



**DUAL FAZLI ÇELİK SACLARDA
GERİ YAYLANMA PROBLEMİNİN
DENEYSEL OLARAK İNCELENMESİ**

Yeliz UMUR



T.C.
ULUDAĞ ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

**DUAL FAZLI ÇELİK SAÇLARDA GERİ YAYLANMA
PROBLEMİNİN DENEYSEL OLARAK İNCELENMESİ**

Yeliz UMUR

Prof.Dr.Ali BAYRAM
(Danışman)

DOKTORA TEZİ
MAKİNA MÜHENDİSLİĞİ

BURSA-2016
Her Hakkı Saklıdır.

TEZ ONAYI

Yeliz UMUR tarafından hazırlanan "Dual fazlı çelik saclarda geri yaylanma probleminin deneysel olarak incelenmesi" adlı tez çalışması aşağıdaki jüri tarafından oy birliği/oy çokluğu ile Uludağ Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Makine Mühendisliği Anabilim Dalı'nda DOKTORA TEZİ olarak kabul edilmiştir.

Danışman :Prof. Dr. Ali BAYRAM
İkinci Danışman :-----

Başkan :Prof. Dr. Ali BAYRAM
Uludağ Üni. Mühendislik Fakültesi
Makine Mühendisliği Anabilim Dalı

İmza



Üye :Prof. Dr.Nurettin YAVUZ
Uludağ Üni. Mühendislik Fakültesi
Makine Mühendisliği Anabilim Dalı

İmza



Üye :Prof. Dr.Ufuk ALKAN
Uludağ Üni. Mühendislik Fakültesi
Çevre Mühendisliği Anabilim Dalı

İmza



Üye :Prof. Dr.Ali Rıza YILDIZ
Bursa Teknik Üniversitesi
Doğa Bilimleri, Mim. ve Müh. Fakültesi
Makine Mühendisliği Anabilim Dalı

İmza



Üye :Doç. Dr.Sare ÇELİK
Balıkesir Üni. Müh.-Mim. Fakültesi
Makine Mühendisliği Anabilim Dalı

İmza



Yukarıdaki Sonucu Onaylarım.



Prof. Dr. Ali Osman DEMİR

Enstitü Müdürü

21.10.2016

U.Ü. Fen Bilimleri Enstitüsü, tez yazım kurallarına uygun olarak hazırladığım bu tez çalışmada;

- tez içindeki bütün bilgi ve belgeleri akademik kurallar çerçevesinde elde ettiğimi,
- görsel, işitsel ve yazılı tüm bilgi ve sonuçları bilimsel ahlak kurallarına uygun olarak sunduğumu,
- başkalarının eserlerinden yararlanması durumunda ilgili eserlere bilimsel normlara uygun olarak atıfta bulunduğumu,
- atıfta bulunduğum eserlerin tümünü kaynak olarak gösterdiğimi,
- kullanılan verilerde herhangi bir tahrifat yapmadığımı,
- ve bu tezin herhangi bir bölümünü bu üniversite veya başka bir üniversitede başka bir tez çalışması olarak sunmadığımı

beyan ederim.

23/09/2016

İmza

Yeliz UMUR

ÖZET

Doktora Tezi

DUAL FAZLI ÇELİK SAÇLARDA GERİ YAYLANMA PROBLEMİNİN DENEYSEL OLARAK İNCELENMESİ

Yeliz UMUR

Uludağ Üniversitesi
Fen Bilimleri Enstitüsü
Makine Mühendisliği Anabilim Dalı

Danışman: Prof. Dr. Ali BAYRAM

Bu çalışmada, DP600 ve DP780 dual fazlı çeliklerde farklı kalınlık, zımba eğrilik yarıçapları, hadde yönleri ve V bükme açılarında meydana gelen geri ya da ileri yaylanma değerleri deneysel olarak incelenmiştir. 1,2 – 1,6 ve 2,0 mm kalınlıklarındaki dual fazlı çelik numunelerin, 2, 3 ve 4 mm lik eğrilik yarıçaplarında, 0°, 45° ve 90° hadde yönlerinde 30° – 45° – 60° – 75° – 90° – 105° V bükme açılarında geri yaylanma değerleri ölçülmüştür.

Hadde yönüne 0°, 45° ve 90°'lik açılarda kesilen deney numuneleri 30 kN luk, C tipi hidrolik preste, 12,5 mm/s sabit strok hızıyla, istenilen bükme açısında teste tabi tutulmuş ve geri yaylanma değerleri ölçülmüştür. Bükme işleminin ardından geri yaylanma değerleri, 1 dakika ölçüm hassasiyetine sahip, bir açı ölçer ile okunmuştur. Deneylerin tekrarlanabilirliğini görmek amacıyla her bir test için 3 ayrı numunede 3 ayrı noktadan alınan ölçümlerin ortalaması alınmıştır. Ölçümlerdeki farklılık daima %1'in altında kalmıştır.

Deneysel çalışma sonucunda sac malzemelerde küçük açılarda ileri yaylanma büyük açılarda ise geri yaylanma görülmüştür. İleri yaylanma açısı 2 mm zımba eğrilik yarıçapında 30° de görülürken, 3 mm zımba eğrilik yarıçapında 45° de, 4 mm zımba eğrilik yarıçapında ise hem 45° hem de 60° de görülmüştür. DP600 sacına göre yüksek karbon oranına sahip DP780 sac malzemesinde meydana gelen geri veya ileri yaylanma değerleri, DP600'den daha fazla olmuş ve geri yaylanma artan hadde yönü açısı ile %5 oranında azalırken, ileri yaylanma ise %10 oranında artmıştır. Geri yaylanma açısı sac kalınlığı ve zımba eğrilik yarıçapının artmasıyla azalırken, bükme açısının artmasıyla artmaktadır. Zımba eğrilik yarıçapının (R) sac kalınlığına (t) oranı olan R/t arttıkça geri yaylanma azalmıştır. Yapılan analizler sonucunda boyutsuz bir A parametresi tanımlanmış ve bu değer 1,92 olması halinde geri yaylanmadan ileri yaylanmaya geçiş başlamıştır.

Anahtar Kelimeler:Dual Fazlı Çelikler, Geri yaylanma, İleri yaylanma, DP600/DP780, V-Bükme, Mekanik özellikler

2016, xi+101 sayfa

ABSTRACT

PhD Thesis

EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF SPRINGBACK PROBLEM IN DUAL PHASE STEELS

Yeliz UMUR

Uludağ University
Graduate School of Nature and Applied Sciences
Department of Mechanical Engineering

Supervisor: Prof. Dr. Ali BAYRAM

In this study, springback or springforward behaviors of DP600 and DP780 sheet with different thickness, tip radius, rolling direction and V bending degrees were experimentally investigated. The springback angles were measured at the thickness of 1,2 – 1,6 and 2,0 mm with the rolling direction 0°, 45° and 90°, and 2, 3 and 4 mm punch radius and the bending degrees of 30°, 45°, 60°, 75°, 90° and 105°.

All specimens were bended with C type 30 kN Hood, having a constant stroke velocity of 12.5 mm/s. After bending proses, all springback angles have been measured with an analog angle gauge with an accuracy of better than 1 min. The angle values at four specimen of each case were recorded at three different locations so as to check the repeatability of the angles and then the mean value was calculated with a deviation of less than 1%.

The measurements showed that the springback was observed at big bending angles and the spring forward obtained at the small bending angles. The spring forward was seen at 30° bending angle for 2 mm punch radius, at 45° bending angle for 3 mm punch radius and at 45° and 60° bending angle for 4 mm punch radius. The springback/forward values of high carbon concentrated DP780 dual phase steel remained always larger than the DP600. While the springforward increased 10% with the rolling direction, the augmentation of springback with rolling direction became only less than 5%. The springback angle decreased with material thickness and curvature radius. On the other hand, the springback increased with the bending angle. The enlargement of the ratio of (R) punch curvature Radius to (t) material thickness (R/t) also caused to spring back to decrease. A new dimensionless parameter has also been developed as a critic value of 1.92, to define the transition from springback to springforward.

Keywords: Dual Phase Steels, Spring-Back, Spring-Forward, V-Bending, DP600/DP780, Mechanical Properties

2016, xi+101 pages

TEŞEKKÜR

Uludağ Üniversitesi Mühendislik Fakóltesi Makine Mühendisliği Bölümündeki doktora eğitimim süresince bilgi ve deneyimi ile çalıőmalarımı yönlendirmekte emeğini ve manevi desteğini esirgemeyen danışman hocam Prof. Dr. Ali BAYRAM'a, deneysel çalıőmalarımda bana yardımcı olan Doç. Dr. Ali DURMUŞ, Doç. Dr. Hakan AYDIN, Öđr. Gör. Dr. Kurtuluő YİĞİT ve Arő. Gör. Ođuz TUNCEL'e teőekkürlerimi sunuyorum.

Çalıőmalarım süresince maddi ve manevi desteğini eksik etmeyen, sevinçlerimi ve üzüntülerimi daima benimle paylaőan, zor anlarımda moral kaynağım olan, anlayıőlı yaklaőımları ile her zaman yanımda olan sevgili eőim Prof. Dr. Habib UMUR'a, küçücük gönülleri ile benim için güzel dileklerini hiç eksik etmeyen küçük meleklerim, kızlarım Elay UMUR ve Beril UMUR'a ve tüm aileme őükranlarımı sunuyorum.

Yeliz UMUR

23/09/2016

İÇİNDEKİLER

	Sayfa
ÖZET	i
ABSTRACT	ii
TEŞEKKÜR	iii
İÇİNDEKİLER	iv
SİMGELER ve KISALTMALAR DİZİNİ	vi
ŞEKİLLER DİZİNİ	vii
ÇİZELGELER DİZİNİ	xi
1.GİRİŞ	1
2.KAYNAK ARAŞTIRMASI	3
2.1. Giriş.....	3
2.2. Dual Fazlı Çeliklerin Tanımlanması.....	3
2.2.1. Dual fazlı çeliklerin üretimi.....	6
2.2.2. ($\alpha + \gamma$) Bölgesinden ısı işlemler ile martenzit oluşumu.....	13
2.2.3. Dual fazlı çeliklerin mekanik özellikleri üzerine mikro yapı bileşenlerinin etkisi.....	14
2.2.3.1. Ferritin etkisi.....	15
2.2.3.2. Martenzitin etkisi.....	16
2.2.3.3. Ostenitin etkisi.....	18
2.2.4. Dual fazlı çeliklerin mekanik özellikleri.....	18
2.2.4.1. Akma mukavemeti.....	19
2.2.4.2. Çekme mukavemeti.....	19
2.2.4.3. Süneklik.....	20
2.2.4.4. Kırılma davranışı.....	21
2.2.5. Dual fazlı çeliklere alaşım elementlerinin etkisi.....	22
2.2.6 Dual fazlı çeliklerin literatür analizi.....	23
2.3. Çeliklerde Geri Yaylanma.....	27
2.3.1. Bükme yöntemleri ve geri yaylanmanın ölçülmesi.....	29
2.3.1.1. V Bükme.....	30

2.3.1.2. U Bükme	31
2.3.1.3. Derin çekme	32
2.3.1.4. Düz kenar bükmesi	33
2.3.1.5. Gererek şekillendirme ile bükme	34
2.3.1.6. Split ring testi	35
2.3.2. Geri yaylanmanın literatür analizi	36
3.MATERYAL VE YÖNTEM	42
3.1. Giriş	42
3.2. Mekanik Özelliklerin Tanımlanması	42
3.2.1. Kimyasal analiz testi	42
3.2.2. Sertlik testi	43
3.2.3. Yüzey pürüzlülüğü testi	43
3.2.4. Mikro yapı incelemesi	44
3.2.5. Çekme testi	45
3.3. Deneysel Yöntem ve Numunelerin Hazırlanması	50
3.4. Deney Düzeninin Tanıtılması	53
4. BULGULAR ve TARTIŞMA	57
4.1. Giriş	57
4.2. DP600 ve DP780 Sac Malzemelerinin R2 için Ölçüm Değerleri	57
4.2.1. 0° Hadde yönündeki ölçümler	57
4.2.2. 45° ve 90° Hadde yönlerindeki ölçümler	61
4.3. DP600 ve DP780 Sac Malzemelerinin R3 için Ölçüm Değerleri	68
4.3.1. 0° Hadde yönündeki ölçümler	68
4.3.2. 45° ve 90° Hadde yönlerindeki ölçümler	73
4.4. DP600 ve DP780 Sac Malzemelerinin R4 için Ölçüm Değerleri	79
4.4.1. 0° Hadde yönündeki ölçümler	79
4.4.2. 45° ve 90° Hadde yönlerindeki ölçümler	84
5.SONUÇ	90
KAYNAKLAR	92
ÖZGEÇMİŞ	100

SİMGELER ve KISALTMALAR DİZİNİ

Simgeler	Açıklama
R	Zımba eğrilik yarıçapı
t	Sac Kalınlığı
A	Boyutsuz sayı
α	Ferrit fazı
γ	Ostenit fazı
P	Perlit
M	Martenzit
σ_g	Gerçek gerilme
K	Malzeme mukavemet katsayısı
ϵ	Gerçek birim şekil değiştirme
n	Deformasyon sertleşmesi üssü
σ_a	Akma Mukavemeti

Kısaltmalar	Açıklama
DP	Dual Phase
HSLA	High Strength Low Alloy
IDP	Intercritical Dual Phase
ADP	Austenite Dual Phase

ŞEKİLLER DİZİNİ

Sayfa

Şekil 2.1. Dual Fazlı, yüksek mukavemetli az alaslmalı (HSLA) ve sade karbonlu çeliklere ait gerilme – birim sekil değıştirme eğrileri (Krauss, 2005)	6
Şekil 2.2. Ferrit (açık renk) ve Martenzit (koyu renk) mikroyapısına sahip DP 600 çeliği	8
Şekil 2.3. Demir-Karbon denge diyagramı	8
Şekil 2.4. Dual Fazlı mikro yapısının elde edilışinin şematik açıklaması	9
Şekil 2.5. Dual faz ısıl işlemleri için sıcaklık aralıklarından ara su verme (Das ve ark. 2009)	10
Şekil 2.6. Dual faz ısıl işlemleri için sıcaklık aralıklarından Kritik sıcaklıklar arası bölgede tavlama (Das ve ark. 2009).....	11
Şekil 2.7. Dual faz ısıl işlemleri için sıcaklık aralıklarından Kademeli (basamaklı) su verme (Das ve ark. 2009).....	12
Şekil 2.8. Farklı dual fazlı ısıl işlem teknikleri sonucu elde edilen mikroyapılar. a) Ara su verme b) Kritik sıcaklıklar arası bölgede tavlama c) Kademeli (basamaklı) su verme (Kim ve Thomas 1981).	12
Şekil 2.9. (a) Lath martenzit ve (b) Plate martenzit yapıları (Krauss 2005).....	12
Şekil 2.10. V Bükme prosesinde (a) başlangıç safhası ve (b) bitiş safhasının gösterilmesi (Abdullah ve ark. 2012).....	30
Şekil 2.11. V Bükme prosesinde geri yaylanmanın tanımlanması (a) yüklü durum (b) yüksüz durum (Abdullah ve ark. 2012).....	31
Şekil 2.12. U Bükme prosesinde (a) başlangıç safhası ve (b) bitiş safhasının gösterilmesi (Abdullah ve ark. 2012)	31
Şekil 2.13. U Bükme prosesinde geri yaylanmanın tanımlanması (a) yüklü durum (b) yüksüz durum (Abdullah ve ark. 2012).....	32
Şekil 2.14. Derin çekme prosesinde (a) başlangıç safhası ve (b) bitiş safhasının gösterilmesi (Abdullah ve ark. 2012).....	32
Şekil 2.15. Derin çekme prosesinde geri yaylanmanın tanımlanması (a) yüklü durum (b) yüksüz durum (Abdullah ve ark. 2012).....	33
Şekil 2.16. Düz kenar bükme prosesinde (a) başlangıç safhası ve (b) bitiş safhasının gösterilmesi (Abdullah ve ark. 2012).....	33
Şekil 2.17. Düz kenar bükme prosesinde geri yaylanmanın tanımlanması (a) yüklü durum (b) yüksüz durum (Abdullah ve ark. 2012)	34
Şekil 2.18. Gererek şekillendirme ile bükme prosesinde (a) başlangıç safhası ve (b) bitiş safhasının gösterilmesi (Abdullah ve ark. 2012).....	34
Şekil 2.19. Gererek şekillendirme ile bükme prosesinde geri yaylanmanın tanımlanması (a) yüklü durum (b) yüksüz durum (Abdullah ve ark. 2012).....	35
Şekil 2.20. Split Ring Testi (Abdullah ve ark. 2012)	35

Şekil 3.1. DP 600 (a) ve DP 780 (b) metal sacların mikroyapı analizleri. M: Martenzit; F:Ferrit.....	45
Şekil 3.2. Çekme numunesinin şematik görünümü.....	45
Şekil 3.3. Sac hadde yönleri.....	46
Şekil 3.4. Çekme sonrası numunelerin görünümü.....	46
Şekil 3.5.(a) 0° hadde yönünde DP600 ve DP780 saclarına ait gerilme değerlerinin şekil değiştirme ile değişimi.....	48
Şekil 3.5.(b) 45° hadde yönünde DP600 ve DP780 saclarına ait gerilme değerlerinin şekil değiştirme ile değişimi.....	48
Şekil 3.5.(c) 90° hadde yönünde DP600 ve DP780 saclarına ait gerilme değerlerinin şekil değiştirme ile değişimi.....	49
Şekil 3.6. Hadde yönüne göre bükme numunelerinin görünümü.....	50
Şekil 3.7.(a) 160x160x200mm'lik dışı kalıp üzerine R2 de 1,2 mm sac kalınlığı için 6 farklı açı yerleşiminin enine kesit çizimi.....	51
Şekil 3.7.(b) R2 de 1,2 mm sac kalınlığı için 90° açılı çizilmiş zımba enine kesit çizimi.....	51
Şekil 3.8. Deneysel çalışmalarda kullanılan zımba ve kalıp görünümü.....	52
Şekil 3.9.(a) Hidrolik pres önden görünüm.....	53
Şekil 3.9.(b) Hidrolik Pres Yandan Görünüm.....	54
Şekil 3.10. Hidrolik preste bükülmüş sac numuneleri.....	55
Şekil 3.11. Sac numune üzerinden açı ölçüm noktaları.....	55
Şekil 3.12. RB Messwerkzeuge açıölçer.....	56
Şekil 3.13. Geri ve ileri yaylanmanın ölçülmesi.....	56
Şekil 4.1. R2 de 0° hadde yönünde 30° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değişimi.....	57
Şekil 4.2. R2 de 0° hadde yönünde 45° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değişimi.....	58
Şekil 4.3. R2 de 0°hadde yönünde 60° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değişimi.....	59
Şekil 4.4. R2 de 0° hadde yönünde (a) 75° ve (b) 105° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değişimi.....	59
Şekil 4.5. R2 de 0° hadde yönünde 90° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değişimi.....	60
Şekil 4.6. R2 de 45° hadde yönünde 30° bükmede geri yaylanmanın değişimi.....	62
Şekil 4.7. R2 de 90° hadde yönünde 30° bükmede geri yaylanmanın değişimi.....	63
Şekil 4.8. R2 de 45° hadde yönünde 45° bükmede geri yaylanmanın değişimi.....	63
Şekil 4.9. R2 de 90° hadde yönünde 45° bükmede geri yaylanmanın değişimi.....	64
Şekil 4.10. R2 de 45° hadde yönünde 60° bükmede geri yaylanmanın değişimi.....	64

Şekil 4.11. R2 de 90° hadde yönünde 60° bükmede geri yaylanmanın değışimi	65
Şekil 4.12. R2 de 45° hadde yönünde 75° bükmede geri yaylanmanın değışimi	65
Şekil 4.13. R2 de 90° hadde yönünde 75° bükmede geri yaylanmanın değışimi	66
Şekil 4.14. R2 de 45° hadde yönünde 90° bükmede geri yaylanmanın değışimi	66
Şekil 4.15. R2 de 90° hadde yönünde 90° bükmede geri yaylanmanın değışimi	67
Şekil 4.16. R2 de 45° hadde yönünde 105° bükmede geri yaylanmanın değışimi	67
Şekil 4.17. R2 de 90° hadde yönünde 105° bükmede geri yaylanmanın değışimi	68
Şekil 4.18. R3 de 0° hadde yönünde 30° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değışimi	69
Şekil 4.19. R3 de 0° hadde yönünde 45° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değışimi	69
Şekil 4.20. R3 de 0° hadde yönünde 60° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değışimi	70
Şekil 4.21. R3 de 0° hadde yönünde 75° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değışimi	71
Şekil 4.22. R3 de 0° hadde yönünde 90° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değışimi	71
Şekil 4.23. R3 de 0° hadde yönünde 105° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değışimi	72
Şekil 4.24. R3 de 45° hadde yönünde 30° bükmede geri yaylanmanın değışimi	73
Şekil 4.25. R3 de 90° hadde yönünde 30° bükmede geri yaylanmanın değışimi	74
Şekil 4.26. R3 de 45° hadde yönünde 45° bükmede geri yaylanmanın değışimi	74
Şekil 4.27. R3 de 90° hadde yönünde 45° bükmede geri yaylanmanın değışimi	75
Şekil 4.28. R3 de 45° hadde yönünde 60° bükmede geri yaylanmanın değışimi	75
Şekil 4.29. R3 de 90° hadde yönünde 60° bükmede geri yaylanmanın değışimi	76
Şekil 4.30. R3 de 45° hadde yönünde 75° bükmede geri yaylanmanın değışimi	76
Şekil 4.31. R3 de 90° hadde yönünde 75° bükmede geri yaylanmanın değışimi	76
Şekil 4.32. R3 de 45° hadde yönünde 90° bükmede geri yaylanmanın değışimi	77
Şekil 4.33. R3 de 90° hadde yönünde 90° bükmede geri yaylanmanın değışimi	77
Şekil 4.34. R3 de 45° hadde yönünde 105° bükmede geri yaylanmanın değışimi	78
Şekil 4.35. R3 de 90° hadde yönünde 105° bükmede geri yaylanmanın değışimi	78
Şekil 4.36. R4 de 0° hadde yönünde 30° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değışimi	79
Şekil 4.37. R4 de 0° hadde yönünde 45° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değışimi	80
Şekil 4.38. R4 de 0° hadde yönünde 60° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değışimi	81

Şekil 4.39. R4 de 0° hadde yönünde 75° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değişimi.....	81
Şekil 4.40. R4 de 0° hadde yönünde 90° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değişimi.....	82
Şekil 4.41. R4 de 0° hadde yönünde 105° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değişimi.....	83
Şekil 4.42. R4 de 45° hadde yönünde 30° bükmede geri yaylanmanın değişimi.....	84
Şekil 4.43. R4 de 90° hadde yönünde 30° bükmede geri yaylanmanın değişimi.....	84
Şekil 4.44. R4 de 45° hadde yönünde 45° bükmede geri yaylanmanın değişimi.....	85
Şekil 4.45. R4 de 90° hadde yönünde 45° bükmede geri yaylanmanın değişimi.....	85
Şekil 4.46. R4 de 45° hadde yönünde 60° bükmede geri yaylanmanın değişimi.....	86
Şekil 4.47. R4 de 90° hadde yönünde 60° bükmede geri yaylanmanın değişimi.....	86
Şekil 4.48. R4 de 45° hadde yönünde 75° bükmede geri yaylanmanın değişimi.....	87
Şekil 4.49. R4 de 90° hadde yönünde 75° bükmede geri yaylanmanın değişimi.....	87
Şekil 4.50. R4 de 45° hadde yönünde 90° bükmede geri yaylanmanın değişimi.....	88
Şekil 4.51. R4 de 90° hadde yönünde 90° bükmede geri yaylanmanın değişimi.....	88
Şekil 4.52. R4 de 45° hadde yönünde 105° bükmede geri yaylanmanın değişimi.....	89
Şekil 4.53. R4 de 90° hadde yönünde 105° bükmede geri yaylanmanın değişimi.....	89

ÇİZELGELER DİZİNİ

	Sayfa
Çizelge 3.1. DP600 ve DP780 için kimyasal analiz değerleri	43
Çizelge 3.2. DP600 ve DP780 için sertlik değerleri.....	43
Çizelge 3.3. DP 600 ve DP780 için yüzey pürüzlülük değerleri	44
Çizelge 3.4. DP600 ve DP780 için hadde yönüne göre malzeme özellikleri	47
Çizelge 3.5. Deneysel çalışmalarda kullanılan sac kalınlıkları ve radyuslar	52



1.GİRİŞ

Endüstride hafif, yüksek mukavemetli, korozyona dayanıklı, düşük maliyetli, darbe dayanımı yüksek ve şekillenebilir malzemelerin uzun süreli kullanılması büyük önem taşımaktadır. Bu nedenle, bu özelliklere sahip DP ve TRIP çelikler veya kompozit malzemeler ve alüminyum alaşımları gibi malzemeler ağırlıklı olarak kullanılmaktadır. Bütün bu malzemelerde temel sorun imalat süresince istenilen ölçüde ve hassasiyette malzemenin istenen forma getirilmesidir. Doğal olarak yük altında deformasyona uğrayan bir malzeme yük kalkınca eski haline dönmeye çalışacaktır. İşte istenilen ölçüden bu sapma yani geri yaylanmanın hızlı ve doğru üretim yapılabilmesi için önceden doğru olarak hesaplanması gerekir. Özellikle otomobil üretilmesinde, çelik, dökme demir, demir dışı metaller, alaşım maddeleri ve polimer esaslı malzemelerin belirli oranlarda kullanılması herbirinde geri yaylanmanın ayrı ayrı hesaplanmasını gerektirmektedir. Bir otomobilin ağırlık olarak yaklaşık, %75'i çelik, %15'i polimer esaslı malzeme, %10'u dökme demir veya demir dışı metal ve alaşımlarından oluştuğu düşünülürse, bu geri yaylanma hesaplamalarının nedenli gerekli olduğu anlaşılabilir.

Araç ağırlıklarının azaltılması yönünde yapılan tüm çalışmalarda daha hafif ve dayanıklı malzemeler kullanılarak mukavemet kaybına izin vermeden maliyeti düşürmek ve teknolojiyi geliştirilmek hedef alınmıştır. Dual fazlı çelik sacların maliyetinin yüksek olmasına rağmen, kullanım yerindeki malzeme tasarrufu (daha ince olması, birkaç parça yerine tek bir malzeme kullanılması ve kolay form verilebilmesi) ve yeni teknolojilerin devreye girmesiyle toplam maliyette azalma olmaktadır.

Bu ana kadar yapılan çalışmalarda değişik sac malzemelerde ya da alaşımlarda geri yaylanma, genelde sac kalınlığının, zımba eğrilik yarıçapının veya bükme açısının geri yaylanmaya etkisi şeklinde, bir ya da iki parametreye bağlı olarak ele alınmış, geri yaylanmayı etkileyen tüm faktörler bir arada incelenmemiştir. Bu çalışmada, bu boşluğu kısmen de olsa doldurmak, geri yaylanma olayını bütünüyle anlamak ve daha sonraki çalışmalara ışık tutmak amacıyla, geri yaylanmayı etkileyen tüm parametreler birlikte incelenmiştir. Bunun için iki ayrı dual fazlı çelik malzemede; hadde yönünde, hadde yönüne 45° ve hadde yönüne dik olarak V-bükmede geri yaylanma incelenmiş ve

kalıp açısı (bükme açısı), zımpa yarıçapı ve malzeme kalınlığının geri yaylanma üzerindeki etkisi deneysel olarak analiz edilmiştir.



2.KAYNAK ARAŞTIRMASI

2.1. Giriş

Sanayide, özellikle otomotiv sanayiinde ve yan sanayii de metal sac bükülmesi sırasında meydana gelen geri yaylanma önemli bir problem olarak karşımıza çıkmaktadır. Bu nedenle geri yaylanma probleminin çözümü için en başta, çalışılan metal sac malzemenin fiziksel ve mekanik özelliklerinin bilinmesi ve ardından geri yaylanmayı minimuma indirmek için kalıp dizaynlarının uygun hale getirilmesi ve diğer faktörlerinde göz önüne alınması gerekmektedir. Kalıpları geliştirmenin temel amacı, istenilen ürünü daha hızlı elde etmek ve üretim sırasında meydana gelen kusurlardan malzemeyi olabildiğince arındırmaktır. Bu problemlerin çözümünde, malzemenin hadde yönüne göre oryantasyon açısı, bükme açısı, malzeme kalınlığı ve malzeme iç yapısının bir bütün olarak bilinmesi gerekmektedir. Bundan dolayı tüm parametrelerin aynı anda hem deneysel hemde nümerik olarak hesaplanması zor olduğundan literatür çalışmaları genellikle ya deneysel ya da nümerik olarak yapılmıştır.

Bu bölüm dual fazlı çelik saclar ve metal saclarda geri yaylanma prosesi olarak iki ana başlıktan oluşmaktadır. Birinci aşamada bu tez çalışmasında kullanılan, dual fazlı çelik sacların tanıtılması, elde edilmesi, mikro yapı bileşenleri, mekanik özellikleri ve alaşım elementlerinin dual fazlı çelik saclara etkileri ile ilgili açıklamalar yapılmış, dual fazlı çelik saclar ile ilgili yapılan literatür çalışmaları ayı ayrı ele alınmıştır. İkinci aşamada ise; metal saclarda meydana gelen geri yaylanmanın mekaniği açıklanmış ve geri yaylanma ile ilgili yapılan literatür çalışmaları incelenmiştir.

