamik akma eğrisi katsayıları

Dinamik Modeller	Katsayılar										
	A1	A2	A3	A4	A5	A6	A7	A8	A9	A10	R ²
Cowper-Symonds	4386593	-4385237	-4,77E-05	0,1	0,1						0,94
Johnson-Cook	3456730	-3455374	-6,05E-05	0,1	0,1						0,94
Geliştirilmiş Johnson-Cook	4307354	-4305997	-4,85E-05	0,1	0,1	0,1					0,94
El-Magd-Swift	103715	0,372	0,01	-1,23E07	1514						0,99
Geliştirilmiş El-Magd	588,101	2061,678	-1000	-111	500	0,0005	0,1	1			0,99
Tanimura-Ludwik	68235	-198747	-0,001	0,1	0,1	0,1	88,714	-1,524	0,1		0,94
Tanimura-Hockett/Sherby	6,388	6,389	-14,815	0,0552	0	0	0	36,879	-0,542	0	0,99
BMW	0,0251	18,852	0,0283	2,58	-0,421	3,819	83,319	1,801	0,001	0,254	0,99
Softening	32,787	0,001	0,001	0,001	0,762	0,001	0,001	-0,224	-0,79	-85,9	0,99



Şekil 4.3. Deneysel akma eğrisi ve dinamik akma modellerinin tahminlerinin karşılaştırılması



Şekil 4.4. TWIP900 çeliği için, dinamik akma modellerinin gerilme tahminleri ile gerçek gerilmenin karşılaştırması (Hız: 25 mm/dk, oda sıcaklığı)

Literatürde daha çok bilinen isimleriyle Hollomon, Power, Swift gibi yarı-statik akma eğrisi modelleri TWIP çeliği için kullanılmıştır. Bu çalışma kapsamında ise detaylı bir şekilde yarı-statik ve dinamik akma eğrisi modelleri (deformasyon hızı ve sıcaklık etkin) TWIP çeliği açısından araştırılmıştır. Yapılan inceleme sonucunda ağma eğrisi, pекleşme üsteli ve mukavemet katsayılarının belirlenmesinde kullanılan klasik Hollomon denkleminin TWIP çeliğinde kullanılmaması gerektiği gösterilmiştir. Sonlu elemanlar modellerinde bu husus çok dikkate alınmalıdır.

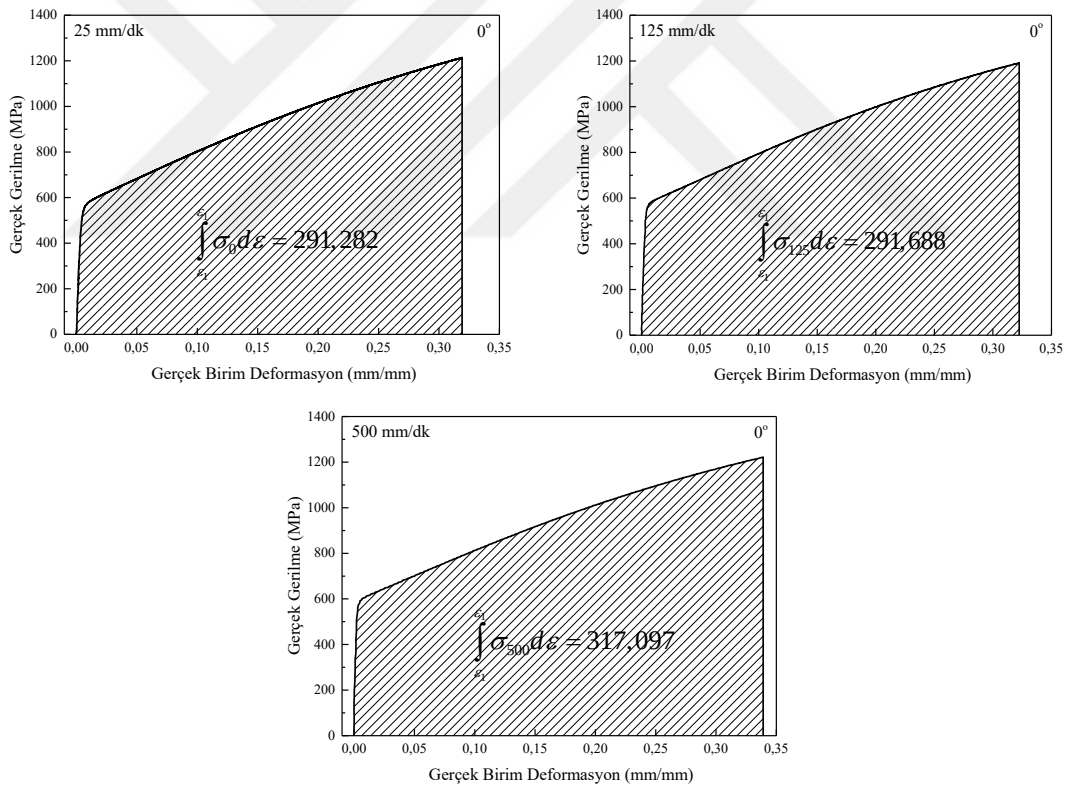
4.1.3 Adyabatik sıcaklık artışının hesaplanması

Adyabatik sıcaklık artışı doğrudan iş parçasının iç enerjisini etkileyen bir husustur. Sıcaklık artışı ile dislokasyon hareketi kolaylaşmakta ve malzeme daha küçük gerilmelerde plastik şekil değişimine uğramaktadır. Malzemedeki deformasyon sonucu

oluşan sıcaklıktaki artış; deneysel yöntemlerle (Nemat-Nasser ve Isaacs, 1997) veya analitik yöntemler kullanılarak tespit edilebilir. (Dixon ve Parry, 1991). Eşitlik (4.25)'deki denklem kullanılarak sıcaklık artışı hesaplanmıştır.

$$\Delta T(^{\circ}\text{C}) = \frac{\Delta \theta}{\rho \cdot C_p} = \frac{\beta}{\rho \cdot C_p} W = \frac{\beta}{\rho \cdot C_p} \int_{\varepsilon_1}^{\varepsilon_2} \sigma d\varepsilon \quad (4.25)$$

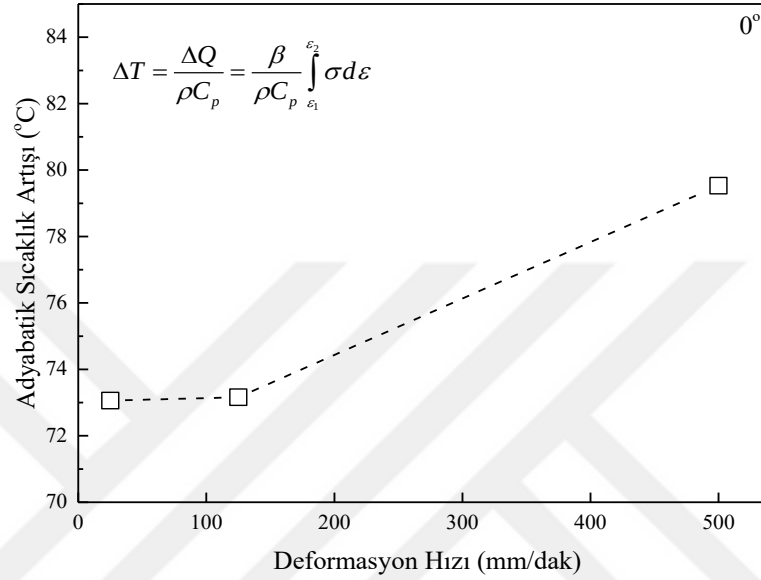
Burada ρ malzemenin yoğunluğu ($7,8 \text{ g/cm}^3$), C_p özgül ısı kapasitesi ($0,46 \text{ kJ/kgK}$), β ise mekanik enerjinin ısıya dönüşme oranını ($\beta=0,9$) ifade etmektedir. İlaveten formüldeki $\int_{\varepsilon_1}^{\varepsilon_2} \sigma d\varepsilon$ teriminin hesaplanması için de; Şekil 4.5'de farklı hızlardaki çekme eğrisinin altında kalan alanlar (W) kullanılmıştır.



Şekil 4.5. Farklı hızlarda numunelerin akma eğrisi altında kalan alanlar

Şekil 4.6'da çekme deneyi esnasında numunede oluşan sıcaklık artışı değişimi verilmiştir. 25 mm/dk hızında 73°C 'lik bir sıcaklık artışı olurken 500 mm/dk deformasyon hızına çıkıldığında 79°C 'lik bir sıcaklık oluştuğu görülmektedir. Deneysel

gözlemler sonucunda 500 mm/dk deformasyon hızında deneyler yapıldığında numunelerin el yakacak derece ısındığını gözlemlenmiştir. Chen ve arkadaşlarıda (Chen vd., 2007) yaptıkları çalışmada malzemedeki sıcaklık artışının 25 mm/dk deformasyon hızında 110 °C ulaştığını deneysel olarak ölçmüşlerdir. Curtze ve Kuokkala (Curtze ve Kuokkala, 2010a) ise 95 °C’ lik bir sıcaklık artışı olduğunu tespit etmişlerdir.

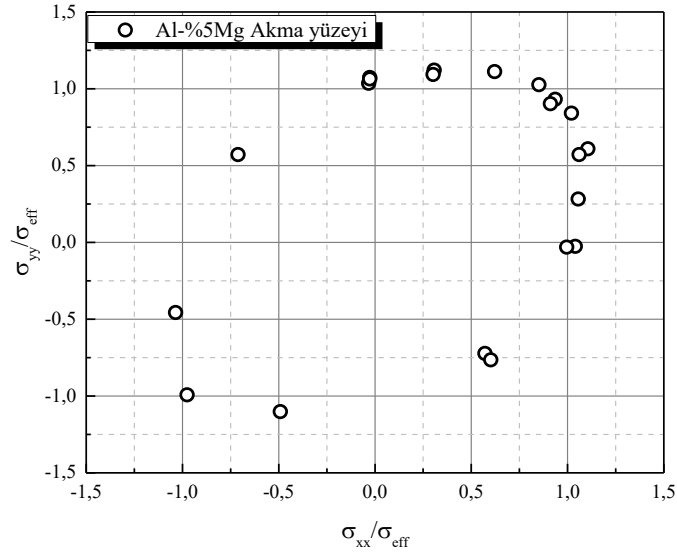


Şekil 4.6. Adyabatik sıcaklık artışı değerleri

4.2 TWIP900 çeliğinde farklı akma yüzeylerinin tayini

Akma yüzeyi, akma eğrisinden farklı bir kavramdır, birbirlerine karıştırılmamalıdır. Akma yüzeyi, bir yükleme neticesinde oluşan gerilme dağılımlarında malzemenin ne zaman plastik şekil değişimine başlayacağını gösteren diyagramlardır. Çekme deneyi ile malzemenin ne zaman plastik akmaya başladığını kolaylıkla belirlenirken, çok eksenli gerilme halinde malzemenin ne zaman plastik şekil değiştirdiği kolaylıkla belirlenemez. Bunun için malzemede oluşan gerilmelerin yardımıyla çizilen iki eksenli gerilme diyagramları kullanılmaktadır (Şekil 4.7).

Şekil 4.7’de alüminyum alaşımına ait deneysel bir akma yüzeyi görülmektedir. Burada yuvarlak dairelerin içerisindeki alanda henüz plastik şekil değişiminin başlamadığını, dışarıdaki alan ise plastik şekil değişiminin başladığını ifade etmektedir. Akma yüzeyinin alt sol kısmı basma kısmını ifade ettiğinden dolayı (-) işaretlidir.



Şekil 4.7. Deneysel yolla belirlenen akma yüzeyi (Kim vd., 2007)

Akma yüzeyinin belirlenmesi plastik şekil değişiminin başladığı noktanın tespiti için çok önemlidir. Malzemenin farklı yönlerinden alınan numunelerin çekme deneylerinden elde edilen “anizotropi” ve “akma dayanımı” değerlerinin ilgili akma kriteri modellerinde kullanılması ile bu yüzeyler elde edilebilmektedir. Akma yüzeyleri ayrıca plastik şekil verme işlemlerinde deformasyon miktarındaki artışın hesaplanmasında da kullanılmaktadır. Analizlerde iş parçası üzerine gerekli heaplamları yapmak için uygulanan ağ yapısında düğüm noktalarının belirlenen yönlerde ne ölçüde hareket edeceğini belirlemek amacıyla kullanılmaktadır.

Sac malzemeler haddelme ürünleri oldukları için genel itibarı ile anizotropik özellikler göstermektedirler. Bilinen ilk akma yüzey modelleri olan Tresca ve von Mises, malzemelerin izotropik olması kabulü ile akma yüzeylerini belirlemişlerdir. Daha sonraki yıllarda ise malzemelerin anizotropik davranışlarında hesaba katılması gerektiği ve bu anlamda modellerin tekrar geliştirilmesi yönünde çalışmalar yapılmıştır. Günümüzde malzemelerin uygulanan yükler altında farklı davranışlarının belirlenmesi ile bu modeller farklı formlarda tekrar geliştirilmektedir.

Tez kapsamında TWIP900 çeliğinin akma yüzeylerinin bulunmasında Hill48 (Hill, 1948), Barlat1989 (Barlat ve Lian, 1989), YLD2000 (Barlat vd., 2003), BBC2000 (Banabic, 2010b) akma kriterleri kullanılmıştır.

4.2.1 Hill-48 akma kriteri (Hill, 1948)

Sonlu elemanlar programlarında yaygın olarak kullanılan bu akma kriteri genel halde eşitlik (4.26)'da verilmiştir. ($\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{33}, \sigma_{12}, \sigma_{23}, \sigma_{31}$; gerçek gerilme tensörü bileşenleri ve F, G, H, L, M, N ; model katsayılarıdır.)

$$2f(\sigma_{ij}) \equiv F(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + H(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 2L\sigma_{23}^2 + 2M\sigma_{31}^2 + 2N\sigma_{12}^2 = 1 \quad (4.26)$$

Yukarıdaki ifade düzlem gerilme koşulu altında eşitlik (4.27)'deki gibi olur.

$$2f(\sigma_{ij}) \equiv (G + H)\sigma_{11}^2 - 2H\sigma_{11}\sigma_{22} + (H + F)\sigma_{22}^2 + 2N\sigma_{12}^2 = 1 \quad (4.27)$$

Eşitlik (4.27)'de ki G, H, F, N katsayılarıdır ve deneysel olarak elde edilen anizotropi (r_0, r_{45}, r_{90}) değerleri kullanılarak aşağıdaki şekilde hesaplanmaktadır.

$$F = \frac{r_0}{r_{90}(r_0 + 1)}, \quad G = \frac{1}{(r_0 + 1)}, \quad H = \frac{r_0}{(r_0 + 1)}, \quad N = \frac{(r_0 + r_{90})(2r_{45} + 1)}{2r_{90}(r_0 + 1)} \quad (4.28)$$

Anizotropinin ve akma mukavemetinin açıyla değişimlerini veren ifadeler aşağıda verilmiştir. (Burada F_θ ; tek eksenli akma gerilmesi ve anizotropi katsayılarını tanımlamak için kullanılan fonksiyon, Y_θ ; haddeleme yönüne göre θ açısı yapan numunenin tek eksenindeki akma gerilmesini ifade etmektedir.)

$$\sigma = Y_\theta F_\theta \quad (4.29)$$

$$\sigma_{11} = Y_\theta \cos^2 \theta, \quad \sigma_{22} = Y_\theta \sin^2 \theta, \quad \sigma_{21} = \sigma_{12} = Y_\theta \sin \theta \cos \theta \quad (4.30)$$

$$Y_\theta = \frac{Y(h)}{F_\theta} \quad (4.31)$$

$$r_{\theta} = \frac{F_{\theta}}{\frac{\partial \sigma}{\partial \sigma_{11}} + \frac{\partial \sigma}{\partial \sigma_{22}}} - 1 \quad (4.32)$$

(4.29) ve (4.30) numaralı eşitlikler (4.31) ve (4.32) numaralı eşitliklerde yerlerine yazıldığında:

$$Y_{\theta} = \frac{Y(h)}{\left[G \cos^4 \theta + F \sin^4 \theta + H(\cos^4 \theta - \sin^4 \theta) + 2N \sin^4 \theta \cos^4 \theta \right]^{\frac{1}{2}}} \quad (4.33)$$

$$r_{\theta} = \frac{\left[G \cos^4 \theta + F \sin^4 \theta + H \cos^2 2\theta + \frac{1}{2} N \sin^2 2\theta \right]}{G \cos^2 \theta + F \sin^2 \theta} - 1 \quad (4.34)$$

olarak bulunmaktadır.

4.2.2 Barlat-89 akma kriteri (Barlat ve Lian, 1989)

Barlat tarafından sunulan model de eşitlik (4.35)'te verilmiştir.

$$f = a|k_1 + k_2|^M + a|k_1 - k_2|^M + c|2k_2|^M = 2\sigma_e^M \quad (4.35)$$

Burada k_1 ve k_2 gerilme tensörü invaryantlarıdır ve aşağıdaki şekilde hesaplanırlar.

$$k_1 = \frac{\sigma_{11} + h\sigma_{22}}{2}, \quad k_2 = \left[\left(\frac{\sigma_{11} - h\sigma_{22}}{2} \right)^2 + p^2 \sigma_{12}^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (4.36)$$

a , c , h parametreleri de yine deneysel olarak elde edilen anizotropi (r_0 , r_{90}) değerleri kullanılarak eşitlik (4.37) yardımıyla belirlenir.

$$a = 2 - c = 2 - 2\sqrt{\frac{r_0}{1+r_0} \frac{r_{90}}{1+r_{90}}}, \quad h = \sqrt{\frac{r_0}{1+r_0} \frac{1+r_{90}}{r_{90}}} \quad (4.37)$$

Anizotropi ve akma gerilmesinin açıyla olan değişimleri yine Hill48 akma kriterinde olduğu gibi (4.29 - 32) eşitlikleri kullanılarak hesaplanır.

4.2.3 YLD-2000 akma kriteri (Barlat vd., 2003)

Barlat tarafından geliştirilen bu model, deneysel olarak elde edilen 8 parametreye bağlıdır. Bu parametreler farklı doğrultudaki anizotropi değerleri (r_0, r_{45}, r_{90}, r_b) ve farklı doğrultudaki akma mukavemetleridir ($\sigma_0, \sigma_{45}, \sigma_{90}, \sigma_b$). En genel formu eşitlik (4.38)'de verilen haliyledir.

$$\Phi = \Phi' + \Phi'' = 2\sigma^a \quad (4.38)$$

$$\Phi' = |S_1 - S_2|^a, \quad \Phi'' = |2S_2 + S_1|^a + |2S_2 - S_1|^a \quad (4.39)$$

$$\Phi = \Phi'(X') + \Phi''(X'') = 2\sigma^a \quad (4.40)$$

$$\Phi' = |X'_1 - X'_2|^a, \quad \Phi'' = |2X''_2 - X''_1|^a + |2X''_1 - X''_2|^a \quad (4.41)$$

$$X' = C's = C'T\sigma = L'\sigma, \quad X'' = C''s = C''T\sigma = L''\sigma \quad (4.42)$$

Eşitlik (4.39)'da ki a değeri HMK yapıdaki malzemeler için 6 olarak alınmaktadır. Eşitlik (4.38-42) arasındaki eşitlikler uygulanıp gerekli dönüşümler yapıldığı zaman (4.43-44) eşitlikleriyle $\alpha_1 - \alpha_8$ anizotropik katsayıları bulunmaktadır.

$$\begin{bmatrix} L'_{11} \\ L'_{12} \\ L'_{21} \\ L'_{22} \\ L'_{66} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 2/3 & 0 & 0 \\ -1/3 & 0 & 0 \\ 0 & -1/3 & 0 \\ 0 & 2/3 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \alpha_1 \\ \alpha_2 \\ \alpha_7 \end{bmatrix} \quad (4.43)$$

$$\begin{bmatrix} L_{11}'' \\ L_{12}'' \\ L_{21}'' \\ L_{22}'' \\ L_{66}'' \end{bmatrix} = \frac{1}{9} \begin{bmatrix} -2 & 2 & 8 & -2 & 0 \\ 1 & -4 & -4 & 4 & 0 \\ 4 & -4 & -4 & 1 & 0 \\ -2 & 8 & 2 & -2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 9 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \alpha_3 \\ \alpha_4 \\ \alpha_5 \\ \alpha_6 \\ \alpha_8 \end{bmatrix} \quad (4.44)$$

Anizotropi ve akma gerilmesinin açıyla olan değişimleri yine Hill48 akma kriterinde olduğu gibi (4.29-32) eşitlikleri kullanılarak bulunur.

4.2.4 BBC-2000 akma kriteri (Banabic vd., 2000)

Barlat 1989 akma kriteri modeline farklı iki katsayı daha ilave edilerek geliştirilmiş bir modeldir. 8 parametreyle ($r_0, r_{45}, r_{90}, r_b, \sigma_0, \sigma_{45}, \sigma_{90}, \sigma_b$) çalışmaktadır.

$$\bar{\sigma} = \left[a(b\Gamma + c\Psi)^{2k} + a(b\Gamma - c\Psi)^{2k} + (1-a)(2c\Psi)^{2k} \right]^{\frac{1}{2k}} \quad (4.45)$$

Eşitlik (4.45)'de a, b, c ve k malzeme parametreleridir. BCC (Hacim merkezli kübik) alaşımlarında $k=3$, FCC (yüzey merkezli kübik) alaşımlarında ise $k=4$ olarak alınmaktadır. TWIP çeliğide FCC yapıda olduğundan $k=4$ olarak alınmıştır.

$$s'_{11} = d\sigma_{11} + e\sigma_{22} \quad (4.46)$$

$$s'_{22} = e\sigma_{11} + f\sigma_{22} \quad (4.47)$$

$$s'_{33} = -(d+e)\sigma_{11} - (e+f)\sigma_{22} \quad (4.48)$$

$$s'_{13} = s'_{23} = 0 \quad (4.49)$$

Eşitlik (4.46-49)'da yer alan d, e, f ve g katsayıları malzemenin anizotropi katsayılarıdır.

$$\Gamma = M\sigma_{11} + N\sigma_{22} \quad (4.50)$$

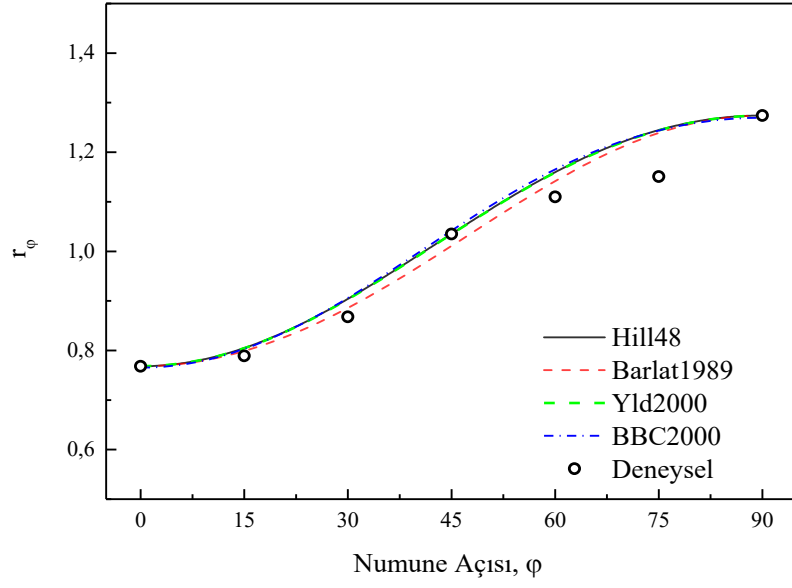
$$\Psi = \sqrt{(P\sigma_{11} + Q\sigma_{22})^2 + R\sigma_{12}^2} \quad (4.51)$$

Eşitlik (4.50-51)'deki ifadeler dönüşmüş gerilme tensörünün ikinci ve üçüncü dereceden invariant fonksiyonlarıdır. Bu eşitliklerdeki M , N , P , Q ve R Eşitlik (4.52) yardımıyla bulunmaktadır.