2.2. Dual Fazlı Çeliklerin Tanımlanması

Dual Fazlı çelik kavramı, 1937 yılında Grabe'nin, yeni bir yatak malzemesinin üretimi için % 0,25 karbonlu bir çeliği kritik sıcaklıklar arasındaki bölgeden soğutması sonucunda dual fazlı yapıyı elde etmesi ve patent almasıyla tanınmıştır. Bu çalışmanın ardından 1947 yılında Herres ve Lorig, dual fazlı çelik üretimini kısmi ostenitleştirme

işlemi olarak tanımlamış bu işlemin başlangıçta yüksek alaşımlı ostenit adalarının oluşumuna ve ardından da martenzit (M) oluşumuna yol açtığını söylemişlerdir. İlk kez (ferrit $[\alpha]$ + Ostenit $[\gamma]$) bölgesinde tavlama ile dual faz elde eden araştırmacılar olarak bilinen Wilshire ve Davies daha sonraları bu alanda yoğun çalışmalar yapmış ve 1960'larda ise Davies (1978 a,b) tarafından yapılan kalay kaplamalarda dual fazlı şerit yapının geliştirilmesi bu alandaki ilk ciddi çalışmalar sayılmıştır. Grange ve ark. (1977) $(\alpha + \gamma)$ bölgesinde su verdiği çeliğin akma mukavemeti ve çekme mukavemeti oranında düşme ve aynı zamanda süneklikte artma meydana geldiğini görmüştür (Ulu 2009).

Çeliğin karbon miktarındaki artışı mukavemet artışı sağlarken şekillenebilirliği ve kaynak kabiliyetini düşürmektedir. Bileşimdeki karbon miktarı düşük tutularak mangan ve nikel gibi alaşım elementlerinin miktarı artırılırsa kaynak kabiliyetine zarar vermeden mukavemet ve tokluk artırılabilir. Bu metodla birçok yüksek dayanımlı düşük alaşımlı (HSLA; High Strength Low Alloy) çelikler üretilmiştir. HSLA çelikleri C içeriği az olan ve katı eriyik ile sertleştirilmiş küçük taneli ferrit içinde karbürlerin bulunduğu perlitik çeliklerdir. Ayrıca yüksek mukavemet sağlamak için krom ve molibden gibi diğer alaşım elementleri de katılarak su verme ve temperleme işlemi uygulanabilmektedir. Genellikle son yıllarda gelişmiş olan HSLA çeliklerine ilave edilen V, Ti, Nb gibi mikro alaşım elementleri tane boyutunu küçülterek mukavemet ve tokluğu birlikte arttırmaktadırlar. Ancak bunların şekillendirilebilme özellikleri istenilen seviyede değildir. Bu durum otomotiv sanayiinde HSLA çeliklerinin kullanım alanlarını büyük ölçüde kısıtlamaktadır (Aksakal 1988).

Geleneksel karbonlu çeliklerin ve 20. yüzyılın ikinci yarısından sonra kullanım alanı artan HSLA çeliklerinin mikroyapıları genellikle plastik şekil vermeye elverişli değildir. Bu çeliklerin yüksek şekil verilebilirlikleri ince saclarla sağlanır. Bu durumda da mukavemetten taviz verilmesi söz konusudur. Bu dezavantajlarından dolayı bu alanda yeni malzemelerin gerekliliği ortaya çıkmıştır. Bunun sonucu olarak da ihtiyaçların karşılanabilmesi amacıyla plastiklik ve mukavemet özellikleri optimum seviyede tutulabilen ve bu özellikleri uygulanan ısıtma işlemleriyle geniş aralıkta değiştirilebilen dual fazlı çelikler geliştirilmiştir.

Mikroyapılarında bulunan ferrit ve martenzit faz karışımından oluşan dual fazlı çelikler, üretimlerinde uygulanan özel ısıl işlemler nedeniyle çift faz anlamına gelen dual faz terimi ile adlandırılmaktadır.

Davies (1978) dual fazlı çelikleri, az alaşımlı veya alaşımsız az karbonlu çeliklerin Fe – C faz diyagramındaki A₁ – A₃ sıcaklık aralığında ($\alpha + \gamma$ bölgesinde) bir süre tutulup, bu sıcaklıkta ferrit ile birlikte bulunan ostenitin uygun hızdaki soğutma ile martenzite dönüştürülmesiyle üretilen çelikler olarak tanımlamıştır.

Dual fazlı çelikler üstün mekanik özelliklerini metalografik yapısından almaktadır. Yani bir fazın üstün özelliklerinden yararlanırken, aynı fazın istenmeyen özelliklerinin başka bir faz yardımı ile denetim altına alınmasıdır. Dual fazlı çelikler mikroyapılarında ferrit ve martenzit fazlarını bir arada bulundurmakta olup, bu fazlardan ferritin sağladığı özellikten dolayı yüksek sünekliğe, martenzitin sağladığı özellikten dolayı ise yüksek mukavemete sahiptirler. Bu iki fazın birlikte bulunması ile mukavemet ve süneklik özelliği optimum olan mikroyapı elde edilmiş olur (Tsipouridis 2006).

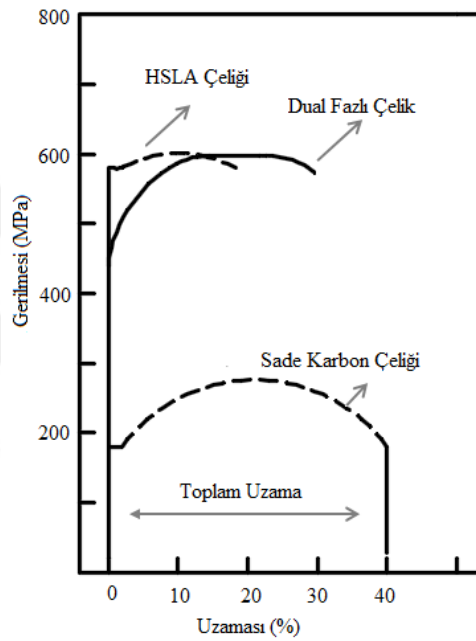
Sert ve yumuşak fazların bir arada olmasının verdiği tezatlık deformasyon sertleşmesini doğurmakta ve bunun sonucu olarakta çekme mukavemetinin artması, plastik bölgede boyun vermenin bastırılması, süneklik ve şekil verilebilme kabiliyetinin artmasını sağlamaktadır (Bayram 1998).

Dual fazlı çeliklerde bulunan faz kombinasyonları, üretim sırasında çeliğe uygulanan ısıl işlem şartlarına ve çeliğin kimyasal içeriğine bağlı olarak ($\alpha + \gamma$), ($\gamma + M$) formunda olabilir. Dual fazlı çeliklerin yapısında bulunan martenzit miktarı, su verme için seçilen tavlama sıcaklığı ve tavlama süresine bağlı olarak değişmekte ve çeliğin plastik şekil verilebilirlik özelliklerin yanında mukavemet değerlerini de kontrol edebilmektedir (Yükler ve ark. 1981).

Speich ve ark. (1981) ve Rashid (1981) dual fazlı çeliklerin, devamlı akma davranışı, % 0,2 düşük akma gerilmesi, yüksek çekme gerilmesi ve daha yüksek toplam (%) uzama gibi temel özelliklere de sahip olduklarını tespit etmiş ve dual fazlı çeliklerin mekanik

özelliklerinin yüksek mukavemetli az alaşımlı ve az karbonlu alaşımsız çeliklerden oldukça farklı olduğunu açıklamıştır.

Şekil 2.1 de Krauss (2005) tarafından verilen dual fazlı, yüksek mukavemetli az alaşımlı (HSLA) ve sade karbonlu çeliklere ait gerilme – birim sekil değıştirme eğrileri incelendiğinde, eşit çekme mukavemetine sahip dual fazlı çelikler ile yüksek mukavemetli az alaşımlı ve az karbonlu çeliklerden, dual fazlı çeliklerin daha düşük akma gerilmesi ve daha yüksek toplam (%) uzamaya sahip olduğu görülmektedir.



Şekil 2.1. Dual Fazlı, yüksek mukavemetli az alaşımlı (HSLA) ve sade karbonlu çeliklere ait gerilme – birim sekil değıştirme eğrileri (Krauss, 2005)

2.2.1. Dual fazlı çeliklerin üretimi

1970’li yıllarda ortaya çıkan petrol krizine ilave olarak son yıllarda artan sera gazı salınımının azaltılması, doğal kaynak kullanımının azaltılması ve geri dönüşümün artırılması gibi uluslararası çevresel baskılar otomotiv endüstrisinin taleplerini değıştirerek, onları düşük yakıt tüketimi sağlayan ve darbelerle karşı daha dirençli taşıtlar üretmeye yöneltmiştir. Özellikle taşımacılık endüstrisinde aranan hafif konstrüksiyonlar enerji ve malzeme tasarrufu sağladığından, biçimlenebilir çelik saclar

dayanıklı tüketim malları ve otomotiv endüstrisinin önemli bir hammaddesini oluşturmaya başlamıştır (Rashid 1978, Sönmez ve Bakkaloğlu 1989, www.epa.gov 15/2/2015).

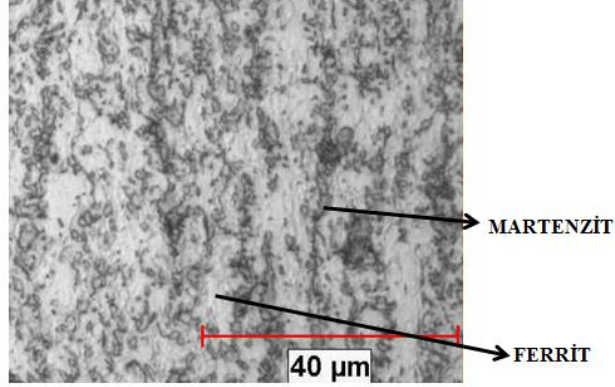
Bu nedenlerle 1970'li yılların ortalarından itibaren taşıtlara kullanılmaya başlanan HSLA çeliklerinin biçimlenebilme kabiliyetlerinin düşük olması nedeniyle 1976 yılından itibaren dual fazlı çelikler General Motors tarafından otomotiv endüstrisine tanıtılmış ve kullanılmaya başlanmıştır.

Taşıtlarda yakıt tasarrufu ya motor verimini arttırarak veya taşıt ağırlığını azaltarak yapılmaktadır. Yapılan iyileştirmeler sırasında yüksek mukavemet ve şekillenebilirlik özelliği iyi olan sacların kullanılmasıyla hem çarpmalara karşı daha yüksek güvenlik sağlanmış, hem de bugün için yeterince iyi seviyelerde olan motor veriminde bir değişiklik yapmadan taşıt ağırlığı azaltılarak yakıt tüketimi düşürülmüştür (Aksakal 1988).

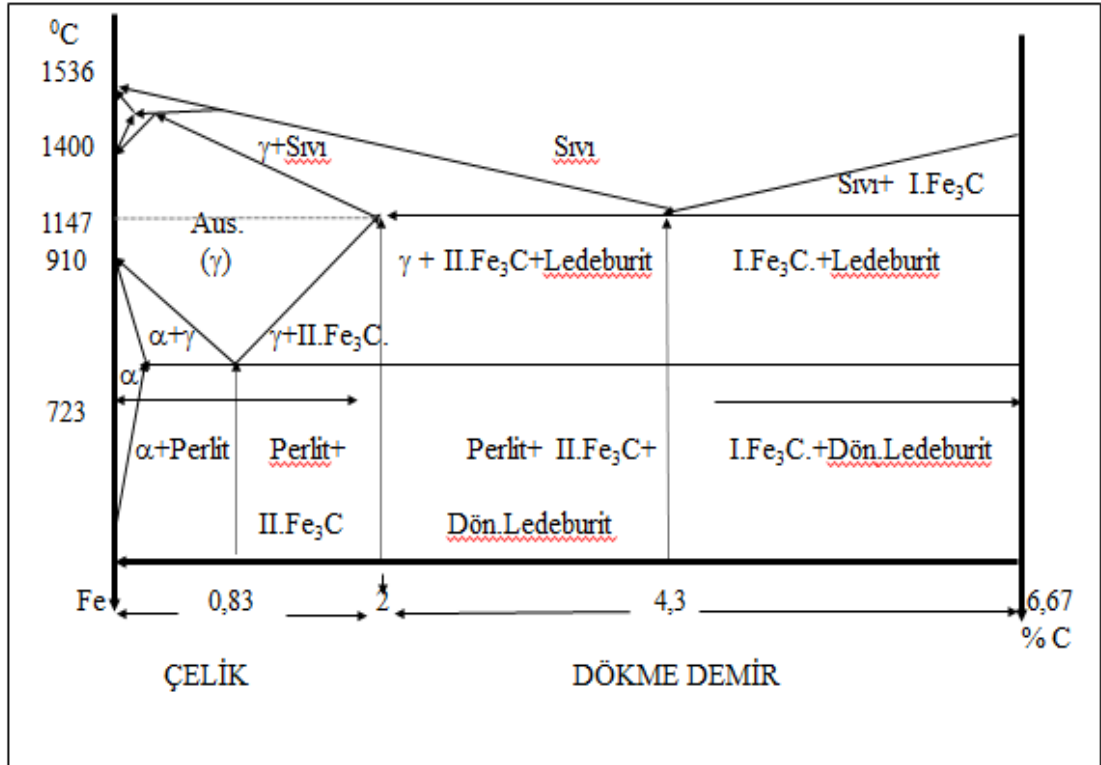
Otomobillerde kullanılan çelik sacların darbelere karşı daha dayanıklı hale gelmeleri için; sac kalınlığını ve biçimlendirilen parçanın deformasyon sonrasındaki mukavemetini arttırmak gerekmektedir. Sac kalınlığının arttırılması taşıtın ağırlığının ve buna paralel olarakta yakıt tüketiminin artması demek olduğundan darbe direncini arttırmak için tek yol deformasyon sonundaki mukavemeti arttırmaktır. Bu nedenle şekillendirilebilirlikleri iyi olan dual faz çelikler verilmek istenen konstrüsiyona getirilmek için soğuk deforme edildikten sonra boyanarak kurutulmaktadırlar. Şekillendirilmiş ve boyanmış sacın boya pişirme işlemi sırasında akma mukavemetinde görülen artış, atomlar ve dislokasyonlar arasındaki etkileşimi kapsayan ve deformasyon yaşanması prosesi olarak tanımlanan fırınlama sertleşmesi ile açıklanmaktadır (De ve ark. 2000, Türkmen ve Gündüz 2013, Kuang ve ark. 2014).

Dual fazlı çelik üretim ısıl işlemi, otektoid altı çeliklere uygulanmaktadır. Bu nedenle Dual fazlı çeliklerde arzu edilen mekanik özellikleri elde edebilmek için sertleşebilirlikleri sade karbonlu çeliklere oranla daha iyi olan yüksek mukavemetli düşük alaşımlı veya alaşımsız çelikler tercih edilir (Davies ve Magee 1979). Şekil 2.2

de ferrit ve martenzit içyapısına sahip DP600 dual fazlı çeliğin, mikro yapısı görünmektedir. Burada, açık renkler ferrit bölgelerini, koyu renkler ise martenzit bölgelerini göstermektedir.



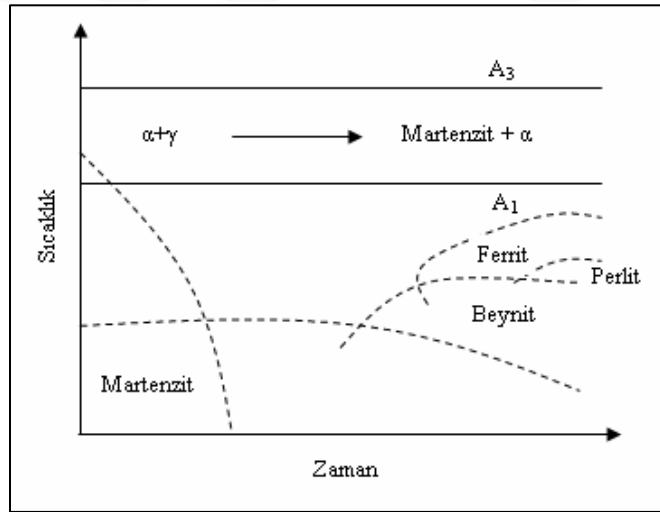
Şekil 2.2. Ferrit (açık renk) ve Martenzit (koyu renk) mikroyapısına sahip DP 600 çeliği



Şekil 2.3. Demir-Karbon denge diyagramı

Dual fazlı mikro yapıya sahip olan çelikler; Şekil 2.3'deki demir karbon denge diyagramından ve Şekil 2.4'deki çift faz mikro yapısının şematik olarak elde edilışinden görüleceği üzere, Fe-Fe₃C faz diyagramında ferrit-ostenit bölgesini ifade eden A₁-A₃ sıcaklık aralığında herhangi bir sıcaklığa kadar ısıtılıp (yaklaşık 790 °C'de), bir süre bekletildikten sonra çeliğin sertleşme kabiliyetine bağlı olarak, ostenitin, perlit veya beynite dönüşmeden, martenzit yapısının ortaya çıkmasına izin verecek şekilde uygun bir hızda soğutulmasıyla üretilir Bu işlemler literatürde kısmi ostenitleme ve kritik sıcaklıklar arası tavlama olarak tanımlanmaktadır (Davies 1978, Tsipouridis 2006).

Martenzit dönüşümü olurken de ostenitin bir kısmı kalıntı ostenit olarak dönüşmeden kalır (Morrow ve Tither 1978). Elde edilen mikro yapıda ostenit, martenzit ve ferrit bulunur. Ostenit ve martenzit ikinci faz olarak kabul edilip, martenzit fazı diye adlandırılmaktadır. Böylece dual fazlı çelik mikro yapısının ferrit ve martenzitten meydana geldiği kabul edilmektedir. Genellikle az karbonlu olarak üretilen dual fazlı çeliklerde ferrit ve martenzitin yanı sıra mikro yapılarında perlit, beynit, sementit ve kalıntı ostenit de bulunabilir (Davies 1978, Krouss 2005, Tsipouridis 2006).

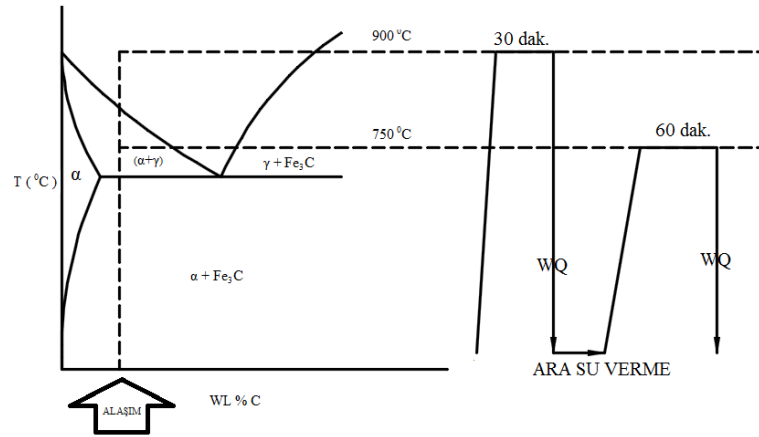


Şekil 2.4. Çift faz mikro yapısının elde edilışinin şematik açıklaması

Dual fazlı çeliklerde γ 'den martenzite dönüşüm düşük sıcaklıklarda olur ve dönüşüm sırasında % 2-4 oranında hacimde genişleme meydana gelmektedir. Meydana gelen bu hacimsel genişleme ferrit fazında plastik deformasyona sebep olur. Dolayısıyla

dislokasyon yoğunluğu ve kalıntı gerilmeler ferit-martenzit partikülleri etrafında yüksek, ferrit taneleri içinde ise düşüktür (Krauss 2005, Matlock ve ark.1979).

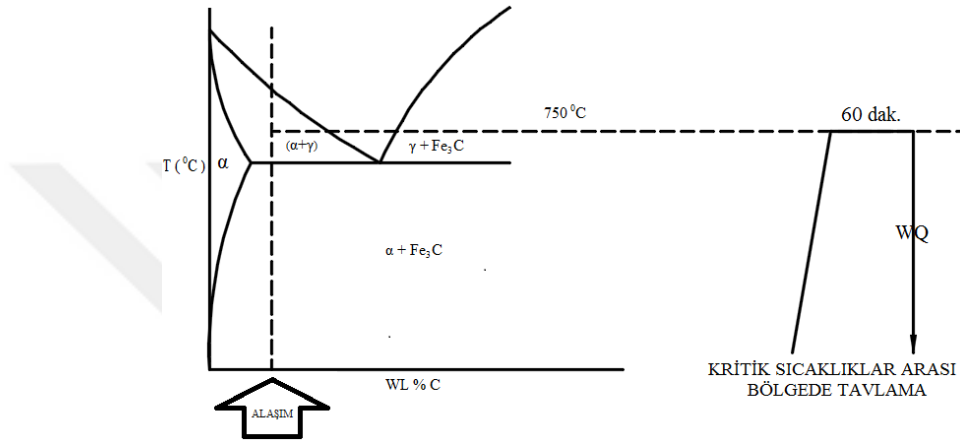
Dual faz yapısı elde ederken ostenitin martenzite dönüşümünün gerçekleşmesi için çeliğin, uygun bir hızda soğutulması gerekmektedir ki buda çeliğe çeşitli ısıl işlemlerin uygulandığını göstermektedir. Dual faz yapısı elde etmek için uygulanan başlıca ısıl işlemler, ara su verme (Intermediate Quenching), kritik sıcaklıklar arası bölgede tavlama (Intercritical Annealing) ve kademeli (basamaklı) su verme (Step Quenching) olmak üzere üç grupta incelenmektedir. Bu ısıl işlemler sonucunda elde edilen dual fazlı çeliklerde ferrit matris içerisinde dağılmış ince fiberli martenzit, ferrit sınırları boyunca uzanan ince küresel martenzit ve ferrit yapı tarafından çevrelenmiş kaba martenzit partiküllerine sahip farklı mikro yapılar elde edilmektedir. Tüm dual fazlı çelik kalitelerinin üretimi kısmi ostenitleme sonrası su verme işlemi içermekle birlikte nihai mikroyapıları kısmi ostenitleme öncesi ilk yapılarına bağlı olarak farklı morfolojilerde oluşur. Elde edilen bu mikro yapılara bağlı olarak da dual fazlı çeliğin mekanik özellikleri birbirinden farklılıklar göstermektedir (Kim ve Thomas 1981, Kelestemur ve Yıldız 2009, Ahmad ve ark. 2011).



Şekil 2.5. Dual faz ısıl işlemleri için sıcaklık aralıklarından ara su verme (Das ve ark. 2009)

Şekil 2.5’de gösterilen ara su verme işleminde ardışık iki ısıl işlem uygulanır. Bunlardan birincisinde ötektoid altı çelikler demir karbon denge diyagramındaki A_3 sıcaklığının üzerindeki ostenit bölgesine kadar ısıtılarak bu bölgede tavllanır. Tavlama

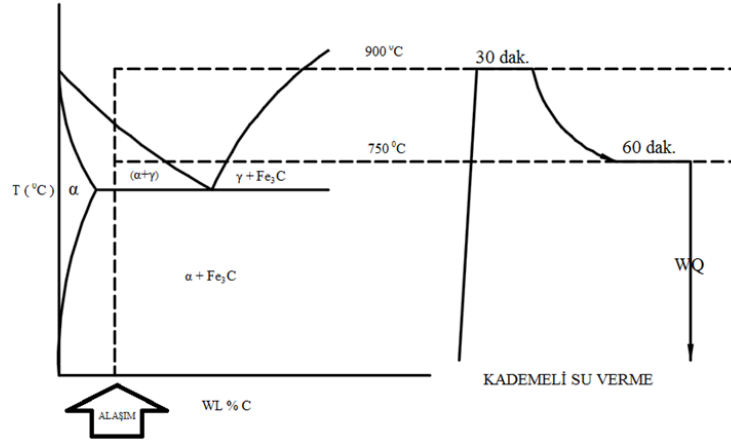
sonunda malzeme hızla soğutulur ve martenzit yapısı meydana gelir. Ardından yapılan II. Isıl işlemden malzeme tekrar $(\alpha+\gamma)$ bölgesinde tavlınırken ostenit ve ferrit fazlarının çekirdeklenme ve büyümesi gerçekleşir, martenzit tane sınırlarında ostenit çekirdekleri oluşur. Bu sıcaklıktan su verme işlemi sırasında ostenit martenzite dönüşürken ferrit tavlama sırasında olduğu gibi kalır su verme işlemi sonrasında ferrit taneleri içerisinde dağılmış martenzit yapısı elde edilmektedir (Kim ve Thomas 1981, Aksakal 1988, Bag ve ark. 1999, Dutta ve ark.1984).



Şekil 2.6. Dual faz ısıl işlemleri için sıcaklık aralıklarından Kritik sıcaklıklar arası bölgede tavlama (Das ve ark. 2009).

Araki (1977) ve Rashid (1981) ferrit+perlitten bölgeden ferrit+ostenit bölgesine tavlama yaparak buradan hızla soğuma uygulamış ve ferrit + martenzit fazı elde etmişler ve bu ısıl işleme IDP (Intercritical Dual-Phase) adını vermişlerdir.

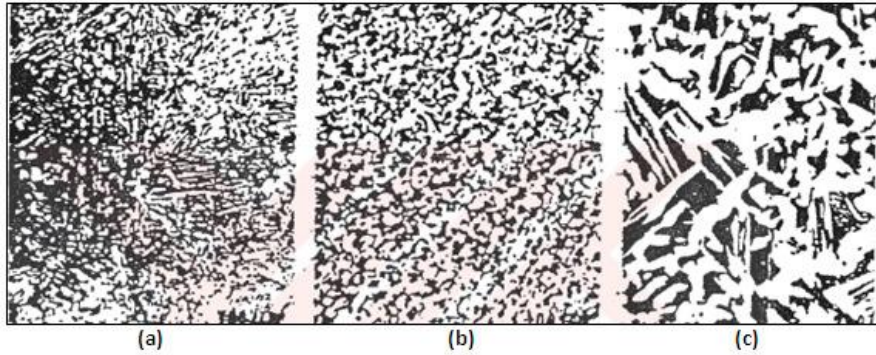
Şekil 2.6'da gösterilen kritik sıcaklıklar arası bölgede tavlama işleminde, başlangıçta ferrit ve perlitten oluşan ötektoid altı çelik yapısı demir karbon denge diyagramındaki A_1-A_3 sıcaklık aralığında olan $(\alpha+\gamma)$ bölgesine tavlınır. Ferrit sementit ara yüzeylerinde oluşan ostenit çekirdekleri zamanla büyür, ardından su verme işlemi uygulandığında, ferrit sınırları boyunca küresel martenzitten ibaret olan mikro yapı elde edilir (Kim ve Thomas 1981, Aksakal 1988).



Şekil 2.7. Dual faz ısıl işlemleri için sıcaklık aralıklarından Kademeli (basamaklı) su verme (Das ve ark. 2009).

Bucher ve Hamburg (1977) Van80 çeliğini ferrit+perlit bölgesinden ostenit bölgesine kadar tavlayıp ferrit+ostenit'e dönüşüm sağlamışlar, ardından hızla soğutma yaparak ferrit+ostenit'ten, ferrit+martenzit fazını elde etmişlerdir. Elde ettikleri bu yapıya ADP (Austenite Dual-Phase) adını vermişlerdir.

Şekil 2.7'de gösterilen kademeli su verme işleminde, önce ötektoid altı çelikler demir karbon denge diyagramındaki A_3 sıcaklığının üzerindeki ostenit bölgesine kadar ısıtılarak burada tavlama yapılır ve sonra $(\alpha+\gamma)$ bölgesine soğutulur. Ostenit kristal sınırlarında ferrit çekirdekleri oluşur. Ferrit ve ostenitten oluşan yapı, hızla soğutulduğunda ferrit yapı tarafından çevrelenmiş kaba martenzit parçacıklarından oluşan mikro yapı meydana gelir (Kim ve Thomas 1981, Aksoy 1989).



Şekil 2.8. Farklı çift faz ısıl işlem teknikleri sonucu elde edilen mikroyapılar. a) Ara su verme b) Kritik sıcaklıklar arası bölgede tavlama c) Kademeli (basamaklı) su verme (Kim ve Thomas 1981).

Her üç ısıtma işlemle elde edilmiş dual faz çeliklerinin Şekil 2.8 de gösterildiği gibi mikro yapıları farklı olduğundan dolayı mekanik özellikleride birbirinden farklılık göstermektedir. Aynı miktarda martenzit hacim oranı için su verilmiş yapının üniform ve toplam % uzama değerleri, kademeli su verilmiş yapının üniform ve toplam % uzama değerlerinden daha büyüktür (Thomas 1983). Kademeli su verme ile elde edilen yapının diğer dual faz yapılarına göre sünekliğinin düşük olmasının sebebi deformasyon sırasında çatlak oluşması ve çatlağın hızla ilerlemesinden kaynaklanmaktadır (Kim ve Thomas 1981).

2.2.2. ($\alpha + \gamma$) Bölgesinden ısıtma işlemleri ile martenzit oluşumu

Tüm bu ısıtma işlemleri sırasında gerçekleşen faz dönüşümleri özetlenecek olursa; ötektoid altı çelik yapısı, ($\alpha + P$) bölgesinden uygulanan ısıtma işlemi sonucu ya doğrudan γ bölgesine ya da ($\alpha + \gamma$) bölgesine çıkartılmaktadır. Bu bölgelerde uygun sıcaklık ve sürede yapılan tavlamanın ardından ostenit fazı elde edilir, istenilen soğutma hızına bağlı olarak su verme aşamasıyla yapının martenzite dönüşmesi sağlanır.

Ferrit + Perlit yapısının karbon ve mangan difüzyonu ile ferrit+ostenit yapısına dönüşümü; A1 – A3 sıcaklıkları arasındaki kritik bölgede yapılan tavlama sırasında meydana gelen, Perlit içinde ostenit tanelerinin büyümesi, Ferrit içinde ostenit tanelerinin büyümesi ve son dengenin kurulması aşamalarıyla gerçekleşmektedir.

Bu aşamalardan birincisinde ferrit-perlit ara yüzeyinde perlit tanelerinin ostenite dönüşümü karbon difüzyonu ile kontrol edilir. Difüzyon mesafesi oldukça dar olduğundan ostenit çekirdeklerinin oluşması için gerekli olan zaman oldukça kısadır işlem sırasında perlit taneleri eriyerek karbonca zengin olan ostenit çekirdekleri oluşur ve hızla büyümeye başlar. İkinci aşamada, yüksek sıcaklıklarda ostenit içinde karbon difüzyonu ve düşük sıcaklıklarda ferrit içinde mangan difüzyonu sonucu ostenit ferrite doğru büyüyerek ferrit ostenit dengesi sağlanır. Böylece γ taneleri P içinde büyümüş olur. Üçüncü kademedeki ostenit içindeki mangan difüzyonu, ferrit ve ostenitin çok yavaş olan son dengeleme hızını kontrol eder (Speich ve ark.1981).

$A_1 - A_3$ sıcaklıkları arasındaki kritik bölgede yapılan tavlama sonrası elde edilen ferrit ve ostenitten oluşan yapı hızla soğutulduğunda ferrit ve martenzite dönüşmektedir. Dönüşüme uğrayacak olan ostenit fazı için soğuma hızının kontrolü oldukça önemlidir. Soğuma hızı çok düşük olursa ostenitin büyük bir kısmı perlite dönüşür, soğuma hızının biraz artması sonucu ostenitin bir kısmı beynit'e dönüşür, biraz daha artan soğuma hızı sonucu ostenitin iğneli ferrite dönüştüğü görülürken seçilen kritik soğuma hızında ostenit yapısının martenzite dönüşümü gerçekleşir. Dual fazlı çeliklerde ferritin iğnesel değil eş eksenli olması tercih edilir. Çünkü iğnesel ferrit mukavemeti artırırken sünekliliğin düşmesine neden olan bir etki göstermektedir. Ostenitin tamamen martenzite dönüşmemesi mikro yapıda kalıntı ostenitin bulunmasına neden olmaktadır.

Tüm bu dönüşümlerde karbon difüzyonu oldukça önemli bir rol oynamaktadır. Kritik sıcaklıklarda ferrit ostenitle birlikte bulunduğu için, bu sıcaklıkların üzerindeki sıcaklıklardan yapılan soğutma ile dönüşüm mekanizmasının bir parçası olan ostenit içerisinde ferritin büyümesi yani ferritin yeniden kristalleşmesi hızlı bir şekilde gerçekleşir ve genellikle çelik kritik sıcaklıklara ulaşmadan önce tamamlanır. Hızlı soğutmada karbonun ostenit fazında difüzyonu için yeterli zaman olmadığından dolayı bileşimi ostenitin bileşimi ile aynı olan ferritin karbon miktarı da değişmeden kalır. Ferritin karbon oranındaki değişimler, kritik sıcaklıklarda tavlama sırasında meydana gelir. Bu değişimler üzerinde etkili olan faktörlerden birincisi, ferrit içerisindeki karbon çözünmesinin kritik sıcaklıklarda daha az olmasıdır, ikincisi ise; ferritin karbon oranının artan alaşımlar nedeniyle azalmasıdır. Alaşımsız çeliklerde alaşımlı çeliklere göre soğuma hızının karbon difüzyonuna etkisi daha büyüktür. (Balliger ve Gladman 1981, Aksakal 1988, Durmuş 2000)

2.2.3. Dual fazlı çeliklerin mekanik özellikleri üzerine mikro yapı bileşenlerinin etkisi

Dual fazlı çeliklerin mikro yapısında çok miktarda ferrit ve martenzit bulunmasının yanında yapıda ayrıca iğneli ferrit, sementit ve kalıntı ostenit fazları da bulunmaktadır. Mikro yapıda bulunan her bileşenin bireysel ve birbirleri ile etkileşimleri sonucunda

dual fazlı çeliklerin mekanik özelliklerine etkisi farklıdır. Bu bölümde mikro yapı bileşenlerinin dual fazlı çeliğin mekanik özellikleri üzerindeki etkisi açıklanacaktır.

Tek başına martenzitin sağladığı mukavemet artışı germe ve derin çekme işlemleri için yeterli olmamaktadır. Mukavemet değerleri yüksek olmasına rağmen yırtılmalar meydana gelmektedir. Şekil alabilirliğin artması için yeterli miktarda ferrit fazının da mikroyapıda bulunması gerekmektedir. Derin çekme ve germe işlemlerinde ferritin sünekliğinden ve martenzitin mukavemetinden optimum bir biçimde faydalanılması gerekmektedir.

2.2.3.1. Ferritin etkisi

Özellikle günümüz sanayiinde yüksek mukavemet ve kolay şekillenebilirlik özelliğine sahip olmasından dolayı tercih edilen dual fazlı çeliklerin mukavemet değerleri ve süneklik özellikleri üzerinde etkili olan mikro yapılardan bir tanesi ferrit fazıdır. Dual fazlı çeliklerin özelliklerine; ferritin yapıdaki dağılımı, ferrit tane boyutu, ferrit matris içindeki çökeltiler ve ferrit matris içinde arayer ve yer alan elementlerin bulunması gibi faktörler etki eder (Jacques 2012).

Ferritin akma mukavemeti tane boyutuna bağlıdır. Optimum özellikler için dual fazlı çeliklerde ferritin tane boyutu mümkün olduğu kadar küçük tutulmalıdır. Ferrit tane boyutu küçüldükçe; ferrit içindeki dislokasyon hareketliliği, malzemenin çekme dayanımı, % uzama değerleri ve tokluk değerleri artmaktadır (Jacques 2012).

$(\alpha + \gamma)$ bölgesinde tavlansız olarak hızla soğutulan düşük alaşımlı çeliklerde ferrit içinde ince karbür çökeltileri oluşabilir. Soğuma hızının düşük olması ferrit fazında sementit partiküllerinin çökmesine sebep olmaktadır. Ferrit taneleri içinde çökelen karbür ve nitrokarbürler, ferrit tanelerinin dayanımını arttırmaları, ancak sünekliğinin düşmesine de sebep olurlar. Bu nedenle sünekliğin yüksek olması için ferritin temiz olması istenir. (Spiech ve Miller 1981).

Özellikle sünekliği iyi bir dual faz için dayanım ve süneklik değerleri yüksek ferrite gerek vardır. Bundan dolayı ferrit fazının dayanımının artırılması gerekmektedir. Ferrit fazının dayanımına soğutma sonunda oluşan martenzit taneleri de etki etmektedir. Soğutma sonunda martenzit tanelerinde meydana gelen % 2-4'lük hacim genişlemesi, ferrit tanelerinde kalıntı gerilmelerin oluşmasına neden olmaktadır. Bu nedenle ferrit tanelerinin dayanımı artmaktadır (Rızk ve Bourrel 1982).

Rızk ve Bourrel (1982) yaptıkları çalışmada; ferritin mukavemeti, martenzitin hacim oranı, martenzitin mukavemeti gibi faktörlerin yanında martenzit tanelerine komşu ferrit bölgelerinde meydana gelen yüksek dislokasyon yoğunluğunun da dual fazlı çeliğin mukavemet değerlerini etkilediğini ileri sürmüşlerdir.

2.2.3.2. Martenzitin etkisi

Martenzit isminin öncüsü Alman Metalurjist Adolf Marten'dir. Su verilmiş karbon çeliklerinde bulunan sert mikro yapıya martenzit denir. Fe-C alaşımları ve çeliklerde bulunan ostenit fazı soğutma ile martenzite dönüşen bir fazdır. Hızlı soğutma difüzyonu engelleyip ferrit ve sementit fazları arasında C yayılımına izin vermemekte ve yeni faz olan martenzit oluşmaktadır. Martenzitik dönüşüm difüzyonsuz olduğundan dolayı alaşım kompozisyonuna bağlı olarak %2 karbona kadar ostenit ile aynı kompozisyona sahiptir (Krauss 2005).

Dual fazlı çeliklerin mukavemet ve aynı zamanda süneklik özellikleri üzerinde etkili olan en önemli mikro yapı bileşeninin martenzit fazı ve bu fazı karakterize eden en önemli özelliklerinde, martenzitin hacim oranı ve morfolojisi olduğu söylenebilir. Martenzit hacim oranı; çeliğin karbon içeriğine, tavlama sıcaklığına ve ostenit tanelerinin sertleşme kabiliyetine bağlıdır. Dual fazlı çeliklerin dayanımı martenzit hacim oranının artmasıyla artarken üniform uzama ve süneklik değerleri azalır. Martenzit hacim oranı % 20-40 civarında olduğunda ve martenzit adacıklarının çapının mümkün olduğu kadar düşük olması durumunda dual fazlı çeliklerin mekanik özelliklerinde dayanım ve süneklik kombinasyonu çok daha iyi olmaktadır (Jacques 2012, Demir 2003).

Martenzitin karbon içeriği bu fazın morfolojisini kontrol eden bir faktör olup, karbon miktarı arttıkça Şekil 2.9'da gösterildiği gibi yapı lath martenzitten plate martenzite dönüşmekte ve martenzitin sertliği artmaktadır. Bu da, çeliğin mukavemetini arttırırken sünekliliğini azaltmaktadır (Krauss ve Marder 1971). Ancak tavlama sıcaklığının artması martenzit fazının karbon içeriğinin azalmasına sebep olmaktadır. Dual fazlı çeliklerde kabul edilen martenzitik yapı düşük karbonlu dilim martenzitik yapıdır (Speich ve Leslie 1972). Çeliğin akma ve çekme mukavemetindeki artış da martenzit içeriğindeki karbon miktarında meydana gelen artışla ve mikro yapıda tavlama ve sonrasındaki soğutma ile martenzitin, perlitin yerini alması ile gerçekteşmektedir (Kim ve Thomas 1981, Barnard ve ark. 1981).



(a)

(b)

Şekil 2.9. (a) Lath martenzit ve (b) Plate martenzit yapıları (Krauss 2005)

Speich ve Miller (1979) dual fazlı çeliğin mikro yapısında bulunan martenzit miktarının artan tavlama sıcaklığı ve karbon miktarı ile değiştirdiğini bulmuşlardır. Speich (1981), yaptığı çalışmada martenzit fazı miktarına tavlama sıcaklığının etkisini incelemiştir ve ($\alpha + \gamma$) bölgesinde tavlama ile oluşan ostenit tanelerinin, sertleşme kabiliyetinin soğutma hızı ile kontrol edilebildiğini açıklamıştır. Buna göre yüksek soğutma hızı ile ostenit martenzite dönüşmekte ve artan soğutma hızı ile martenzit miktarı da artmaktadır (Thomas 1983).

2.2.3.3. Ostenitin etkisi

İç yapıda küçük hacim oranına sahip olan ostenitin dual fazlı çeliklerin mekanik özellikleri üzerinde bir etkisi yoktur. Ferrit içinde büyük dislokasyon yoğunluğunun ortaya çıkması sayesinde sertlik artışı ile dual fazlı çeliklerin mekanik özellikleri iyileşir. Plastik deformasyon boyunca meydana gelen kalıntı ostenitin martenzite dönüşümü ile dual fazlı çeliklerin dayanım ve süneklik kombinasyonu daha da gelişmiş olabilir. Stabilitenin artışı Ni, Mn gibi pahalı elementlerin alaşıma dahil edilmesiyle elde edilemez ancak dual fazlı çelikler, yeteri kadar karbona sahip olmasından dolayı zaten çok güçlü bir ostenit stabilizatörüne sahiptir (Jacques 2012).

Dual fazlı çeliklerin üretimi sırasında kritik sıcaklıklar arasında yapılan tavlama sonrası uygulanan soğutma işlemi sırasında ostenitin tamamen martenzite dönüşmemesi sonucu mikro yapıda % 2–9 oranında ostenit dönüşmeden kalmaktadır. Kalan bu ostenit “kalıntı ostenit” olarak adlandırılmaktadır. Kalıntı ostenitler dual fazlı çelikler içinde ya martenzit dilimleri arasında ince bir tabaka halinde ya martenzit ile birlikte yapıda ya da ferrit taneleri etrafında küçük adacıklar şeklinde veya ferrit taneleri içinde bulunurlar (Jacques 2012, Kim ve ark. 2001, Saleh ve Priestner 2001).

2.2.4. Dual fazlı çeliklerin mekanik özellikleri

Dual fazlı çelikler genel olarak düşük akma ve yüksek çekme mukavemetine, yüksek pekleşme hızına, yüksek deformasyon ve orantılı % uzama özelliklerine sahiptirler. Bu mekanik özelliklere bağlı olarak dual fazlı çelikler iyi şekillendirilebilme ve şekillendirme sonrası yüksek mukavemet özellikleri göstermektedirler (Rashid 1981).

Dual fazlı çeliklerin mekanik özelliklerinden akma mukavemeti, çekme mukavemeti ve süneklik özellikleri üzerinde etkili olan mikro yapı bileşeni genel olarak martenzit hacim oranı olurken, süneklik üzerinde etkili olan diğer bir faz ise ferrit fazıdır. Dual fazlı çeliklerin mikro yapısında bulunan bu fazların mekanik özellikler üzerindeki etkileri aşağıda sırasıyla açıklanacaktır.

2.2.4.1. Akma mukavemeti

Malzemenin elastik şekil değiştirme bölgesinden plastik şekil değiştirme bölgesine geçtiği noktadaki gerilmeye akma mukavemeti denir. Dual fazlı çeliklerin çekme eğrileri incelendiğinde mekanik özelliklerinden biride genellikle düşük alaşımlı çeliklerde görülen süreksiz akma ve lüders bantlarının yerine, sürekli akmanın meydana gelmesidir. Bu çeliklerde süreksiz akmaya sebep olan üç faktör vardır. Bunlardan birincisi dual fazlı çeliklerde kimyasal kompozisyona bağlı olarak soğutma ile ostenitin martenzite dönüşümü sırasında meydana gelen % 2 – 4 oranındaki martenzit hacim oranındaki artış sonucu martenzit tanelerine komşu ferrit bölgelerinde hem hareketli dislokasyonlar hemde artık gerilmelerin meydana gelmesidir. İkincisi; yüksek tavlama sıcaklığı nedeniyle martenzit taneleri arasındaki mesafenin büyük olması üçüncüsü ise; yavaş soğutma nedeni ile yapıda martenzitin yanında perlitin de bulunmasıdır. Buradan da anlaşılmaktadır ki süreksiz akma üzerinde etkili olan temel faktör martenzit içerisindeki karbon miktarı değil martenzit hacim oranıdır. Çünkü dual fazlı çeliğin tane büyüklüğü arttıkça mikro yapısındaki martenzit hacim oranındaki artışa paralel olarak akma gerilmesi de artış göstermektedir (Kim ve Thomas 1981, Jacques 2012, Gündüz ve ark. 2008).

Dual fazlı çeliklere temperleme, ön deformasyon sonrası temperleme veya deformasyon yaşanması işlemleri uygulandığında, sürekli akma durumu süreksiz akmaya geçmekte ve mukavemet değerleri de artmaktadır (Speich ve Miller 1981).

Dual fazlı çelikler sürekli akma gösterdikleri için şekillendirilen parçaların yüzeyleri çok düzgün olmaktadır. Akma mukavemetinin düşük olması plastik deformasyonda az bir kuvvetle şekillendirilebilirliği sağlamaktadır. Şekillendirilen parçaların tekrar şekillendirilmesinde aşırı kuvvetler gerekmemektedir (Durmuş 2000).

2.2.4.2. Çekme mukavemeti

Malzemenin her iki ucundan çekme gerilmesi uygulanması sırasında, kalıcı şekil değişiminin başladığı noktadaki çekme gerilmesi değerine o malzemenin çekme

mukavemeti denir. Dual fazlı çeliklerde çekme mukavemeti, martenzit miktarı veya martenzit sertliğinin artmasına ilave olarak ferrit fazının sertliğinin artmasıyla da artmaktadır. Dual fazlı çeliklerde martenzit hacim oranı arttıkça çekme mukavemeti de martenzit tane boyutuna bağlı olmaksızın artmaktadır. Martenzit hacim oranı tavlama sıcaklığından başka, karbon oranına bağlı olarak değişen ostenit fazının sertleşme derinliğine de bağlıdır. Dolayısıyla A_3 dönüşüm sıcaklığına yaklaştıkça ostenit fazındaki karbon miktarı düşeceğinden, martenzitin yanında bir takım fazlar oluşacaktır. Bu durum da çekme dayanımında düşmeye sebep olacaktır. Bunu önlemek için uygun soğuma hızını seçmek gerekmektedir. (Aksakal 1988)

Uygulanan bir kuvvet karşısında ferrit ve martenzit fazlarındaki şekil değişiminin eşit olduğu kabul edilirse dual fazlı çeliklerin çekme mukavemeti denklem 2.1’de verilen formül ile hesaplanabilir.

$$\sigma_{\zeta} = \sigma_{\zeta f} (V_f / 100) + \sigma_{\zeta m} (V_m / 100) \quad (2.1)$$

Bu denklemde σ_{ζ} ; Dual fazlı çeliğin çekme mukavemeti, $\sigma_{\zeta f}$; Ferritik yapının çekme mukavemeti, V_f ; Ferrit hacim oranı, $\sigma_{\zeta m}$; Martenzit yapının çekme mukavemeti ve V_m ; Martenzit hacim oranını ifade etmektedir (Aksakal 1988).

Çekme dayanımlarının yüksek olması ise parçaların hasara uğramasını geciktirmektedir. Akma mukavemeti / Çekme mukavemeti oranının düşük olması dual fazlı çeliklerin derin çekme ile üretilen parçalarda kullanılabilirliğini arttırmaktadır. Derin çekme esnasında iş parçasının kesiti azalacağından şekil verme işleminin diğer kademelerindeki kuvvetleri karşılayabilmesi için parçanın mukavemet değerlerinin iyi olması gerekmektedir (Durmuş 2000).

2.2.4.3. Süneklilik

Dual fazlı çeliklerin toplam uzama değerleri % 28’e ulaşabilmektedir. Bu durum dual fazlı çelikleri ticari açıdan da cazip kılmıştır (Rashid 1980). Dual fazlı çeliklerin

mekanik özelliklerinden süneklik üzerinde etkili olan fazlar ferrit fazı, martenzit fazı ve kalıntı ostenit miktarıdır.

Dual fazlı çeliklerin süneklik özellikleri; martenzit hacim oranı, martenzitin karbon miktarı, martenzitin sünekliği, martenzitin ferrit içindeki dağılımı, ferritin alaşım içeriği, ferritteki dislokasyon yoğunluğu, yeni ferrit miktarı, karbür ve kalıntı östenitlerin varlığı gibi parametrelere bağlıdır (Tsipouridis 2006).

Dual fazlı çeliklerde ferrit içinde ince dağılmış karbür ve nitrokarbür parçacıklarının bulunması süneklik açısından bir avantaj olup ferrit fazı içindeki karbon ve azot miktarının artışı sünekliği artırır (Barnard ve ark. 1981).

Bu çeliklerde perlit fazının yerini martenzit gibi sünekliği perlitte daha iyi olan bir fazın alması da sünekliği arttıran bir faktördür. Martenzit hacim oranındaki artış % uzama miktarını düşürürken düşük karbonlu martenzit fazı sünekliğin artmasına sebep olur (Krauss 2005). Bunun nedeni de düşük karbonlu martenzitin çatlamasının zor olması ve ferrit-martenzit ara yüzeyinin ayrılmasını güçleştirmesidir (Speich ve Miller 1981).

2.2.4.4. Kırılma davranışı

Dual fazlı çeliklere uygulanan tek eksenli çekme testlerinde boyun vermenin başladığı bölgede yüksek bir şekil değişimi oluşmakta ve mikro boşlukların meydana gelmesi çatlak oluşumuna neden olmaktadır. Çatlak oluşumuna neden olan bu mikro boşluklar hem martenzit partüküllerinin kırılmasından dolayı arayüzey dekohezyonundan hem de martenzitin dağılımından dolayı oluşabilir. Kırılmaları başlatan boşluklar ferrit-martenzit arayüzeyinde oluşur, ancak daha yüksek bir deformasyon uygulanana kadar kırılma çekirdeklenmez (Güral 1999, Kadkhodapour 2011).

2.2.5. Dual fazlı çeliklere alaşım elementlerinin etkisi

Ticari olarak üretilen çeliklerde süneklik özelliğinin olumsuz olarak etkilenmemesi için alaşım elemanlarının sınırlı olarak katılması gerekmektedir.

Bu bölümde çeliğin yapısında bulunması halinde yapıya kazandıracığı özelliklerden dolayı Karbon, Mangan, Silisyum, Niobyum, Vanadyum, Molibden ve Kromun etkileri incelenecektir.

Dual fazlı çeliklerde ısıtma işlemleri sırasında tavlama sıcaklığı A_3 sıcaklığına yaklaştıkça ostenit içindeki karbon miktarının azalması sertleşme kabiliyetini düşüreceğinden dönüşümün oldukça dikkatli kontrol edilmesi gerekmektedir. Yapıda bulunan karbon miktarı arttıkça martenzit adaları daha büyük olmakta bu durumda da çeliğin darbe direnci azaltılmaktadır, karbon elementinin ferrit ve martenzitteki miktarını kontrol etmek için %1 veya daha az oranlarda bulunması gerekmektedir, böylece yapıda gevrek martenzit yapısının ortaya çıkması engellenmiş olacaktır.

Mangan elementi çeliğin A_1 , A_3 dönüşüm sıcaklıklarını ve oluşan fazların tane boyutunu küçültür. Dolayısıyla çelik yapısında bulunan mangan miktarındaki artış yapıdaki martenzit miktarının arttırarak, sünekliği düşürmeden mukavemet artışına yardımcı olur. Çeliklerde korozyon ve darbe direncinin artmasına yardımcı olan mangan, yapıdaki osteniti kararlı hale getirerek sertleşme kabiliyetini artırır.

Dual faz çeliklerinde kullanılması gereken silisyum oranı % 0,5-2 arasında olmalıdır. Silisyum elementi ısıtma işlemi sırasında A_3 dönüşüm sıcaklığı eğrisinin eğimini arttırarak ($\alpha + \gamma$) bölgesini genişletir, çeliğin dönüşüm sıcaklıklarını arttırdığından ferrit tanelerinin irileşmesine sebep olur. Silisyum yardımıyla ferrit içindeki karbon miktarının azaltılarak ferrite temiz bir yapı kazandırılması sağlanarak yapının sünekliğinin iyileşmesi sağlanır (Aksakal 1988, Davies1978).

Krom elementi TTT diyagramında beynit oluşumunu geciktirici bir etkiye sahiptir. Bu element ostenitin sertleşme kabiliyetini arttırarak martenzit tanelerinin birbirine bağlanma özelliğini iyileştirir.

Niobyum elementi ısıt işlemler sırasında A_3 dönüşüm sıcaklığı eğrisinin eğimini arttırarak tane küçülmesini sağlar. Çeliğin mekanik özelliklerine büyük etkisi olan Nb ilavesi ile çeliğin akma dayanımı, katı eriyik sertleşmesi ve çökelme sertleşmesi de artış gösterir.

Vanadyum dual fazlı çeliklerde ikincil ferrit ve perlit oluşumunu engellemektedir. % 0,03 mertebesinde vanadyum ilavesi çeliğin yaşlanmasını engeller. Yapıya vanadyum ilavesi ostenitin sertleşme kabiliyetini arttırır ve ferrit tane boyutunu küçültür.

Molibden dual fazlı çeliklerde ($\alpha + \gamma$) bölgesinde tavlama ile oluşan ostenitin sertleşme kabiliyetini arttırarak martenzitik dönüşümü destekler. Molibden de niobyum ve silisyum gibi A_3 dönüşüm sıcaklığı eğrisinin eğimini arttırarak ısıt işlem bölgesini genişletir, ancak bu elementin tane boyutuna etkisi yoktur. Dual fazlı çeliklerde molibdenin sertlik üzerine oldukça önemli bir etkisi vardır. Dual fazlı çeliklerde % 0,1-0,5 civarında molibden bulunması uygundur (Aksakal 1988)

2.2.6 Dual fazlı çeliklerin literatür analizi

Davies (1978) dual fazlı çeliklere % 2 Si ve % 0,2 P ilave edilmesiyle en iyi kombinasyonun sağlandığını, bu durumda süneklikte ve gerilme değerlerinde artma olduğunu ve uzama kabiliyetinin iyileştiğini belirtmiştir.

Fallahi (2002) Nb içeren dual faz çeliklerinde, mukavemetin, şekillenebilirliğin ve sertliğin arttığını ve ferrit matrikslerinde daha fazla deforme olabilen martenzit olmasının çekme prosesini kolaylaştırdığını belirtmiştir.

Ekrami (2005) dual fazlı çeliklerde akma ve kopma mukavemetinin 450°C ye kadar sıcaklıkla arttığını ondan sonraki sıcaklıklarda ise azaldığını gözlemlemiştir. Verilen bir

sıcaklıkta akma gerilmesi, kopma gerilmesi ve sertlik, martenzit hacim oranının artmasıyla artmaktadır. Ayrıca, dinamik gerilme yaşanması, yüksek sıcaklık yumuşaklığı ve martenzit temperlemesi mekanik özelliklerin değişiminde etkili olmaktadır.

Rocha ve ark. (2005) % 0,08 C - % 1,91 Mn içeren dual fazlı çeliklerde kritik sıcaklığın artması, akma gerilmesinin artmasına ve kopma gerilmesinin ise azalmasına neden olduğunu açıklamıştır. Bu durum yüksek sıcaklıklarda oluşan ostenit parçalarında beynit tanelerinin oluşumunun artmasıyla açıklanabilir. Isıtma ve tavlama sırasında ferrit taneciklerinin sınırlarında ve küresel sementit partiküllerinde ostenit adacıkları oluşmaktadır. Su verme ve yavaş soğutma ferrit ve karbid parçalarında azalmaya yol açarken, mikro yapıyı daha homojen hale getirmektedir.

Akbarpour ve Ekrami (2008) AISI 4340 dual faz çeliğinde ferrit oranının artmasıyla sertliğin, akma ve kopma gerilmelerinin azaldığını, sünekliliğin ise arttığını göstermiştir.

Podder ve ark. (2007) dual fazlı çeliklerde % 47 - % 74 arası beynit olmasının çeliğe yüksek gerilme ve bükülebilme özelliği kazandırdığını ancak gerilme sertleşmesinin düşük seviyelerde kaldığını açıklamıştır. Cr, Mo veya V içeren dual fazlı çeliklerin gerilme değerleri C-Mn-Si esaslı çeliklerden daha yüksek olmaktadır.

Kumar ve ark. (2008) ferrit-martenzit dual fazlı çeliğinde, martenzit içeriği arttıkça makro ve mikro sertliğin arttığını, beynit oranı %50' yi aşınca akma gerilmesi ve çekme gerilmesinin ferrit-beynit dual fazlı çeliklerinde % 28 ve %15'lik bir iyileşme gösterdiğini, ferrit-martenzit dual fazlı çeliklerinde ise bu iyileşmenin %100'e ulaştığını belirtmiştir. Minimum uzama oranı ferrit-beynit dual fazlı çeliklerinde \approx % 22 iken ferrit-martenzit dual fazlı çeliklerinde \approx %8 olmaktadır. Ferrit-beynit çeliğinde artan beynitle gerilme sertleşmesi azalmakta, ferrit-martenzit çeliğinde ise artan martenzitle gerilme sertleşmesi artmaktadır.

Movahed ve ark. (2009) eşit miktarda ferrit ve martenzit miktarının mekanik özelliklerde, gerilme, süneklilik ve kırılma enerjisi bakımından mükemmel iyileştirme

sağladığını belirlemişlerdir. Martenzit oranında daha fazla artış olması çekme gerilmesi ve süneklikte azalmaya neden olmaktadır.

Saeidi ve Ekrami (2009) DP 4340 çeliğinde, ısıtma işleminin içyapıya ve mekanik özelliklere etkisini oda sıcaklığında incelemiştir. Beynit-ferrit içyapılı çeliklerinin martenzit-ferrit ve ful beynit çeliklerine göre bükülebilme özelliği daha iyiyken, akma gerilmesi ve çekme gerilmesi değerleri daha düşük olmuştur. Beynit-ferrit içyapılı çeliklerin tokluğu, martenzit-ferrit veya ful beynit içyapılı çeliklere göre artmıştır.

Choi ve ark. (2009) DP 980 çeliğinde mekanik özellikleri incelemiş, martenzit fazının fazla olduğu durumda akma gerilmesi ve sertlik artarken, kopma gerilmesi ve kırılma gerilmesinin azaldığını ve martenzit fazının enerji absorpsiyon kapasitesinin iyi olduğunu göstermiştir.