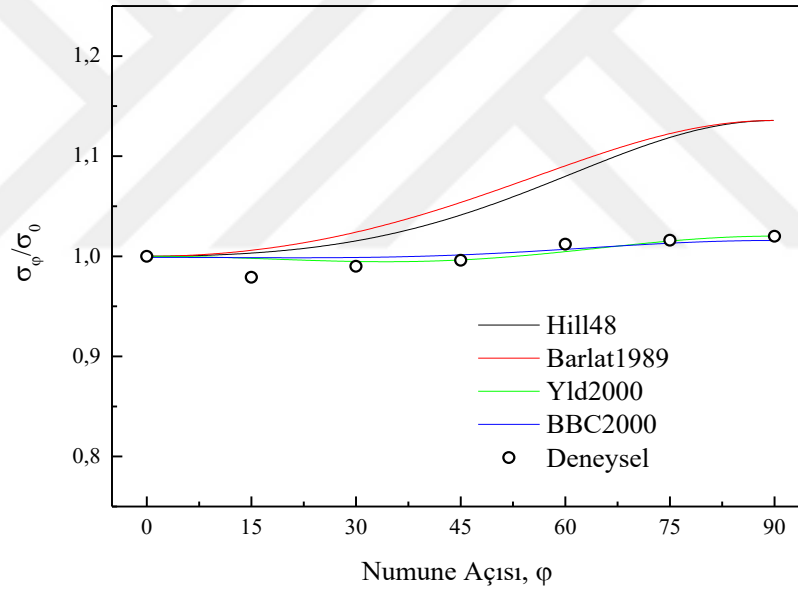
$$M = d + e, \quad N = e + f, \quad P = \frac{d - e}{2}, \quad Q = \frac{e - f}{2}, \quad R = g^2 \quad (4.52)$$

4.2.5 TWIP900 çeliğinde akma kriterlerinin uygulanışı

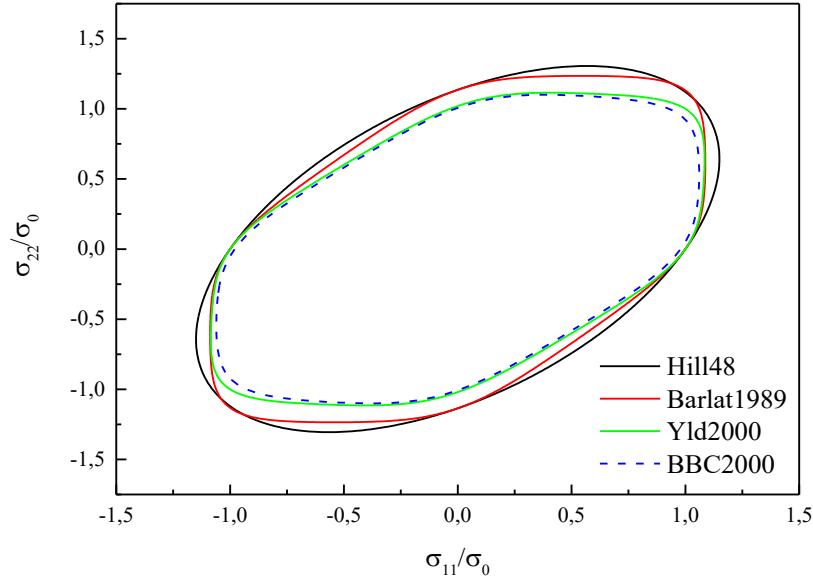
Kullanılan modellerde girilen parametrelere göre tahmin edilen anizotropi ve akma mukavemetinin açıyla değişim grafiklerinin deneysel veri ile karşılaştırılması Şekil 4.8-9'da verilmiştir. Bir akma kriterinin uygulanan malzeme için uygunluğunun belirlenmesinde iki yöntem uygulanmaktadır. Bunlardan birincisi deneysel olarak farklı gerilme kombinasyonlarında elde edilmiş bir akma yüzeyi ile karşılaştırmak ya da malzemelerin farklı açılardaki akma dayanımı ve anizotropi değerlerinin Eşitlik (4.31) ve (4.32) kullanılarak elde edilmiş tahminlerin deneysel verilerle karşılaştırılması yapılarak belirlenebilmektedir. Bilindiği üzere Hill48 akma kriterinde modele 3 farklı yöndeki (r_0, r_{45}, r_{90}) anizotropi değerlerini, Barlat1989 akma kriterinde 2 farklı yöndeki (r_0, r_{90}) anizotropi değerleriyle ve Yld2000 modelinde de 3 farklı yöndeki akma ve anizotropi değişimlerini girerek hesaplatma yapılmaktadır. Anizotropinin açıyla değişimine bakıldığında en iyi tahmini Hill48 ve Barlat2000 modelinin yaptığı görülmektedir (0° , 45° ve 90° için). Akma mukavemetinin açıyla değişimine bakıldığında en iyi tahmini Barlat2000 modelinin yaptığını görmekteyiz (Şekil 4.9). Bunun da diğer akma kriterlerine göre fazladan girilen üç farklı yöndeki akma mukavemeti değerlerinden kaynaklandığı bilinmektedir. Tahmin edilen akma yüzeyleri $\sigma_{12} = 0$ durumunda için Şekil 4.10'da gösterilmiştir. Akma kriterlerinde kullanılan parametreler Çizelge 4.5'de verilmiştir.



Şekil 4.8. Tahmin edilen anizotropi değerinin açıyla değişimi



Şekil 4.9. Tahmin edilen akma mukavemetinin açıyla değişimi



Şekil 4.10. Tahmin edilen akma yüzeyleri

TWIP900 çeliği için, akma yüzeyi fonksiyonlarının katsayıları olan F , G , H , N (Hill48 için); a , c , h , p (Barlat-98 için); α_1 , α_2 , α_3 , α_4 , α_5 , α_6 , α_7 , α_8 (YLD2000-2d ve BBC2000 için;) değerleri Çizelge 4.5'te verilen haliyle kullanılmıştır.

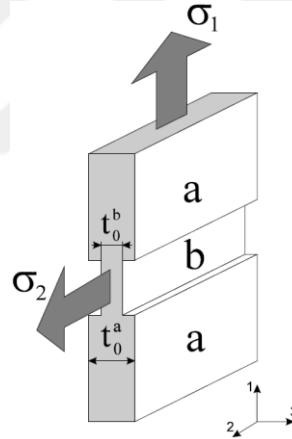
Çizelge 4.5. Akma yüzeyi fonksiyonları için hesaplanan katsayılar

Hill48							
F		G		H		N	
0,341		0,5656		0,4344		1,3916	
Barlat1989							
a		c		h		p	
0,9866		1,0134		0,8805		0,95 (Kabul)	
YLD2000-2d							
α_1	α_2	α_3	α_4	α_5	α_6	α_7	α_8
0,9433	1,0333	1,0672	0,9813	1,0059	0,9562	1,0055	1,0037
BBC2000							
0,4814	23,6305	3,3831	0,1613	0,1358	-0,0206	0,0211	0,0018

4.3 ŞSD'nin Marciniak ve Kuczynski (M-K) modeli kullanılarak tahmin edilmesi

Şekillendirme sınır diyagramlarının numerik olarak elde edilmesine yönelik literatürde birçok çalışma bulunmaktadır. Marciniak (Marciniak, 1965), Marciniak ve Kuczynski (Marciniak ve Kuczynski, 1967) geometrik düzgünsüzlük temeline dayalı şekillendirme sınır diyagramı tahmin modeli geliştirmişlerdir. Marciniak ve Kuczynski ikilisinin beraber geliştirdikleri bu model sac kusurlarının varlığı hipotezine dayanmaktadır.

Marciniak'a göre saclar; üretimi esnasında geometrik kusurlara (kalınlık homojensizliği) ve yapısal kusurlara (boşluklar vb.) sahip olmaktadır. Şekillendirme işlemlerinde bu kusurlar zamanla genişlemekte ve plastik şekil değişimleri esnasında tamamen bölgesel hale gelerek boyun verme oluşumu başlatmaktadır. Marciniak'ın bu hipotezinin gerçekliğini deneysel olarak Azrin ve Backofen (Azrin ve Backofen, 1970) göstermiştir. Bu modelin yoğun bir şekilde kullanılması ve araştırmacılar tarafından sürekli geliştirilme nedeni; sezgisel bir altyapıya sahip olması, farklı süreçlerin ve malzeme parametrelerinin etkisini doğru olarak tahmin edebilmesi ve aynı zamanda kolayca sac metal şekillendirme benzetim programlarına uyarlanabilmesidir. Deneysel araştırmalar sonucunda boyun verme, homojen olmayan yapısal veya geometrik bozuklukların olduğu yerden başlamaktadır (Marciniak, 1965). Kalınlıktaki değişim homojensizlik olarak ifade edilmiştir. Kalınlık değişimi çok hassas bir şekilde meydana gelmekte, ancak teorik hesaplamada ani bir düşüş olmuş gibi inceleme yapılmaktadır (Şekil 4.11).



Şekil 4.11. Marciniak ve Kuczynski modelin geometrik şekli (Banabic, 2010a)

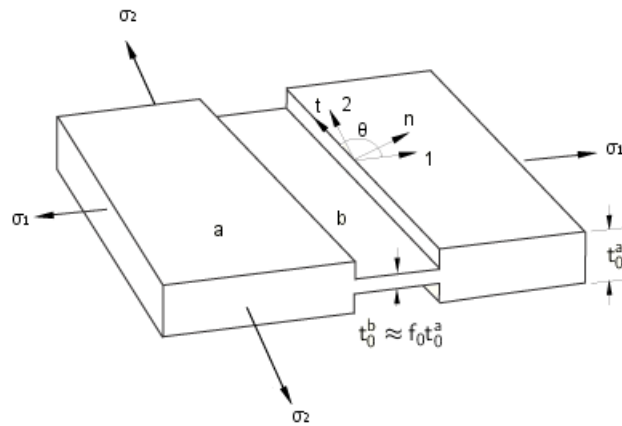
Şekil 4.11'den de görüleceği üzere geometriyi iki bölümde incelemiştir: *a* bölgesi homojen kalınlık t_0^a ve homejen olmayan *b* bölgesi kalınlığı t_0^b olarak ayırmıştır. Burada kalınlık oranları $f = t_0^b / t_0^a$ olarak ifade edilmiştir. Aynı zamanda gerilme ve birim deformasyonlarda ϵ_1^a , ϵ_1^b olmak üzere iki bölümde incelenmektedir. Bu şartlar altında $\epsilon_1^b / \epsilon_1^a$ oranı çok büyük olduğu zaman (bu oran 10 olarak kullanılmaktadır) numunenin tamamının *b* bölgesinde boyun vermeye başlayacağı varsayımından ibarettir. Bu kriterin öngörü yeteneğini geliştirmek için birçok çalışmalar yapılmış ve sonlu elemanlar programlarına çözücü olarak eklenmişlerdir.

M - K modelinin uygulamasına bakıldığında aşağıdaki şekilde kuvvet dengesini sağlanmak zorundadır (Toros, 2013);

$$\begin{aligned} F_{nt}^a &= F_{nt}^b \\ F_{nn}^a &= F_{nn}^b \end{aligned} \quad (4.53)$$

Burada F_{nn} ve F_{nt} normal ve paralel kuvvetleri ifade etmektedir. Geometrinin a ve b bölgelerindeki gerilme halleri tanımlanacak olursa;

$$\begin{aligned} \sigma_{nt}^a \exp(\varepsilon_3^a) t_0^a &= \sigma_{nt}^b \exp(\varepsilon_3^b) t_0^b \\ \sigma_{nn}^a \exp(\varepsilon_3^a) t_0^a &= \sigma_{nn}^b \exp(\varepsilon_3^b) t_0^b \end{aligned} \quad (4.54)$$



Şekil 4.12. Marciniak ve Kuczynski modeli.

Burada σ_m ve σ_{nt} , “ n ” ve “ t ” (Şekil 4.12) yönlerindeki gerilmeleri ifade etmektedir. Geometrinin a ve b bölgelerindeki kalınlık değişimi başlangıçtaki hatayla (f_0) ilişkisi Eşitlik (4.55)’de verilmiştir.

$$f = f_0 \exp(\varepsilon_3^b - \varepsilon_3^a) \quad (4.55)$$

Burada ε_3 hacmin korunumu prensibine göre hesaplanabilen kalınlık yönündeki birim deformasyonu göstermekte ve Eşitlik (4.56)’da verilmiştir.

$$\varepsilon_3 = -(\varepsilon_1 + \varepsilon_2) \quad (4.56)$$

Oluşacak kuvvet denge koşulu Eşitlik (4.57)'deki gibi ifade edilebilir.

$$\begin{aligned} f \sigma_{nt}^b &= \sigma_{nt}^a \\ f \sigma_{nn}^b &= \sigma_{nn}^a \end{aligned} \quad (4.57)$$

Eşitlik (4.58)'deki gibi bir kabul ile t yönünde meydana gelen birim deformasyonların değişmediği düşünülürse,

$$d\varepsilon_u^b = d\varepsilon_u^a \quad (4.58)$$

Ayrıca kullanılması gereken akma kuralı Eşitlik (4.59)'da olduğu gibi ifade edilirse,

$$d\varepsilon_{ij} = d\bar{\varepsilon}_{ij} \frac{\partial \bar{\sigma}_y}{\partial \sigma_{ij}} \quad (4.59)$$

Dört tane bilinmeyen (σ_{nn}^b , σ_{tt}^b , σ_{nt}^b , $d\bar{\varepsilon}^b$) ortaya çıkmaktadır. Bu parametrelerin çözümlenmesinde genel olarak Newton-Raphson yöntemi kullanılmaktadır. Literatürde başlangıç olarak efektif birim deformasyon ($d\bar{\varepsilon}_a$) artışı olarak 10^{-4} mm/mm kullanılmaktadır. Efektif gerilme ve birim deformasyon arasındaki ilişki aşağıdaki Ludwik akma eğrisi denklemi ile ifade edilebilir.

$$\sigma(\varepsilon) = \sigma_A + K\varepsilon^n \quad (4.60)$$

Burada σ_A akma mukavemetini, K mukavemet katsayısını ve n pekleşme üstelini ifade etmektedir. Dönüşüm matrisi T 'yi Eşitlik (4.61)'de ki şekilde ifade edersek,

$$\sigma^{ntz} = T \sigma^{xyz} T^T = \begin{pmatrix} \sigma_{nn} & \sigma_{nt} \\ \sigma_{nt} & \sigma_{tt} \end{pmatrix} \quad (4.61)$$

Burada T ;

$$T = \begin{pmatrix} \cos(\theta) & \sin(\theta) \\ -\sin(\theta) & \cos(\theta) \end{pmatrix} \quad (4.62)$$

Bilinmeyenleri ise değişken matrisi x olarak tanımlanarak,

$$x = \begin{pmatrix} \sigma_{nn}^b & \sigma_{tt}^b & \sigma_{nt}^b & d\bar{\varepsilon}_b \end{pmatrix} \quad (4.63)$$

Fonksiyon vektörü aşağıdaki şekilde ifade edilirse,

$$F = (F_1 \ F_2 \ F_3 \ F_4) \quad (4.64)$$

Burada fonksiyon bileşenleri aşağıdaki şekilde yazıldığında

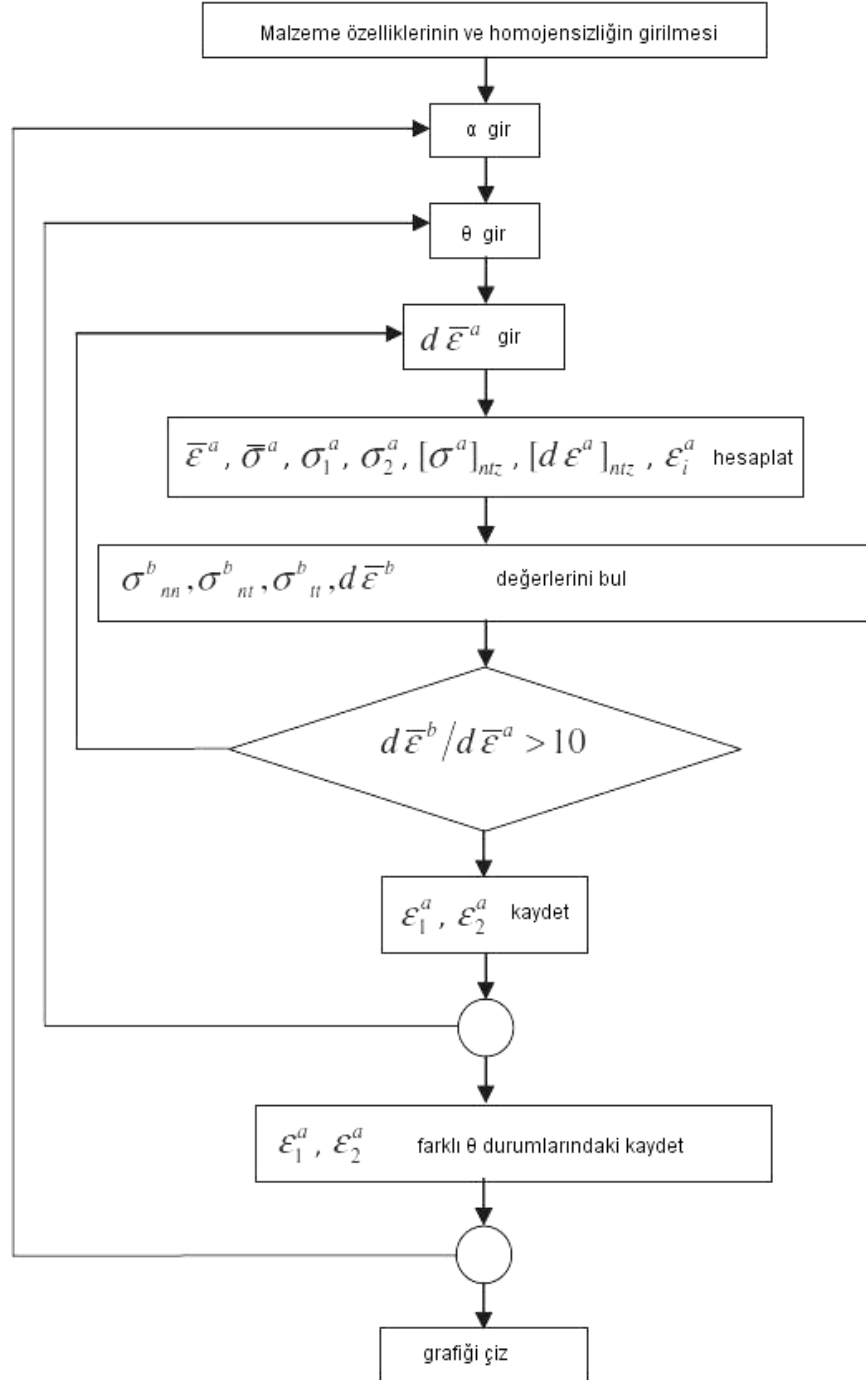
$$\begin{aligned} F_1 &= \frac{d\varepsilon_{nn}^b \sigma_{nn}^b + d\varepsilon_{tt}^b \sigma_{tt}^b + d\varepsilon_{nt}^b \sigma_{nt}^b}{d\bar{\varepsilon}_b \bar{\sigma}_Y} - 1 = 0 \\ F_2 &= \frac{d\varepsilon_{tt}^b}{d\varepsilon_{tt}^a} - 1 = 0 \\ F_3 &= f \frac{\sigma_{nn}^b}{\sigma_{nn}^a} - 1 = 0 \\ F_4 &= f \frac{\sigma_{nt}^b}{\sigma_{nt}^a} - 1 = 0 \end{aligned} \quad (4.65)$$

denklemleri elde edilir.

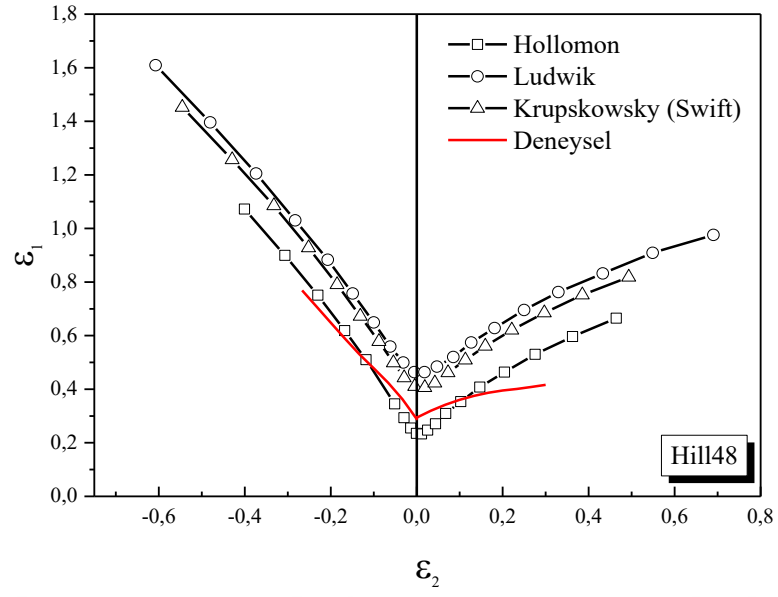
Geometrideki b bölgesindeki açının sıfır olması durumunda nt bileşeni de sıfır olacağından denklem takımı üç bilinmeyen halini alır. Yukarıda belirtildiği şekilde Newton-Raphson yöntemi kullanılarak çözümleme yapılmıştır. Şekil 4.13’de uygulanan yöntemin akış diyagramı verilmiştir.