Niakan ve Najafzadeh (2010) DP ve DP-Nb çeliklerini aynı soğutma ve çekme şartlarında deneysel olarak incelemiştir. $(\alpha+\gamma)$ bölgesinde çekme ve düşük sıcaklıkta (400°C) soğutma, ferrit tanelerinin çekme yönünde uzamasına neden olurken daha yüksek sıcaklıklardaki (550°C) soğutmada ise herhangi bir uzama gözlemlenmemiştir. Sıcaklık azaldıkça martenzit parçaları artmıştır, $(\alpha+\gamma)$ 2 fazlı bölgesinde çekme dayanımı ve akma gerilmesinde artmaya neden olurken, uzamada ise azalmaya yol açmıştır. Nb içeren dual fazlı çeliklerin, daha yüksek çekme dayanımı ve akma gerilmesine sahip oldukları, daha fazla martenzit dağılımı olduğu, düşük uzama ve ferrit tane boyutuna sahip oldukları gözlemlenmiştir. 900°C de Nb içeren dual fazlı çeliklerin çekilmesinde içyapıda çekme yönünde olmayan, beynit fazı gözlemlenmiştir.

Rocha ve ark. (2010) C-Mn'li dual fazlı çeliklerde tavlama sıcaklığının içyapıya ve mekanik özelliklere olan etkisini incelemiştir. Hızlı ısıtma oranı, yeniden kritalleşme sıcaklığının artmasına, ince taneli yapının oluşmasına ve ostenit çekirdeklenmesine ve büyümesine etkili olmuştur. Bu esnada mikro yapıda martenzit, beynit ve ostenit oluşmuştur. Su verme sıcaklığının artmasıyla akma gerilmesi artarken çekme gerilmesi azalmıştır.

Wang ve ark. (2012) C-Mn-Cr-Nb DP çeliklerinde Si ilavesinin ($\alpha+\gamma$) bölgesini genişlettiğini, ostenitten ferrite faz transformunu hızlandırdığını, yaşlanma stabilitesini arttırdığını ve ferrit içinde ve sınırları boyunca dislokasyon yoğunluğunun artmasıyla malzemenin sertliğinin arttığını göstermiştir. Ayrıca, C-Mn-Cr-Nb DP çeliklerinin mekanik özelliklerinin C-Mn-Si-Nb çeliklere göre daha süper olduğunu göstermiştir.

Badji ve ark. (2014) dual fazlı çeliklerde ısıtma işleminin mekanik özelliklere etkisini incelemiş ve ısıtma işlem sıcaklığının 1050°C den 1250°C ye çıkarılması ve yaşlanma sıcaklığının 750°C den 850°C artırılması σ fazı oluşumunu ve presipitasyon (çökelme) kinetiğini yavaşlatmıştır. Aktivasyon enerji dönüşümünün solüsyon işlem sıcaklığıyla orantılı olduğu, ferrit içindeki krom difüzyonunun ferritten σ fazına dönüşümün temel mekanizması olduğunu belirtmiştir. σ fazı dağılımının ve γ/σ ve α/σ ara bölgesindeki dislokasyon yoğunluğunun malzemenin gerilme dayanımını etkilediğini göstermiştir.

Fereiduni ve Banadkouni (2014) ferrit-martenzit içindeki izotermal sıcaklığın artmasıyla AISI4140 DP çeliğinde ferrit oluşumunun arttığını ve ferrit oluşumunun ve sertliğinin karbon konsantrasyonuna bağlı olduğunu göstermiştir.

Kuanga ve ark. (2014) su verme ve temperlemenin mikro yapı ve fırın sertliği üzerindeki etkilerini dual fazlı çeliklerde araştırmıştır. Radyal gerilmelerin, dislokasyon yoğunluğu ve karbon içeriğinin fırın sertleşme özelliğinde önemli olduğunu, tavlama sıcaklığının artmasının fırın sertliğinin yükselmesine neden olduğunu, su verme sıcaklığının artmasının ise fırın sertliğinin azalmasına neden olduğunu açıklamıştır. Temperlemede iç yapının oluşumu; radyal gerilmelerin rahatlama, ferrit ve martenzitte karbitlerin çökmesi ve ferritteki karbitlerin disolüsyonu şeklinde üç aşamada olmaktadır. Temperleme sıcaklığının artması fırın sertliğinin önce azalmasına sonra ise kademeli olarak 25°C den 500°C ye kadar, artmasına yol açmaktadır.

Zhou ve ark. (2014)' na göre dual fazlı çeliklere % 1,08 ağırlık olarak Si ilave edilmesi, kopma gerilmesini ve uzamayı arttırmakta, akma gerilmesi ve akma oranını düşürmektedir.

Zhang ve ark. (2014) mikro lamineli dual fazlı çeliklerin mikro yapılarını ve mekanik özelliklerini incelemiştir. Mikro lamineli dual fazlı çeliklerin standart dual fazlı çeliklere göre kopma mukavemeti ve boylamasına uzama oranında bir artış görülmüştür. Mekanik özelliklerdeki iyileşmenin doğrudan mikro lamineli içyapıya bağlı olduğu görülmüştür. Mikro lamineli dual fazlı çeliklerin çatlak yayılmasını önlediği, eğilme ve deformasyon için daha fazla çarpma enerjisi gerektiğini göstermiştir.

Zhao ve ark. (2014) yüksek dayanımlı dual fazlı çeliklerde mikro yapıyı, mekanik özellikleri ve kırılma davranışlarını incelemiştir. 800⁰ C deki tavlama en iyi akma mukavemeti, kopma gerilmesi ve boylamasına uzama ve akma oranı gözlemlenmiştir. Çatlağın önce martenzit ara bölgelerinde olduğu sonra en yakın kısımlara doğru yayıldığını göstermiştir.

Pierman ve ark. (2014) dual fazlı çeliklerde martenzitin hacimsel olarak fazla olmasının akma ve kopma gerilmelerini artırdığını, karbon miktarındaki artışın malzemenin sertliğini artırdığını ancak akma gerilmesini etkilemediğini, sabit karbon oranında hacimsel olarak martenzitin artmasının malzemenin bükülebilmesini arttırdığını göstermiştir.

Pan ve ark. (2014) derin çekme galvanizli DP800 çeliğinde tavlama programının akma gerilmesini etkilediğini, ancak uzama üzerinde bir etkisi olmadığını göstermiştir. Ferrit taneleri ve yüksek martenzit oranı içindeki dislokasyon hareketleri akma gerilmesinde azalmaya kopma gerilmesinde ise artmaya sebep olmaktadır. Tavlama sıcaklığındaki artışın osteniti twin martenzite dönüştürdüğünü ve yeterli soğutma oranında hacimsel olarak martenzitin artmasının altyapıdaki deformasyon özelliğini geliştirdiğini göstermiştir.

2.3. Çeliklerde Geri Yaylanma

Geri ve ileri yaylanma metal şekillendirilmesinde, elektronik cihazların üretiminde, otomobil komponentlerin yapılması gibi endüstriyel üretim alanlarında yaygın olarak

karşılaşılan bir problemdir. Tezgah dizaynında, proses kontrol etmede ve parça toleranslarının doğru olarak belirlenebilmesinde geri ve ileri yaylanma vazgeçilmez bir öneme sahiptir.

Son yıllarda, otomotiv sektöründe gelişmiş yüksek mukavemetli çeliklerin uygulanması oldukça artmıştır. Gelişmiş yüksek mukavemetli çeliklerin arasında, dual fazlı (DP) çelikler, yüksek mukavemet ve iyi şekil alabilirlik kombinasyonundan dolayı oldukça önemlidir. Ancak yüksek mukavemet, metal sac şekillendirme proseslerinde genellikle geri yaylanmayı arttırmaktadır. Malzemede elastik geri dönüşümden dolayı yük boşalmasının ardından geri yaylanma meydana gelmesinde etkili olan faktörler arasında malzeme özellikleri, alet ve iş parçası sıcaklığı, yağlama koşulları ve takım geometrisi vardır (Barouzeh ve Mondali 2011).

Geri yaylanma bir metalin büküldükten sonra tekrar orjinal şekline geri dönmeye çalışmasıdır. Geri yaylanmanın meydana gelme nedenini açıklayan iki temel görüş vardır. Bunlardan birincisi malzeme içindeki atomların yer değiştirmesi, diğeri ise gerilme-uzama diyagramlarındaki akma olayıdır. Her iki durumda da, malzemenin bükülmesi sonucu malzeme dış bölgesinde bir uzama meydana gelirken aynı anda iç bölgesinde ise sıkışma meydana gelmektedir. Bunun anlamıda bükülmüş malzemenin iç kısmında atom yoğunluğunun oldukça fazla olması demektir. Genel olarak malzemenin sıkışma gücü, gerilme mukavemetinden daha büyüktür. Bunun sonucunda basınç sürekli olacağından deformasyon, parçanın iç bölgelerinden önce dış bölgelerinde meydana gelmekte basma gerilmesi geri yaylanmaya dönüşmektedir.

Geri yaylanma, deformasyona uğramış parçaların elastik geri dönüşümü olarak da tanımlanabilir. Metallerin şekillendirilmesi sırasında metale kazandırılan bükme momentinin elastik rahatlaması sonucunda geri yaylanma meydana gelmektedir. Üretim prosesinin her bir aşamasında geometrik değişime uğrayan malzemelerde geri yaylanma yaygın ve kaçınılmaz bir durumdur. Buna göre, basmayla şekillendirilen parçaların geri yaylanma davranışları yükleme ve boşaltma işlemleri sırasında malzemedeki gerilmelerin ortaya çıkmasını etkilemektedir. Her sanayide, kalite ve verimlilik rekabetçi olmak için önemli konulardır. Örneğin bir otomobil gövde paneli dizaynında

estetik görünüm ve gerekli dayanımın yanında üretim ve yinelenebilirlik maliyeti de çok önemlidir. Basma prosesi sac imalat işinde bu hedeflere ulaşmak için pratikte kullanılan bir çözüm olmuştur. Bundan dolayı, geri yaylanma, kalıp ile basmada yüklü ve yüksüz durumda malzemenin biçim farklılığı olarak tanımlanmasına rağmen, kalıp dizaynında bunu telafi etmek için büyük çaba göstermek gerekir. Otomotiv endüstrisi gibi pek çok endüstride takım ve proses dizaynında geri yaylanma önemli bir rol oynamaktadır. Yaylanma araştırmaları iki ana dalda yapılmıştır. Birincisi etkin bir geri yaylanmayı tahmin etmek, ikincisi ise geri yaylanmayı telafi etmek için takım tasarımı yapmaktır. Sunulan bu çalışmaların amacı, zımba açısı, sac metal malzemenin tane yönü, kalıp açıklığı, sac kalınlığı ile kalıp yarıçapının oranı, sac kalınlığı, zımba yarıçapı, zımba yüksekliği, basma kuvveti, ön bükme şartları gibi geri yaylanma üzerinde etkili olan çeşitli parametreleri incelemektir (Chikalthankar ve ark. 2014).

Cleveland and Ghosh (2002) geri yaylanmayı yükleme ve boşaltma sırasında malzemede enerji kaybına yol açan bir elastik gerilme olarak tanımlamıştır.

Ramezani ve ark. (2010) ve Maretta ve ark. (2010), metal malzemelere şekil verilme çalışması sonucunda malzeme üzerindeki yük kalkınca elastik iyileşme nedeniyle malzemenin orijinal şekline dönmeye çalışmasının geri yaylanmaya yol açtığını belirtmiştir.

Abdullah ve ark. (2012), geri yaylanmayı metal prosesinde geometrik sapma olarak tanımlamış ve geri yaylanma oluşumunun kontrol edilebileceğini veya azaltılabileceğini ancak elimine edilemeyeceğini belirtmiştir.

Tezgah dizaynında, proses kontrol etmede ve parça toleranslarının doğru olarak belirlenebilmesinde geri ve ileri yaylanma vazgeçilmez bir öneme sahiptir.

2.3.1. Bükme yöntemleri ve geri yaylanmanın ölçülmesi

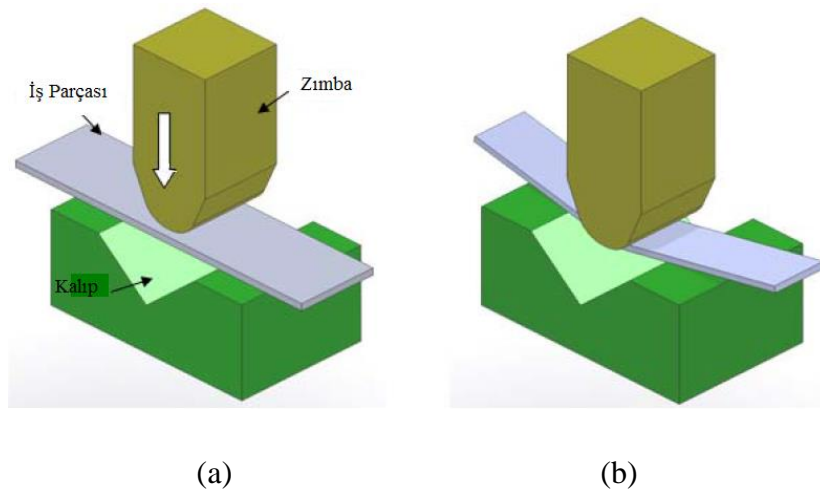
Geri yaylanma metal şekillendirilmesinde en önemli problemlerden biridir. Geri yaylanma problemini anlamak için pek çok yöntem olmasına rağmen en yaygın olarak

V- bükme, U- bükme, Straight Flanging (Düz kenar bükmesi), Gererek Şekillendirme ve Derin çekme yöntemleri kullanılmaktadır. Son zamanlarda ise derin çekmede geri yaylanmayı anlamak için Split-Ring testleri kullanılmaktadır.

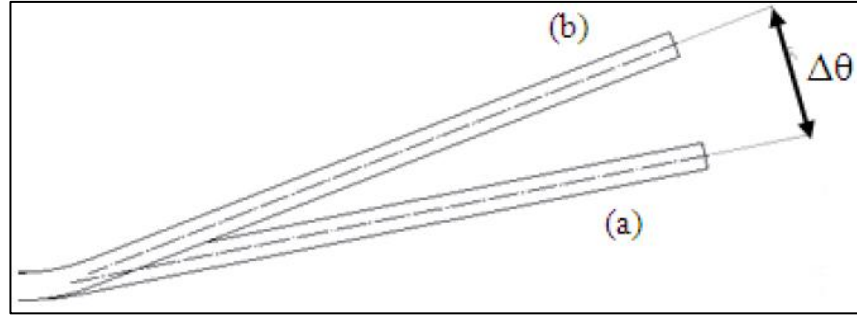
Mekanik test yöntemlerinin dışında geri yaylanma olayını anlamak, tahmin etmek veya iyileştirmek için pek çok araştırmacı finite element yöntemini kullanırken (Chou ve Hung 1999, Shen ve ark., 2010) bunun yanında optik method (ANN) (Abdullah ve ark., 2012) ve istatistiksel method (ANOVA) (Lee ve Kim 2007) da kullanılmaktadır. Yukarıda belirtilen bükme yöntemleri kısaca aşağıda açıklanmıştır.

2.3.1.1. V Bükme

V bükme operasyonu, Şekil 2.10'da gösterildiği gibi metal levhanın V şeklindeki kalıp ve zımba arasında sıkıştırılması ile yapılır. Bu bükme yöntemi; kompleks şekillerin fabrikasyon üretiminde kullanılması ve bükme sırasında zaman tasarrufu sağlamasından dolayı diğer bükme şekillerine göre avantaj sağlamaktadır. Bu yöntemin diğer önemli avantajları arasında; değişik bükme açıları elde etmek için tezgâh değiştirmeye gerek olmaması, çalışma düzeneğinin hızlı ve basit kurulması sayılabilir. V bükmede zımbanın şekillendirme hareketi sırasında malzeme negatif ve pozitif geri yaylanma davranışı sergileyebilir. V bükmedeki geri yaylanma tespiti Şekil 2.11'de verilmiştir.



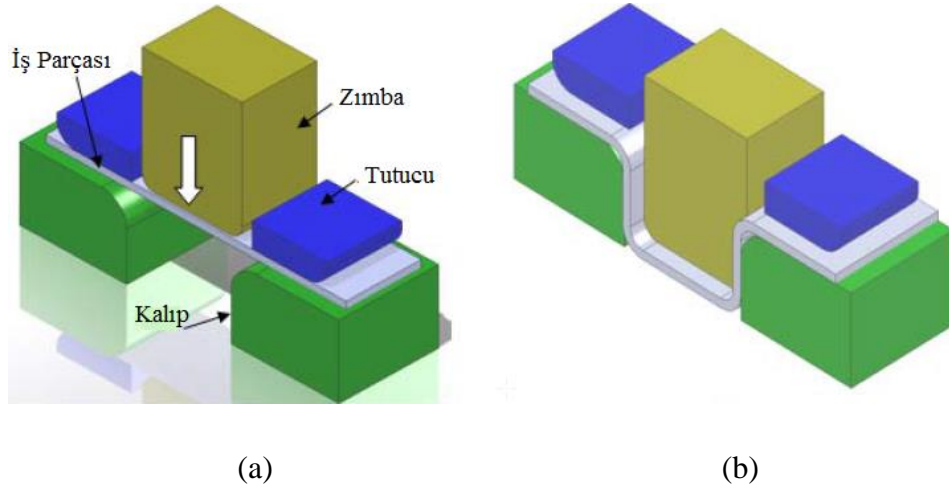
Şekil 2.10. V Bükme prosesinde (a) başlangıç safhası ve (b) bitiş safhasının gösterilmesi (Abdullah ve ark. 2012)



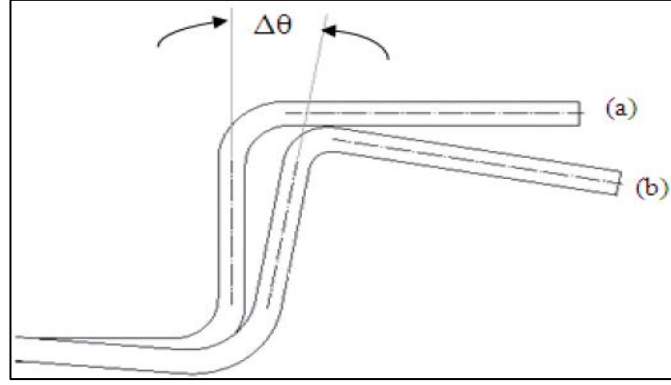
Şekil 2.11. V Bükme prosesinde geri yaylanmanın tanımlanması (a) yüklü durum (b) yüksüz durum (Abdullah ve ark. 2012)

2.3.1.2. U Bükme

U bükme, bazı durumlarda derin çekme olarakta adlandırılır. Burada bükme tezgahı Şekil 2.12’de gösterildiği gibidir. U bükme prosesi boyunca dikdörtgen şeklindeki zımba ve kalıp arasındaki metal parçanın yan duvarları uzamaya ve bükülmeye zorlanır. U bükmedeki önemli parametrelerden birisi de metal sacı tutan tutucuların gücüdür. Tutucuların gücü arttıkça malzemelerin akış direncide artar yani yan duvarlardaki gerilme dağılımı bütün yüzey üzerinde gerilme stresine dönüşür. Geri yaylanmanın tespiti Şekil 2.13 de gösterildiği gibi olup geri yaylanma her yönde aynı değeri göstermekte ve geri yaylanma sapması az olmaktadır.



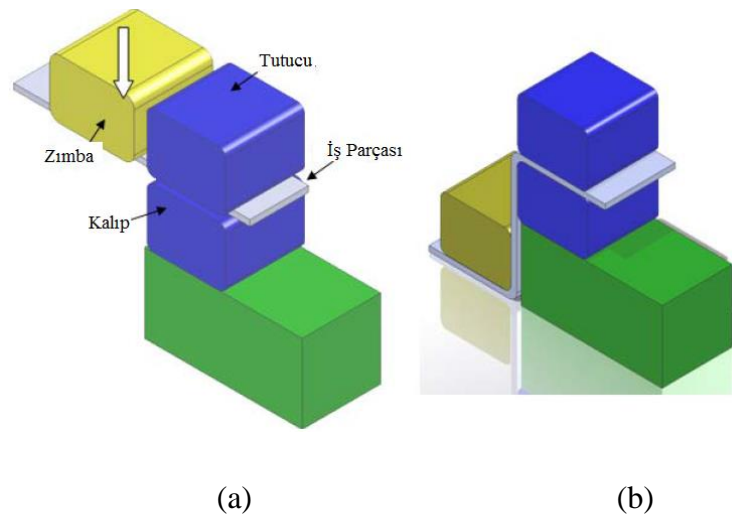
Şekil 2.12. U Bükme prosesinde (a) başlangıç safhası ve (b) bitiş safhasının gösterilmesi (Abdullah ve ark. 2012)



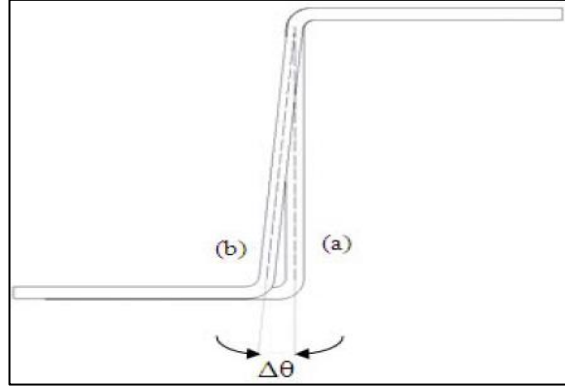
Şekil 2.13. U Bükme prosesinde geri yaylanmanın tanımlanması (a) yüklü durum (b) yüksüz durum (Abdullah ve ark. 2012)

2.3.1.3. Derin çekme

Biri diğerine göre 90° 'lik açıyla hareket eden iki hidrolik sistemden oluşur. Bunlardan birisi sabit olan kalıp, diğeri ise hareketli parça zımbadır. Bükülecek iş parçası tutucu ile tezgâh arasına sıkıştırılır ve zımbanın aşağı yönlü hareketi ile 90° 'lik açı ile bükülür. Bu oluşum Şekil 2.14'de gösterilmiştir. Derin çekme işleminin en önemli avantajı ince duvarlı tüplerin istenilen yarıçapta ve hassasiyette bükülmesine olanak sağlamasıdır. Şekil 2.15'de gösterilen derin çekme sonrası geri yaylanmanın tanımlanmasında U bükmedeki tanımlamaya benzerlik göstermektedir.



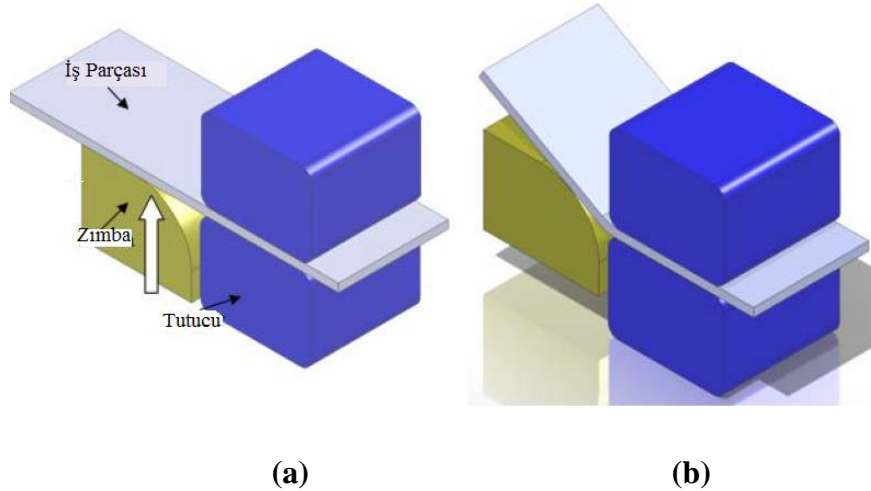
Şekil 2.14. Derin çekme prosesinde (a) başlangıç safhası ve (b) bitiş safhasının gösterilmesi (Abdullah ve ark. 2012)



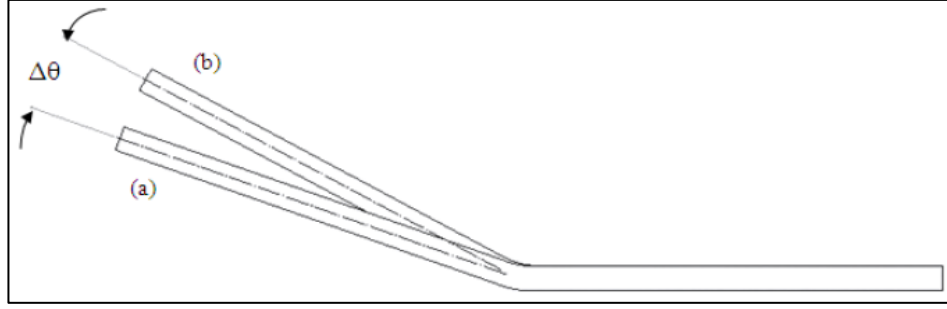
Şekil 2.15. Derin çekme prosesinde geri yaylanmanın tanımlanması (a) yüklü durum (b) yüksüz durum (Abdullah ve ark. 2012)

2.3.1.4. Düz kenar bükmesi

Bu bükme yöntemiyle sac metal malzemeler yaklaşık 90°'lik bükme ile şekil alabilirler. Bükme işleminde kalıp köşe radyusu, zımba uç radyusu, kalıp ve zımba açıklığı ve sac metal yapısı, geri yaylanma üzerinde etkili parametrelerdir. Bu bükme prosesinde iş parçası Şekil 2.16'da gösterildiği gibi tutucular arasında sıkıştırılır ve zımbanın yukarıya doğru hareket etmesiyle istenilen açı ve yarıçapta bükme yapılır. Burada en önemli parametre eğrilik yarıçapı ve sac kalınlığı (R/t) arasındaki orandır. Bu yöntemin en büyük dezavantajı işlem maliyetinin yüksek olmasıdır.



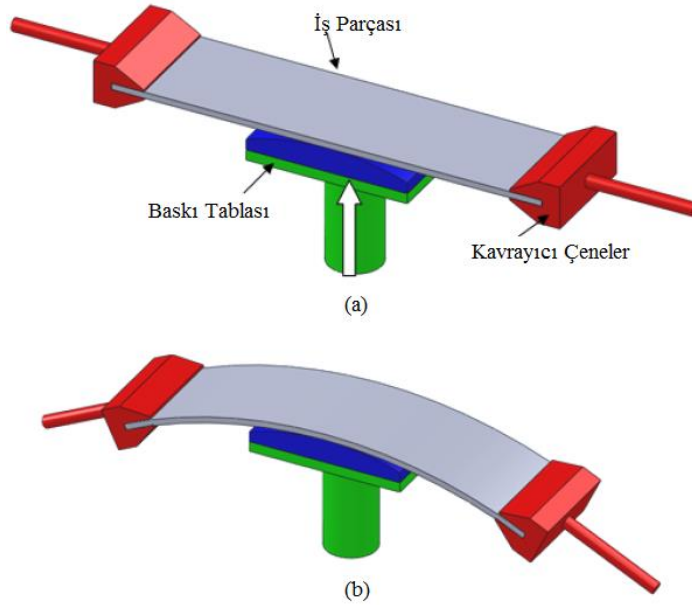
Şekil 2.16. Düz kenar bükme prosesinde (a) başlangıç safhası ve (b) bitiş safhasının gösterilmesi (Abdullah ve ark. 2012)



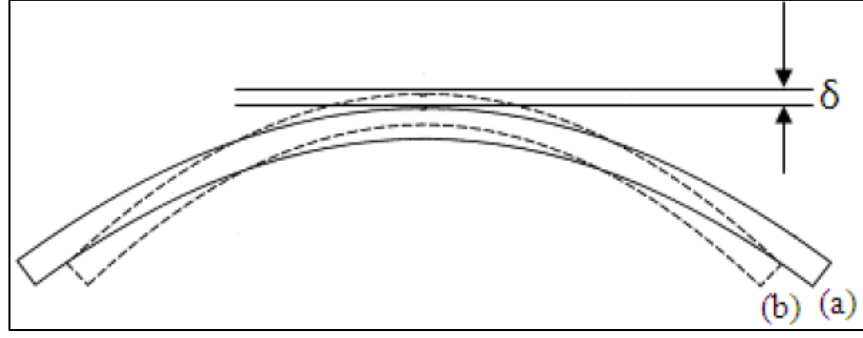
Şekil 2.17. Düz kenar bükme prosesinde geri yaylanmanın tanımlanması (a) yüklü durum (b) yüksüz durum (Abdullah ve ark. 2012)

2.3.1.5. Gererek şekillendirme ile bükme

Şekil 2.18’de gösterildiği gibi bu yöntemin esası iki ucundan çeneler ile tutulmuş iş parçasının ters yönde uygulanan zımba kuvveti ile gerilerek bükülmesine dayanmaktadır. Şekil vermede ve çok düzgün yüzeylerde büyük eğrilik yarıçaplarındaki bükmelerde uygulanan bir prostestir. Alüminyum, çelik, titanyum gibi sünek malzemelerin bükülmesinde uygulanan bir yöntemdir. Araç kapılarında, panellerde, uçak kanatlarında ve pencere ızgaralarında şekil vermede bu yöntem kullanılmaktadır. Geri yaylanmaya ait ölçüm yöntemi Şekil 2.19’da verilmiştir.



Şekil 2.18. Gererek şekillendirme ile bükme prosesinde (a) başlangıç safhası ve (b) bitiş safhasının gösterilmesi (Abdullah ve ark. 2012)



Şekil 2.19. Gererek şekillendime ile bükme prosesinde geri yaylanmanın tanımlanması (a) yüklü durum (b) yüksüz durum (Abdullah ve ark. 2012)

2.3.1.6. Split ring testi

Bu bir geri yaylanmayı ölçme testidir. Şekil 2.20’de gösterilen Split ring testinin esası; dairesel olarak derin çekilmiş bir kaptan ince bir halkanın kesilmesine ve daha sonrada bu halkanın bir noktadan dikey yönde kesilerek açılmasıyla oluşan yeni halka yarıçapından ilk halka yarıçapının çıkarılması ile doğrudan geri yaylanmanın ölçülmesine dayanmaktadır.



Şekil 2.20. Split Ring Testi (Abdullah ve ark. 2012)

2.3.2. Geri yaylanmanın literatür analizi

Geri yaylanma üzerinde etkili olan parametreler ile ilgili olarak Vladimirov ve ark. (2009), malzemenin fiziksel özellikleri, nümerik yaklaşım, isotropik ve kinematik sertleştirme şeklinin, Sun ve Wagoner (2011), Bauschinger etkisi ve elastisite özelliği oluşunun Li ve ark. (2002)'da elastik ve plastik anisotropinin etkili olduğunu açıklamışlardır.

Bunun yanı sıra Li ve ark.(2002) ve Osman ve ark. (2010) tarafından geri yaylanma üzerinde malzeme kalınlığı, sürtünme katsayısı, blank holder (tutucu) gücü, takım geometrisi, temas basıncı, sıcaklık ve yük boşalması olayının da önemli olduğu belirtilmektedir.

Samuel (2000) paslanmaz çelik, mild çelik ve alüminyum alaşımında U derin çekmeyle, deneysel ve nümerik olarak geri yaylanmayı incelemiş ve deneysel verilerin nümerik verilerle uyumluluğunu göstermiştir. Geri yaylanmanın tutucu kuvvetine bağlı olarak zımba yarıçapıyla arttığını, yan duvar bükümünün ise tezgah yarıçapıyla azaldığını belirtmiştir. Yüksek sürtünme değeri, geri yaylanmayı ve artan duvar gerilmesine bağlı yan duvar bükümünü azaltmaktadır. Tutucu kuvvetin artmasıyla da geri yaylanma azalmaktadır. Geri yaylanma oranı normal anizotropik değer artmasıyla, ya da gerilme sertleşmesinin azalmasıyla artmaktadır.

Carden ve ark. (2002) U çekmede geri yaylanmayı çelik ve diğer malzemelerde araştırmıştır. Sürtünme arttıkça geri yaylanmanın da özellikle 6022-T4 de arttığını, artan yarıçapla sürtünmenin azaldığını belirtmiştir. Ancak yarıçapın et kalınlığına eşit olması halinde geri yaylanmanın sıfır olduğunu, ancak çok küçük yarıçaplarda bile geri yaylanmanın olabileceğini göstermiştir.

Cleveland ve Ghosh (2002) Geri yaylanma büyüklüğünün, şekil verme sırasında oluşan radyal gerilmenin malzemenin elastik modülüne olan oranıyla orantılı olduğunu göstermiştir.

Moon ve ark. (2003) ise alüminyum sacların geri yaylanması üzerinde sıcak kalıp ve soğuk zımba kombinasyonunun etkilerini incelemiştir.

Tekiner (2004), prinç, bakır, çelik, alüminyum ve paslanmaz çelikte geri yaylanmayı değişik V-bükme açılarında incelemiştir ve artan bükme açısıyla geri yaylanma açısının da arttığını farklı malzeme kalınlıklarında göstermiştir. Ayrıca malzeme kalınlığı ve malzeme üzerine uygulanan yük süresinin artmasıyla geri yaylanma miktarının da bütün malzemelerde azaldığı gözlemlenmiştir.

Ragai ve ark. (2005) derin çekme yöntemiyle paslanmaz çeliklerde geri yaylanmayı incelemiştir. Tutucu kuvveti ve buna bağlı olarak uygulanan zımba kuvveti arttıkça yer değiştirme miktarının arttığını ve bu artışın kuru yüzeylerde yağlı yüzeylere nazaran daha fazla olduğunu göstermiştir. Ayrıca diyagonalite açısıyla geri yaylanmada artış olmuştur.

Ling ve ark. (2005) L bükmede geri yaylanmayı AL2024-T4 malzemesinde nümerik olarak incelemiştir ve tezgâh yarıçapının malzeme kalınlığına oranı arttıkça geri yaylanmanın azaldığını ve maksimum geri yaylanmayı, malzeme kalınlığının 0,95t' i kadar tezgâh açıklığı olduğu zaman gözlemiştir. Minimum geri yaylanma ise bütün tezgâh yarıçaplarında 0,75t'de olmuştur.

Gomes ve ark. (2005) yüksek gerilimli anizotropik çeliklerde geri yaylanmayı deneysel ve nümerik olarak U bükme yöntemiyle araştırmıştır. Barlat modeliyle deneysel verilere en yakın sonuçlar elde edilmiş, ancak Sy modeli daha iyi sonuçlar vermiştir. Akma gerilimin artmasıyla geri yaylanma da artmıştır. Mises ve Hill modellerinde bütün hadde yönünde aynı gerilme değerleri alındığından, herhangi bir yaylanma üretilememiş ve hadde yönündeki gerilme değerlerinin geri yaylanma hesaplanmasında yarıçap değerlerinden daha önemli olduğunu göstermiştir. Hadde yönünün, malzeme anizotropisinin ve sertleştirilmenin geri yaylanma da önemli değişiklikler yaptığı tespit edilmiştir.

Tekaslan ve ark. (2006) V şeklindeki tezgâhlarda 0,5 mm kalınlığındaki çelik malzemede geri yaylamayı incelemiş ve geri yaylanmanın tezgâh ve malzemenin bir fonksiyonu olduğunu göstermiştir. Diğer taraftan zımbanın malzeme üzerinde kalma süresi arttıkça geri yaylanmanın orantılı olarak azaldığını ve malzeme üzerinde zımbanın kalma süresi 20 saniyeyi geçmesi halinde ise geri yaylanmanın 1 -3° azaldığını açıklamıştır. Metal kalınlığının ihmal edilmesi halinde ise zımbanın malzeme üzerinde bekletildiği durumda geri yaylanmadaki fark 4° olarak hesaplanmıştır. Geri yaylanmanın doğru olarak hesaplanmasında, malzeme ve uygulanan yöntemin önemli olduğu sonucuna varmıştır.

Garcia-Romeu ve ark. (2007) paslanmaz çelik ve alüminyumda V bükmeyle geri yaylanmayı incelemiştir. Malzeme kalınlığının azalması, bükme oranının artması ve kalıp genişliğinin ve kalıp yarıçapının artması ile geri yaylanmada artış olmuştur. Paslanmaz çelikte akma gerilmesinin Al'dan 3 kat daha büyük olması, daha büyük sertlik ve plastik davranış göstermesi çeliğin daha fazla geri yaylanmasına neden olur.

Tekaslan ve ark. (2008) geri yaylanmayı paslanmaz çelikte V bükme tezgâhında incelemiştir. Bu çalışmada, kalıp ile zımba arasında metal kalınlığı kadar bir kalınlık olması durumunda bükme profili ile oluşabilecek deformasyon önlenmiş, ancak zımba ile kalıbın tam teması halinde ise geri yaylanma değerleri tanımlanamamıştır. Zımbanın saç üzerinde bekleme süresi, bükme açısı ve malzeme kalınlığının artması durumunda geri yaylanma değerleri azalmıştır.

Yu (2009) TRIP600 çeliklerinde U bükmede LS-DYNA programıyla nümerik olarak geri yaylanmayı incelemiştir. İnelastik geri dönüşümün (iyileşme) toplam geri dönüşüme oranı arttıkça plastik deformasyonunda arttığını ve değişken elastik modülünün sabit elastik modülüne göre daha iyi sonuç verdiğini ve deneysel sonuçlarla daha uyumlu olduğunu göstermiştir. Geri yaylanmanın doğru hesaplanabilmesi için inelastik geri dönüşümün iyi bilinmesi gerektiğini belirtmiştir.

Kazan ve ark. (2009) Tezgâh yarıçapı ve malzeme kalınlığının geri yaylanmaya etkisini incelemiştir. Tezgâh yarıçapının malzeme kalınlığına oranı arttıkça geri yaylanmanın

arttığını ve deneysel ve nümerik sonuçların uyumlu olduğunu göstermiştir. Zımba yüksekliğinin çok küçük olması V bükme açısının gerekli olandan daha az olmasına neden olmaktadır. Yine aynı şekilde zımba yüksekliğinin çok fazla olması da ileri yaylanmaya neden olmaktadır. Ayrıca tezgah ile malzeme arasında boşluk olması da geri yaylanmaya yol açmaktadır.

Bakhshi-Jooybari ve ark. (2009) CK67 çeliğinde V ve U bükmede geri yaylanmayı deneysel ve nümerik olarak incelemiştir. U bükmede ileri yaylanma hiç olmamış, ancak bazı durumlarda V bükmede ileri yaylanma olmuştur. Hem V, hem de U bükmede, malzeme kalınlığı arttıkça geri yaylanma ve ileri yaylanma açısı azalmıştır. V bükmede belli bir zımba yarıçapında hiç geri yaylanma olmazken, artan zımba yarıçapıyla ileri yaylanmada azalma kaydedilmiştir. U bükmede ise geri yaylanma artan zımba yarıçapıyla artmaktadır. U bükmede ileri yaylanma olmazken, geri yaylanma zımba yarıçapı arttıkça artmaktadır. Hadde yönüne göre bükme açısı arttıkça geri yaylanma ve ileri yaylanma artmaktadır. Hadde yönüne göre 0° oryantasyonda, V ve U bükmede en uygun şartlar sağlamaktadır.

Parsa ve ark. (2010) AA3105/Polpropilen/AA3105 sandviç sac malzemede geri yaylanmayı deneysel ve nümerik olarak araştırmış ve uyumlu sonuçlar bulmuşlardır. Bu çalışmada, yük zımbanın yer değişimi ile lineer olarak artmış ve zımba - kalıp ve iş parçası tam temas ettiği oluşun yer değişim yük ile keskin bir şekilde artmıştır. Sandviç levhadaki yük yer değişimi eğrisi tek bir metal levhadaki ile aynı davranışı göstermiştir. Sandviç levha alüminyumdan daha fazla gerilim enerjisi tuttuğundan dolayı alüminyumun geri yaylanması sandviç panelinkinden daha fazla olmuştur. Zımba yarıçapının artması geri yaylanmayı da azaltırken, sandviç levha kalınlığının artması geri yaylanmayı arttırmıştır. Literatür çalışmalarında, tek bir malzemede geri yaylanmanın artan malzeme kalınlığıyla azaldığı bilinmektedir. Yani kalınlığın artmasıyla geri yaylanma bütün durumlarda, sandviç paneller hariç, azalmaktadır.

Narayanasamy ve Padmanabhan (2010) geri yaylanmayı incelerken yağlanmayı dikkate almış, Titanyum ve Niobyum alaşımli çelik kullanmıştır. Bükme açısının artmasıyla geri yaylanmada ve iş parçasında meydana gelen elastik geri dönüşümde artış olmuştur.

Kuru, SAE 30 yağı ve beyaz gres yağı kullanılarak yapılan çalışmalar karşılaştırıldığında iyi adhesif özelliğe sahip beyaz gres yağı kullanılan çalışmada geri yaylanmanın azaldığı görülmüştür. Geri yaylanma üzerine hem zımba, hem de kalıbın birlikte yağlanarak yapıldığı çalışma daha etkili bulunmuştur. Yağın efektif bölgede artması sonucunda geri yaylanma azalmıştır. Kullanılan üç hadde yönündeki yağlama şartları için beyaz gres yağının geri yaylanma üzerindeki etkisinin daha fazla olduğu saptanmıştır.

Grizelj ve ark. (2010) V bükme kalıbıyla yaptıkları çalışmada HSS ve UHSS (ultra high strength steel) malzemelerini kullanmışlar ve V bükmede küçük zımba açıları ve küçük bükme yarıçaplarında ileri yaylanmanın daha fazla meydana geldiğini açıklamışlardır.

Nanu ve Brabie (2011) radyal gerilme ile geri yaylanma arasındaki ilişkiyi alüminyum alaşımı ve dual fazlı çeliklerde incelemiş ve radyal gerilmenin yüksek olması halinde geri yaylanmanın da yüksek olduğunu, radyal gerilmenin malzeme kalınlığı ve uzunluğu yönünde sabit olmadığını, alüminyum alaşımındaki geri yaylanma parametrelerinin çelikten daha fazla olduğunu göstermiştir.

Barouzeh ve Mondali (2011) V bükmede DP600 çeliğinde 2,5 mm malzeme kalınlığında, oda sıcaklığından 300° C sıcaklığa kadar, değişik hadde yönlerinde geri yaylanmanın sıcaklıkla değişimini deneysel ve nümerik olarak incelemiştir. Bu deneyde sabit sıcaklık durumu elde etmek için el yapımı termostatik hazne kullanılmıştır. Geri yaylanmanın artan sıcaklıkla, 200°C hariç, azaldığını ve en düşük geri yaylanmanın 300 °C sıcaklıkta olduğunu belirtmiştir. Ayrıca malzeme davranışlarının hadde yönüne göre farklılıklar gösterdiğini ve en uygun geri yaylanmanın 300 °C sıcaklıkta 45° hadde yönünde olduğunu ve deneysel verilerin nümerik sonuçlarla uyumlu olduğunu göstermiştir.

Kim ve ark. (2011) değişken elastik modulünün sabit elastik modulüne göre daha iyi sonuçlar verdiğini göstermiştir.

Chongthairungruan ve ark. (2012) geri yaylanmayı geliştirilmiş yüksek dayanımlı çeliklerden (AHSS, advanced high strength steel) olan dual fazlı çeliklerde deneysel ve nümerik olarak, motifiye edilmiş S ray formunda inceleyerek elastik modul ile plastik modul arasında bir bağıntı geliştirilmiştir. Sonuç olarak deformasyonun geri yaylanma etkisini arttırdığını ve elastik modülünün doğru tespit edilmesinin geri yaylanmanın hesaplanmasını kolaylaştırdığını göstermiştir. Ayrıca, nümerik hesaplamalarda Yoshida–Uemori modelinin diğer modellere göre daha doğru sonuçlar verdiğini belirtmiştir.

Ötü ve Demirci (2012) alüminyum sac malzemelerde 60°'lik V bükme kalıbında geri yaylanmayı incelemiş ve zımbanın kalıp üzerinde bekleme süresinin, malzeme kalınlığının ve zımba yarıçapının artmasıyla geri yaylanmanın azaldığını ve hadde yönünün geri yaylanmada etkili olduğu gözlemlenmiş, ancak hangi mertebede olduğunu belirtmemiştir.

Dilipak ve ark. (2013) 4 mm kalınlığındaki S235JR malzemesi ile 90°'lik V bükme kalıbında 5 farklı zımba eğrilik yarıçapı ile zımbanın malzeme üzerinde 30 sn. bekletilmesi ve doğrudan bükme yerine temasına dayanan bir çalışma yapmışlardır. Çalışma sırasında kullanılan numuneler temperlenmiş, normalizasyon tavlama yapılmış ve ısıl işleme tağbi tutulmuş olarak üç şekilde hazırlanmıştır. 25 mm/dak. hızla yapılan çalışmalar sonucunda artan zımba yarıçapı ile ileri yaylanmanın azaldığını, normalizasyon işleminin ileri yaylanmayı arttırdığını ve temperleme işleminin ise ileri yaylanmayı azalttığını bulmuşlardır. 30 sn. bekletmenin ise ileri yaylanmanın azalmasına sebep olduğu sonucuna varılmıştır.

Davoodi ve Zareh-Desari (2014) çeşitli malzemelerde geri yaylanmayı incelemiş, artan zımba yarıçapıyla geri yaylanmadaki azalmanın poliüreten malzemelerde alüminyum, bakır ve çelikten daha az olduğunu açıklamıştır. Elastik tabakadaki sertliğin artmasıyla geri yaylanmada önemli ölçüde azalma gözlemlenmiştir.

3.MATERYAL VE YÖNTEM

3.1. Giriş

Bu bölümde; bu tez çalışmasında kullanılan malzemelerin, mekanik özellikleri, uygulanan deneysel yöntem ve deney düzenekleri tanıtılacaktır. Bu çalışma kapsamında; 1,2 – 1,6 – 2,0 mm olarak belirlenen kalınlıklarda DP600 ve DP780 dual fazlı çelik saclarının 30°, 45°, 60°, 75°, 90° ve 105° bükme açılarında R2, R3 ve R4 eğrilik yarıçapında, hadde yönüne göre 0°, 45°, 90° geri yaylanma değerleri deneysel olarak incelenecektir. Bu amaçla önce malzemelerin kimyasal, fiziksel ve mekanik özellikleri belirlenecektir. Daha sonra ise uygun boyutlara getirilen bu numuneler 30 tonluk hidrolik pres yardımıyla istenilen bükme açısında teste tabi tutulacaktır. Burada sırasıyla önce malzemenin mekanik özelliklerini belirlemek için malzemeye uygulanan test yöntemleri açıklanacak, sonra deneysel yöntemler ve numuneler tanıtılacak ve en sonunda ise deney düzenekleri anlatılacaktır.

3.2 Mekanik özelliklerin tanımlanması

Deneysel çalışmada kullanılan malzemelerin, mekanik özelliklerinin belirlenmesi için Kimyasal Analiz Testi, Sertlik Testi, Yüzey pürüzlülüğü Testi, Mikro Yapı İncelemesi ve Çekme Testleri bu kısımda tanıtılacaktır.

3.2.1. Kimyasal analiz testi

Deneysel çalışmalarda kullanılan 1,2 - 1,6 - 2,0 mm kalınlığındaki DP600 ve DP780 dual fazlı saclarının kimyasal analizleri ve içyapıdaki elementlerin oranları Çizelge 3.1 de verilmiştir.

Çizelge 3.1. DP600 ve DP780 için kimyasal analiz değerleri

Çelik Sac	Çelik Saclarda Bulunan Kimyasalların % Oranları										
	C	Si	Mn	P	S	Al	Nb	Mg	Cr	Ti	V
DP600	0,095	0,337	1,933	0,023	0,001	0,024	0,005	0,0004	0,229	0,002	0,005
DP780	0,152	0,283	2,068	0,025	0,003	0,027	0,005	0,0005	0,26	0,003	0,005

3.2.2. Sertlik testi

DP600 ve DP780 dual fazlı çelik sac numuneleri için sertlik ölçümleri, Tronic HVS-50 Dijital Ünlversal Sertlik Ölçüm Cihazında 1kg.'lık yük altında yapılmıştır. Sertliği ölçülecek yüzeyler, metalografik yöntemle parlatılmıştır. Her bir numuneden 5 farklı bölgeden sertlik değeri alınarak ortalaması hesaplanmış sonuçlar Çizelge 3.2 de verilmiştir. Çizelge 3.1 ve 3.2 birlikte incelendiğinde DP780 deki C oranının DP600 den daha yüksek olmasından dolayı, DP780'ün yüzey sertliğinin de DP600 de daha fazla olduğu görülür.

Çizelge 3.2. DP600 ve DP780 için sertlik değerleri

MALZEME	HV 1
DP600	198
DP780	234

3.2.3. Yüzey pürüzlülüğü testi

Yüzey pürüzlülüğü ölçümleri Time TR-200 Yüzey Pürüzlülük Ölçüm Cihazında yapılmıştır. Cihazın ölçüm birimi $\mu\text{m}/\mu\text{inch}$, yüzey pürüzlülüğü ölçüm parametreleri Ra (ortalama pürüzlülük), Rq (ortalama karekök değeri): 0,01- 40 μm , Rz (ortalama profil yüksekliği), Ry (maksimum profil yüksekliği), Rp (maksimum profil yüksekliği), Rt (çukurdan tepeye maksimum yükseklik), R3z (üçüncü en düşük noktadan üçüncü en yüksek noktaya ortalama değeri): 0,02-160, Değerlendirme boyu 1-5 cutoff, Hareket hızı 1,0 mm/s, Tarayıcı dedektör TS100 Elmas, radyüs:5 μm 'dir.

Ölçümler her bir kalınlık için 10 tekrarlı olarak ve cihaz ölçüm değerleri LTH: 2,5x5 , Std: ISO , Ran:±40 µm , Filtre :RC , Display:Ra seçilerek yapılmış, sonuçlar Çizelge 3.3 de verilmiştir. Burada aynı malzeme kalınlıklarında pürüzlülüklerin aynı olduğu, dolayısıyla pürüzlülüğün daha çok üretim teknolojisine bağlı olduğu söylenebilir.

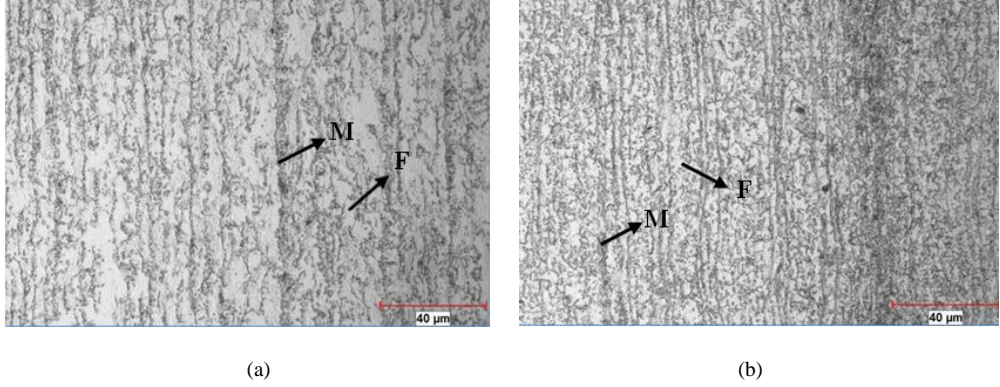
Çizelge 3.3. DP 600 ve DP780 için yüzey pürüzlülük değerleri

MALZEME	YÜZEY PÜRÜZLÜLÜĞÜ DEĞERİ [Ra(µm)]
DP600 1,2mm	1,448
DP600 1,6mm	1,291
DP600 2,0 mm	1,130
DP780 1,2 mm	1,427
DP780 1,6 mm	1,288
DP780 2,0 mm	1,204

3.2.4. Mikro yapı incelemesi

Bakalite alınan numuneler sırasıyla 180, 400, 600, 800, 1000, 1200 numarada SiC esaslı su zımparasıyla parlatılmıştır. Su zımparasıyla parlatılan numuneler daha sonra 1µm'lik alüminyum pasta ile parlatılmıştır. Parlatılan numuneler %3 nital ile dağlanmıştır. Mikroyapı incelemeleri Nikon Eclipse LV-150 mikroskobu ile yapılmıştır.

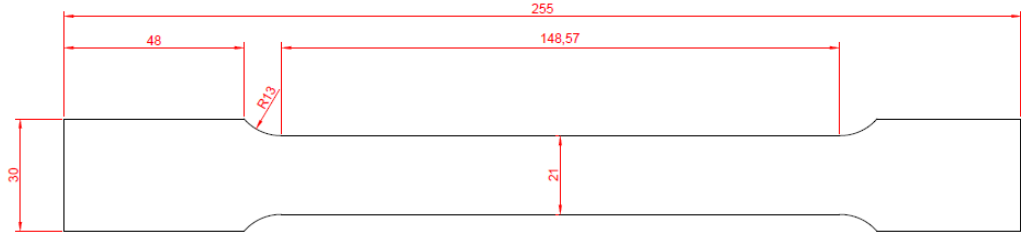
Şekil 3.1'deki mikroyapı fotoğrafları incelendiğinde içyapıların ferritik (açık renk) ve martenzitik (koyu renk) bir mikro yapıya sahip oldukları görülmektedir.



Şekil 3.1. DP600 (a) ve DP780 (b) metal sacların mikro yapı analizleri. M: Martenzite; F:Ferrite

3.2.5. Çekme testi

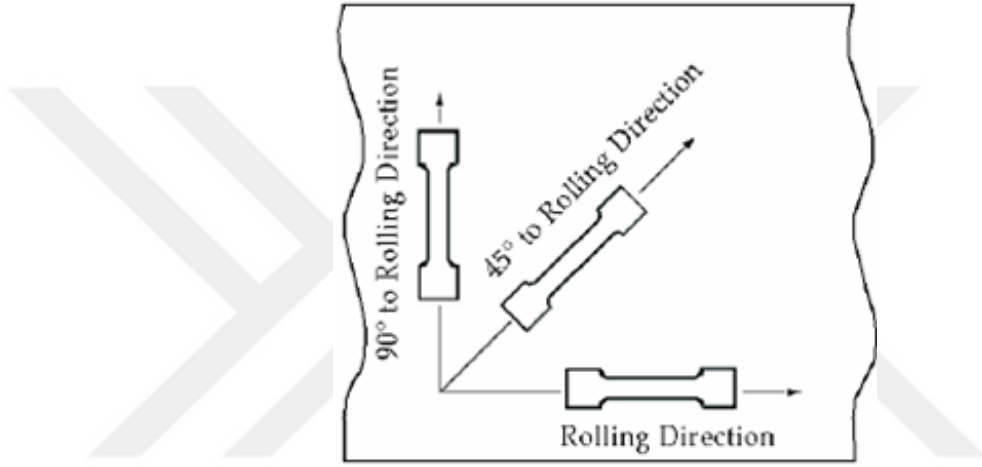
Şekil 3.2’de şematik olarak gösterilen çekme numuneleri, materyal özelliklerini ve anisotropiyi karakterize etmek için 1,2 – 1,6 ve 2,0 mm kalınlıklardaki DP600-DP780 çelik saclarından haddeleme yönüne göre 0° , 45° , 90° yönlerinde ve şekil üzerinde belirtilen boyutlarda hazırlanmıştır.



Şekil 3.2. Çekme numunesinin şematik görünümü

Çekme testleri UTEST 7014 Universal Testing Machine’da yapılmıştır. Cihazın test yükü doğruluğu $\pm \% 0.5$ ’dir.

Deney numuneleri 5 mm/dak.’lık sabit hızla çekilmiştir. Sac malzemesinin aşağıdaki Şekil 3.3 ‘de gösterilen 0° , 45° ve 90° hadde yönlerinde ve sac kalınlıklarına bağlı olarak hazırlanan her bir numune için en az 4 adet çekme testi yapılmıştır. Çekme testi sonrasında ait numuneler Şekil 3.4’de gösterilmiş çekme gerilmesi değerleri ise Tablo 3.4 de verilmiştir.