Şekil 4.14-17 incelendiğinde şekil değiştirme sınırlarının belirlenmesinde; kullanılan akma eğrisi modellerinin (Holloman, Ludwig, Krupskowsky) etkisi açıkça görülmektedir. Bu yüzden seçilen akma eğrisi modeli şekillendirme simülasyonlarına

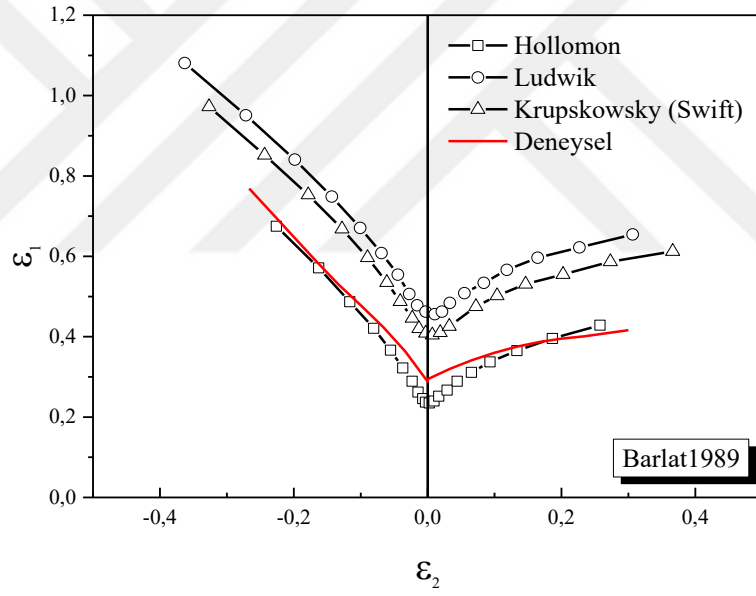
doğru sonucun tahmin edilebilmesinde çok büyük öneme sahiptir. Şekil 4.18’de ise Hollomon akma eğrisi modeli kullanılarak farklı akma kriterlerinin tahminleri ve deneysel olarak elde edilen ŞSD verilmiştir. Burada kullanılan BBC2000 modelinin daha doğru tahmin yaptığı görülmüştür.



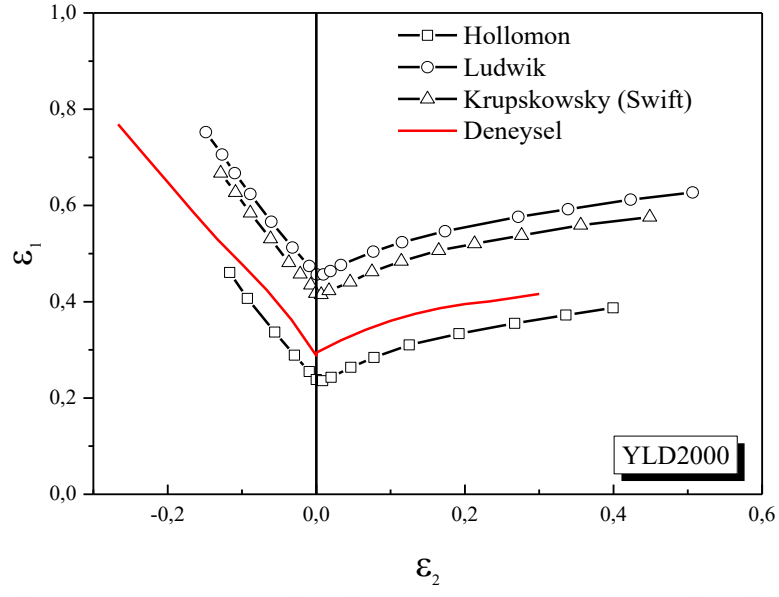
Şekil 4.13. M-K modelin akış diyagramı (Ghazanfari ve Assempour, 2012)



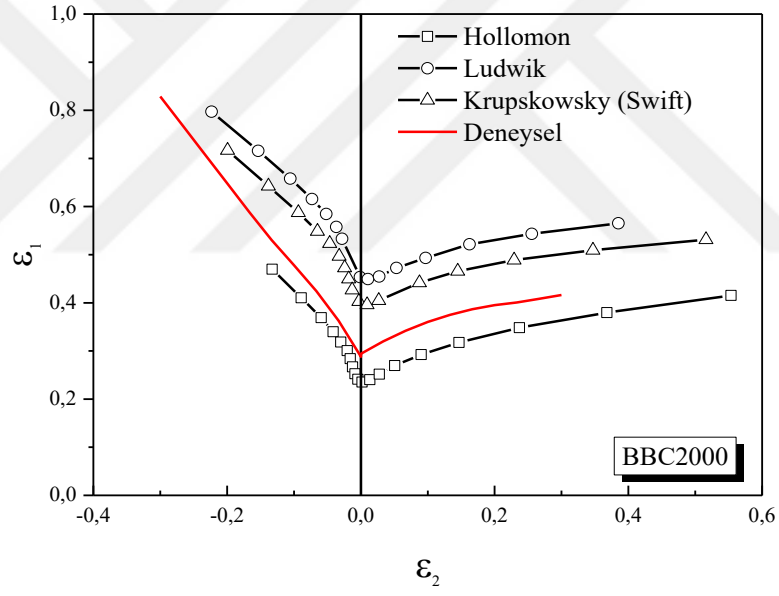
Şekil 4.14. Hill48 modelinde farklı akma eğrisi modellerinin etkisi



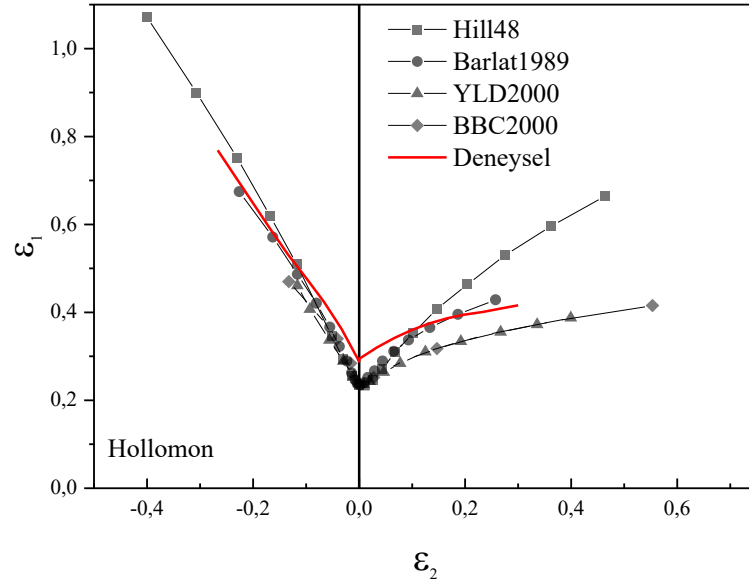
Şekil 4.15. Barlat1989 modelinde farklı akma eğrisi modellerinin etkisi



Şekil 4.16. YLD2000 modelinde farklı akma eğrisi modellerinin etkisi



Şekil 4.17. BBC2000 modelinde farklı akma eğrisi modellerinin etkisi



Şekil 4.18. Modellerin tahmin ettiği ŞSD (Hollomon denklemi)

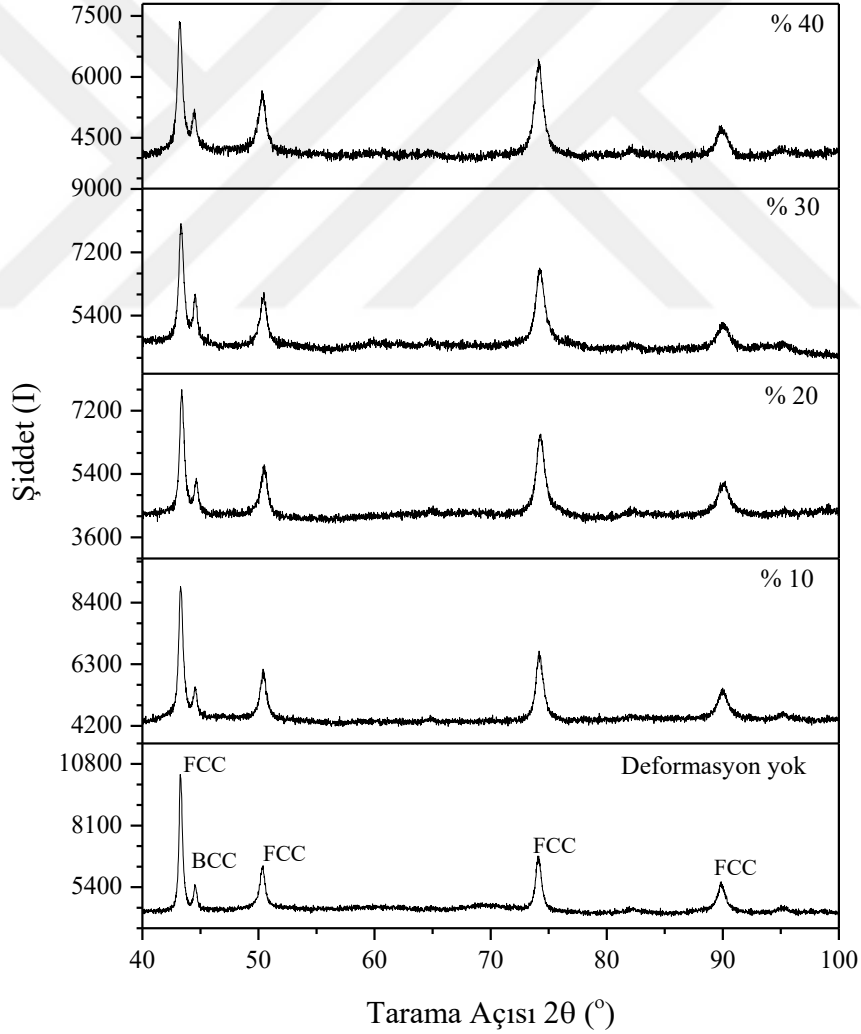
Literatürde de benzer şekilde yapılan çalışmalarda seçilen akma eğrisi modelinin M-K modelde etkili olduğu belirtilmiş olup ve ayrıca kullanılan modellerin etkileri incelenmiştir (Campos vd., 2006; Ganjiani ve Assempour, 2007; Khan ve Baig, 2011; Li vd., 2014; Ding vd., 2015).

BÖLÜM V

İKİZLENMENİN ETKİSİNİN İNCELENMESİ

5.1 Soğuk haddelenmiş (CR) TWIP900 çeliğinin XRD ile faz analizi

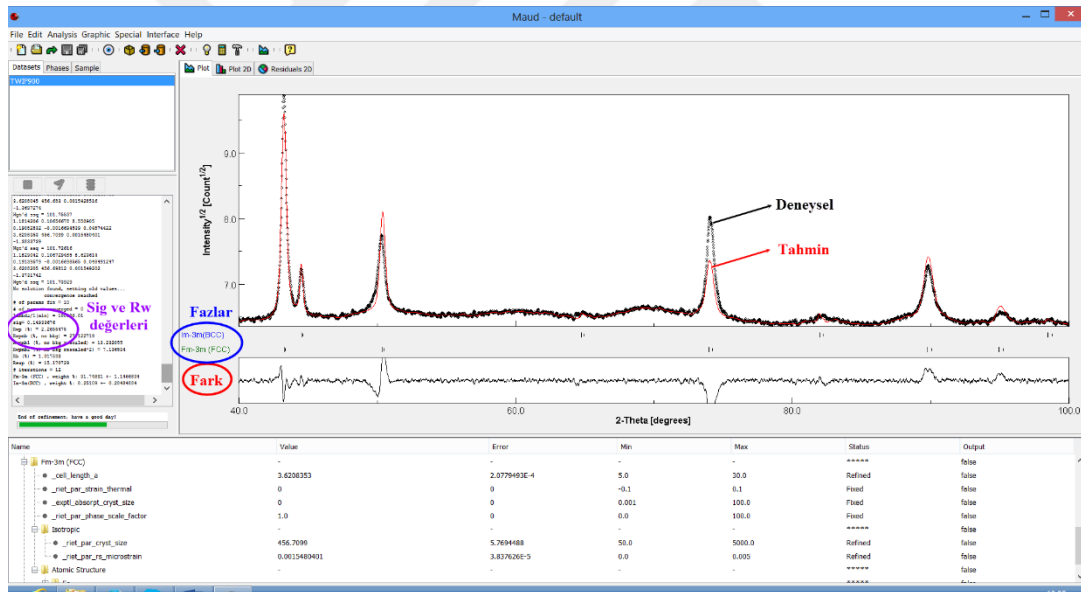
TWIP çeliğinde hiç deformasyona uğramamış ve sırasıyla %10, 20, 30 ve 40 birim deformasyona uğratılmış numunelerden elde edilen XRD grafiği Şekil 5.1’de verilmiştir. Bu grafiğin kuantatif analiz işlemi MAUD programı kullanılarak (Rietveld analiz) elde edilmiştir. Burada TRIP (faz dönüşümü) etkisi görülmemiştir. Bu husus detaylı olarak Rietveld analizi bölümünde açıklanmıştır.



Şekil 5.1. TWIP900 çeliğinin farklı deformasyon oranlarında XRD grafikleri

5.1.1 Rietveld Analizi

Bu çalışmada fazların mikro karakterizasyonu için MAUD (Material Analysis Using Diffraction) (Maud, 2015) yazılımı kullanılmıştır. MAUD programının temeli, Rietveld methodudur. Bu programda, mikroyapı parametreleri, pik genişliği, alanı, şekli gibi bir dizi yapısal parametre kırınım modeli olarak simule edilmiştir. Program, en küçük kareler yöntemiyle bir minimizasyon yaparak eğri uydurması yapmaktadır (Dini vd., 2010a). Bu programın kullanılmasında dikkat edilmesi gereken 2 kural vardır. Bu kurallar sayesinde programın yeterli doğrulukta sonuç verdiği teyid edilmiş olmaktadır. Bu kurallar şunlardır; hesaplama sonucu $\sigma < 2,0$ ve $R_w(i) < 15,0$ olmalıdır. Şekil 5.2’de yapılan ilk eğri uydurma sonucunda $\sigma = 1,149$ ve $R_{wpn} = 27,12$ olarak bulunmuştur. Dikkat edilirse kırmızı ile gösterilen çizginin siyah çizgi ile tam olarak örtüşmediği görülmektedir.



Şekil 5.2. MAUD programından bir görüntü (Sig=1,149, Rwpnb=27,12)

MAUD programı sayesinde;

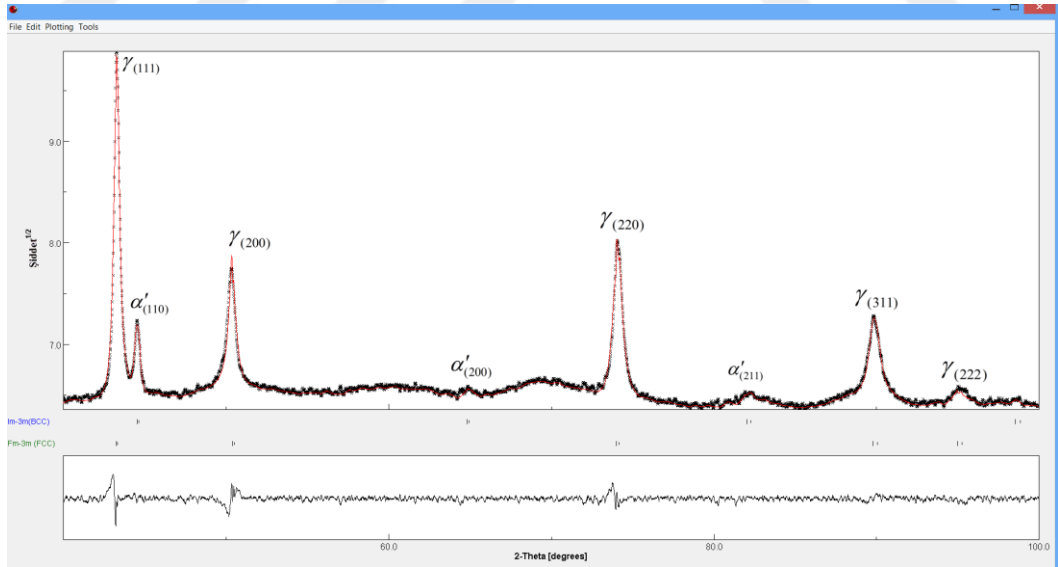
- Kafes parametreleri
- Termal gerilmeler
- Kalıntı gerilmeler
- Ortalama tane büyüklüğü
- Ortalama birim deformasyon
- Faz çeşitleri ve oranları
- İçsel ve dışsal deformasyon hataları

- İkiz hata olasılığı
gibi birçok parametre elde edilebilmektedir.

Literatürde bu program kullanılarak rietveld analizi yapılmış birçok çalışma bulunmaktadır (Moumeni vd., 2004; Mehdaoui vd., 2009; Benslim vd., 2010; Zhao vd., 2013; Akgül, 2016). Aynı şekilde istif hata olasılığı, tane büyüklüğü ve mikro birim deformasyon ölçümü yapılan birçok çalışmada mevcuttur (Dini vd., 2010c; Heiba vd., 2016; Karpikhin vd., 2016; Ullrich vd., 2016; Xing vd., 2016). Yapılan çalışmalarda program sonuçlarının deneysel sonuçlara oldukça yakın olduğu belirtilmektedir.

MAUD programı ile yapılan kuantatif analizlerde, arıtım modeli olarak Marqardt Least Square yöntemi ve her bir arıtım için 21 iterasyon, 10^{-8} parametre duyarlılığı, 10^{-4} türev adımı ve başlangıç değeri 10^{-2} olarak kullanılmıştır.

Yapılan arıtım analizi sonucu Şekil 5.3'de, elde edilen parametreler Çizelge 5.1'de verilmiştir (Sig=1,061, Rwpnb=10,41). Analiz sonucu içyapıda hangi fazların olduğu, düzlemler vb... bilgiler görülmektedir.



Şekil 5.3. MAUD programı arıtım analizi sonucu (Sig=1,061, Rwpnb=10,41)

Çizelge 5.1. Arıtım sonucu elde edilen parametreler

<i>Özellik</i> \ <i>Faz</i>	<i>Fm-3m (FCC)</i>	<i>Im-3m (BCC)</i>
Kafes parametresi (a) Å	3,6215	2,8764
Düzlemler	(111)-(200)-(220)-(311)-(222)	(110)-(200)-(211)
Faz oranları (%)	95,11 ± 2,09	4,89 ± 0,07

Yapılan analiz sonucunda TWIP900CR çeliğinin içyapısının %95,11 oranında F.C.C (Space grup *Fm-3m*) ve %4,89 oranında B.C.C (Space grup *Im-3m*) fazından meydana geldiği görülmüştür. Aynı şekilde fazlara ait düzlemler tespit edilmiştir.

Yığın hata olasılığı, Warren's teorisi (Warren, 1969) hata analizi kullanılarak elde edilmiştir. Dislokasyon yoğunluğu, ortalama tane büyüklüğü ve mikro birim deformasyon, birçok çalışmada Rietveld analizi yöntemi kullanılarak bulunmaktadır (Murugesan vd., 2012; Garlea vd., 2013).

Normal olarak, %17-30 aralığında ağırlıkça Mn içeren TWIP çelikleri oda sıcaklığında tamamen östenit fazında olduğu belirtilmiştir (Ueji vd., 2008). Bu çalışmada ağırlıkça Mn oranı %20,96 olan TWIP900 çeliğindeki normalde tek olarak östenit fazının olması gerekirken, soğuk haddelemenin etkisiyle iki faz (östenit ve martenzit) meydana gelmiştir. Yapılan analiz sonucunda literatürle uygun olarak soğuk haddelemenin içyapıda iki farklı faz oluşumuna neden olduğu görülmüştür (Cheng vd., 2002; Tavares vd., 2002; Ding vd., 2011b; Torabinejad vd., 2011; Spindola vd., 2014; Tewary vd., 2015). Kusakin ve arkadaşları (Kusakin vd., 2014), %23 Mn içeren TWIP çeliğine farklı soğuk haddeleme oranları uygulayarak mekanik özelliklere etkisini incelemişlerdir. Soğuk haddeleme oranının artırılmasının sünekliği önemli ölçüde azaltırken, akma mukavemetini artırdığını göstermişlerdir. Yapılan bazı çalışmalarda (Tavares vd., 2002; Torabinejad vd., 2011; Spindola vd., 2014; Pérez Escobar vd., 2015), tavlamanın yapıdaki diğer fazları etkilediği (tamamen östenit faza dönüşüm) belirtilmektedir. Gallot (Gallot, 2011) yaptığı araştırmada homojenleştirme işleminde süre ve sıcaklığının tavlama ikizlerine ve TWIP etkisinde önemli rol oynadığını vurgulamıştır.

Ding ve arkadaşlarının (Ding vd., 2011b) araştırmalarında Mn oranının (%18,8) miktarına göre, deformasyon esnasında martenzit dönüşümü gerçekleştiği (TRIP etkisi) ifade

edilmektedir. Bu çalışmada ise farklı birim deformasyon durumlarının elde edilen XRD sonucu analiz edildiğinde martenzit ve östenit miktarında herhangi bir değişme tespit edilememiştir. Bütün deformasyon oranlarında sabit kalmıştır. Buda içyapıda martenzit dönüşümü gerçekleşmediğini ifade etmektedir. Literatürde yapılan bir çalışmada, Mn içeriğinin %17'nin altında olması durumunda $\gamma \rightarrow \alpha$ dönüşümü (TRIP etkisi) gerçekleştiği belirtilmiştir (Grässel vd., 2000). Yapılan farklı bir çalışmada ise, Mn oranı %15'den küçük ise TRIP etkisi, %25'den fazla ise TWIP etkisi, %15-25 arasında ise her iki etkinin olduğu belirtilmektedir (Ding vd., 2011b). Bu konuda literatürde farklı farklı bilgilerin olması malzemenin göreceli olarak yeni olmasından kaynaklanmaktadır. Bu alanda daha birçok çalışmaya ihtiyaç duyulmaktadır.