Şekil 3.3. Sac hadde yönleri



Şekil 3.4. Çekme sonrası numunelerin görünümü

Çizelge 3.4. DP600 ve DP780 için hadde yönüne göre malzeme özellikleri

SAC TİPİ	Elastisite Modülü E(GPa)	Akma Gerilmesi ($R_{p0,02}$) (MPa)	Çekme gerilmesi (R_m) (MPa)	Toplam Uzama (%)
DP 600	210,1	357,5	598,4	9,72
DP780	210,7	528,33	748.1	7,80

Genel olarak çeliklerin deformasyon özelliği “gerilme birim şekil değiştirme” denklemleri yardımıyla incelenmektedir. Bu denklemlerden en yaygını olarak kullanılan Holloman denklemi olup denklem aşağıda verilmiştir.

$$\sigma_g = K \cdot \epsilon^n \quad (3.1)$$

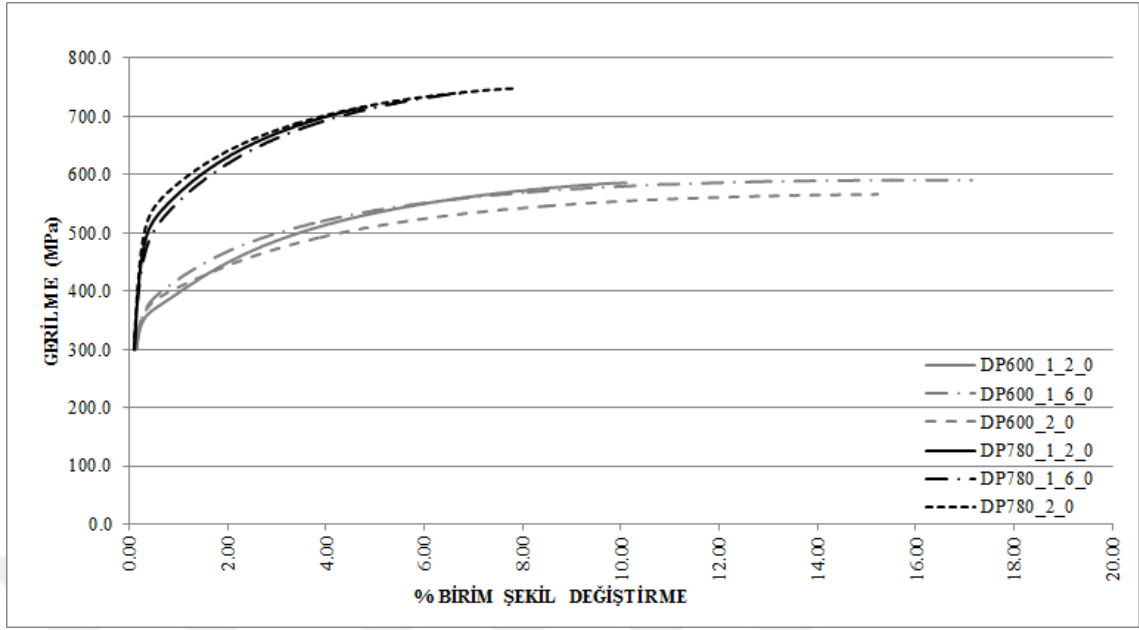
Bu bağıntının her iki tarafının logaritması alınırsa denklem ;

$$\ln \sigma_g = \ln K + n \ln \epsilon_g \quad (3.2)$$

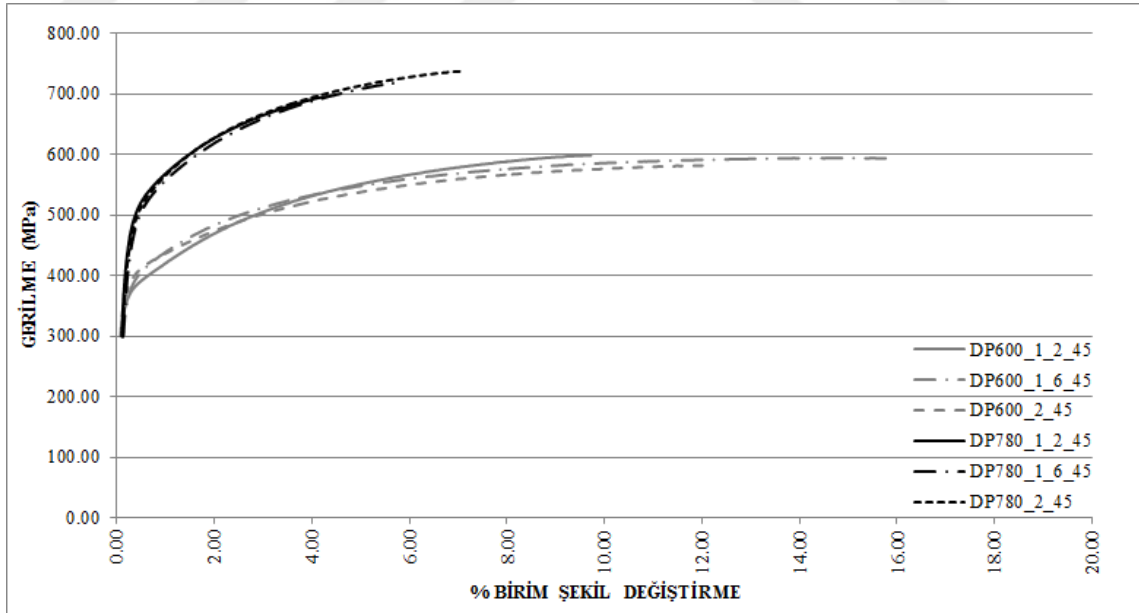
olarak gösterilir. Az alaşımlı ve mikro alaşımlı çeliklerin $\log \sigma - \log \epsilon$ diyagramı doğrusal olduklarından Holloman denklemine uyarlarlar. Dual faz çeliklerinde ise $\log \sigma - \log \epsilon$ diyagramları doğrusal olmadığından bu denklem dual fazlı çeliklerde kullanılmayıp onun yerine bu denklemin biraz değiştirilmiş şekli olan Ludwick Denklemi kullanılmaktadır.

$$\sigma_g = \sigma_a + K \cdot \epsilon^n \quad (3.3)$$

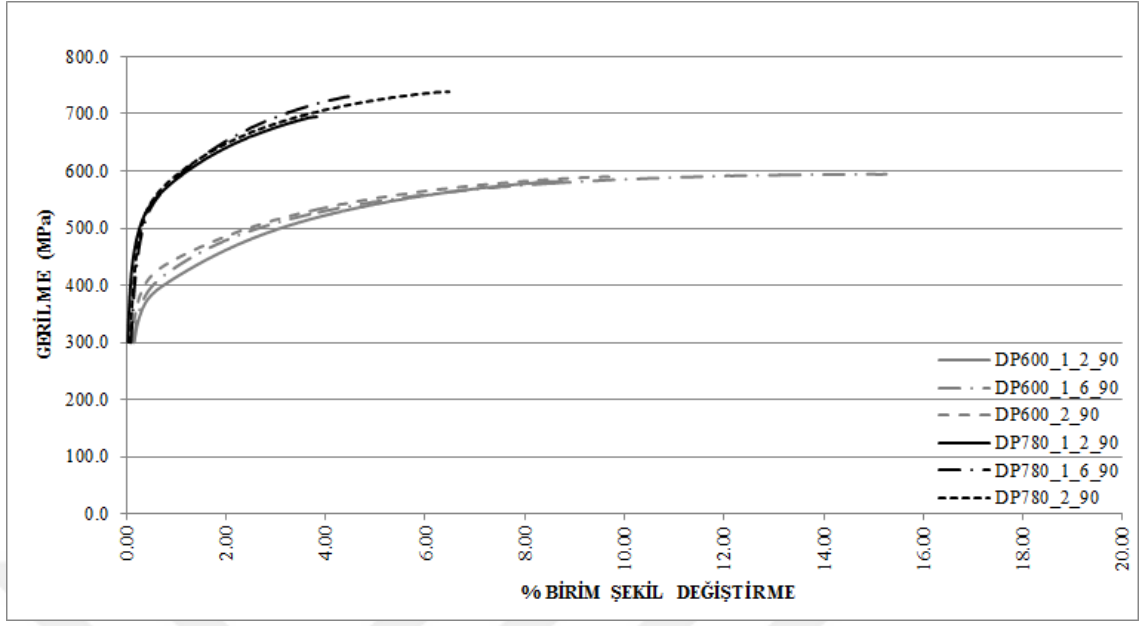
Şekil 3.5 a, b ve c ‘de çekme testleri sonucunda haddeleme yönüne göre 0° , 45° , 90° yönlerinde DP600 ve DP780 saclarının tüm kalınlıklarına ait çekme eğrileri gösterilmiştir.



Şekil 3.5.(a) 0° hadde yönünde DP600 ve DP780 saclarına ait gerilme değerlerinin şekil değiştirme ile değişimi



Şekil 3.5.(b) 45° hadde yönünde DP600 ve DP780 saclarına ait gerilme değerlerinin şekil değiştirme ile değişimi



Şekil 3.5.(c) 90° hadde yönünde DP600 ve DP780 saclarına ait gerilme değerlerinin şekil değiştirme ile değişimi

Bilindiği üzere, bir malzemenin form verilmiş durumdaki çekme mukavemeti ve deformasyon ile sertleşebilme yeteneği o malzemenin aynı zamanda enerji absorbe edebilme kapasitesini de belirlemektedir. Geliştirilmiş yüksek mukavemetli sacların gerek deformasyon sertleşebilirlikleri gerekse form verilif durumlarda sahip oldukları çekme mukavemet değerleri çok yüksektir. Şekil 3.5’deki tüm hadde yönlerine ait çekme eğrileri incelendiğinde tüm sac kalınlıkları için DP780 malzemesinin başlangıç deformasyon sertleşmesinin benzer akma değeri gösteren DP600 malzemesinden daha fazla olduğu ancak ilerleyen deformasyon değerlerinde DP600 malzemesinin DP780’den daha fazla deformasyon sertleştirmesi gösterdiği görölmektedir. DP600’ün uzama oranları da aynı kalınlıktaki sac deformasyon yönü için 2 katından daha fazla olmaktadır. Ayrıca hadde yönü artıkça 0°’den 90°’ye çıktığında her iki çelik için uzama oranı %20 civarında azalma göstermiştir. Buda göstermektedir ki, bir malzemede akma/çekme oranı yüksek olduğu zaman malzemenin şekillenebilme özelliği de o nispette artmaktadır. Yani DP780’in akma/çekme oranı (yaklaşık olarak 0.7) DP600’den (yaklaşık olarak 0.6) daha çok olmasından dolayı DP780’in şekil verilebilirlik kapasitesi daha fazladır.

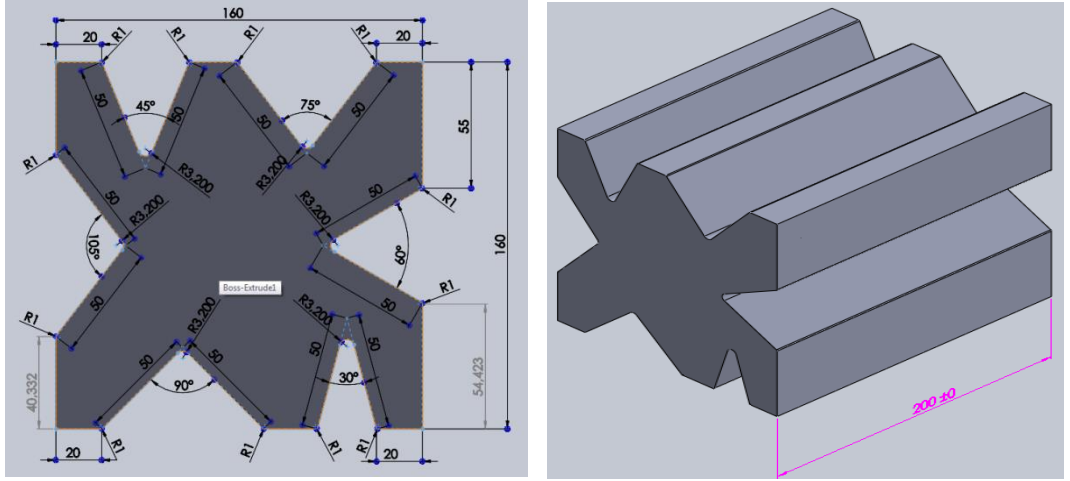
3.3 Deneysel Yöntem ve Numunelerin Hazırlanması

Bu çalışanın esasını oluşturan geri yaylanma analizine başlamadan önce bükme çalışması için çekme testinde olduğu gibi malzeme türü, haddeleme yönü ve sac kalınlığı göz önüne alınarak numunelerin hazırlanması işlemi yapılmıştır. Deneyleerin tekrarlanabilirliğini görmek için her bir test için 3 ayrı numunede 3 ayrı noktadan alınan ölçümlerin ortalaması alınmıştır. Ölçümlerdeki farklılık daima %1'in altında kalmıştır. Numune hazırlığı, kesim hassasiyeti $\pm 0,05$ olacak şekilde 60x90 mm boyutunda, CNC kontrollü Giyotin bıçakla yapılmıştır. Şekil 3.11 da sırasıyla hadde yönüne 0°, 45°, 90° yönlerinde kesilmiş bükme numuneleri gösterilmiştir.



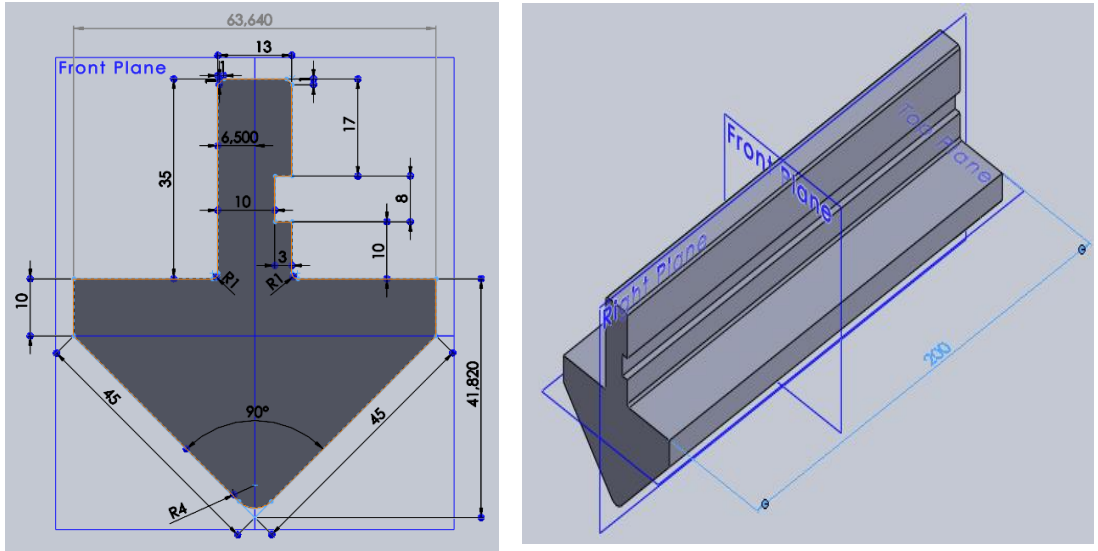
Şekil 3.6. Hadde yönüne göre bükme numunelerinin görünümü

DP600 ve DP780 saclarının tüm kalınlıkları için, Radius 2 (R2) – Radius 3 (R3) - Radius 4 (R4)'lük zımba radyusu ve 30° - 45° - 60° -75° -90° - 105° olmak üzere 6 farklı bükme açısında zımba ve kalıp tasarımları yapılmıştır. Yapılan hesaplamalar sonucunda kalıp maliyetinin azaltılması için bir kalıp üzerine 6 farklı açı yerleştirilerek toplam 9 dişi kalıp bloğu ve 18 zımba ile çalışmalar tamamlanmıştır.



Şekil 3.7.(a)160x160x200mm'lik dişi kalıp üzerine R2 de 1,2 mm sac kalınlığı için 6 farklı açı yerleşiminin enine kesit çizimi

Kullanılan kalıplar 160x160x200 mm boyutunda olup kalıp ve zımba modellemesi Solid Works 2011x64 programı kullanılarak çizilmiştir. Şekil 3.7 (a) ve (b) de sırasıyla R2' de 1,2 mm sac kalınlığı için 6 farklı açı çalışması yapılmış kalıp ve zımba çizimi gösterilmiştir.



Şekil 3.7.(b) R2 de 1,2 mm sac kalınlığı için 90° açılı çizilmiş zımba enine kesit çizimi

Deneysel çalışmalarda kullanılan ve Şekil 3.8’de gösterilen kalıp ve zımbalar SAE 1050 çeliğinden üretilmiştir. Kalıp ve zımbaların yüzeyleri plazma nitrürasyonlama ile sertleştirilmiştir.



Şekil 3.8. Deneysel çalışmalarda kullanılan zımba ve kalıp görünümü

Deneysel çalışmalarda kullanılan zımba radyusları sac kalınlığına bağlı olarak 3 farklı şekilde belirlenmiş ve Çizelge 3.5 de verilmiştir.

Çizelge 3.5. Deneysel çalışmalarda kullanılan sac kalınlıkları ve radyuslar

KALIP RADIUS	SAC KALINLIĞI	KALIP RADYUSLARI
R2	1,2 mm	3,2
	1,6 mm	3,6
	2,0 mm	4,0
R3	1,2 mm	4,2
	1,6 mm	4,6
	2,0 mm	5,0
R4	1,2 mm	5,2
	1,6 mm	5,6
	2,0 mm	6,0

3.4. Deney Düzeneğinin Tanıtılması

Bükme deneyleri, 30 kN luk, C tipi, digital kontrol paneline sahip bükme presinde 12,5 mm/s sabit strok hızıyla yapılmıştır. Çalışmanın yapıldığı hidrolik pres Şekil 3.9 (a) ve (b) 'de farklı açılardan gösterilmiştir.



Şekil 3.9.(a) Hidrolik pres önden görünüm

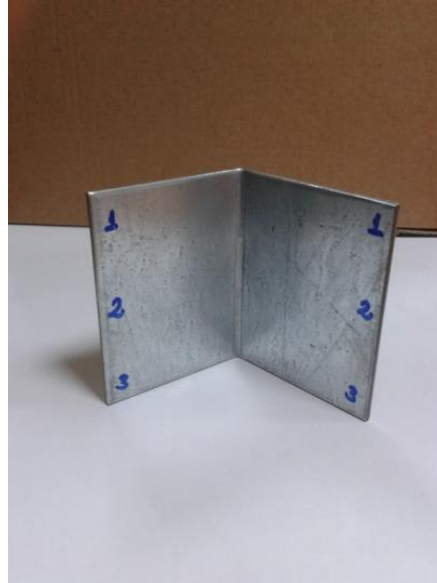


Şekil 3.9.(b) Hidrolik Pres Yandan Görünüm

C tipi hidrolik preste yapılan bükmeler her bir sac kalınlığı için hadde yönüne 0° , 45° , 90° yönlerinde (Şekil 3.10) ve belirlenen tüm açılarda yapılmış ve ardından kalıp içerisinden çıkartılarak her bir numune üzerinde Şekil 3.11 de gösterildiği gibi belirlenen üç noktadan RB Messwerkzeuge marka açıölçer ile açı ölçümleri %1 hassasiyetle yapılmış ve sacların geri yaylanma değerleri tespit edilmiştir.



Şekil 3.10. Hidrolik preste bükülmüş sac numuneleri



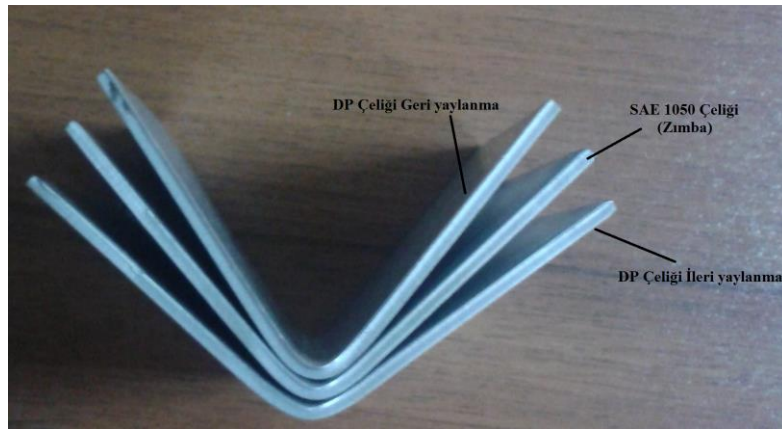
Şekil 3.11. Sac numune üzerinden açı ölçüm noktaları

Çalışma sırasında bükülmüş numuneler üzerinden açı ölçümünün yapılmasında kullanılan RB Messwerkzeuge marka açı ölçer Şekil 3.12’de gösterilmiştir.



Şekil 3.12. RB Messwerkzeuge açı ölçer

1,2 – 1,6 – 2,0 mm kalınlıklarındaki DP600 ve DP780 saclarının $0^\circ - 45^\circ - 90^\circ$ hadde yönlerinde, 60x90 mm boyutlarındaki numuneler ile R2 - R3 - R4 radyuslarına göre hazırlanan kalıplarda deneyler yapılmıştır. Mevcut kalıplardaki 6 farklı açı ölçüsünde yapılan deney sonuçları, R2, R3 ve R4 çalışma grupları altında hadde yönlerine göre gruplandırılarak, her bir açı değeri için DP600 ve DP780 sac malzemenin Şekil 3.13.’e göre yapılan geri yaylanma ölçüm değerinin sac kalınlığına göre değişiminin karşılaştırılması ve yorumlanması bir sonraki bölüm olan Bulgular ve Tartışma bölümünde verilmiştir.



Şekil 3.13. Geri ve ileri yaylanmanın ölçülmesi

4. BULGULAR ve TARTIŞMA

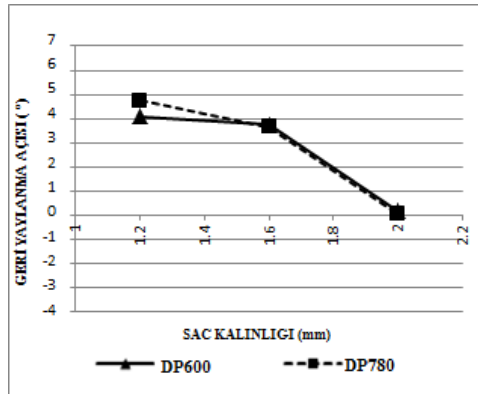
4.1. Giriş

Bu bölümde DP600 ve DP780 sac malzemelerinde 1,2, 1,6 ve 2,0 mm sac kalınlıklarında 60x90 mm boyutlarındaki numunelerin, R2, R3 ve R4 eğrilik yarıçapına sahip zımbalar ile 30°, 45°, 60°, 75°, 90° ve 105° bükme açılarında geri yaylanma değerleri ölçülmüştür. Ayrıca, aynı ölçümler bütün zımba eğrilik yarıçaplarında ve hadde yönlerinde (0°, 45° ve 90°) tekrar alınmıştır. Deneyler sonucunda elde edilen geri ve ileri yaylanma değerlerinin sac kalınlığına göre değişimi DP600 ve DP780 için aynı şekil üzerinde verilmiştir. Bu ölçüm değerleri birbirleriyle ve literatürle karşılaştırılarak yorumlanmaya çalışılmıştır. Bu bölümde ölçümler sırasıyla R2, R3 ve R4 eğrilik yarıçaplarında 0°, 45° ve 90° hadde yönlerinde verilmiştir.

4.2. DP600 ve DP780 Sac Malzemelerinin R2 için Ölçüm Değerleri

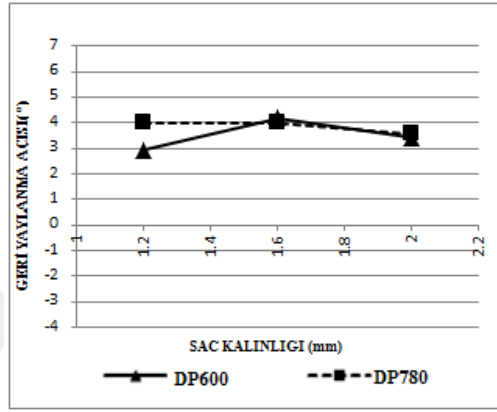
4.2.1. 0° Hadde yönündeki ölçümler

Şekil 4.1’de R2 için 30°’lik bükme çalışmasında sac kalınlığının geri yaylanmaya etkisi gösterilmiştir. Grafikte gösterildiği üzere sac kalınlığı arttıkça 30°’lik bükmede geri yaylanma azalmaktadır.



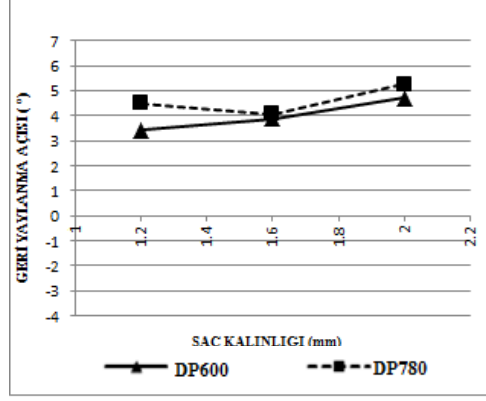
Şekil 4.1. R2 de 0° hadde yönünde 30° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değişimi

DP780 malzemesinde 1,2 mm kalınlık için geri yaylanmanın DP600'den %16 daha fazla olduğu, diğer kalınlıklarda ise dikkate değer bir fark olmadığı gözlemlenmiştir. Bu durum DP780'de içyapıda bulunan martenzit oranının daha fazla olması ve ince sac kalınlığında rijitliğin daha etkin olmasından kaynaklanabilir. Artan kalınlıkla düşük açılarda geri yaylanmanın azalması Bakhshi-Jooybari ve ark. (2009), Tekaslan ve ark. (2008) ve Garcia-Romeu (2007)'nin çalışmalarıyla uyumluluk göstermektedir. Burada her iki durumda da 2 mm sac kalınlığında geri yaylanma sifıra yakın çıkmıştır.



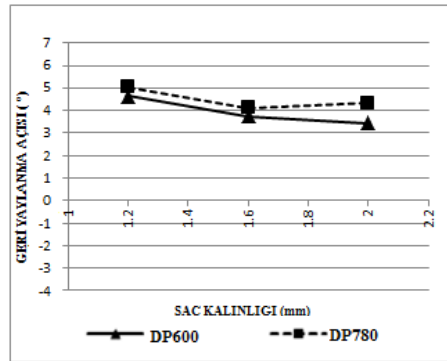
Şekil 4.2. R2 de 0° hadde yönünde 45° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değişimi

Şekil 4.2'de gösterilen R2 de 0° hadde yönündeki 45° açı çalışmasında geri yaylanmanın sac kalınlığına göre değişimi incelendiğinde 1,2 mm sac kalınlığındaki geri yaylanmanın DP780 sacında DP600 sacına göre %14 oranında daha fazla olduğu gözlemlenmiştir. Bu durum 30° bükmede olduğu gibi, DP780 sac malzemesinin içyapısında bulunan martenzit oranının aynı kalınlıktaki DP600 sac malzemesinden daha fazla olmasıyla açıklanabilir. DP780'deki C oranının DP600'den daha fazla olması aynı sac kalınlıklarındaki rijitlik farkını ortaya çıkartmakta ve buna bağlı olarak geri yaylanma daha fazla olmaktadır. Bu sonuçlar Barouzeh ve Mondali (2011)'nin çalışmalarıyla uyumluluk göstermektedir. Aynı grafikte 1,6 ve 2,0 mm kalınlıkları her iki sac malzeme için incelendiğinde, bu kalınlıklardaki geri yaylanma farkının %5 gibi çok küçük oranlarda olduğu ve 2 mm'deki geri yaylanmanın 1,6 mm'deki geri yaylanmadan daha az olduğu görülmektedir. Sonuç olarak DP600 sac malzemesindeki geri yaylanma artan sac kalınlığı ile çok az azalırken DP780'de 1,6 mm'deki geri yaylanmanın 1,2 ve 2,0 mm'den daha fazla olduğu gözlemlenmiştir.

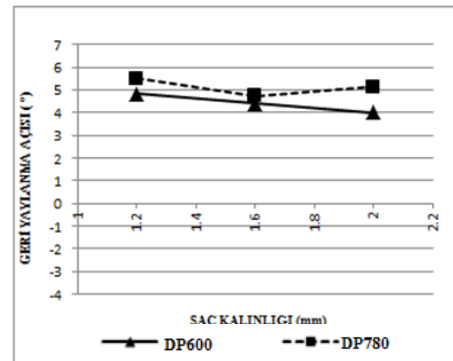


Şekil 4.3. R2 de 0°hadde yönünde 60° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değişimi

R2 yarıçapına sahip zımba ile yapılan 60°'lik bükme çalışmasının sac kalınlığına göre geri yaylanma değerinin gösterildiği Şekil 4.3 incelendiğinde 1,2 mm'lik sac kalınlığı için DP780 malzemesinin DP600 malzemesinden %25 daha fazla geri yaylanma göstermesi Barouzeh ve Mondali (2011)'nin çalışmalarıyla uyumluluk göstermektedir. Ancak 1,2 mm deki geri yaylanma değerini 0,5°'lik bir artışla 1,6 mm'lik sac kalınlığında 4°'lik geri yaylanma açısında her iki sac malzemesi için örtüştüğü görülmektedir. Her iki sac malzemesi de 2 mm'lik kalınlık değeri için 60°'lik bükmede en yüksek geri yaylanmayı göstermişlerdir. Genel olarak ele alındığında DP600 sac malzemesi 60°'lik bükmede artan sac kalınlığına paralel olarak artan bir geri yaylanma değeri göstermiş, DP780'deki geri yaylanma değişimi 1,2 mm'lik kalınlıktan 2,0 mm'lik kalınlığa doğru artan bir geri yaylanma değişimi vermiştir. Bu durum, artan sac kalınlığı ile geri yaylanmanın her açı değerinde artmadığını açıklamaktadır.



(a)

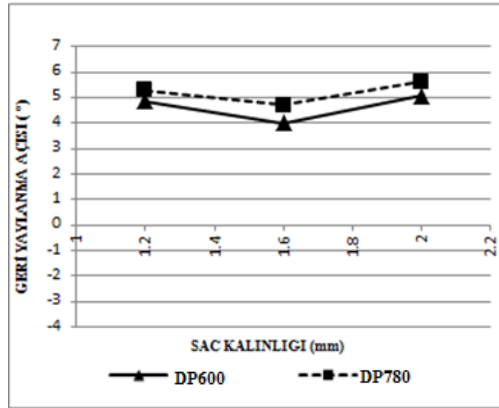


(b)

Şekil 4.4. R2 de 0° hadde yönünde (a) 75° ve (b) 105° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değişimi

Şekil 4.4 (a) da R2'lik zımba ile yapılan 75°'lik bükme açısı için geri yaylanmanın sac kalınlığına göre değişimi gösterilmiştir. 75°'lik bükme açısında DP600 ve DP780 sac malzemeleri de 1,2 mm sac kalınlığında en yüksek geri yaylanmayı göstermiştir. Sac malzemeleri birbirleriyle paralellik gösterecek şekilde 1,6 mm'lik sac kalınlığında daha düşük bir geri yaylanma sergilemiştir. 1,6 mm'ye göre 2,0 mm'lik sac kalınlığında DP780 sacı için 15 dakikalık bir artış gözlemlenirken DP600 için geri yaylanma açısı artan sac kalınlığı ile azalmaya devam etmiştir.

Şekil 4.4 (b) de gösterilen 105°'lik bükmede de en fazla geri yaylanma 1,2 mm sac kalınlığında DP600'de olmuştur. DP780'de 2,0 mm'lik kalınlık hariç diğer durumlarda artan sac kalınlığıyla geri yaylanma azalmıştır. DP600 sacının 105° bükmede elde edilen geri yaylanma değerlerinin, 75° derecelik bükmede elde edilen geri yaylanma değerlerinden 1,2 mm'lik kalınlık için % 4; 1,6 mm'lik kalınlık için %15 ve 2,0 mm'lik kalınlık için %14 fazla olduğu görülür. DP780 sacı için ise bu değişimlerin 1,2 mm'lik kalınlık için % 8; 1,6 mm'lik kalınlık için %13 ve 2,0 mm'lik kalınlık için %16 fazla olduğu, gözlemlenmiştir. Her iki açı değeri içinde bu durum artan sac kalınlığı ile geri yaylanmanın azalması bulgularıyla örtüşmekte ve Bakhshi-Jooybari ve ark. (2009), Tekaslan ve ark. (2008) ve Garcia-Romeu (2007)'nin çalışmalarıyla benzerlik göstermektedir.