İstiflenme hata enerjisinde, deformasyon sıcaklığında TWIP/TRIP etkisinin görülmesinde etkin bir parametredir. Song ve arkadaşları, yüksek manganlı çelikleri farklı sıcaklıklarda test ettiklerinde -40 °C ve 0 °C'de de TRIP etkisi, 23 °C'de TRIP/TWIP etkisi ve 80 °C ise TWIP etkisi ile karşılaşmışlardır (Song vd., 2014).

5.1.2 Dislokasyon yoğunluğu analizi

Birim alandaki dislokasyon sayısına dislokasyon yoğunluğu denilmektedir. Malzemeler deformasyona uğradıklarında dislokasyon yoğunluğu artmaktadır (Williamson ve Smallman, 1956). Dislokasyon yoğunluğu analizinde MAUD yazılımı kullanılmış ve Çizelge 5.2'de ki değerler elde edilmiştir. Elde edilen değerler incelendiğinde birim deformasyon miktarının artmasıyla birlikte ortalama tane büyüklüğü azalmış, ortalama mikro birim deformasyon ise artmıştır. Bu durum literatürdeki benzer bir çalışma ile uyumluluk göstermektedir (Dini vd., 2010c).

Çizelge 5.2. XRD ölçümünden elde edilen tane boyutu ve deformasyon miktarları

Birim deformasyon	Ortalama tane büyüklüğü (nm)	Ortalama mikro birim deformasyon ($\times 10^{-3}$)
0	397,51	1,67
0,1	361,49	1,95
0,2	347,43	2,81
0,3	298,61	3,01
0,4	278,21	4,03

Ortalama tane büyüklüğü ve mikro birim deformasyonu hesaplanmasında (5.1) numaralı eşitlikte verilen *Scherrer* denklemi kullanılmaktadır. Bu denklemde L ; tane büyüklüğünü, β ; pik genişliğini (FWHM), K ; şekil faktörü (0,62-2,08), λ ; XRD dalga boyu, θ ; Bragg açısını ifade etmektedir (Monshi vd., 2012). Mikro strain ise (4) numaralı eşitlik yardımıyla hesaplanmaktadır. Bu hesaplama işlemleri MAUD programı tarafından aşağıdaki eşitlikler kullanılarak hesaplanmaktadır.

$$L = \frac{K\lambda}{\beta \cos \theta} \quad (5.1)$$

$$\varepsilon = \frac{\beta}{4 \tan \theta} \quad (5.2)$$

Dislokasyon yoğunluğu (ρ), ortalama olarak tane büyüklüğü (D) ve ortalama mikro birim deformasyon ($(\varepsilon^2)^{1/2}$) yardımıyla (5.3) numaralı eşitlik ile bulunabilir (Dini vd., 2010c). Burada b , Burgers vektörünü ($b = a / \sqrt{2}$ FCC yapılar, a kafes parametresi) ifade etmektedir.

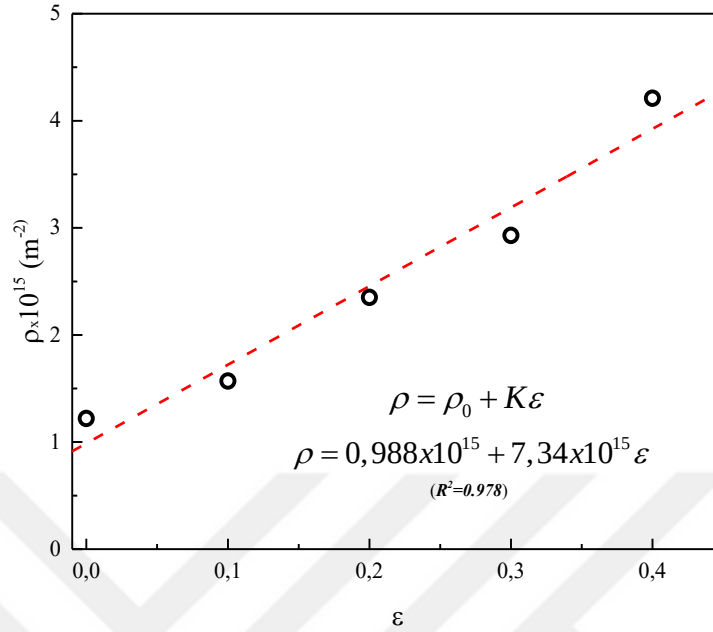
$$\rho = \frac{3\sqrt{2}\pi (\varepsilon^2)^{1/2}}{Db} \quad (5.3)$$

Ölçülen dislokasyon yoğunluğunun birim deformasyona bağımlılığını incelemek için (5.4) numaralı denklem kullanılmaktadır (Dini vd., 2010c). Burada ρ_0 , sıfır birim deformasyondaki dislokasyon yoğunluğu, K ise bir sabit olarak (doğrunun eğimi) kullanılmaktadır. Şekil 5.4’de görüldüğü üzere birim deformasyon arttıkça dislokasyon birikim hızı’da artmaktadır.

$$\rho = \rho_0 + K\varepsilon \quad (5.4)$$

Dislokasyon yoğunluğu ile birim deformasyonun değişimi (5.4) numaralı eşitlik ile ifade edilirse, (5.5) numaralı eşitlik elde edilir.

$$\rho = 0.988 \times 10^{15} + 7.34 \times 10^{15} \varepsilon \quad (5.5)$$



Şekil 5.4. Hesaplanan dislokasyon yoğunluğunun birim deformasyonla değişimi

5.1.3 Akma eğrisi analizi

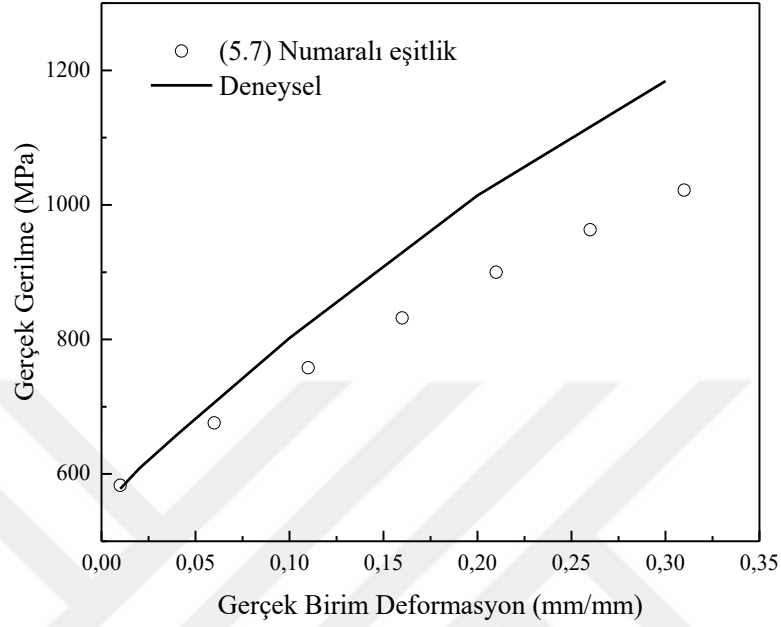
TWIP çeliğinde, ikizlenme modeli 4 numaralı eşitlikte gösterildiği üzere 3 parçadan oluşmaktadır (Bouaziz ve Guelton, 2001b; Bouaziz vd., 2008; Bouaziz vd., 2011).

$$\sigma = \sigma_0 + \sigma_f + \sigma_b \quad (5.6)$$

Burada σ_0 ; sürtünme gerilimini, σ_f ; dislokasyonlardan kaynaklanan izotropik pekleşmeyi, σ_b ; kinematik pekleşmeden dolayı oluşan gerilmeyi ifade etmektedir. σ_f ; değeri (5.7) numaralı Taylor denklemindeki şekilde yazılabilir. Burada α ; dislokasyonlar arası etkileşimi açıklayan bir sabit, M ; Taylor faktörü, μ ; kayma modülü, b ; Burgers vektörü, ρ ; ortalama dislokasyon yoğunluğunu ifade etmektedir.

$$\sigma_f = \alpha M \mu b \sqrt{\rho} \quad (5.7)$$

(5.5) numaralı denklem, (5.7) numaralı denklemde yerine yazıldığında izotropik pekleşme elde edilmektedir (Şekil 5.5). Şekilde de görüldüğü üzere ikizlenmenin etkisi olmadığı zaman mukavemet kaybı görülmektedir.



Şekil 5.5. Deneyel ve (5.7) numaralı eşitliklerden elde edilen akma eğrisi

(5.8) numaralı denklemde ε ; toplam plastik birim deformasyonu göstermektedir. Bu TWIP çeliğinde, kayma dislokasyonu ve mekanik ikizlenme ile beraber oluşmaktadır. Burada F ; ikiz hacimsel oranı, ε_g ; kayma dislokasyonu tarafından oluşan birim deformasyonu, $\gamma_t = \sqrt{2} / 2$; ise ikizlenme ile oluşan kayma birim deformasyonunu ifade etmektedir.

$$d\varepsilon = (1 - F)d\varepsilon_g + M\gamma_t dF \quad (5.8)$$

(5.9) numaralı tepki gerilmesi ifadesinde, L ; geometrik uzunluk ölçeğini, n ; tane sınırlarında biriken dislokasyon sayısını ifade etmektedir.

$$\sigma_b = M \frac{\mu b}{L} n \quad (5.9)$$

Geometrik uzunluk ölçeği (5.10) numaralı eşitlikten bulunmaktadır. Burada d ; tane büyüklüğü, t ; ortalama ikizler arası mesafeyi ifade etmektedir.

$$\frac{1}{L} = \frac{1}{d} + \frac{1}{t} \quad (5.10)$$

Fullman (Fullman, 1953), (5.11) numaralı eşitlikle ikiz hacimsel oranı, ikiz kalınlığı e ile ortalama ikizler arası mesafeyi birbiriyle ilişkili hale getirmiştir.

$$t = 2e \frac{1-F}{F} \quad (5.11)$$

(5.12) numaralı eşitlikte tane sınırlarında biriken dislokasyon sayısının deformasyonla ile değişim ifadesi verilmiştir. Burada λ ; kayma bantları arasındaki boşluğu, n_0 ; tane sınırlarında biriken maksimum dislokasyon sayısını ifade etmektedir.

$$\frac{d_n}{d_{\varepsilon_g}} = \frac{\lambda}{b} \left(1 - \frac{n}{n_0}\right) \quad (5.12)$$

Dislokasyon yoğunluğunun birim deformasyonla değişimi eşitlik (5.13)'de görülmektedir. Bu denklem Kocks-Mecking (Kocks ve Mecking, 2003; Sinclair vd., 2006) model olarak bilinmektedir. Burada k ve f sabit katsayılarıdır.

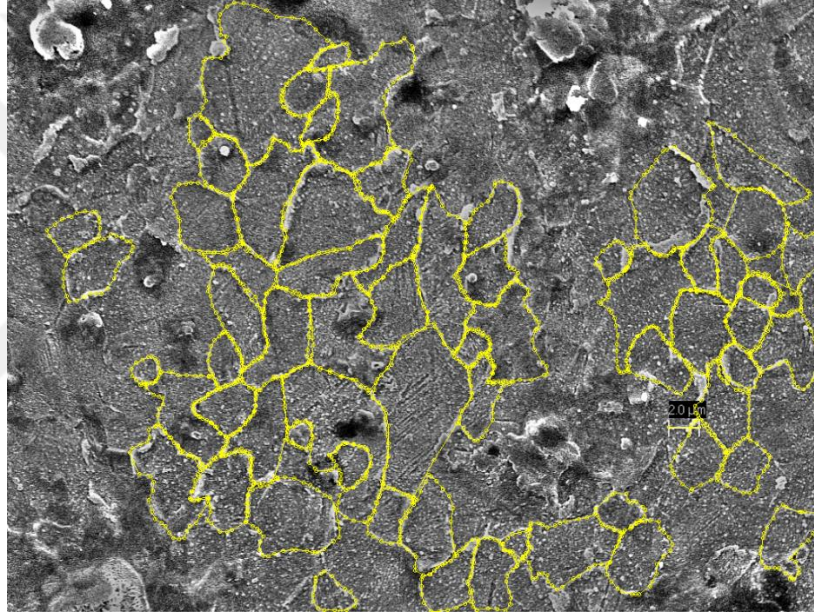
$$\frac{d\rho}{d_{\varepsilon_g}} = M \left(\frac{1-n}{\frac{n_0}{bL}} + \frac{k}{b} \sqrt{\rho} - f\rho \right) \quad (5.13)$$

İkiz hacimsel oranı ise (5.14) numaralı eşitlikteki şekilde hesaplanmaktadır. Burada ε_{init} ; mekanik ikizlenmenin başladığı kritik birim deformasyonu, β ve m sabitleri ifade etmektedir.

$$F = F_0 \left(1 - e^{-\beta(\varepsilon - \varepsilon_{init})}\right)^{m_0} \quad (5.14)$$

Çizelge 5.3. Model parametreleri

Parametre	Açıklama	Değer
μ	Kayma modülü	65 GPa
b	Burgers vektörü	$2,5 \times 10^{-10}$ m
α	Sabit	0,36
ρ	Dislokasyon yoğunluğu	
M	Taylor faktörü	3
d	Tane büyüklüğü	$5,66 \times 10^{-6}$
t	Ortalama ikizler arası mesafe	16×10^{-9}
ϵ_{init}	Kritik birim deformasyon değ.	0,002
F_0	İkizlerin mak. hacim oranı	0,43
β	-	6
m_0	-	1,1



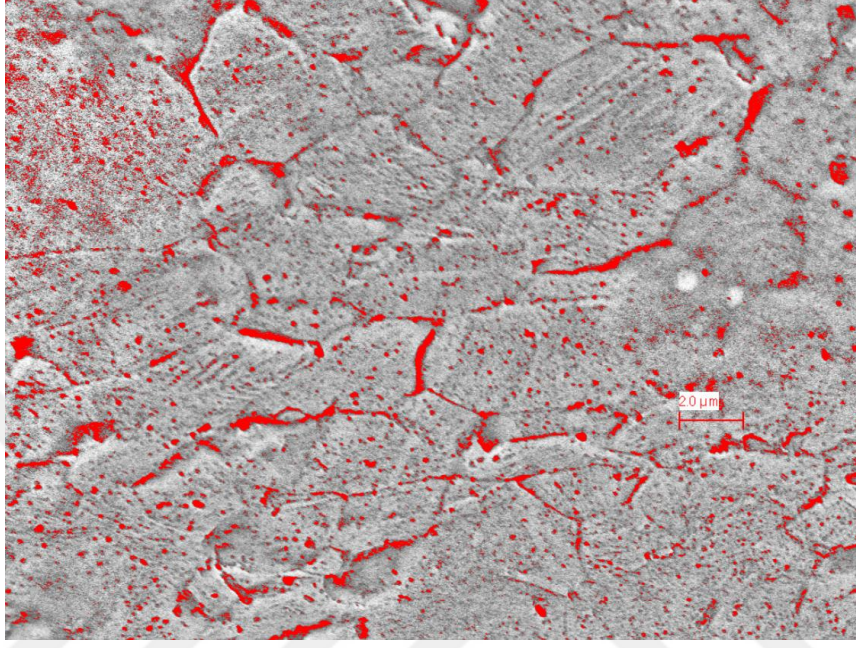
Fotoğraf 5.1. Ortalama tane boyutu hesabı

Tane boyutu, 66 adet tanenin ortalaması alınarak hesaplanmıştır. Bu işlem sonucunda ortalama tane boyutu 5,66 μ m olarak hesaplanmıştır (Fotoğraf 5.1).

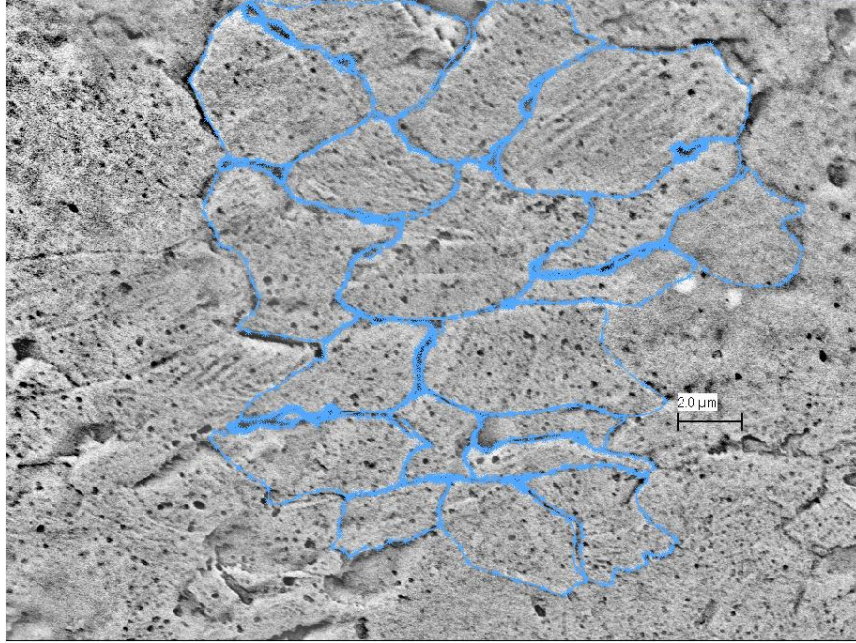
5.1.4 Sonlu elemanlar analizi

Sonlu elemanlar analizinde ilk olarak elimizde var olan mikroyapı görüntüsü, görüntü işleme yöntemleri ile kullanılabilir hale getirilmektedir. Bir ton (görüntü parlaklık değeri olarak ton) ölçeğinde sonsuz değerlere sahip bir resmi, iki adet değer içeren hale dönüştürülmektedir (binary, binarizasyon). Fotoğraf 5.2’de binarizasyon işlemi yapılmış

bir mikroyapı resmi görülmektedir. Başlangıçta farklı tonlarda bulunan bir içyapı fotoğrafı, işlem sonunda şekildeki gibi elde edilmektedir. Yapılan XRD sonuçlarından elde edilen iki farklı (γ ve α') faz burada belli olmaktadır. Analiz edilecek tanelerin seçimi Fotoğraf 5.3’de verilmiştir.

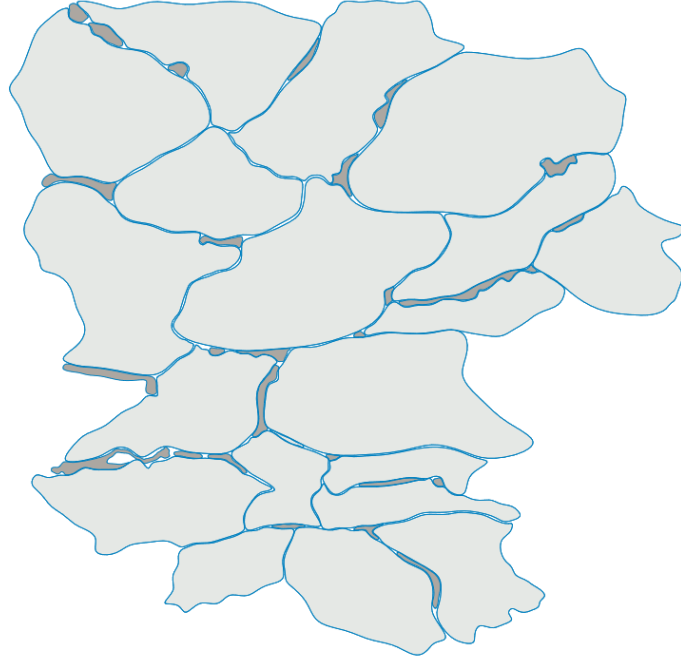


Fotoğraf 5.2. Binarizasyon işlemi

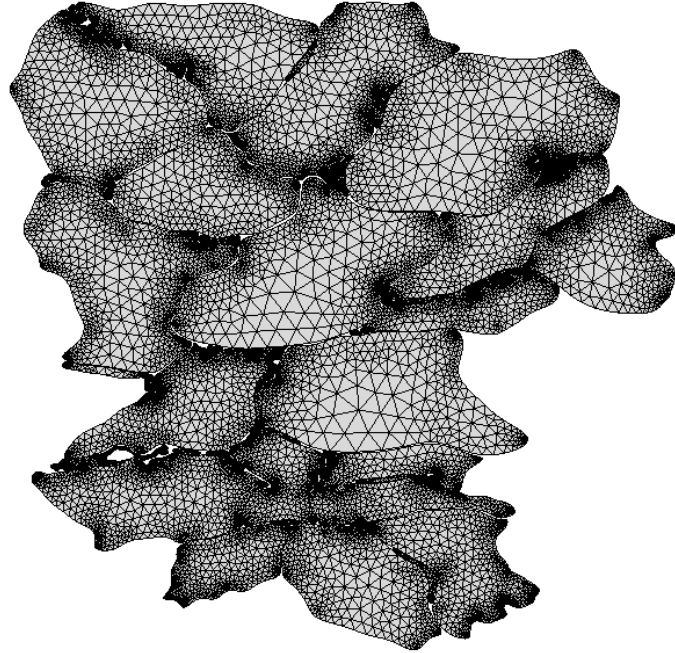


Fotoğraf 5.3. Analiz edilecek tanelerin seçimi

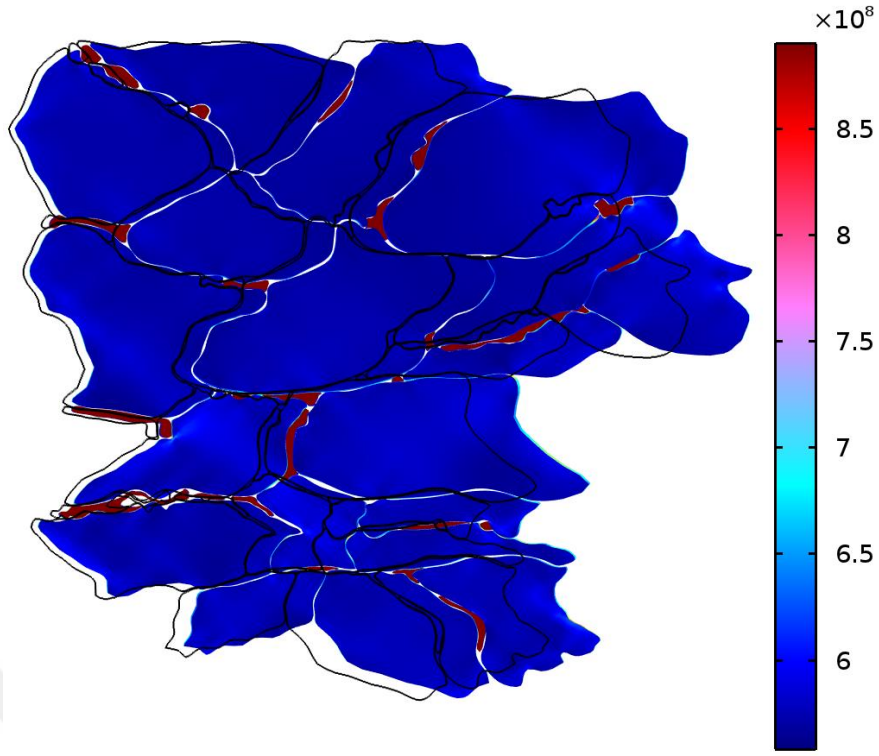
Daha sonra COMSOL programı kullanılarak analizler yapılmıştır (Şekil 5.6-10). Şekil 5.11 incelendiğinde modelin deneysel eğriyi tam olarak tahmin ettiği görülmektedir. Analiz sonucunu etkilememek için tane sınırları daha çok parçaya bölünmüştür.