Şekil 4.5. R2 de 0° hadde yönünde 90° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değişimi

Şekil 4.5’de 90°’lik bükmede geri yaylanmanın sac kalınlığına göre değişimi gösterilmiştir. 1,2, 1,6 ve 2,0 mm’lik sac kalınlıklarında DP780 sacının DP600’den sırasıyla % 8 , %15 ve %10 oranında fazla geri yaylanma gösterdiği gözlemlenmiştir. Bu sonuçlar yüksek mukavemet değerine sahip malzemelerden yapılan metal sac şekillendirmede geri yaylanmanın arttığını belirten Barouzeh ve Mondali (2011)’nin çalışmalarıyla uyumluluk göstermektedir. Her iki sac malzemesinin geri yaylanma değerleri 1,2 mm’den 1,6 mm’ye doğru bir azalma gösterirken 1,6 mm’den 2,0 mm’ye doğru ise geri yaylanma kalınlıkla bir artış göstermektedir. Sonuç olarak 90° ile 75° ve 105° deki geri yaylanma değerleri 1,2 ve 1,6 mm sac kalınlıklarında aynı trendi göstermekte yani artan sac kalınlığıyla geri yaylanma azalmaktadır.

30° bükme açısındaki geri yaylanma 1,2 mm sac kalınlığı için 45°’deki geri yaylanmadan yaklaşık olarak %10 daha fazla, bu değişim 1,6 mm sac kalınlığında yaklaşık %30 daha fazla olmaktadır. Aynı açı değerinde 2,0 mm sac kalınlığındaki geri yaylanma ise gözlenemeyecek kadar azdır. Hatta ileri yaylanmadan bile bahsetmek mümkündür. Bu durum 30° bükme açısıyla çalışırken meydana gelen plastik deformasyondan kaynaklanabilir. Yani sacın iç ve dış yüzeyleri arasında oluşan birim şekil değiştirme, dış tarafta diğer bükme açılarına göre daha fazla uzama iç tarafta ise aşırı sıkışma (gerilme yığılması) sonucu elastik bölgenin dışına çıkılmasından kaynaklanıyor olabilir.

Bükme açısının 60° ve 90° olması halinde sac kalınlığı 1,6 mm’den 2,0 mm’ye çıkarken geri yaylanma beklenenin aksine artmaktadır. 75° ve 105°’lik bükme açılarında ise sadece DP780 sac malzemesinde her iki durumda da çok az bir değişim gözlenmekte diğer kalınlıklarda ise artan sac kalınlığı ile geri yaylanma azalmaktadır.

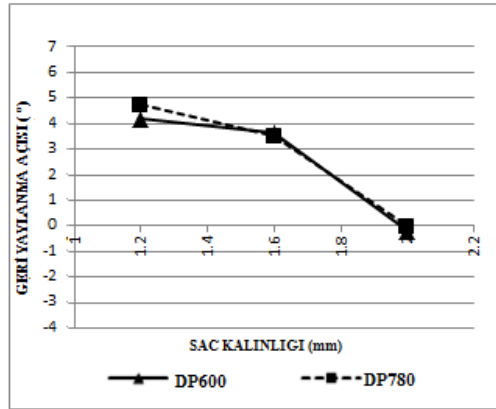
4.2.2. 45° ve 90° Hadde yönlerindeki ölçümler

45° ve 90° hadde yönlerindeki 30° bükmede alınan ölçümler, 0° hadde yönüyle (Şekil 4.1) paralellik göstermektedir. Yani, Şekil 4.6 ve 4.7 de gösterildiği gibi DP600 ve DP780 sac malzemelerinde 0°, 45° ve 90° hadde yönündeki geri yaylanmanın sac kalınlığına göre değişim değerleri 30°’lik bükmede tüm hadde yönleri için artan sac

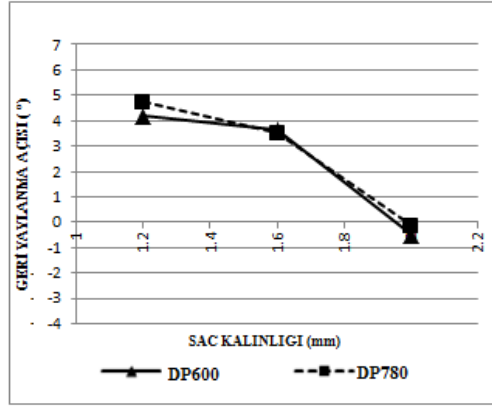
kalınlığı ile azalmakta ve 2,0 mm sac kalınlığında ileri yaylanmaya dönüşmektedir. Bunun nedeni bükülen malzemenin zımba tarafında gerilme yığılması tezgâh tarafında ise 2 mm zımba eğrilik yarıçapı kadar plastik uzama, yani kalıcı deformasyon olmasıdır. Bu kalıcı deformasyon yük kalktıktan sonra malzemeyi rijit olarak ileri itmekte ve bu ileri yaylanmaya sebebiyet vermektedir. Burada malzeme kalınlığı, eğrilik yarıçapı ve bükme açısı arasında bir optimizasyon yapmak gerekir. Zira belli bir boyutsuz değerde geri yaylanma, küçük açılardaki bükmelerde ileri yaylanma olarak kendini göstermektedir. Zımba eğrilik yarıçapını **R**, malzeme kalınlığını **t** ve bükme açısını **θ** ile gösterirsek radyan cinsinden bunlar arasında boyutsuz bir

$$A=(R/t)/(2\pi\theta/360)$$

sayısı tanımlanabilir. Bu bağıntıyla ileri yaylanmanın hangi değerde başladığı hakkında bilgi sahibi olunabilir. 0°hadde yönü için A değeri 2,0 mm malzeme kalınlığında tam sıfır çizgisinde olduğundan A kritik değeri her iki malzeme için 1,92 olarak alınabilir. Aynı A değeri için 45° ve 90° hadde yönlerinde de ileri yaylanmanın başladığı görülür. Ancak bu A sayısının doğru olarak yorumlanabilmesi için ileri yaylanmanın başladığı noktanın her malzeme için ayrı ayrı hesaplanması ve geri yaylanmanın oluştuğu diğer A değerleriyle karşılaştırılması gerekir.

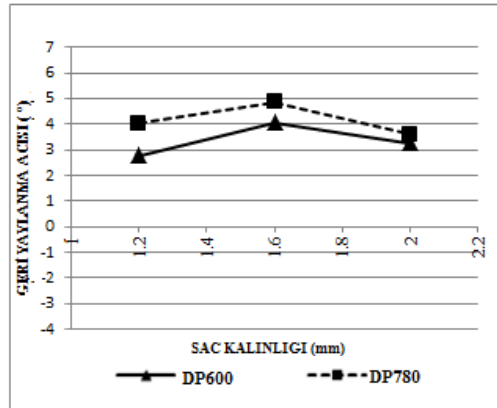


Şekil 4.6. R2 de 45° hadde yönünde 30° bükmede geri yaylanmanın değişimi

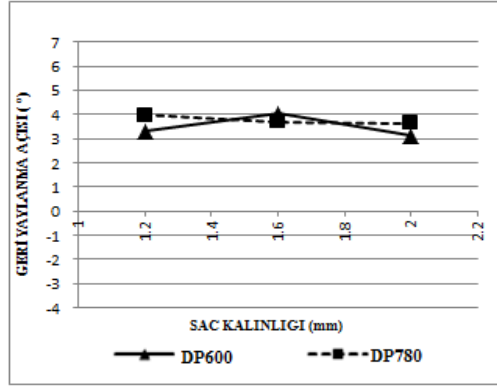


Şekil 4.7. R2 de 90° hadde yönünde 30° bükmede geri yaylanmanın değişimi

Bu deneysel sonuçlar Rahmani ve ark. (2009), Bakhshi-Jooybari ve ark. (2009)'nın çalışmalarıyla uyumluluk göstermektedir. 2,0 mm sac kalınlığında geri yaylanma özellikle 45° ve 90° hadde yönlerinde ileri yaylanma olarak gözlenmektedir. 45° ve 90° hadde yönlerindeki artış 0° hadde yönünden daha fazladır. Bu sonuçlar, küçük açılarda ve kalın saclarda ileri yaylanma olduğunu belirten, Bakhshi-Jooybari ve ark.(2009)'un çalışmalarıyla benzerlik göstermektedir.

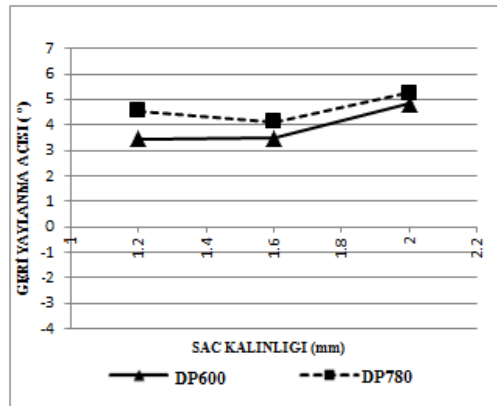


Şekil 4.8. R2 de 45° hadde yönünde 45° bükmede geri yaylanmanın değişimi

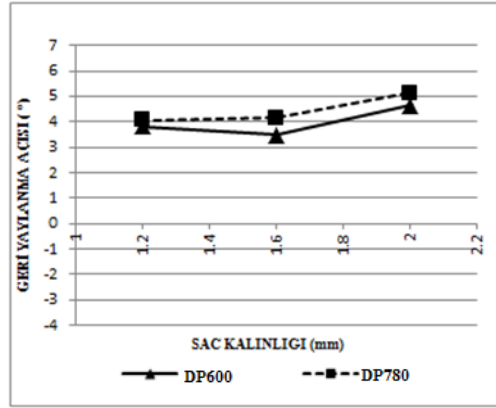


Şekil 4.9. R2 de 90° hadde yönünde 45° bükmede geri yaylanmanın değişimi

Şekil 4.8 ve 4.9’da gösterildiği gibi 45°’lik bükmede ise değişim sadece 45° hadde yönünde 1,6 mm sac kalınlığında olmaktadır. Yani 1,6 mm’de 45° hadde yönünde geri yaylanma özellikle DP780 sac malzemesinde 0° hadde yönündeki değerden %10 oranında daha fazla olmuştur. 1,6 mm sac kalınlığındaki bu değişim bir istisna olarak kabul edilebilir. Hadde yönünün 45° ve 90° olması durumunda artan sac kalınlığı ile geri yaylanma da %5’lik bir azalma görülmüştür. 0°, 45° ve 90° hadde yönünde malzemelerin uzama oranının sırasıyla azalan bir şekilde değiştiği ve bunun sonucunda da 90°’lik haddeleme yönünde geri yaylanmada azalma olduğu gözlemlenmiştir. DP780 sac malzemesindeki geri yaylanma değeri DP600 sacından tüm hadde yönlerinde daha fazla olmuştur. Elde edilen bu bulgular, Barouzeh ve Mondali (2011), Rahmani ve ark (2009), Bakhshi-Jooybari ve ark. (2009) ’nın çalışmalarıyla uyumluluk göstermektedir.

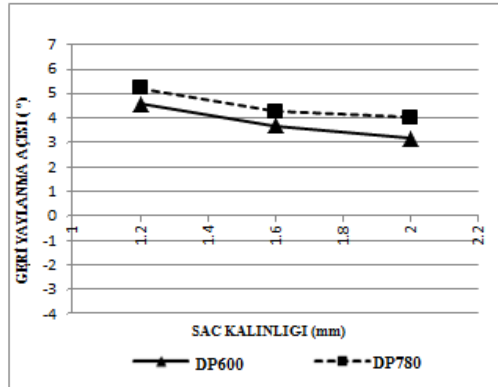


Şekil 4.10. R2 de 45° hadde yönünde 60° bükmede geri yaylanmanın değişimi

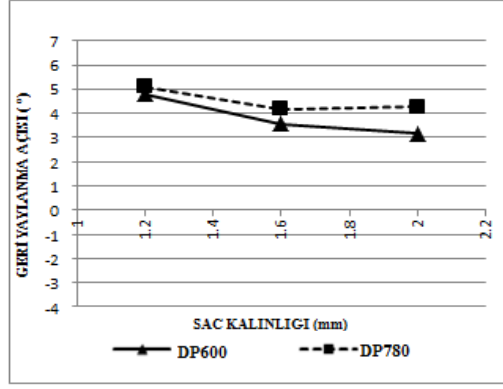


Şekil 4.11. R2 de 90° hadde yönünde 60° bükmede geri yaylanmanın değişimi

Şekil 4.10 ve 4.11’de gösterildiği gibi 60°’lik bükmede DP600 sac malzemesinde tüm haddeleme yönlerinde artan sac kalınlığına paralel olarak artan bir geri yaylanma meydana gelmiştir. DP780 sacının 90°’lik hadde yönünde de aynı sonuç gözlenmektedir. Ancak; DP780 sacının 0° ve 45° hadde yönlerinde 1,6 mm sac kalınlığında meydana gelen geri yaylanmadaki ani azalma artan kalınlık ile paralel olarak artan geri yaylanma eğilimini bozmuştur.

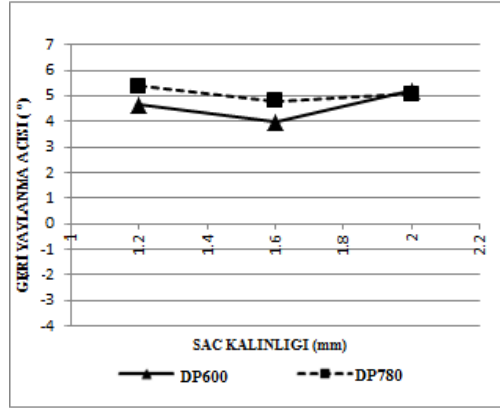


Şekil 4.12. R2 de 45° hadde yönünde 75° bükmede geri yaylanmanın değişimi

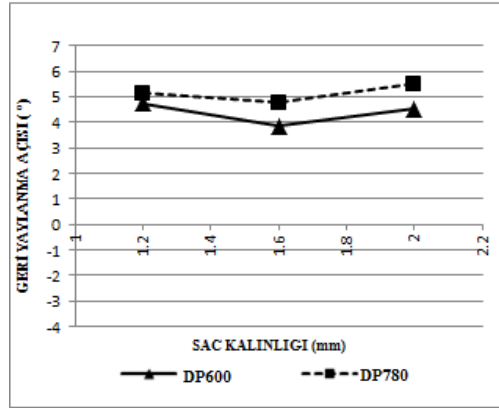


Şekil 4.13. R2 de 90° hadde yönünde 75° bükmede geri yaylanmanın değişimi

Şekil 4.12 ve 4.13’de gösterildiği gibi 75°’lik bükme çalışmalarında 30° ve 45°’de olduğu gibi tüm haddeleme yönlerinde geri yaylanmanın %5 civarında bir azalma gösterdiği söylenebilir. Her iki durumda da artan sac kalınlığıyla geri yaylanma azalmıştır. Geri yaylanmadaki en düşük değer 2 mm sac kalınlığında DP600 sacında her iki hadde yönünde de 3° civarında olmuştur. Hadde yönüne göre geri yaylanmanın değişimi ihmal edilebilecek düzeydedir.

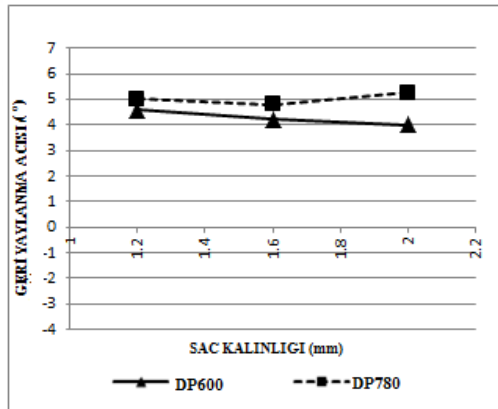


Şekil 4.14. R2 de 45° hadde yönünde 90° bükmede geri yaylanmanın değişimi



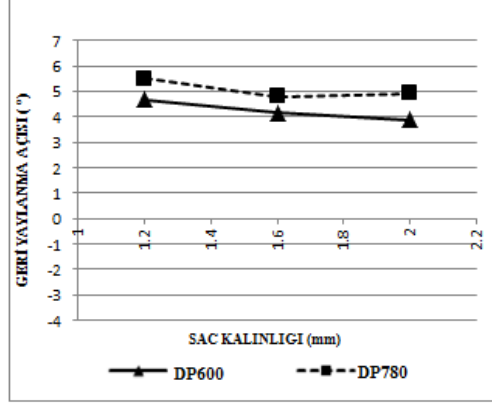
Şekil 4.15. R2 de 90° hadde yönünde 90° bükmede geri yaylanmanın değişimi

Şekil 4.14 ve 4.15’de 90° bükmede, geri yaylanmanın sac kalınlığına göre değişimi 45° ve 90° hadde yönlerinde verilmiştir. Sonuçlar incelendiğinde her iki sac malzemesi içinde 1,2 mm ve 1,6 mm sac kalınlıklarında artan sac kalınlığı ile azalan geri yaylanma gözlemlenirken 2,0 mm sac kalınlığında her iki hadde yönünde de geri yaylanma beklenenin tersine artış göstermiştir.



Şekil 4.16. R2 de 45° hadde yönünde 105° bükmede geri yaylanmanın değişimi

Şekil 4.16 ve 4.17 de gösterildiği gibi 105°’lik bükmede DP600 sac malzemesinde tüm hadde yönlerinde artan sac kalınlığıyla geri yaylanmada azalma meydana gelirken DP780 sacı ile ilgili bulgular 90° çalışmasıyla benzerlik göstermekte yani 2,0 mm kalınlıkta geri yaylanma artmaktadır.



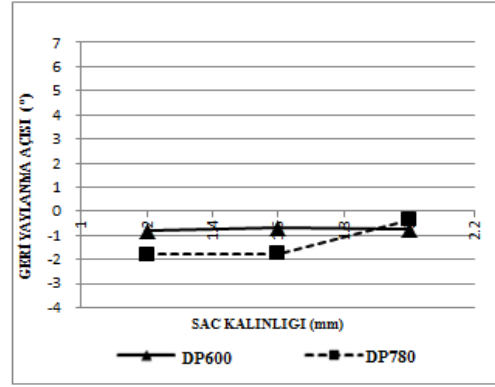
Şekil 4.17. R2 de 90° hadde yönünde 105° bükmede geri yaylanmanın değişimi

Bu eğrilik yarıçapı ile yapılan çalışmada maksimum ileri yaylanma 2,0 mm kalınlığındaki DP600 sacında 90° hadde yönündeki 30° bükmede 0,5° olarak meydana gelirken, maksimum geri yaylanma değeri ise 0° hadde yönünde yapılan 90°'lik bükmede DP780 sacının 2,0 mm kalınlığında 6,5° olarak tespit edilmiştir.

4.3. DP600 ve DP780 Sac Malzemelerinin R3 için Ölçüm Değerleri

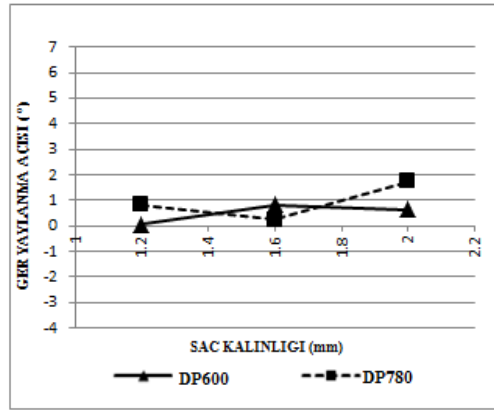
4.3.1. 0° Hadde yönündeki ölçümler

Şekil 4.18'de gösterildiği üzere 30° bükmede DP600 ve DP780 sac malzemelerinde 3 mm zımba eğrilik yarıçapında geri yaylanma değil 2°'ye varan ileri yaylanma meydana gelmiştir. Burada değeri hesaplanırsa 1,2 mm sac için 3,2; 1,6 mm sac için 2,4 ve 2,0 mm'lik sac için 1,95 olduğu, yani kritik değer olan 1,92 den büyük olduğu, dolayısıyla ileri yaylanma bölgesinde kaldığı görülür. Şekil 4.18 incelendiğinde DP600 malzemesi 1,2 mm'lik sac kalınlığı, 1,6 mm'ye göre ileri yaylanmada %1'den daha düşük bir azalma göstermiştir. Bu değişim oranı DP780 sacında ise 1,6 mm'den 2,0 mm'ye doğru ileri yaylanmadaki %80 oranında bir azalma şeklinde kendisini göstermektedir.



Şekil 4.18. R3 de 0° hadde yönünde 30° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değişimi

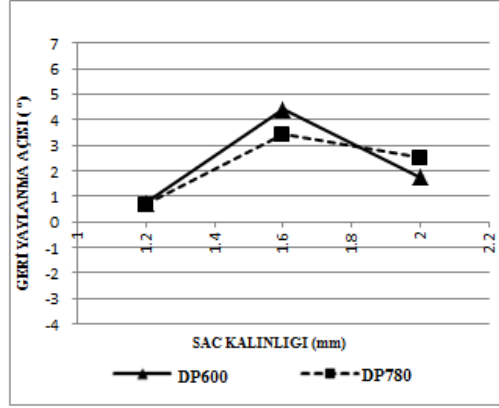
R3'e ait 30° bükme çalışmasında elde edilen artan sac kalınlığı ile ileri yaylanmanın azalması bulgusu literatürdeki Grizelj ve ark. (2010), Bakhshi-Jooybari ve ark. (2009), ve Dilipak ve ark. (2013)'ün yaptığı çalışmalar ile ve sac metallerde, malzemeye uygulanan bükme prosesi sırasında meydana gelen elastik deformasyona bağlı olarak ileri veya geri yaylanma olduğunu belirten Dilipak ve ark. (2013) ile uyumludur.



Şekil 4.19. R3 de 0° hadde yönünde 45° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değişimi

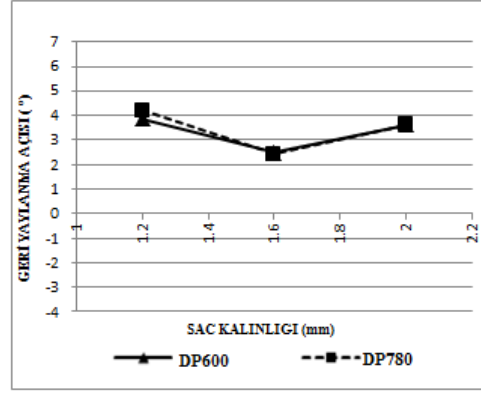
Şekil 4.19'da gösterilen 0° hadde yönündeki 45° bükmede DP600 sacında sac kalınlığının 1,2 mm'den 1,6 mm'ye geçişinde geri yaylanma değerinde artış, 1,6 mm'den 2,0 mm'ye doğru değişimde ise geri yaylanma değerinde azalma görülmektedir. Toplam geri yaylanma değişimi her kalınlıkta 1°'den az olmaktadır.

Aynı grafik üzerinden yapılan inceleme sonucunda DP780 sac malzemesinde ise 1,2 ve 1,6 mm'deki geri yaylanma değeri 1°'nin altında olup, kalınlık artışı ile geri yaylanmanın azaldığı 2,0 mm kalınlıkta ise geri yaylanmanın 2°'ye yaklaşacak şekilde bir artış gösterdiği gözlenmektedir.



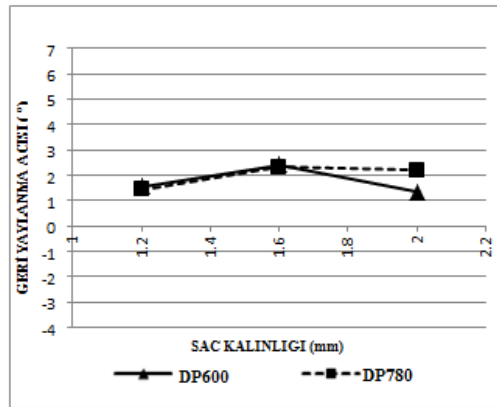
Şekil 4.20. R3 de 0° hadde yönünde 60° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değişimi

R3 eğrilik yarı çapına sahip zımba ile yapılan 60°'lik bükme çalışmasının sac kalınlığına göre geri yaylanma değerinin gösterildiği Şekil 4.20 incelendiğinde DP600 ve DP780 sac malzemelerinin aynı geri yaylanma trendine sahip olduğu görülmektedir. 1,2 mm sac kalınlığında DP600 ve DP780 malzemeleri 1°'nin altında ve DP600 malzemesi, DP780'e göre %11 oranında daha fazla olacak şekilde geri yaylanma göstermektedir. 1,6 mm sac kalınlığında ise iki sac malzemesi de kalınlık artışına paralel olarak artan bir geri yaylanma göstermektedir. Her iki kalınlık içinde DP600 malzemesi DP780 malzemesinden daha fazla geri yaylanma göstermiştir. 2,0 mm sac kalınlığında ise DP780 sacının geri yaylanma değeri DP600 sacından daha fazladır. DP780 sacının yapısında bulunan C oranına bağlı olarak martenzit hacim oranının artması malzemenin deformasyon özelliğini geliştirdiği gerçeği göz önüne alındığında olması gereken bir sonuca 2,0 mm sac kalınlığında ulaşılmıştır. Bu sonuçlar, Jacques (2012), Demir (2003) ve Pan ve ark. (2015)'in elde ettikleri bulgular ile uyumludur.



Şekil 4.21. R3 de 0° hadde yönünde 75° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değişimi

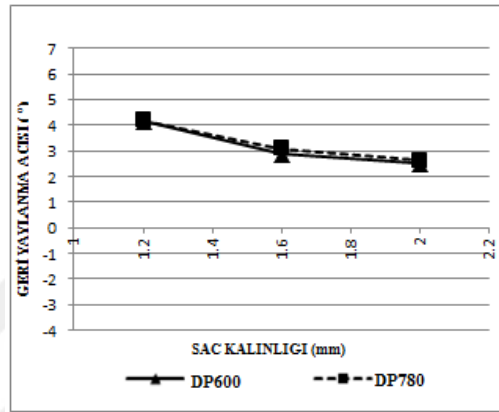
R3 için 75° bükme çalışmasının gösterildiği Şekil 4.21’de geri yaylanmanın sac kalınlığına göre değişimi incelendiğinde 1,2 mm sac kalınlığında 4°’lik bir geri yaylanmanın olduğu ve DP780 malzemesinin DP600 malzemesinden %10 daha fazla geri yaylanma gösterdiği görülmektedir. 1,6 mm’deki geri yaylanma miktarının her iki sac malzemesi için de 1,5°’lik bir düşüşle azaldığı gözlenmektedir. 2,0 mm’ye doğru artan sac kalınlığı ile geri yaylanma miktarında artış olduğu ve geri yaylanma miktarının her iki sac malzemesinde de aynı değeri gösterdiği görülmektedir. Genel olarak incelendiğinde 1,2 mm sac kalınlığından 2,0 mm ye doğru geri yaylanmadaki düşüşte göz ardı edilmemelidir.



Şekil 4.22. R3 de 0° hadde yönünde 90° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değişimi

Şekil 4.22’de R3 için 90° bükmede geri yaylanmanın sac kalınlığına göre değişimi gösterilmiştir. DP600 sac malzemesinin DP780 sacına göre 1,2 mm sac kalınlığında

% 6, 1,6 mm sac kalınlığında ise % 3 civarında daha fazla geri yaylanma gösterdiği bu geri yaylanma değerin de kalınlık arttıkça arttığı gözlenmektedir. Aynı grafik üzerinden 2,0 mm sac kalınlığındaki ger yaylanma, her iki sac malzemesindeki geri yaylanmanın artan sac kalınlığı ile azaldığını ve DP780'deki geri yaylanmanın DP600'den daha fazla olduğunu göstermektedir. Elde edilen bu sonuçlar Barouzeh ve Mondali (2011), Ötü ve Demirci (2012) ve Tekiner (2004)'in geri yaylanma ile ilgili yaptıkları çalışmalar sonucunda elde ettikleri veriler ile uyumluluk göstermektedir.



Şekil 4.23. R3 de 0° hadde yönünde 105° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değişimi

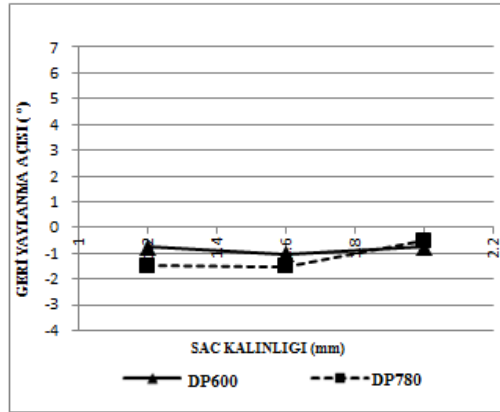
Şekil 4.23'de verilen 105° bükme açısı ile yapılan geri yaylanmanın sac kalınlığına göre değişim grafiği incelendiğinde diğerlerine göre en yüksek bükme açısı ile yapılan bu çalışmada sac kalınlığı arttıkça geri yaylanmanın azaldığı görülmektedir. DP780 sac malzemesi DP600 sac malzemesine göre her kalınlık değerinde daha fazla geri yaylanma değeri göstermiştir ve sac kalınlığındaki artış ile geri yaylanmanın azaldığını gösteren bu çalışma Davoodi ve Zareh-Desari (2014), Ötü ve Demirci (2012), Garcia-Romeu (2007) ve Tekiner (2004), tarafından yapılan çalışmalarla benzerlik göstermektedir.