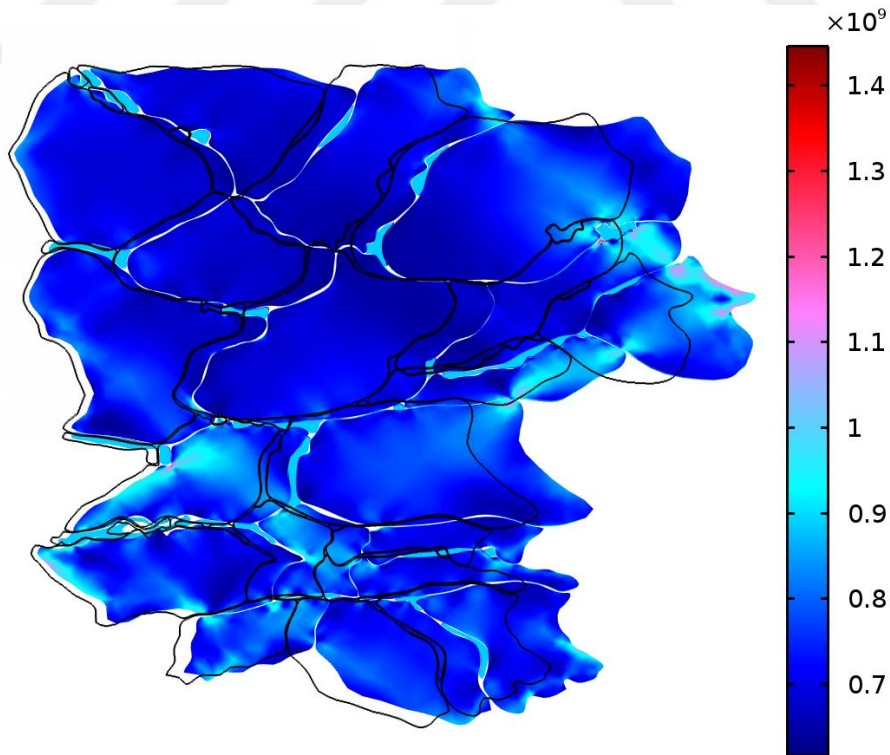
Şekil 5.6. Analiz programına hazır haldeki taneler



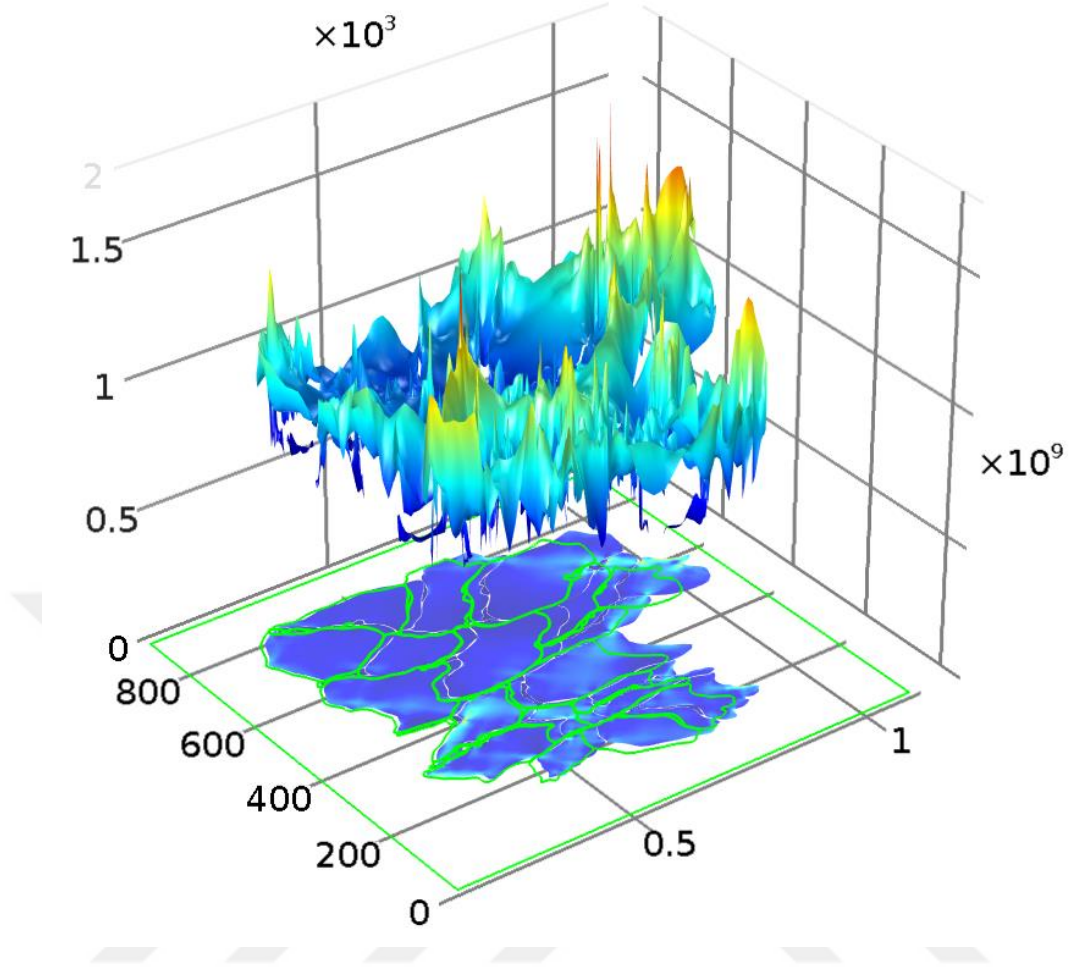
Şekil 5.7. COMSOL programı ile oluşturulan mesh yapı



Şekil 5.8. Farklı deformasyon durumlarında gerilme dağılımı (Ölçek birimi Pa, %14 birim deformasyon durumu)

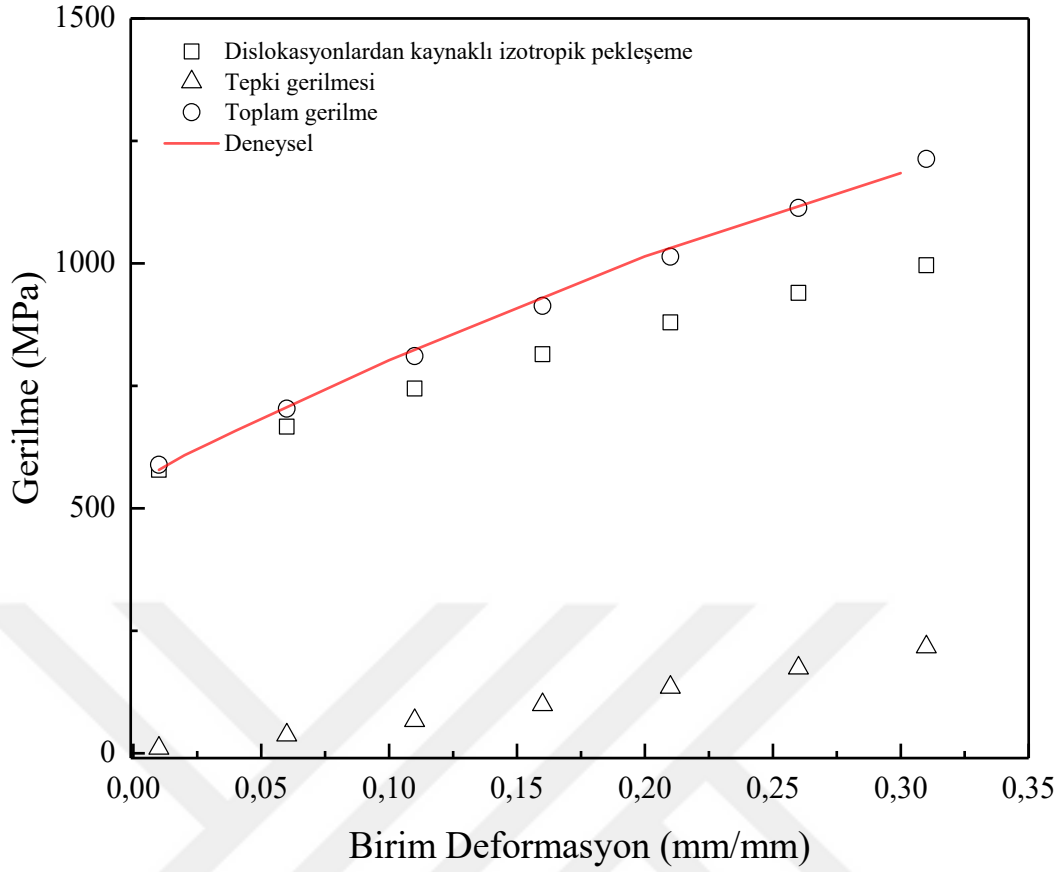


Şekil 5.9. Farklı deformasyon durumlarında gerilme dağılımı (Ölçek birimi Pa, %32 birim deformasyondaki durumu)



Şekil 5.10. Deformasyon sonucunda tanelerin yer değişimiyle oluşan gerilmelerin dağılımı (Ölçek: Pa ve μm)

Şekil 5.10’de COMSOL programı kullanılarak elde edilen, tane sınırlarında oluşan gerilme ve yer değiştirme miktarları görülmektedir. Tanelerin çekme kuvvetinin etkisiyle inceliş ve uzadığı görülmektedir. Gerçekleştirilen analiz sonucunda ikizlenme modelinin deneysel eğriyi hassas bir şekilde tahmin ettiğı görülmüştür (Şekil 5.11). Burada tepki gerilmesi olarak adlandırılan eğri ikizlenmenin mukavemete katkısıdır. Literatürde ikizlenme modeli yaygın bir şekilde kullanılmakta ve başarılı sonuçlar verdiği görülmektedir (Bouaziz ve Guelton, 2001a; Allain vd., 2004a; Dini vd., 2010c; Spindola vd., 2010; Huang vd., 2011; Soulami vd., 2011; Bouaziz, 2012; Butz vd., 2014; Dan vd., 2014; Lee ve De Cooman, 2014; Liu vd., 2015).

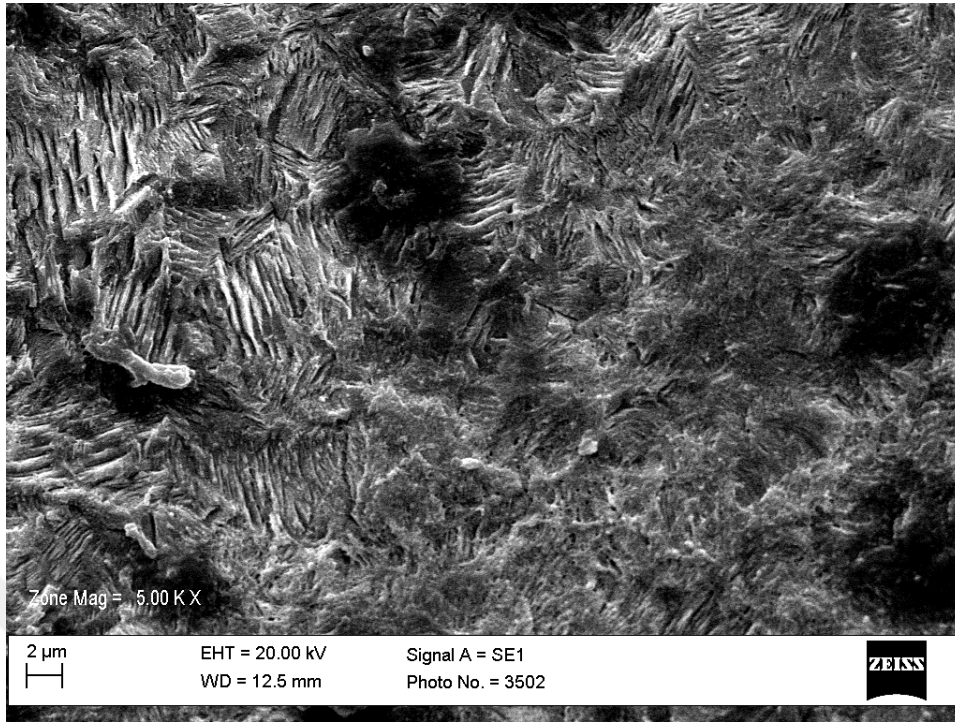


Şekil 5.11. Farklı birim deformasyonlardaki ikizlenmelerin gerilme dağılımı üzerine etkisinin deneysel veri ile karşılaştırılması

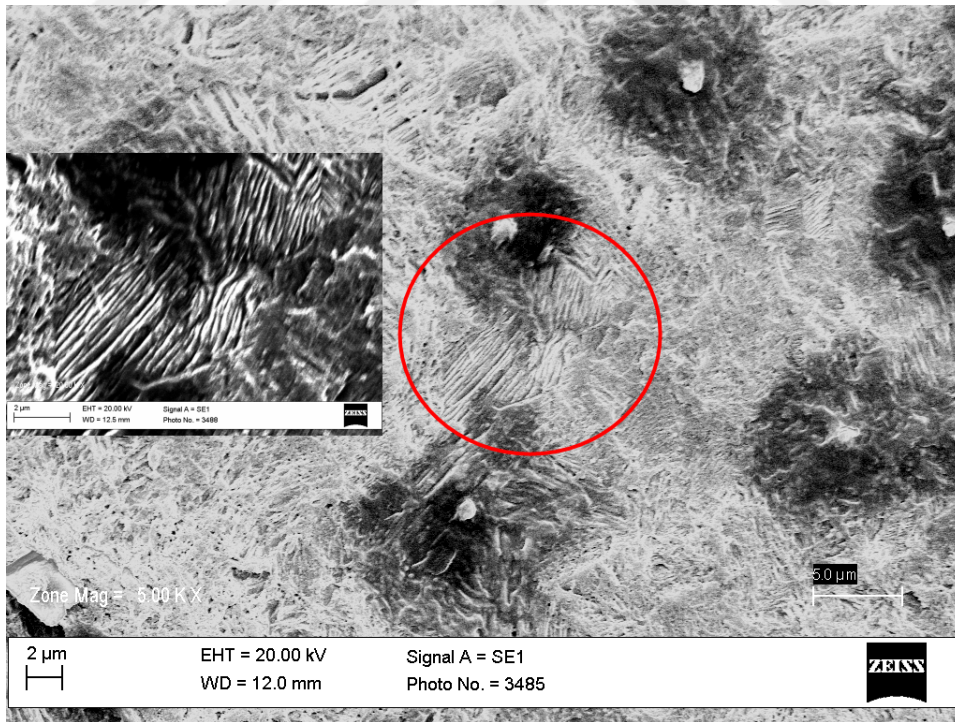
Bu çalışmanın yapılmasıyla malzemeye ikizlenmenin ne kadarlık bir mukavemet artışı sağladığı net olarak görülmektedir. Deformasyon miktarının artmasıyla beraber deformasyon yoğunluğuda arttığı bilinmektedir. Deformasyon yoğunluğunun artmasıyla beraber ikizler tane sınırı gibi davranmakta ve mukavemetin daha fazla artmasına neden olmaktadır. Burada açıkça görülmektedir ki deformasyon miktarının artmasıyla beraber ikizlenmenin mukavemete sağladığı katkıda giderek artmaktadır. Örneğin çarpışma esnasında malzemede oluşan deformasyon miktarına göre malzeme daha fazla mukavemet sağlamış olacaktır.

5.2 Taramalı Elektron Mikroskobu (SEM) görüntüleri

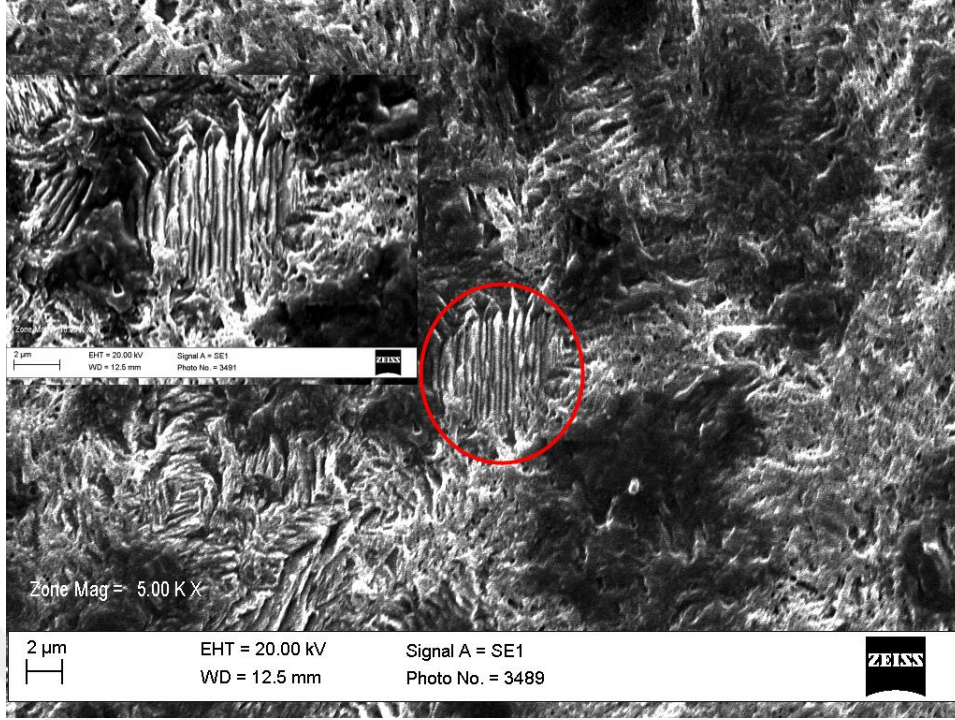
Yüksek manganlı östenitik çeliklerin dağlanması (Dobrzański ve Borek, 2012) nitrik asit (HNO_3), hidroklorik asit (HCl) ve su karışımı (4:4:2) kullanılmıştır. Fotoğraf 5.4-8'de elde edilen SEM görüntüleri verilmiştir. Literatürde de belirtildiği gibi (Dini vd., 2010c) deformasyon oranının artmasıyla beraber ikiz sayısının arttığı da görülmektedir.



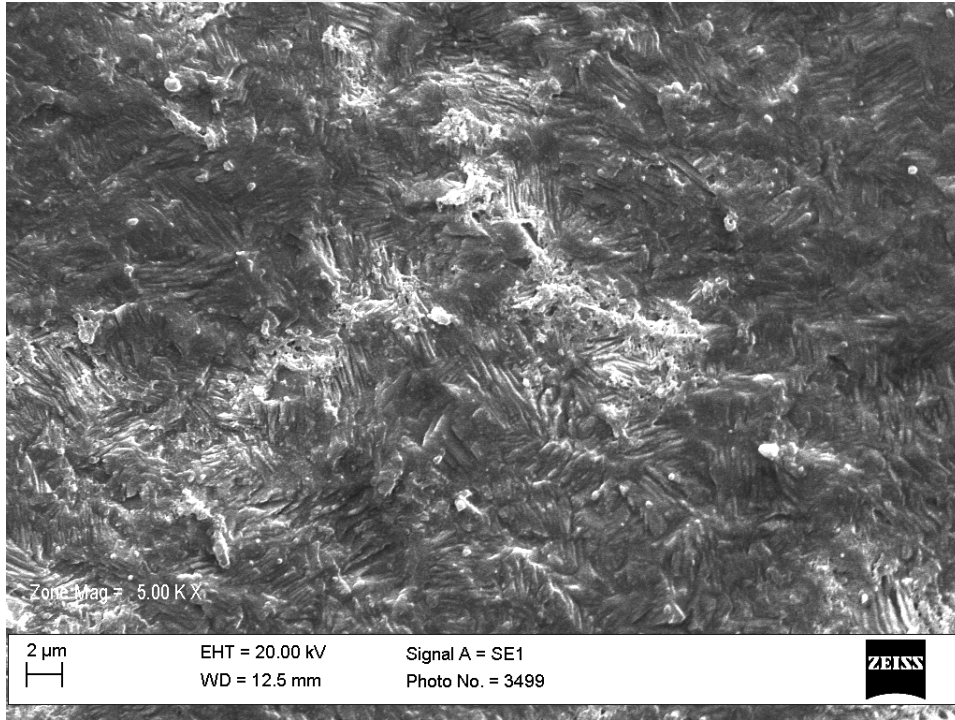
Fotoğraf 5.4. Hiç deformasyona uğramamış sac metalin içyapı görüntüsü



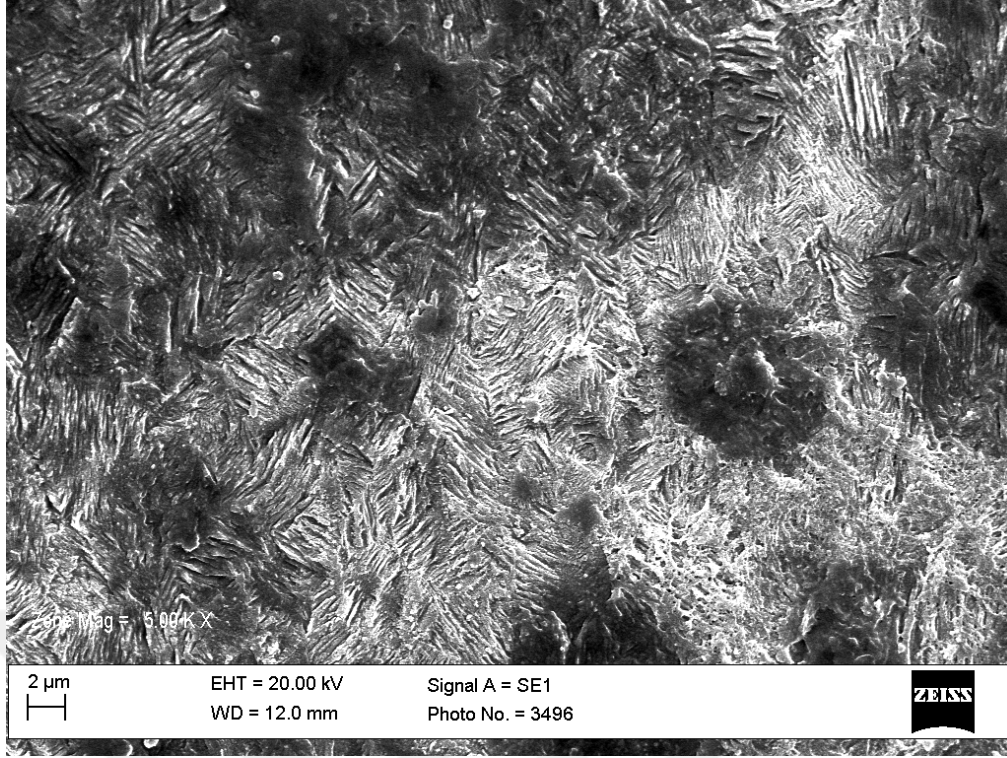
Fotoğraf 5.5. %10 deformasyona uğramış sac metalin içyapı görüntüsü



Fotoğraf 5.6. %20 deformasyona uğramış sac metalin içyapı görüntüsü

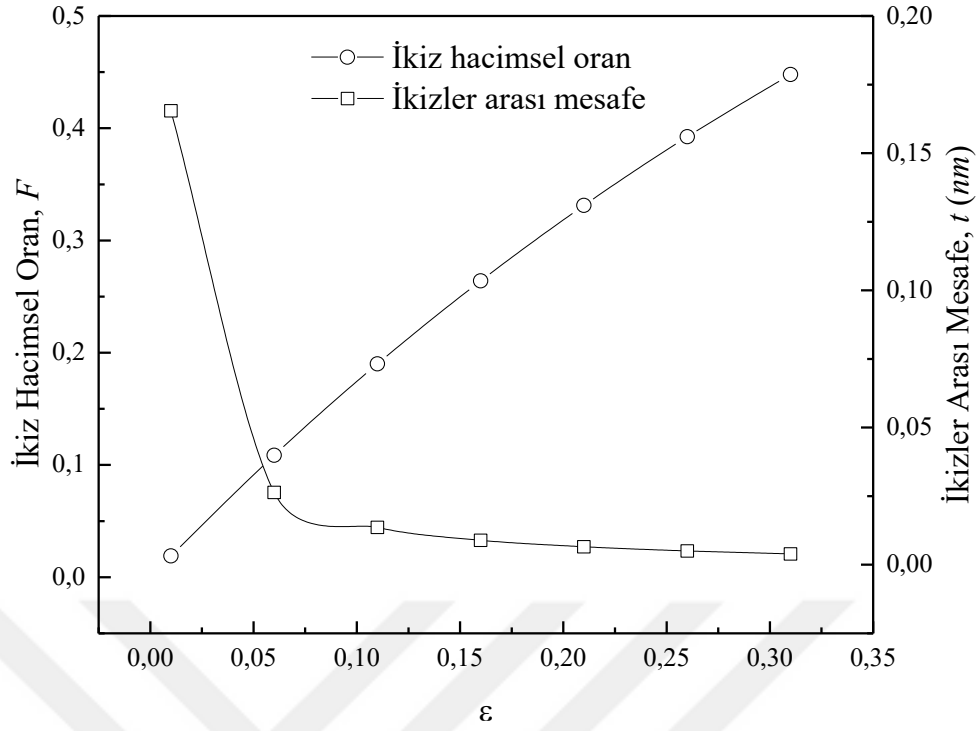


Fotoğraf 5.7. %30 deformasyona uğramış sac metalin içyapı görüntüsü



Fotoğraf 5.8. %40 deformasyona uğramış sac metalin içyapı görüntüsü

Birim deformasyon ile ikiz hacimsel oranı değişimine bakıldığında birim deformasyon ile ikiz hacimsel oranın arttığı görülmektedir (Şekil 5.12). SEM görüntüleri incelendiğinde ikiz sayısının arttığı görülmektedir. İkiz sayısının artmasıyla beraber ortalama ikizler arası mesafede azalmaktadır. Literatürde de benzer şekilde sonuçlar elde edilmiştir. (Dini vd., 2010c; Steinmetz vd., 2013).



Şekil 5.12. İkiz hacimsel oranı ve ikizler arası mesafenin birim deformasyon ile değişimi

5.3 İstiflenme kusuru enerjisi (SFE)

İstiflenme kusuru enerjisi hesabı ile ilgili birçok ampirik formül geliştirilmiştir (Zhou vd., 2001). Bunlardan bazıları kimyasal kompozisyona göre, bazıları ise dislokasyon yoğunluğuna göre oluşturulmuştur. Bu çalışmada dislokasyon yoğunluğu ile oluşturulmuş modeller incelenmiştir.

Noskova ve Pavlov (Noskova ve Pavlov, 1962), istiflenme kusuru enerjisi (γ), istiflenme kusur olasılığı (P_{sf}) ile ters orantılı olmasından yola çıkarak (5.15) numaralı eşitliği elde etmişlerdir.

$$\gamma = \frac{Ga_0^2 d \rho}{24\pi P_{sf}} \quad (5.15)$$

Denklemden G kayma modülü, a_0 kafes parametresi, d kristal düzlem, ρ ise dislokasyon yoğunluğunu ifade etmektedir.

Diğer bir çalışma Reed ve Schramm (Reed ve Schramm, 1974) tarafından geliştirilmiştir. (5.16) numaralı eşitlikte verilen bu denklemde $K_{111}\omega_o$ oransal sabit (6,6), G_{111} kayma modülünü, A zener anizotropi katsayısı (Zener, 1948) ve $\langle \varepsilon_{50}^2 \rangle$ ortalama mikro birim deformasyonu ifade etmektedir.

$$\gamma = \frac{K_{111}\omega_o G_{111} a_0 A^{-0.37} \langle \varepsilon_{50}^2 \rangle}{P_{sf} \pi \sqrt{3}} \quad (5.16)$$

(5.15) ve (5.16) numaralı eşitliklerde yer alan istif hata olasılığı (P_{sf}), pik kayma metodu ile bulunmaktadır (Bohong vd., 1998; Zhou vd., 2001; Rong vd., 2002; Unfried-Silgado vd., 2012; Vora, 2012; Zhao vd., 2014). Burada Warren (Warren, 1969), XRD kırınım teorisinde (5.17-19) nolu eşitlikler kullanılmaktadır.

$$\Delta(2\theta_{111}) = \frac{90\sqrt{3}P_{sf} \tan \theta_{111}}{\pi^2} (+\frac{1}{4}) \quad (5.17)$$

$$\Delta(2\theta_{200}) = \frac{90\sqrt{3}P_{sf} \tan \theta_{200}}{\pi^2} (-\frac{1}{2}) \quad (5.18)$$

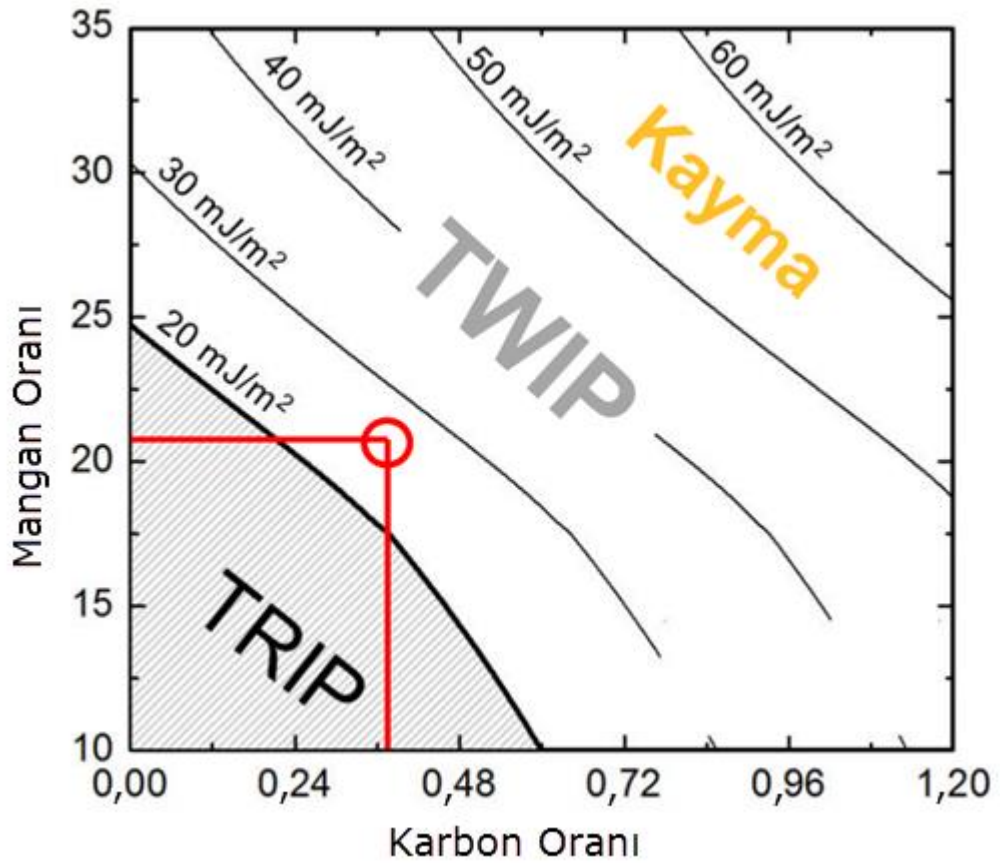
$$\Delta(2\theta_{200} - 2\theta_{111}) = -\frac{90\sqrt{3}P_{sf}}{\pi^2} \left(\frac{\tan \theta_{200}}{2} + \frac{\tan \theta_{111}}{4} \right) \quad (5.19)$$

Rietveld metodu, deneysel XRD grafiği üzerinden birçok bilgiyi sağlamaktadır. MAUD programında Warren teorisi de kullanılmaktadır. Programda aynı zamanda Lutterotti (Lutterotti ve Scardi, 1990) tarafından tarif edilen parametreler yazılımında kullanılmıştır. Maud programında Warren'in teorisine göre FCC yapılarda üç çeşit düzlemsel kusur bulunmaktadır. Bunlar, iki deformasyon (istif) hatası; içsel (α'), dışsal (α'') olasılıklar ve ikiz hata olasılığı (β) dır. Bundan dolayı istiflenme kusur olasılığı ($P_{sf} = \alpha = (\alpha' - \alpha'')$) ve ikizlenme olasılığı ($P_{tw} = \beta$) olarak hesaplamaktadır (Dini vd., 2010a). Programın eğri uydurması güvenilirliği (GoF: Goodness of Fit) ile iterasyonlar yapılmıştır. GoF değeri güvenilirlik açısından 2 den küçük olmalıdır. Çizelge 5.4'de istiflenme kusur enerjisinin birim deformasyonla değişim değerleri verilmiştir.

Çizelge 5.4. SFE enerjisinin birim deformasyonla değişimi

Birim deformasyon	SFE (mJ / m^{-2})	P_{sf}	GoF
0	20,4	1,48E-03	1,23
0,1	23,0	1,53E-03	1,14
0,2	27,9	1,82E-03	1,17
0,3	28,5	1,91E-03	1,2
0,4	35,7	2,14E-03	1,26

Şekil 5.13’de literatürde yer alan, kimyasal kompozisyona göre elde edilen TWIP/TRIP- SFE haritasına bakıldığında, elde edilen SFE enerjisinin literatürle uyumlu olduğu görülmektedir (Bleck, 2015). Aynı şekilde SFE enerjinin birim deformasyonla artması da literatürle uygundur (Tian vd., 2015).



Şekil 5.13. İstif hata enerjisi (SFE) haritası (Bleck, 2015)

BÖLÜM VI

SONUÇLAR

Doktora tezi kapsamında soğuk haddelenmiş TWIP900 çeliğinin ayrıntılı olarak mekanik ve içyapı özellikleri araştırılmıştır. Literatürde son derece yeni olan bu çeliğin ilk olarak kapsamlı bir literatür araştırması yapılmıştır. İçeriğindeki Mn oranına göre TRIP/TWIP etkisi, mukavemet değerleri, faz sayıları (östenit, ferrit, martenzit) ve miktarları, tavlama sıcaklıklarının etkisi, sıcak ve soğuk deformasyonların etkisi yapılan incelemelerde, araştırmacılar tarafından farklı şekillerde belirtilmektedir.

Bu tez kapsamında literatürle benzer ve yeni olarak sunulan bilgiler aşağıda sıralanmıştır.

- TWIP çeliğine ait farklı numune hazırlama yöntemlerinin mekanik özelliklere etkisi araştırılmış, literatürden farklı olarak laser kesimin etkisi incelenmiştir. İnceleme sonucu olarak su jeti ile hazırlanan numunelere göre 40 MPa'lık mukavemet kaybı olurken uzama miktarında %3,56 miktarında azalma tespit edilmiştir.
- TWIP çeliğinin literatürde ilk olarak, hadde yönüyle farklı açı yapacak şekilde (0°, 15°, 30°, 45°, 60°, 75°, 90°) akma, çekme, düzgün uzama, toplam uzama ve anizotropi değerleri belirlenmiştir.
- Yapılan çekme deneyleri sonucunda literatürde yer alan bilgilerden farklı olarak, deformasyon hızının artmasıyla beraber düzgün ve toplam uzama miktarının arttığı gözlemlenmiştir. Aynı şekilde literatürde negatif deformasyon oranı hassasiyeti bulunurken, TWIP900CR çeliğinin pozitif deformasyon oranı hassasiyetine sahip olduğu görülmüştür.
- Düzgün ve toplam uzama miktarları hadde yönünden, hadde yönüne dik açıya doğru artış eğilimindedir. Hadde yönünde şekillendirilmesinde problem yaşanan parçaların hadde yönüne dik olarak şekillendirilmesi bir miktar kolaylık sağlayacaktır.
- Anizotropilerin belirlenmesi, geri esneme ölçümleri ve alan daralması gibi özelliklerin belirlenmesinde geliştirilen görüntü işleme tekniği başarılı sonuçlar vermiştir.

- Geliştirilen görüntü işleme tekniği ile anizotropi katsayısının birim deformasyonla değiştiği gösterilmiş ve bunlar polinomsal ifade haline dönüştürülmüştür. Bu sayede sonlu elemanlar analiz programlarında daha hassas şekilde sonuçlar elde edilecektir (Analiz programlarında sabit olarak girilmesi istenildiği gibi polinomsal olarak girilmesi istenmektedir).
- Bu çalışma, TWIP çeliğinde U ve V kalıp kullanarak geri esneme özelliğinin araştırıldığı literatürdeki ilk çalışmadır. Otomotiv sanayinde yaygın olarak kullanılan çelikler içerisinde geri esneme miktarı en fazla olan çeliktir. Bu çeliğin en büyük dezavantajıdır. Ayrıca deneysel sonuçları numerik olarak karşılaştırmak için sonlu elemanlar analiz programları kullanılmıştır. Literatürle benzer şekilde geri esneme analizlerinde kullanılan YLD2000 modelinin en iyi tahmini yaptığı görülmüştür.
- Erichsen ve kap çekme deneyleri yapılmış ve literatürle benzer sonuçlar bulunmuştur. Kubbe yüksekliği diğer malzemere göre oldukça yüksektir bu durum çeliğin daha iyi şekillendirilebileceği anlamına gelmektedir. Kap çekme deneyinde farklı yağlayıcıların etkisi incelenmiş kulak oluşumu, kırışma, portal yüzeyi görünümü, vb... etkenler araştırılmıştır. Yağlayıcı olarak teflon kullanıldığı durum dışında hiçbir hata gözlenmemiştir.
- Literatürde ilk olarak TWIP çeliğinin fırınlama sertleşmesi özelliği araştırılmış ve otomotiv sanayinde kullanılan diğer çeliklere göre fırınlama sertleşmesinin fazla olduğu tespit edilmiştir. Uygulamada yüksek sıcaklıkta boya pişirme işlemine gerek olmadığı görülmüştür.
- TWIP900CR çeliğine ait deneysel ve numerik olarak şekillendirme sınır diyagramları elde edilmiştir. Bu çalışmada literatürdeki ilk çalışmadır.
- Klasik olarak bilinen pekleşme modellerinin (Hollomon, Swift, Power) aksine literatürde yer alan yarı-statik ve dinamik (deformasyon hızı ve sıcaklık etkin) akma eğrisi modelleri TWIP çeliğinde incelenmiştir. Literatürle benzer olarak Hollomon akma eğrisi modelinin TWIP çeliği için uygun olmadığı tespit edilmiştir. Aynı zamanda yüksek birim deformasyon şartlarında yarı-statik olarak “Hockett/ Sherby” ve dinamik olarak “Tanimura-Hockett/Sherby” akma eğrisi modellerinin TWIP900 çeliğini en iyi temsil eden modeller oldukları görülmüştür.

- Sonlu elemanlar programlarında sıklıkla kullanılan akma kriterleri (Hill48, Barlat89, YLD2000, BBC2000) kullanarak bu modellerin tahminleri (akma mukavemeti, anizotropi değişimi ve akma yüzeyleri) incelenmiş ve TWIP çeliği için hangi kriterin daha iyi tahmin ettiği belirlenmiştir. BBC2000 ve YLD2000 modellerinin başarılı tahminler yaptığı tespit edilmiştir.
- Deneysel olarak elde edilen ŞSD, Marciniak ve Kuczynski (M-K) tarafından numerik olarak geliştirilen model kullanılarak da elde edilmiştir. Modelde farklı akma eğrisi modelleri kullanılarak karşılaştırma yapılmıştır. Akma eğrisi modellerinin Marciniak ve Kuczynski (M-K) tarafından numerik olarak geliştirilen modelde etkili olduğu görülmüştür.
- Normal şartlarda tek fazdan (östenit) oluşması beklenen TWIP çeliğinde soğuk haddeleme yapıldığı zaman farklı fazların (östenit, martenzit, ferrit) oluştuğu literatürde yer almaktadır. Bu çalışmada soğuk haddelenmiş TWIP çeliği incelendiğinde iki farklı yapı (östenit ve martenzit) görülmüştür. MAUD (Material Analysis Using Diffraction) programı kullanılarak Rietveld analizi yapılmıştır. Bu analiz ile faz türleri, faz oranları, kafes parametreleri, düzlemleri, ikiz hata olasılıkları, deformasyon hataları, termal ve içsel kalıntı gerilmeler, ortalama tane büyüklüğü ve mikro birim deformasyon vb... birçok özellik elde edilmiştir.
- Farklı deformasyon oranlarından alınan numunelerin XRD sonuçları analiz edildiğinde, deformasyon esnasında herhangi bir faz değişimi (TRIP etkisi) olmadığı görülmüştür. Literatürde %18,8 Mn oranına sahip TWIP çeliğinde deformasyon ile faz dönüşümü olduğu gösterilsede bu çalışmada deformasyon esnasında faz oranları sabit kalmıştır.
- Literatürde yaygın olarak kullanılan ve başarılı sonuçlar veren ikizlenme modeli kullanılarak, deneysel eğrinin temsili yapılmış olup başarılı sonuçlar elde edilmiştir.
- TWIP çeliklerinde istif hata enerjisi (SFE), malzemede TRIP/TWIP etkisi görülmesinde etken bir faktördür. Bazı çalışmalarda TRIP etkisi, TWIP etkisi ve TRIP/TWIP etkisinin her ikisinde gözlemlenmiştir. Bu çalışmada sadece TWIP etkisi görülmüştür.
- İstif hata enerjisinin hesaplanmasında literatürde kullanılan modeller kullanılmıştır. Deformasyonun artmasıyla beraber istif hata enerjisininde arttığı

tespit edilmiştir. Literatürde de benzer şekilde çalışmalar mevcuttur. Elde edilen istif hata enerjisinin literatürle uyumlu olduğu görülmüştür.



KAYNAKÇA

Abspoel, M., Scholting, M. E. and Droog, J. M. M., "A new method for predicting forming limit curves from mechanical properties", *Journal of Materials Processing Technology*, 213(5), 759-769, 2013.

Ahn, K., Yoo, D., Seo, M., Park, S. H. and Chung, K., "Springback prediction of TWIP automotive sheets", *Metals and Materials International*, 15(4), 637-647, 2009.

Akgül, F. A., "Influence of Ti doping on ZnO nanocomposites: Synthesis and structural characterization", *Composites Part B: Engineering*, 91(589-594), 2016.

Akrout, M., Amar, M. B., Chaker, C. and Dammak, F., "Numerical and experimental study of the Erichsen test for metal stamping", *Advances in Production Engineering & Management*, 3(2), 81-92, 2008.

Allain, S., Caractérisation et modélisation thermomécaniques multi-échelles des mécanismes de déformation et d'écrouissage d'aciers austénitiques à haute teneur en manganèse – Application à l'effet TWIP, PhD Thesis, *Institut National Polytechnique de Lorraine*, Vandoeuvre-les-Nancy, s. 1- 234, 2004.

Allain, S., Chateau, J. P. and Bouaziz, O., "A physical model of the twinning-induced plasticity effect in a high manganese austenitic steel", *Materials Science and Engineering: A*, 387–389(0), 143-147, 2004a.

Allain, S., Chateau, J. P., Dahmoun, D. and Bouaziz, O., "Modeling of mechanical twinning in a high manganese content austenitic steel", *Materials Science and Engineering: A*, 387–389(0), 272-276, 2004b.

Asghari, A., Zarei-Hanzaki, A. and Eskandari, M., "Temperature dependence of plastic deformation mechanisms in a modified transformation-twinning induced plasticity steel", *Materials Science and Engineering: A*, 579(0), 150-156, 2013.

Ashton, M. and Parry, D. J., "A constitutive relationship for metals compensated for adiabatic and friction effects", **6th International Conference on Mechanical and Physical Behaviour of Materials under Dynamic Loading**, Krakow, Poland, s. 263-268, 25- 29 September, 2000.

Atzema, E. H., Brouwer, J. T. and Kömmelt, P., "Long and short term strategy to deal with material property variation in sheet-metal forming", **IDDRG**, Porto, Portugal, s. 121-128, 19-21 June, 2006.

Aydın, H., Çelik saçların çift faz ısıtılma işlemi sonrası mekanik ve mikroyapı özelliklerinin değişimi, Yüksek Lisans Tezi, **İstanbul Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü**, İstanbul, s. 1- 85, 2006.

Azrin, M. and Backofen, W. A., "The deformation and failure of a biaxially stretched sheet", **Metallurgical Transactions**, 1(10), 2857-2865, 1970.

Banabic, D., "A review on recent developments of Marciniak-Kuczynski model", **Computer Methods in Materials Science**, 10(4), 225-237, 2010a.

Banabic, D., Sheet metal forming processes: Constitutive modelling and numerical simulation, **Springer Berlin Heidelberg**, Berlin, 2010b.

Banabic, D., Balan, T. and Comsa, D. S., "A new yield criterion for orthotropic sheet metals under plane-stress conditions", **Proceedings of the 7th Conference 'TPR2000'**, **Cluj Napoca, Romania**, s. 217-224, 2000.

Barlat, F., Aretz, H., Yoon, J. W., Karabin, M. E., Brem, J. C. and Dick, R. E., "Linear transformation-based anisotropic yield functions", **International Journal of Plasticity**, 21(5), 1009-1039, 2005.

Barlat, F., Brem, J. C., Yoon, J. W., Chung, K., Dick, R. E., Lege, D. J., Pourboghrat, F., Choi, S. H. and Chu, E., "Plane stress yield function for aluminum alloy sheets—part 1: theory", **International Journal of Plasticity**, 19(9), 1297-1319, 2003.

Barlat, F. and Lian, K., "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, 1989.

Beal, C., Mechanical behaviour of a new automotive high manganese TWIP steel in the presence of liquid zinc, Le grade de docteur, *L'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon*, Villeurbanne, s. 1- 174, 2011.

Benslim, N., Mehdaoui, S., Aissaoui, O., Benabdeslem, M., Bouasla, A., Bechiri, L., Otmani, A. and Portier, X., "XRD and TEM characterizations of the mechanically alloyed CuIn_{0.5}Ga_{0.5}Se₂ powders", *Journal of Alloys and Compounds*, 489(2), 437-440, 2010.

Bergström, Y., "A dislocation model for the stress-strain behaviour of polycrystalline α -Fe with special emphasis on the variation of the densities of mobile and immobile dislocations", *Materials Science and Engineering*, 5(4), 193-200, 1970.

Biffi, C. A., Bassani, P., Carnevale, M., Lecis, N., Loconte, A., Previtali, B. and Tuissi, A., "Effect of laser microcutting on thermo-mechanical properties of NiTiCu shape memory alloy", *Metals and Materials International*, 20(1), 83-92, 2013.

Bílik, J., Košťálová, M. and Balážová, M., "Studies properties and formability of high-strength steel CP-W 800", *Annals of The Faculty of Engineering Hunedoara*, 2(0), 13-16, 2010.

Blain, P., "Steel perspectives for the automotive industry", www.oecd.org/sti/ind/50498824.pdf, 2012.

Bleck, W., Larour, P., Vanduyndslager, P., Geoffroy, J. L., Wedemeier, A. and Gomes, M., Crash-relevant properties and dynamic denting of pre-strained or pre-loaded high-strength steels for automotive parts, **22380**, Luxembourg (EU), 2006.

Bohong, J., Xuan, Q., Shaoxiong, Y., Weiming, Z. and Hsu, T., "Effect of stacking fault probability on γ - ϵ martensitic transformation and shape memory effect in Fe-Mn-Si based alloys", *Acta Materialia*, 46(2), 501-510, 1998.

Bouaziz, O., "Strain-hardening of twinning-induced plasticity steels", *Scripta Materialia*, 66(12), 982-985, 2012.

Bouaziz, O., Allain, S. and Estrin, Y., "Effect of pre-strain at elevated temperature on strain hardening of twinning-induced plasticity steels", *Scripta Materialia*, 62(9), 713-715, 2010.

Bouaziz, O., Allain, S. and Scott, C., "Effect of grain and twin boundaries on the hardening mechanisms of twinning-induced plasticity steels", *Scripta Materialia*, 58(6), 484-487, 2008.

Bouaziz, O., Allain, S., Scott, C. P., Cugy, P. and Barbier, D., "High manganese austenitic twinning induced plasticity steels: A review of the microstructure properties relationships", *Current Opinion in Solid State and Materials Science*, 15(4), 141-168, 2011.

Bouaziz, O. and Guelton, N., "Modelling of TWIP effect on work-hardening", *Materials Science and Engineering: A*, 319–321(0), 246-249, 2001.

Butz, A., Maksim, Z., Andrea, E., Didier, C., Niclas, S., Joacim, H., Dirk, H., Matthias, S., Martin, K., André, H. and Manfredi, B., "Deformation behavior of TWIP-steels: from experiments to constitutive modelling and simulations", *The International Deep Drawing Research Group (IDDRG) 2014 Conference*, Paris, France, s. 38-48, June 1 – 4, 2014.

Campos, H. B., Butuc, M. C., Grácio, J. J., Rocha, J. E. and Duarte, J. M. F., "Theoretical and experimental determination of the forming limit diagram for the AISI 304 stainless steel", *Journal of Materials Processing Technology*, 179(1–3), 56-60, 2006.

Chen, L., Kim, H. S., Kim, S. K. and De Cooman, B. C., "Localized Deformation due to Portevin-LeChatelier Effect in 18Mn-0.6C TWIP Austenitic Steel", *ISIJ International*, 47(12), 1804-1812, 2007.

Chen, L., Zhao, Y. and Qin, X., "Some aspects of high manganese twinning-induced plasticity (TWIP) steel, a review", *Acta Metallurgica Sinica (English Letters)*, 26(1), 1-15, 2013.

Cheng, W. C., Lin, H. Y. and Liu, C. F., "Observing the massive transformation in an Fe-Mn-Al alloy", *Materials Science and Engineering: A*, 335(1-2), 82-88, 2002.

Chin, K.-G., Kang, C.-Y., Shin, S. Y., Hong, S., Lee, S., Kim, H. S., Kim, K.-h. and Kim, N. J., "Effects of Al addition on deformation and fracture mechanisms in two high manganese TWIP steels", *Materials Science and Engineering: A*, 528(6), 2922-2928, 2011.

Chung, K., Ahn, K., Yoo, D. H., Chung, K. H., Seo, M. H. and Park, S. H., "Formability of TWIP (twinning induced plasticity) automotive sheets", *International Journal of Plasticity*, 27(1), 52-81, 2011a.

Chung, K., Ma, N., Park, T., Kim, D., Yoo, D. and Kim, C., "A modified damage model for advanced high strength steel sheets", *International Journal of Plasticity*, 27(10), 1485-1511, 2011b.

Chung, K. and Wagoner, R. H., "Finite element analysis of sheet tensile test", *Formability and Metallurgical Structure*, 261-277, 1986.

Cottrell, A. H. and Bitby, B. A., "Dislocation theory of yielding and strain ageing of iron.", *Proc. Phys. Soc. London Sect. A*, 62(0), 49, 1949.

Cowper, G. R. and Symonds, P. S., Strain-hardening and strain-rate effects in the impact loading of cantilever beams, *Division of Applied Mathematics*, Brown University Providence, 1957.

Curtze, S. and Kuokkala, V.-T., "Effects of temperature and strain rate on the tensile properties of twip steels", *Matéria (Rio de Janeiro)*, 15(2), 157-163, 2010a.

Curtze, S. and Kuokkala, V. T., "Dependence of tensile deformation behavior of TWIP steels on stacking fault energy, temperature and strain rate", *Acta Materialia*, 58(15), 5129-5141, 2010b.

Dai, Y. J., Tang, D., Mi, Z. L. and LÜ, J. C., "Microstructure characteristics of an Fe-Mn-C TWIP steel after deformation", *Journal of Iron and Steel Research, International*, 17(9), 53-59, 2010.

Dan, W. J., Liu, F. and Zhang, W. G., "Mechanical behavior prediction of TWIP steel in plastic deformation", *Computational Materials Science*, 94, 114-121, 2014.

Das, S., Timokhina, I., Singh, S. B., Pereloma, E. and Mohanty, O. N., "Effect of bainitic transformation on bake hardening in TRIP assisted steel", *Materials Science and Engineering a-Structural Materials Properties Microstructure and Processing*, 534(0), 485-494, 2012.

De Cooman, B., Chin, K. and Kim, J., "High Mn TWIP steels for automotive applications", *New Trends and Developments in Automotive System Engineering, InTech*, 101-128, 2011.

Dehghani, K., "Bake hardening of nanograin AA7075 aluminum alloy", *Materials Science and Engineering: A*, 530(0), 618-623, 2011.

Dehghani, K., Nekahi, A. and Mirzaie, M. A. M., "Optimizing the bake hardening behavior of Al7075 using response surface methodology", *Materials & Design*, 31(4), 1768-1775, 2010.

Dehghani, K. and Shafiei, A., "Predicting the bake hardenability of steels using neural network modeling", *Materials Letters*, 62(2), 173-178, 2008.

Ding, H., Ding, H., Qiu, C.-l., Tang, Z.-y., Zeng, J.-m. and Yang, P., "Formability of TRIP/TWIP Steel Containing Manganese of 18.8%", *Journal of Iron and Steel Research, International*, 18(1), 36-40, 2011a.

Ding, H., Ding, H., Song, D., Tang, Z. and Yang, P., "Strain hardening behavior of a TRIP/TWIP steel with 18.8% Mn", *Materials Science and Engineering: A*, 528(3), 868-873, 2011b.

Ding, H., Tang, Z.-Y., Li, W., Wang, M. and Song, D., "Microstructures and Mechanical Properties of Fe-Mn-(Al, Si) TRIP/TWIP Steels", *Journal of Iron and Steel Research, International*, 13(6), 66-70, 2006.

Ding, J., Zhang, C., Chu, X., Zhao, G., Leotoing, L. and Guines, D., "Investigation of the influence of the initial groove angle in the M–K model on limit strains and forming limit curves", *International Journal of Mechanical Sciences*, 98, 59-69, 2015.

Dini, G., Najafizadeh, A., Monir-Vaghefi, S. M. and Ebnonnasir, A., "Predicting of mechanical properties of Fe–Mn–(Al, Si) TRIP/TWIP steels using neural network modeling", *Computational Materials Science*, 45(4), 959-965, 2009.

Dini, G., Najafizadeh, A., Monir-Vaghefi, S. and Ueji, R., "Grain size effect on the martensite formation in a high-manganese TWIP steel by the Rietveld method", *Journal of Materials Science & Technology*, 26(2), 181-186, 2010a.

Dini, G., Najafizadeh, A., Ueji, R. and Monir-Vaghefi, S. M., "Tensile deformation behavior of high manganese austenitic steel: The role of grain size", *Materials & Design*, 31(7), 3395-3402, 2010b.

Dini, G., Ueji, R., Najafizadeh, A. and Monir-Vaghefi, S. M., "Flow stress analysis of TWIP steel via the XRD measurement of dislocation density", *Materials Science and Engineering: A*, 527(10–11), 2759-2763, 2010c.

Dixon, P. R. and Parry, D. J., "Thermal softening effects in type 224 carbon steel", *Le Journal de Physique IV*, 1(C3), 85- 92, 1991.

Dobrzański, L. A. and Borek, W., "Mechanical properties and microstructure of high-manganese TWIP, TRIP and TRIPLEX type steels", *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*, 55(2), 230-238, 2012.

Durrenberger, L., Lemoine, X. and Molinari, A., "Effects of pre-strain and bake-hardening on the crash properties of a top-hat section", *Journal of Materials Processing Technology*, 211(12), 1937-1947, 2011.

El-Magd, E. and Abouridouane, M., "Einfluss der umformgeschwindigkeit und-temperatur auf das fliessverhalten der magnesiumlegierung AZ80", *Zeitschrift für Metallkunde*, 92(11), 1231-1235, 2001.

Erişir, E., Çeliklerde malzeme bilimi ve son gelişmeler, otomotiv uygulamalarında yüksek mukavemetli çelikler, *Kocaeli Üniversitesi*, 2014.

Eskandari, M., Zarei-Hanzaki, A. and Marandi, A., "An investigation into the mechanical behavior of a new transformation-twinning induced plasticity steel", *Materials & Design*, 39(0), 279-284, 2012.

Frommeyer, G., Brück, U. and Neumann, P., "Supra-ductile and high-strength manganese-TRIP/TWIP steels for high energy absorption purposes", *ISIJ international*, 43(3), 438-446, 2003.

Fullman, R., "Measurement of approximately cylindrical particles in opaque samples", *Trans. Met. Soc.*, 197(0), 1267-1268, 1953.

Gallot, E., Effect of heat treatment and hot working on the microstructural characteristics of TWIP steels, Master thesis, *Departament de Ciència dels Materials i Enginyeria Metal*, Universitat Politècnica de Catalunya, s. 1-81, 2011.

Ganjani, M. and Assempour, A., "An improved analytical approach for determination of forming limit diagrams considering the effects of yield functions", *Journal of Materials Processing Technology*, 182(1–3), 598-607, 2007.

Garlea, E., Bridges, R. L., Garlea, V. O., Carpenter, D. A., Hemphill, M. A. and Morrell, J. S., "Characterization of a grain size refinement process in cast uranium", ***Materials Science and Engineering: A***, 559(0), 210-216, 2013.

Ghazanfari, A. and Assempour, A., "Calibration of forming limit diagrams using a modified Marciniak–Kuczynski model and an empirical law", ***Materials & Design***, 34(0), 185-191, 2012.

Ghosh, A. K., "Tensile instability and necking in materials with strain hardening and strain-rate hardening", ***Acta Metallurgica***, 25(12), 1413-1424, 1977.

Goodwin, G. M., Application of strain analysis to sheet metal forming problems in the press shop, ***SAE Technical Paper No. 680093***, 1968.

Grässel, O. and Frommeyer, G., "Effect of martensitic phase transformation and deformation twinning on mechanical properties of Fe–Mn–Si–Al steels", ***Materials Science and Technology***, 14(12), 1213-1217, 1998.

Grässel, O., Krüger, L., Frommeyer, G. and Meyer, L. W., "High strength Fe–Mn–(Al, Si) TRIP/TWIP steels development-properties-application", ***International Journal of Plasticity***, 16(10), 1391-1409, 2000.

Gutierrez-Urrutia, I. and Raabe, D., "Grain size effect on strain hardening in twinning-induced plasticity steels", ***Scripta Materialia***, 66(12), 992-996, 2012.

Hajkazemi, J., Zarei-Hanzaki, A., Sabet, M. and Khoddam, S., "Double-hit compression behavior of TWIP steels", ***Materials Science and Engineering: A***, 530(0), 233-238, 2011.

Hamada, A. S., "Manufacturing, mechanical properties and corrosion behaviour of high Mn TWIP steels", ***Acta Universitatis Ouluensis C***, 281, 1-51, 2007.

Hamada, A. S., Karjalainen, L. P. and Somani, M. C., "The influence of aluminum on hot deformation behavior and tensile properties of high-Mn TWIP steels", ***Materials Science and Engineering: A***, 467(1–2), 114-124, 2007.

Hamada, A. S., Karjalainen, L. P. and Puustinen, J., "Fatigue behavior of high-Mn TWIP steels", ***Materials Science and Engineering: A***, 517(1–2), 68-77, 2009.

Hashimoto, K., Kuwabara, T., Iizuka, E. and Yoon, J. W., "Hole expansion simulation of high strength steel sheet", ***International Journal of Material Forming***, 3(1), 259-262, 2010.

Heiba, Z. K., Mohamed, M. B. and Wahba, A. M., "Effect of Mo substitution on structural and magnetic properties of Zinc ferrite nanoparticles", ***Journal of Molecular Structure***, 1108(347-351), 2016.

Hill, R., "A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals", ***Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences***, 193(1033), 281-297, 1948.

Ho, K. and Kreml, E., "Modeling of positive, negative and zero rate sensitivity by using the viscoplasticity theory based on overstress (VBO)", ***Mechanics of Time-Dependent Materials***, 4(1), 21-42, 2000.

Hockett, J. E. and Sherby, O. D., "Large strain deformation of polycrystalline metals at low homologous temperatures", ***Journal of the Mechanics and Physics of Solids***, 23(2), 87-98, 1975.

Hollomon, J. H., "Tensile deformation", ***AIME TRANS***, 12(4), 1-22, 1945.

Holmquist, T. J. and Johnson, G. R., "Determination of constants and comparison of results for various constitutive models", ***Le Journal de Physique IV***, 1(C3), 853- 860, 1991.

<http://boronextrication.com>, 2015.

<http://www.arcelormittal.com/automotive>, 2014.

<http://www.asametech.com/>, 2015.

<http://www.ducker.com>, 2014.

<http://www.ussautomotive.com/auto/index.htm>, 2014.

<http://www.worldautosteel.org>, 2014.

Huang, B. X., Wang, X. D., Rong, Y. H., Wang, L. and Jin, L., "Mechanical behavior and martensitic transformation of an Fe–Mn–Si–Al–Nb alloy", *Materials Science and Engineering: A*, 438–440(0), 306-311, 2006.

Huang, M., Bouaziz, O., Barbier, D. and Allain, S., "Modelling the effect of carbon on deformation behaviour of twinning induced plasticity steels", *Journal of Materials Science*, 46(23), 7410-7414, 2011.

Huang, Y., Zhao, A. M., Mi, Z. L., Jing, H. T., Li, W. Y. and Hui, Y. J., "Formability of Fe-Mn-C twinning induced plasticity steel", *Journal of Iron and Steel Research, International*, 20(11), 111-117, 2013.

Ilić, A., Ivanović, L., Josifović, D. and Lazić, V., "Application of high-strength steels in vehicle design", *Innovative Automotive Technology–IAT*, 51-58, 2012.

Johnson, G. R. and Cook, W. H., "A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures", *Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics*, Netherlands, s. 541-547, 1983.

Jung, J., Lee, O., Park, Y., Kim, D., Jin, K., Kim, S. and Song, K., "Microstructure and mechanical properties of high Mn TWIP steels", *Journal of the Korean Institute of Metals and Materials*, 46(10), 627-633, 2008.

Kang, W. J., Cho, S. S., Huh, H. and Chung, D. T., "Modified Johnson-Cook model for vehicle body crashworthiness simulation", *International journal of vehicle design*, 21(4), 424-435, 1999.

Kaps, L., Lipowsky, H. J., Meywerk, M., Werner, H. and Scholz, S. P., "Auswerteverfahren zur Weiterverarbeitung von Versuchsdaten", *VDEH working Group Intern, Communication*, 1999.

Karpikhin, A. E., Fedotov, A. Y., Komlev, V. S., Barinov, S. M., Sirotinkin, V. P., Gordeev, A. S. and Shamrai, V. F., "Structure of hydroxyapatite powders prepared through dicalcium phosphate dihydrate hydrolysis", *Inorganic Materials*, 52(2), 170-175, 2016.

Kawasakisteel, http://www.jfe-21st-cf.or.jp/chapter_1/1b_2.html, 2014.

Keeler, S. P. and Backofen, W. A., "Plastic instability and fracture in sheets stretched over rigid punches", *ASM TRANS Q*, 56(1), 25-48, 1963.

Kessler, L. and Gerlach, J., "The impact of materials testing strategies on the determination and calibration of different FEM material models", *IDDRG*, Porto, Portugal, s. 113-120, 2006.

Khan, A. S. and Baig, M., "Anisotropic responses, constitutive modeling and the effects of strain-rate and temperature on the formability of an aluminum alloy", *International Journal of Plasticity*, 27(4), 522-538, 2011.

Kilic, S., Ozturk, F., Sigirtmac, T. and Tekin, G., "Effects of Pre-strain and Temperature on Bake Hardening of TWIP900CR Steel", *Journal of Iron and Steel Research, International*, 22(4), 361-365, 2015.

Kim, D., Barlat, F., Bouvier, S., Rabahallah, M., Balan, T. and Chung, K., "Non-quadratic anisotropic potentials based on linear transformation of plastic strain rate", *International Journal of Plasticity*, 23(8), 1380-1399, 2007.

Kim, J.-K., Chen, L., Kim, H.-S., Kim, S.-K., Estrin, Y. and De Cooman, B. C., "On the Tensile Behavior of High-Manganese Twinning-Induced Plasticity Steel", *Metallurgical and Materials Transactions A*, 40(13), 3147-3158, 2009.

Kimm, "Dream for the future of automotive steel", http://www.kosen21.org/nwebzine/webzine_view.jsp?webzine_seq=79&board_seq=959&data_seq=1244, 2008.

Kocks, U. F. and Mecking, H., "Physics and phenomenology of strain hardening: the FCC case", *Progress in Materials Science*, 48(3), 171-273, 2003.

Koyama, M., Sawaguchi, T., Lee, T., Lee, C. S. and Tsuzaki, K., "Work hardening associated with ϵ -martensitic transformation, deformation twinning and dynamic strain aging in Fe-17Mn-0.6C and Fe-17Mn-0.8C TWIP steels", *Materials Science and Engineering: A*, 528(24), 7310-7316, 2011.

Kusakin, P., Belyakov, A., Kaibyshev, R. and Molodov, D., "Modeling the effect of deformation on strength of a Fe-23Mn-0.3C-1.5Al TWIP steel", *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 63(1), 012059, 2014.

Kvačkaj, T. and Mamuzič, I., "Development of bake hardening effect by plastic deformation and annealing conditions", *METALURGIJA*, 45(1), 51, 2006.

Larour, P., Strain Rate Sensitivity of Automotive Sheet Steels: Influence of Plastic Strain, Strain Rate, Temperature, Microstructure, Bake Hardening and Pre-strain, PhD thesis, Universitätsbibliothek, s. 1-270, 2010.

Larour, P., Rusinek, A., Klepaczko, J. R. and Bleck, W., "Effects of strain rate and identification of material constants for three automotive steels", *Steel Research International*, 78(4), 348, 2007.

Lee, M. G., Kim, D., Kim, C., Wenner, M. L. and Chung, K., "Spring-back evaluation of automotive sheets based on isotropic-kinematic hardening laws and non-quadratic anisotropic yield functions, part III: applications", *International Journal of Plasticity*, 21(5), 915-953, 2005.

Lee, S. and De Cooman, B. C., "Annealing temperature dependence of the tensile behavior of 10 pct Mn multi-phase TWIP-TRIP steel", *Metallurgical and Materials Transactions A*, 45(13), 6039-6052, 2014.

Li, D., Feng, Y., Yin, Z., Shangguan, F., Wang, K., Liu, Q. and Hu, F., "Prediction of hot deformation behaviour of Fe-25Mn-3Si-3Al TWIP steel", *Materials Science and Engineering: A*, 528(28), 8084-8089, 2011.

Li, X., Guo, G., Xiao, J., Song, N. and Li, D., "Constitutive modeling and the effects of strain-rate and temperature on the formability of Ti-6Al-4V alloy sheet", *Materials & Design*, 55(325-334), 2014.

Liu, F., Dan, W. J. and Zhang, W. G., "Strain hardening model of twinning induced plasticity steel at different temperatures", *Materials & Design*, 65(737-742), 2015.

Ludwik, P., *Elemente der technologischen Mechanik*, Springer, 1909.

Lutterotti, L. and Scardi, P., "Simultaneous structure and size-strain refinement by the Rietveld method", *Journal of applied Crystallography*, 23(4), 246-252, 1990.

Mäntyjärvi, K., Väisänen, A. and Karjalainen, J. A., "Cutting method influence on the fatigue resistance of ultra-high-strength steel", *International Journal of Material Forming*, 2(1), 547-550, 2009.

Marciniak, Z., "Stability of plastic shells under tension with kinematic boundary condition", *Archiwum Mechaniki Stosowanej*, 17(0), 577-592, 1965.

Marciniak, Z. and Kuczyński, K., "Limit strains in the processes of stretch-forming sheet metal", *International Journal of Mechanical Sciences*, 9(9), 609-620, 1967.

MATTER, <http://core.materials.ac.uk>, 21 December 2009.

MAUD, <http://maud.radiographema.eu/>, 2015.

May, U., Steinbeck, G. and Bork, C. P., Ermittlung des Werkstoffverhaltens und des Beschichtungseinflusses durch rechnerische Methoden zur Verkürzung der Entwicklungszeiten im Fahrzeugbau mit Stahl, **Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit und Systemzuverlässigkeit -LBF**, 2007.

Mehdaoui, S., Benslim, N., Aissaoui, O., Benabdeslem, M., Bechiri, L., Otmani, A., Portier, X. and Nouet, G., "Study of the properties of CuInSe₂ materials prepared from nanoparticle powder", **Materials Characterization**, 60(5), 451-455, 2009.

Momeni, A., Dehghani, K., Abbasi, S. and Torkan, K., "Bake hardening of a low carbon steel for automotive applications ", **Metalurgija**, 13(2), 131-138, 2007.

Monshi, A., Foroughi, M. R. and Monshi, M. R., "Modified Scherrer equation to estimate more accurately nano-crystallite size using XRD", **World Journal of Nano Science and Engineering**, 2(03), 154, 2012.

Moumeni, H., Alleg, S., Djebbari, C., Bentayeb, F. Z. and Grenèche, J. M., "Synthesis and characterisation of nanostructured FeCo alloys", **Journal of Materials Science**, 39(16), 5441-5443, 2004.

Murugesan, S., Kuppusami, P., Mohandas, E. and Vijayalakshmi, M., "X-ray diffraction Rietveld analysis of cold worked austenitic stainless steel", **Materials Letters**, 67(1), 173-176, 2012.

NAM, J. B., "Development of new auto steels and application technology", http://309bf2c62e8221fbaf0-b80c17cbaf20104b072d586b316c6210.r88.cf1.rackcdn.com/Gangzhao%20Presentations/09_China%20Automotive%20Steel%20Conference_POSCO_Jae-Bok%20Nam.pdf, 2013.

Nemat-Nasser, S. and Isaacs, J. B., "Direct measurement of isothermal flow stress of metals at elevated temperatures and high strain rates with application to Ta and TaW alloys", *Acta Materialia*, 45(3), 907-919, 1997.

Noskova, N. I. and Pavlov, V. A., "Stacking faults in nickel solid solutions", *Phys. Metals Metall.*, 14(0), 87-89, 1962.

Ozturk, F. and Lee, D., "Experimental and numerical analysis of out-of-plane formability test", *Journal of Materials Processing Technology*, 170(1–2), 247-253, 2005.

Park, K.-T., Hwang, S. W., Ji, J. H. and Lee, C. S., "Static and Dynamic Deformation of Fully Austenitic High Mn Steels", *Procedia Engineering*, 10(0), 1002-1006, 2011.

Pereloma, E. V., Russell, K. F., Miller, M. K. and Timokhina, I. B., "Effect of pre-straining and bake hardening on the microstructure of thermomechanically processed CMnSi TRIP steels with and without Nb and Mo additions", *Scripta Materialia*, 58(12), 1078-1081, 2008.

Pérez Escobar, D., Silva Ferreira de Dafé, S. and Brandão Santos, D., "Martensite reversion and texture formation in 17Mn-0.06C TRIP/TWIP steel after hot cold rolling and annealing", *Journal of Materials Research and Technology*, 4(2), 162-170, 2015.

Pierce, D. T., Bentley, J., Jiménez, J. A. and Wittig, J. E., "Stacking fault energy measurements of Fe–Mn–Al–Si austenitic twinning-induced plasticity steels", *Scripta Materialia*, 66(10), 753-756, 2012.

Pierce, D. T., Nowag, K., Montagne, A., Jiménez, J. A., Wittig, J. E. and Ghisleni, R., "Single crystal elastic constants of high-manganese transformation- and twinning-induced plasticity steels determined by a new method utilizing nanoindentation", *Materials Science and Engineering: A*, 578(0), 134-139, 2013.

Pohang Steel Company (POSCO), TWIP çeliği kimyasal analiz, 2014.

Reed, R. P. and Schramm, R. E., "Relationship between stacking-fault energy and x-ray measurements of stacking-fault probability and microstrain", *Journal of Applied Physics*, 45(11), 4705-4711, 1974.

Reisgen, U., Schleser, M., Mokrov, O. and Ahmed, E., "Uni-and bi-axial deformation behavior of laser welded advanced high strength steel sheets", *Journal of Materials Processing Technology*, 210(15), 2188-2196, 2010.

Renard, K. and Jacques, P. J., "On the relationship between work hardening and twinning rate in TWIP steels", *Materials Science and Engineering: A*, 542(0), 8-14, 2012.

Renard, K., Ryelandt, S. and Jacques, P. J., "Characterisation of the Portevin-Le Châtelier effect affecting an austenitic TWIP steel based on digital image correlation", *Materials Science and Engineering: A*, 527(12), 2969-2977, 2010.

Research, M. P., http://www.mpg.de/799772/W003_Materials-Technology_022-029.pdf, 2014.

Rong, Y., He, G., Guo, Z., Chen, S. and Hsu, T. Y., "X-ray peak-shift determination of deformation fault probability in Fe-Mn-Si alloys", *Journal of Materials Science & Technology*, 5(0), 023, 2002.

Ruifrok, R., "Light weight steel solutions in automotive design", <http://www.han.nl/onderzoek/nieuws/more-weight-to-lightweigh/ attachments/presentatie tata steel han automotive symposium 22-11-12.pdf>, 2012.

Rusinek, A. and Klepaczko, J. R., "Shear testing of a sheet steel at wide range of strain rates and a constitutive relation with strain-rate and temperature dependence of the flow stress", *International Journal of Plasticity*, 17(1), 87-115, 2001.

Saeed-Akbari, A., Imlau, J., Prahl, U. and Bleck, W., "Derivation and Variation in Composition-Dependent Stacking Fault Energy Maps Based on Subregular Solution Model in High-Manganese Steels", *Metallurgical and Materials Transactions A*, 40(13), 3076-3090, 2009.

Saleh, A. A., Recrystallisation and deformation behaviour of TWinning Induced Plasticity (TWIP) steel, Doctor of Philosophy thesis, *School of mechanical, materials and mechatronic engineering*, University of Wollongong, s. 2012.

Sánchez-Caballero, R. P.-F. S., Selles, M. and Martínez-Sanz, A., "Twip/Trip steels. Future trends in automotive industries", *Annals of the Oradea University*, 2011.

Schumann, V. H., "Martensitische umwandlung in austenitischen mangan-kohlenstoff-stählen", *Neue Hütte*, 17(10), 605-609, 1972.

Sinclair, C. W., Poole, W. J. and Bréchet, Y., "A model for the grain size dependent work hardening of copper", *Scripta Materialia*, 55(8), 739-742, 2006.

Skoglund, P., "Constitutive modelling of a tungsten heavy metal alloy", *Journal de Physique IV (Proceedings)*, s. 207-212, 2003.

Sobotka, J., Solfronk, P. and Doubek, P., "Using contact-less optical systems to characterize and measure deformation of TWIP materials", *Physics Procedia*, 22(0), 2-7, 2011.

Song, W., Ingendahl, T. and Bleck, W., "Control of strain hardening behavior in high-Mn austenitic steels", *Acta Metallurgica Sinica (English Letters)*, 27(3), 546-556, 2014.

Soulami, A., Choi, K. S., Shen, Y. F., Liu, W. N., Sun, X. and Khaleel, M. A., "On deformation twinning in a 17.5% Mn-TWIP steel: A physically based phenomenological model", *Materials Science and Engineering: A*, 528(3), 1402-1408, 2011.

Spindola, M. O., Dafé, S. S. F. D., Carmo, D. J. D. and Santos, D. B., "Microstructural characterization and mechanical behavior of a low-carbon 17% Mn steel", **Materials Research**, 17(3), 694-699, 2014.

Spindola, M. O., Ribeiro, E. A. S., Gonzalez, B. M. and Santos, D. B., "Modeling of work hardening behaviour of high Mn and low C polycrystalline austenitic steel with twip effect", **Matéria (Rio de Janeiro)**, 15, 143-150, 2010.

Stark Seuken, D., Ermittlung und beschreibung der fließkurven von karosseriewerkstoffen bei hohen dehnraten, **Shaker**, 2001.

Steinmetz, D. R., Jäpel, T., Wietbrock, B., Eisenlohr, P., Gutierrez-Urrutia, I., Saeed-Akbari, A., Hickel, T., Roters, F. and Raabe, D., "Revealing the strain-hardening behavior of twinning-induced plasticity steels: Theory, simulations, experiments", **Acta Materialia**, 61(2), 494-510, 2013.

Swift, H. W., "Plastic instability under plane stress", **Journal of the Mechanics and Physics of Solids**, 1(1), 1-18, 1952.

Tavares, S. S. M., Lafuente, A., Miraglia, S. and Fruchart, D., "X-ray diffraction and magnetic analysis of deformation induced martensites in a Fe-17Mn-1.9Al-0.1C steel", **Journal of Materials Science**, 37(8), 1645-1648, 2002.

Tewary, N. K., Ghosh, S. K. and Chatterjee, S., "Effect of annealing on microstructure and mechanical behaviour of cold rolled low C, high Mn TWIP steel", **International Journal of Metallurgical Engineering**, 4(1), 12-23, 2015.

Tian, Y. Z., Zhao, L. J., Chen, S., Shibata, A., Zhang, Z. F. and Tsuji, N., "Significant contribution of stacking faults to the strain hardening behavior of Cu-15% Al alloy with different grain sizes", **Scientific reports**, 5(0), 1, 2015.

Timokhina, I. B., Pereloma, E. V., Ringer, S. P., Zheng, R. K. and Hodgson, P. D., "Characterization of the bake-hardening behavior of transformation induced plasticity and dual-phase steels using advanced analytical techniques", *Isij International*, 50(4), 574-582, 2010.

Tome, C., Canova, G. R., Kocks, U. F., Christodoulou, N. and Jonas, J. J., "The relation between macroscopic and microscopic strain hardening in FCC polycrystals", *Acta metallurgica*, 32(10), 1637-1653, 1984.

Torabinejad, V., Zarei-Hanzaki, A., Sabet, M. and Abedi, H. R., "The effect of low temperature annealing on the mechanical behavior of cold rolled dual-phase Twinning-Induced Plasticity steel", *Materials & Design*, 32(4), 2345-2349, 2011.

Toros, S., TRIP800 çeliğinin farklı şekillendirme hızlarında şekillendirme kabiliyetinin incelenmesi ve modellenmesi, Doktora tezi, *Fen Bilimleri Enstitüsü.*, Niğde Üniversitesi, s. 1-210, 2013.

Toros, S. and Ozturk, F., "Modeling uniaxial, temperature and strain rate dependent behavior of Al-Mg alloys", *Computational Materials Science*, 49(2), 333-339, 2010.

Toros, S., Ozturk, F. and Kaya, M., "Modeling uniaxial, temperature, and strain rate dependent behavior of AZ31 alloy by softening model", *Key Engineering Materials*, 473(624-630, 2011.

Totten, G. E., Xie, L. and Funatani, K., Modeling and Simulation for Material Selection and Mechanical Design, *Taylor & Francis*, 2003.

Tübitak, Otomotiv endüstrisi ve çelik: Yeni Nesil Çelikler, *Marmara Araştırma Merkezi*, 2008.

Twardowski, R. and Prah, U., Flow curve and failure modelling for high-Mn steels on a microstructural scale, http://abinitio.iehk.rwth-aachen.de/fileadmin/user_upload/C6_Dateien/C6_HMnS_Seoul_Vortrag.pdf, 2015.

Twardowski, R., Steinmetz, D. and Prah, U., "Flow curve and failure modeling for high-Mn steels on a microstructural scale", ***Steel Research International***, 83(4), 340-345, 2012.

Ueji, R., Tsuchida, N., Terada, D., Tsuji, N., Tanaka, Y., Takemura, A. and Kunishige, K., "Tensile properties and twinning behavior of high manganese austenitic steel with fine-grained structure", ***Scripta Materialia***, 59(9), 963-966, 2008.

Ullrich, C., Eckner, R., Krüger, L., Martin, S., Klemm, V. and Rafaja, D., "Interplay of microstructure defects in austenitic steel with medium stacking fault energy", ***Materials Science and Engineering: A***, 649, 390-399, 2016.

Unfried-Silgado, J., Wu, L., Ferreira, F. F., Garzón, C. M. and Ramirez, A. J., "Stacking fault energy measurements in solid solution strengthened Ni–Cr–Fe alloys using synchrotron radiation", ***Materials Science and Engineering: A***, 558(0), 70-75, 2012.

Van Liempt, P., "Workhardening and substructural geometry of metals", ***Journal of Materials Processing Technology***, 45(1–4), 459-464, 1994.

Vegter, H., An, Y., Pijlman, H. H., Carleer, B. D. and Huétink, J., "Advanced material models in simulation of sheet forming processes and prediction of forming limits", ***First ESAFORM Conference on Material Forming***, s. 499-502, 1998.

Vercammen, S., Blanpain, B., De Cooman, B. C. and Wollants, P., "Cold rolling behaviour of an austenitic Fe–30Mn–3Al–3Si TWIP-steel: the importance of deformation twinning", ***Acta Materialia***, 52(7), 2005-2012, 2004.

Voce, E., "The relationship between stress and strain for homogeneous deformation", ***J Inst Met***, 74, 537-562, 1948.

Vora, A. M., "Stacking fault energy in some single crystals", ***Journal of Semiconductors***, 33(6), 062001, 2012.

Wagener, H. W., "New developments in sheet metal forming: sheet materials, tools and machinery", *Journal of Materials Processing Technology*, 72(3), 342-357, 1997.

Wang, H., Shi, W., He, Y.-l., Lu, X.-g. and Li, L., "Effect of overaging on solute distributions and bake hardening phenomenon in bake hardening steels", *Journal of Iron and Steel Research, International*, 19(1), 53-59, 2012.

Wang, S. H., Liu, Z. Y., Wang, G. D., Liu, J. L., Liang, G. F. and Li, Q. L., "Effects of Twin-Dislocation and Twin-Twin Interactions on the Strain Hardening Behavior of TWIP Steels", *Journal of Iron and Steel Research, International*, 17(12), 70-74, 2010.

Warren, B. E., X-ray diffraction, *Addison-Wesley Pub. Co.*, Reading, Mass., 1969.

Williamson, G. K. and Smallman, R. E., "III. Dislocation densities in some annealed and cold-worked metals from measurements on the X-ray debye-scherrer spectrum", *Philosophical Magazine*, 1(1), 34-46, 1956.

Xing, X. L., Zhou, Y. F., Gao, S. Y., Wang, J. B., Yang, Y. L. and Yang, Q. X., "Nanotwin in surface modified bainite induced by laser surface modification", *Materials Letters*, 165, 79-82, 2016.

Xu, L., Barlat, F. and Lee, M. G., "Hole expansion of twinning-induced plasticity steel", *Scripta Materialia*, 66(12), 1012-1017, 2012.

Xu, S., Ruan, D., Beynon, J. H. and Rong, Y. H., "Dynamic tensile behaviour of TWIP steel under intermediate strain rate loading", *Materials Science and Engineering: A*, 573(0), 132-140, 2013.

Yang, H. K., Zhang, Z. J., Dong, F. Y., Duan, Q. Q. and Zhang, Z. F., "Strain rate effects on tensile deformation behaviors for Fe-22Mn-0.6C-(1.5Al) twinning-induced plasticity steel", *Materials Science and Engineering: A*, 607, 551-558, 2014.

Yang, H. K., Zhang, Z. J. and Zhang, Z. F., "Comparison of twinning evolution with work hardening ability in twinning-induced plasticity steel under different strain rates", ***Materials Science and Engineering: A***, 622, 184-188, 2015.

Zavattieri, P. D., Savic, V., Hector Jr, L. G., Fekete, J. R., Tong, W. and Xuan, Y., "Spatio-temporal characteristics of the Portevin–Le Châtelier effect in austenitic steel with twinning induced plasticity", ***International Journal of Plasticity***, 25(12), 2298-2330, 2009.

Zener, C., Elasticity and anelasticity of metals, ***University of Chicago press***, 1948.

Zerilli, F. J. and Armstrong, R. W., "Dislocation-mechanics based constitutive relations for material dynamic calculations", ***J. Appl. Phys.***, 61(5), 1816-1825, 1987.

Zhao, H., "A constitutive model for metals over a large range of strain rates identification for mild-steel and aluminium sheets", ***Materials Science and Engineering: A***, 230(1), 95-99, 1997.

Zhao, L., Zhu, D., Liu, L., Hu, Z. and Wang, M., "Strain hardening associated with dislocation, deformation twinning, and dynamic strain aging in Fe–20Mn–1.3 C–(3Cu) TWIP steels", ***Acta Metallurgica Sinica (English Letters)***, 27(4), 601-608, 2014.

Zhao, Z., Yang, Z., Shi, Y., Wang, C., Liu, B., Zhu, G. and Wang, Y., "Red-emitting oxonitridosilicate phosphors $\text{Sr}_2\text{SiNzO}_4\text{-1.5z:Eu}^{2+}$ for white light-emitting diodes: structure and luminescence properties", ***Journal of Materials Chemistry C***, 1(7), 1407-1412, 2013.

Zhou, W. M., Jiang, B. H., Liu, Y. and Qi, X., "Stacking fault probability and stacking fault energy in CoNi alloys", ***Transactions of the Nonferrous Metals Society of China(China)***, 11(4), 555-558, 2001.

ÖZ GEÇMİŞ

Süleyman KILIÇ 1984 tarihinde Kırşehir’ de doğdu. İlk, orta ve lise eğitimini Kırşehir’ de tamamladı. 2002 yılında kazandığı Fırat Üniversitesi Makine Mühendisliği Bölümünde bir dönem eğitim aldıktan sonra Kırıkkale Üniversitesine yatay geçiş yaparak 2006 yılında sınıf ikincisi olarak mezun oldu. Askerliğini 2007 yılında Yedek Subay olarak Adana’ da yaptı. 2007-2009 yılları arasında Niğde Üniversitesi Makine Mühendisliği Bölümünde Yüksek lisans eğitimini başarıyla tamamladı. Yüksek Lisans eğitimi esnasında TUBİTAK destekli projelerde Proje Asistanı olarak görev yaptı. 2009 yılında Yüksek Lisans eğitimin bitmesinden sonra Kilis 7 Aralık Üniversitesinde Öğretim Görevlisi olarak üç yıl süreyle görev yaptı. 2011 yılında Çukurova Üniversitesinde Doktora eğitimine başlamış daha sonra eğitimine Yüksek Lisans danışmanı ile beraber Niğde Üniversitesinde devam etti. 2012 yılından itibaren Ahi Evran Üniversitesi Makine Mühendisliği Bölümünde Araştırma Görevlisi olarak görev yapmaktadır. Evli ve bir çocuk babasıdır.

Bu tez çalışmasından, 2 (iki) adet uluslararası makale, 1 (bir) adet uluslararası bildiri ve 1 (bir) adet ulusal bildiri üretilmiştir. Bu üretilen çalışmalar aşağıda sunulmuştur.

Suleyman Kilic, Fahrettin Ozturk, Comparison of Performances of Commercial TWIP and DP Advanced High Strength Steels in Automotive Industry, Journal of the Faculty of Engineering and Architecture of Gazi University. (Kabul Edildi)

S. Kilic, F. Ozturk, T. Sigirtmac, G. Tekin, Effects of pre-strain and temperature on bake hardening of TWIP900CR steel, J Iron Steel Res Int, 22 (4) 361-365, 2015.

Suleyman Kilic, Fahrettin Ozturk, Recent Trends of Application of Advanced High-Strength Steels in Automotive Industry to Enhance Sustainability, The 16th International Conference on Machine Design and Production, June 30-July 03 2014, Izmir, Turkey.

Süleyman KILIÇ, Fahrettin ÖZTÜRK, Otomotiv Endüstrisinde TWIP Çeliklerin Geleceği, OTEKON 2016, 8. Otomotiv Teknolojileri Kongresi, 23 – 24 Mayıs 2016, Bursa.