30°'lik bükme çalışmasında, tüm kalınlıklar için DP600 ve DP780 sac malzemesi diğer bükme açılarından farklı olarak geri yaylanma yerine ileri yaylanma göstermiştir. İleri yaylanmadaki değişim her iki sac malzemesi için de artan sac kalınlığı ile azalan yönde olmuştur. DP600 sac malzemesinde 45° ve 60°'lik bükme çalışması sonucunda meydana gelen geri yaylanma değişimleri 1,2, 1,6 ve 2,0 mm sac kalınlıklarında aynı

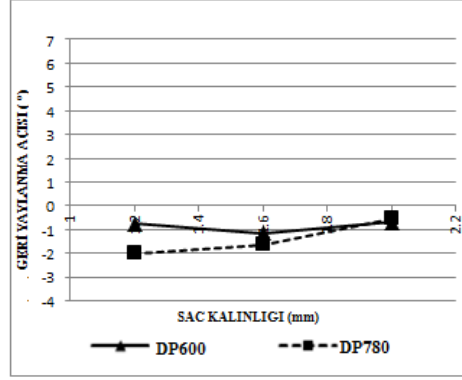
trendi gösterirken DP780 sacında 60°'lik bükme çalışmasında 45° ve 60°'lik bükmelerdeki DP600 sacına benzer bir geri yaylanma eğilimi göstermiştir. Bu trend, 1,2 mm sac kalınlığından 1,6 mm'ye doğru artan, 1,6 mm'den 2,0 mm'ye doğru ise azalan, ancak 1,2 mm kalınlıktaki geri yaylanma değerinin altına düşmeyen bir geri yaylanma azalması şeklinde gözlenmektedir. 75°'lik bükmede her iki sac malzemesi de 1,2 mm sac kalınlığından 1,6 mm sac kalınlığına doğru geri yaylanmada %50'lik bir azalma gösterirken, 1,6 mm'den 2,0 mm kalınlığa doğru kalınlık artışına paralel olarak %30'luk bir artış göstermiştir. Burada da DP780 malzemesindeki geri yaylanma DP600'den fazla olmuştur. 90°'deki geri yaylanma eğilimi ise 75°'nin aksine 1,6 mm'ye doğru artış şeklinde kendisini göstermektedir. 105°'lik bükme çalışmasında DP600 ve DP780 sac malzemeleri artan sac kalınlığı ile 4°'den 2,5°'ye kadar azalan geri yaylanma miktarı DP780 malzemesinde DP600 malzemesinden daha fazla olmuştur. Tüm bükme açılarındaki 2,0 mm'lik sac kalınlığında DP780 deki geri yaylanma DP600 den daha fazla olmakta bu fark 45°'lik bükmede %10 a yaklaşırken, 75°'lik bükmede %1 civarında olmaktadır.

4.3.2. 45° ve 90° Hadde yönlerindeki ölçümler

Şekil 4.24 ve 4.25 incelendiğinde DP600 ve DP780 sac malzemelerinde R3 zımba eğrilik yarıçapında 45° ve 90° hadde yönünde 30° bükmede ileri yaylanma oluşmaktadır. Bu kalıcı deformasyon yük kalktıktan sonra malzemeyi rijit olarak ileri itmekte ve bu da ileri yaylanmaya sebebiyet vermektedir.



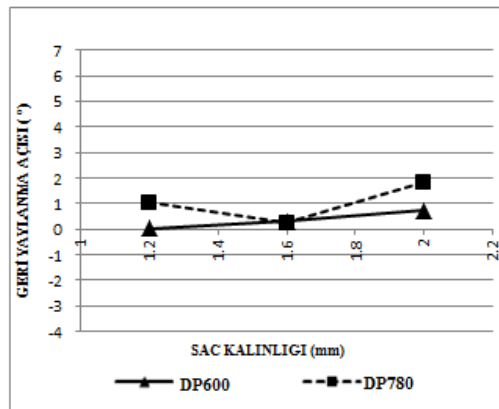
Şekil 4.24. R3 de 45° hadde yönünde 30° bükmede geri yaylanmanın değişimi



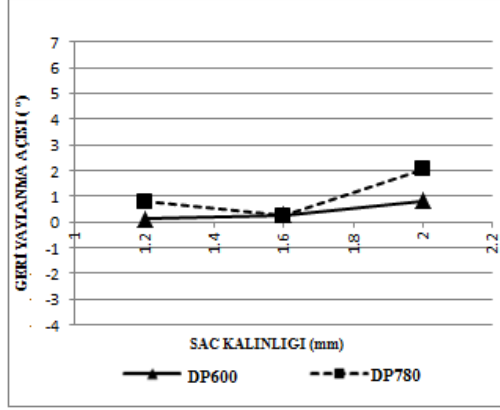
Şekil 4.25. R3 de 90° hadde yönünde 30° bükmede geri yaylanmanın değişimi

Yukarıda tanımlan A değerinin burada bütün durumlarda ileri yaylanma için kritik değer olarak tanımlanan 1,92'nin üstünde olduğu görülür. Aynı A değeri için 45° ve 90° derece hadde yönlerinde de ileri yaylanmanın başladığı görülmektedir.

İleri yaylanma 1,2 mm kalınlıktaki sacta 90° hadde yönünde 2° bulmaktadır. Her iki sac malzemesinde de artan sac kalınlığı ile ileri yaylanmada azalma meydana gelmektedir. Hadde yönünün geri yaylanmada etkisi çok az olurken ileri yaylanmada ise hadde yönü arttıkça ileri yaylanma miktarında da %50 civarında bir artış olmaktadır. Elde edilen bu bulgular; küçük bükme açılarında ileri yaylanmanın olduğunu belirten, Grizelj ve ark. (2010)'nın çalışmalarıyla uyumludur.

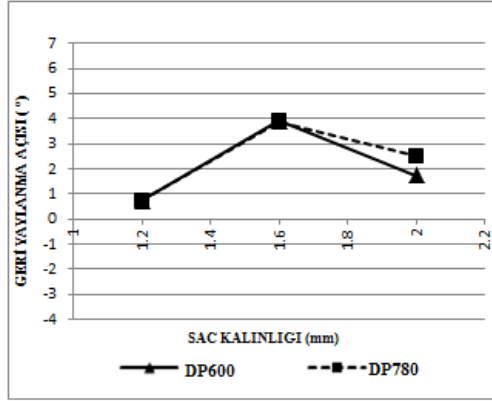


Şekil 4.26. R3 de 45° hadde yönünde 45° bükmede geri yaylanmanın değişimi

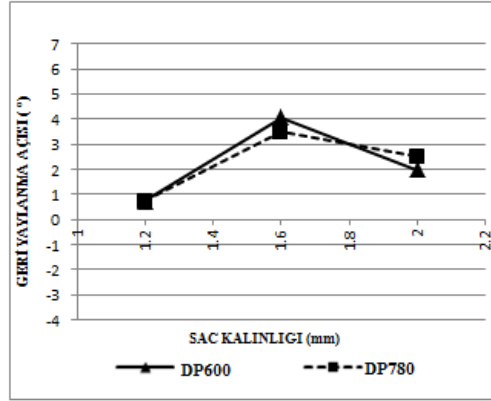


Şekil 4.27. R3 de 90° hadde yönünde 45° bükmede geri yaylanmanın değişimi

Şekil 4.26 ve 4.27’de gösterilen 45°’lik bükme açısıyla R3 zımba eğrilik yarıçapında 45° ve 90° hadde yönlerinde yapılan bükmede DP600 ve DP780 sac malzemelerinin her ikisinde de 2 mm’lik sac kalınlığında geri yaylanma değerinde artan yönde bir değişim meydana gelmiştir. DP600 sacında tüm hadde yönlerindeki maksimum geri yaylanma miktarı 1° civarında olurken, DP780 de bu değer 2°’ye kadar artmıştır.

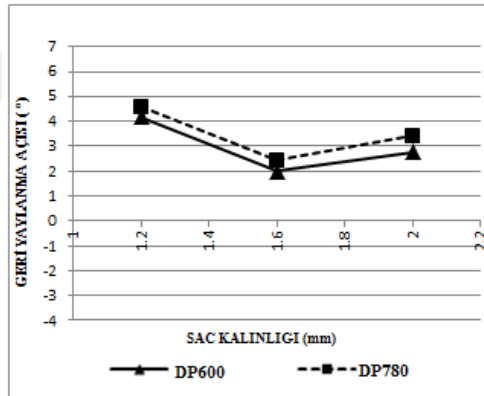


Şekil 4.28. R3 de 45° hadde yönünde 60° bükmede geri yaylanmanın değişimi

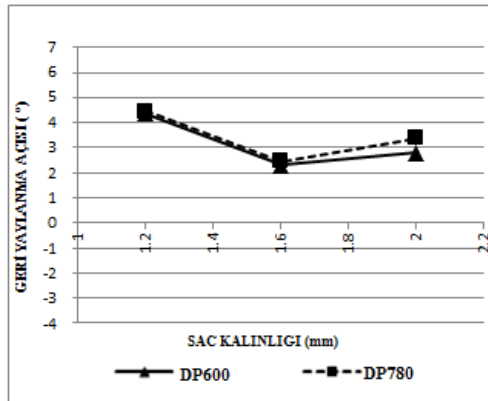


Şekil 4.29. R3 de 90° hadde yönünde 60° bükmede geri yaylanmanın değişimi

Şekil 4.28 ve 4.29'daki grafikler incelendiğinde en fazla geri yaylanmanın her iki hadde yönü için DP600 ve DP780 sac malzemesinin 1,6 mm sac kalınlığında 60° derece bükmede olduğu ve 4,5°'ye yaklaştığı ve sonra artan sac kalınlığıyla geri yaylanmanın azaldığı görülmektedir.

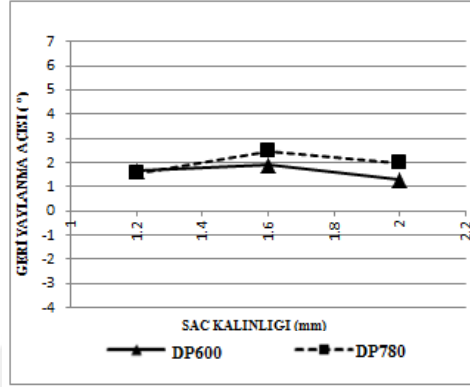


Şekil 4.30. R3 de 45° hadde yönünde 75° bükmede geri yaylanmanın değişimi

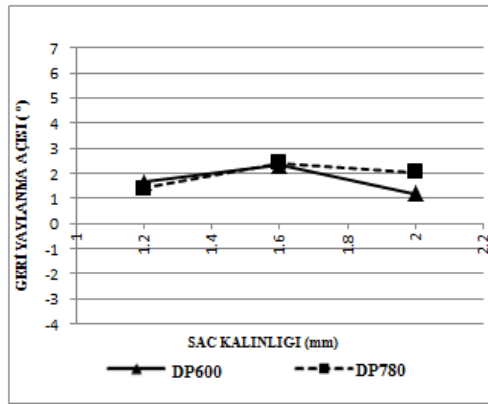


Şekil 4.31. R3 de 90° hadde yönünde 75° bükmede geri yaylanmanın değişimi

Şekil 4.31 ve 4.32'deki 75°'lik bükme açısında bütün hadde yönlerinde artan sac kalınlığıyla geri yaylanma azalmakta ancak 1,6 mm'lik sac kalınlığındaki geri yaylanma 1,2 ve 2,0 mm'lik saclardan daha az olmakta ve 2°'nin altına düşmektedir. 1,6 mm sac kalınlığında 60° bükmede geri yaylanma maksimum değere ulaşırken, 75° bükmede ise minimum seviyeye düşmektedir.

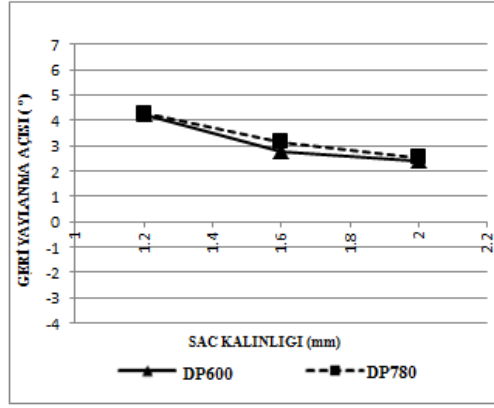


Şekil 4.32. R3 de 45° hadde yönünde 90° bükmede geri yaylanmanın değişimi

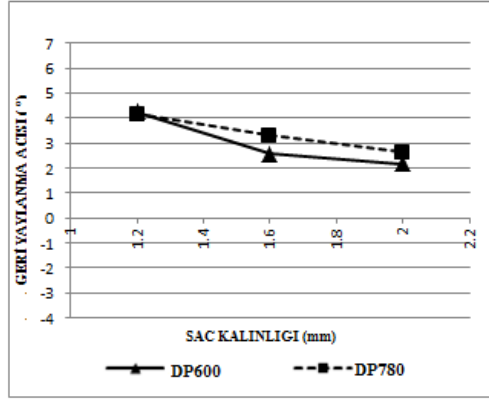


Şekil 4.33. R3 de 90° hadde yönünde 90° bükmede geri yaylanmanın değişimi

Şekil 4.32 ve 4.33'deki grafikler incelendiğinde 90° bükmenin, 60° bükmedekine benzer bir eğilim gösterdiği, yani 1,6 mm deki geri yaylanmanın en yüksek değeri (2,5 derece) aldığı görülmektedir. 1,2 mm kalınlıkta geri yaylanma 1,5 derece civarındayken, 2,0 mm kalınlıkta bu değer DP780 için 2° , DP600 için ise 1° olmaktadır. En fazla geri yaylanma her üç hadde yönü için DP600 ve DP780 saclarında 1,6 mm kalınlıkta meydana gelmekte ve daha sonra artan sac kalınlığıyla geri yaylanma tekrar azalma trendine girmektedir.



Şekil 4.34. R3 de 45° hadde yönünde 105° bükmede geri yaylanmanın değişimi



Şekil 4.35. R3 de 90° hadde yönünde 105° bükmede geri yaylanmanın değişimi

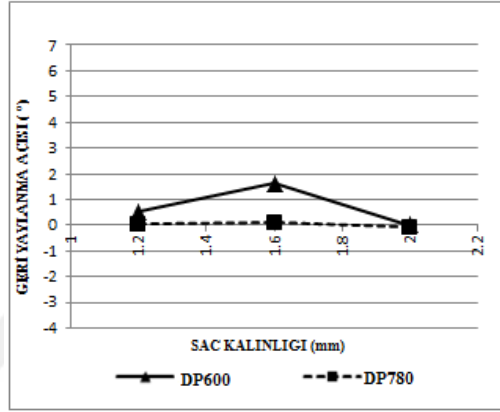
Şekil 4.34 ve 4.35 de görüldüğü üzere, 105° bükmede bütün hadde yönlerinde artan sac kalınlığıyla geri yaylanma azalmakta DP780 sacındaki geri yaylanma değişimi DP600 sac malzemesinden daha fazla olmaktadır. 1,2 mm kalınlıktaki sacta geri yaylanma 4° aşmakta ve en düşük geri yaylanma açısı ise 2,0 mm sac kalınlığında DP600 malzemesinde 2° olmaktadır.

Zımba eğrilik yarıçapı R3 olarak seçilerek yapılan çalışmada maksimum geri yaylanma 1,6 mm kalınlığındaki DP600 sacı ile 0°'lik hadde yönündeki 60° bükmede 4,5° olarak meydana gelmiştir. Genel olarak artan eğrilik yarıçapıyla geri yaylanma miktarının tüm açı değerlerinde azaldığı söylenebilir. R3 eğrilik yarıçapında da geri yaylanma miktarının kendi içinde R2 de olduğu gibi hadde yönü diyagonallik açısının artmasıyla

%5 civarlarında azaldığı ancak bu azalmaya 45° ve 60° çalışmalarının uyum sağlamadığı gözlenmiştir.

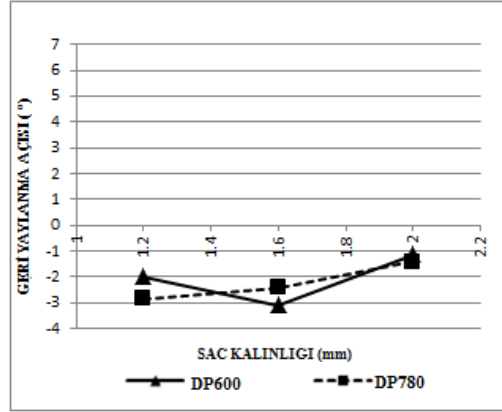
4.4. DP600 ve DP780 Sac Malzemelerinin R4 için Ölçüm Değerleri

4.4.1. 0° Hadde yönündeki ölçümler



Şekil 4.36. R4 de 0° hadde yönünde 30° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değişimi

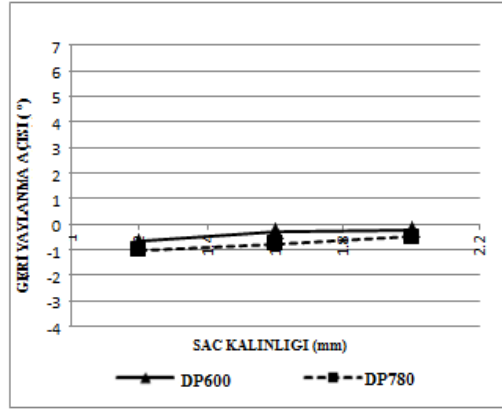
Şekil 4.36'da 4 mm zımba eğrilik yarıçapında (R4) 30° bükmede geri yaylanmanın sac kalınlığı ile değişimi gösterilmiştir. DP780 sac malzemesinde her üç kalınlıkta da geri yaylanma yok gibidir, yani geri yaylanma 10 dakikanın altında kalmıştır. DP600 sacında ise 1,2 ve 2,0 mm kalınlıklardaki değerler DP780 sacı ile aynı seviyede olmasına rağmen, 1,6 mm kalınlık için 1,5° civarında bir geri yaylanma kaydedilmiştir. R2 ve R3 eğrilik yarıçapında 30°'lik bükme açılarındaki ölçümlerde ileri yaylanma kaydedilmişken, R4 de herhangi bir ileri yaylanma olmamıştır. Bu da zımba eğrilik yarıçapı arttıkça ileri yaylanmanın daha büyük bükme açılarına doğru kaydığını göstermektedir. Bu sonuçlar Davaodi ve Zareh-Desari (2014) ve Bakhshi-Jooybari ve ark. (2009)'nın çalışmalarıyla kısmen uyumluluk göstermektedir.



Şekil 4.37. R4 de 0° hadde yönünde 45° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değişimi

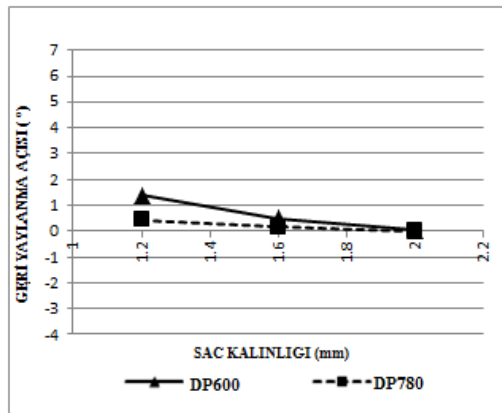
R4 eğrilik yarıçapına sahip zımba ile yapılan 45°'lik bükmede geri yaylanmanın sac kalınlığına göre değişiminin gösterildiği Şekil 4.37 incelendiğinde her iki sac malzemesinde bükme sonrasında geri yaylanma değil ileri yaylanmanın meydana geldiği görülmektedir. R2 ve R4 zımba eğrilik yarıçaplarında 30 derece bükmede görülen ileri yaylanma burada 45° bükmede oluşmaktadır. Burada A değerlerine bakıldığında artan sac kalınlıkları için sırasıyla, 4,24, 3,18 ve 2,54 değerlerini aldığı yani 1,92' nin üstünde olduğu görülür. DP600 sac malzemesinde 1,2 mm sac kalınlığında 2°'lik 1,6 mm sac kalınlığında ise 3°'lik ileri yaylanma meydana gelmiş 2,0 mm'lik sac kalınlığında ise ileri yaylanma değeri artan kalınlık ile azalarak 1°'ye düşmüştür. DP780 sac malzemesindeki ileri yaylanma değeri incelendiğinde, sac kalınlığının 1,2 mm'den itibaren 2,0 mm'ye doğru artmasıyla ileri yaylanmanın da 3°'den 1,5° 'ye doğru azaldığı gözlenmektedir. DP600 ve DP780 saclarında artan sac kalınlığı ile azalma gösteren ileri yaylanma değerine benzer bulgular Dilipak ve ark. (2013), Grizelj ve ark. (2010), Bakhshi-Jooybari ve ark. (2009), ve Garcia-Romeu (2007)'nin çalışmalarında görülmektedir.

Şekil 4.38 'de gösterilen 60°'lik bükmede de 45° de olduğu gibi geri yaylanma değil ileri yaylanma meydana gelmiş, ancak mertebesi düşmüştür.



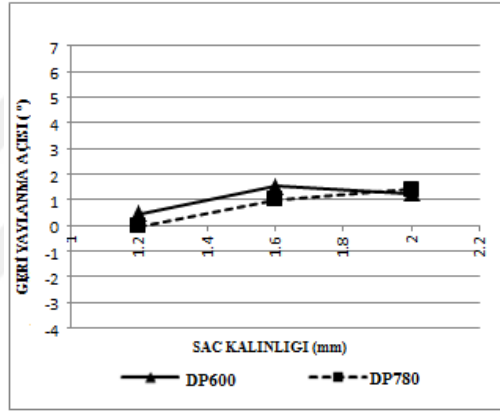
Şekil 4.38. R4 de 0° hadde yönünde 60° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değişimi

Buradaki A değerleri ise sac kalınlıklarına göre sırasıyla 3,20, 2,40 ve 1,92 değerini almış yani 45° bükmedeki değerlerin altına inmiştir. Hatta 2,0 mm kalınlıktaki A=1,92 değeri artık ileri yaylanmanın bittiğini göstermektedir. DP600 sac malzemesinde 1,2 mm sac kalınlığında 40 dakikalık ileri yaylanma meydana gelirken bu değer 1,6 mm’de 20 dakikaya ve 2,0 mm’de ise 13 dakikaya düşmektedir. Yani bütün durumlarda, 1°’nin altında ileri yaylanma görülmüştür. DP780 sac malzemesi de DP600 sacına benzer davranış göstermiş ve 1,2 mm’de 1°’lik bir ileri yaylanma varken, 1,6 mm de 45 dakikalık ve 2,0 mm de ise 30 dakikalık bir ileri yaylanma olmuştur. Kısaca R4 zımba eğrilik yarıçapında 45° bükmede dominant olan ileri yaylanma 60° bükmede etkisini kaybetmeye başlamıştır. Bu sonuçlar; Dilipak ve ark. (2013), Grizelj ve ark. (2010), Bakhshi-Jooybari ve ark. (2009), ve Garcia-Romeu (2007)’nun çalışmalarıyla benzerlik göstermektedir.



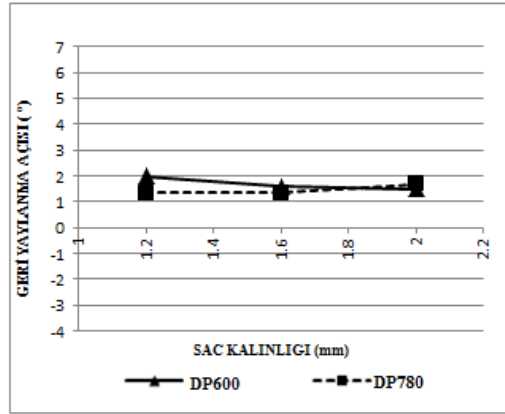
Şekil 4.39. R4 de 0° hadde yönünde 75° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değişimi

Şekil 4.39 'da görüldüğü üzere, 75° bükmede, R4 zımba eğrilik yarıçapında hadde yönünde ileri yaylanmanın artık etkisini kaybettiği ve geri yaylanmanın başladığı görülmektedir. DP600 sac malzemesinde 1,2 mm sac kalınlığında 1,5° ve 1,6 mm'de 0,5° geri yaylanma olurken, 2,0 mm sac kalınlığında ise herhangi bir geri yaylanma kaydedilmemiştir. DP780 sacı incelendiğinde ise 1,2 ve 1,6 mm sac kalınlıklarında DP600 den daha az (25 dakikanın altında) bir geri yaylanma olduğu, 2,0 mm sac kalınlığında ise 75°'lik bükme açısı korunarak herhangi bir geri yaylanmanın meydana gelmediği söylenebilir. Artan sac kalınlığı ile azalan geri yaylanma değerleri, Ötü ve Demirci (2012), Bakhshi-Jooybari ve ark. (2009), Garcia-Romeu (2007) ve Teksaslan ve ark. (2008)'nın yaptığı çalışmalar ile uyumludur.



Şekil 4.40. R4 de 0° hadde yönünde 90° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değişimi

Şekil 4.40 'de R4 eğrilik yarıçapına sahip zımba ile yapılan 90° bükme sonucu geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değişimi gösterilmiştir. DP600 sac malzemesinin 1,2 mm sac kalınlığında 27 dakika olan geri yaylanma açısı 1,6 mm kalınlığa geldiğinde bir pik yaparak 1,5°'ye çıkmakta ve 2,0 mm sac kalınlığında ise geri yaylanmada 1,6 mm kalınlığına göre %20'lik düşüş meydana gelmektedir. DP780 sacı ile yapılan 90°'lik bükme çalışması sonucunda ise 1,2 mm'lik sac kalınlığında herhangi bir yaylanma görülmemiş, 1,6 mm ve 2,0 mm sac kalınlıklarında ise sırasıyla 1° ve 1,5°'lik geri yaylanma meydana gelmiştir. DP780 sacında artan kalınlık ile paralel olarak artan geri yaylanma görülmüştür.



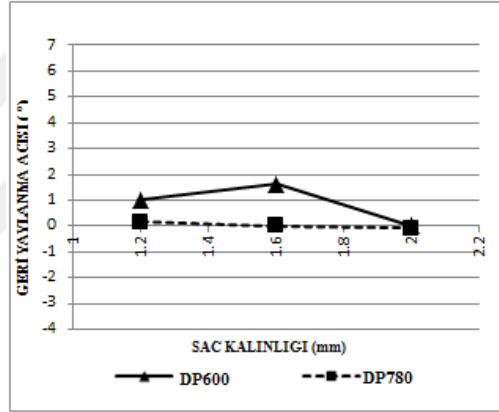
Şekil 4.41. R4 de 0° hadde yönünde 105° bükmede geri yaylanma açısının sac kalınlığı ile değişimi

R4 eğrilik yarıçapına sahip zımba ile yapılan 105°'lik bükme çalışmasından elde edilen geri yaylanmanın sac kalınlığına göre değişimi Şekil 4.41 gösterilmiştir. DP600 sacında artan sac kalınlığı ile azalan ve DP780 sacında ise artan sac kalınlığına paralel olarak çok az da olsa artan geri yaylanmanın meydana geldiği görülmektedir. DP600 sac malzemesinin 1,2 mm sac kalınlığında 2°'lik geri yaylanma meydana gelirken 1,6 ve 2,0 mm sac kalınlıklarında yaklaşık 1,5°'lik geri yaylanma açısı görülmektedir. DP780 sac malzemesinin ise 1,2 ve 1,6 mm sac kalınlığında yaklaşık 1,3° ve 1,5°'lik geri yaylanma meydana gelirken, 2,0 mm sac kalınlığında ise biraz daha artarak 1,8°'lik geri yaylanma açısı görülmüştür. Burada R4 zımba eğrilik yarıçapında DP780 malzemesinde geri yaylanmanın DP600 den daha az olduğunu söylemek mümkündür.

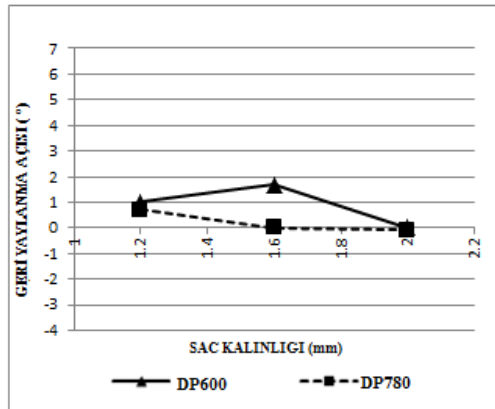
30°'lik bükme çalışmasında DP780 ve DP600 sac malzemelerinde 1,2 ve 1,6 mm sac kalınlıklarında geri yaylanma meydana gelirken DP780 sacının 2 mm kalınlığındaki çalışmada ileri yaylanma meydana gelmiş DP600 sacının 2,0 mm kalınlığında ise herhangi bir değişim görülmemiştir. 45° ve 60° bükme çalışmalarının her ikisinde de DP600 ve DP780 sac malzemelerinde ileri yaylanma meydana gelmiş olup, saclarının kalınlıkları arttıkça ileri yaylanma değerlerinde azalma tespit edilmiştir. R2 ve R3 zımba eğrilik yarıçaplarında 30 derece bükmede olan ileri yaylanma R4 zımba eğrilik yarıçapında 45 derece bükmede kendini göstermiştir. Ayrıca, R4 de DP780 sac malzemesinde meydana gelen ileri yaylanma değeri DP600'den daha fazla olmuştur.

75° bükme çalışmasında DP600 ve DP780 sac malzemelerinde geri yaylanmanın artan sac kalınlığı ile azaldığı ve DP600 malzemesinde DP780 malzemesinden daha fazla geri yaylanma meydana geldiği görülmektedir. 90° bükme çalışmasında DP600 ve DP780 saclarında artan sac kalınlığı ile artan bir geri yaylanma meydana gelmektedir. 105°'lik bükmede DP600 sacında, artan sac kalınlığı ile azalan, 1,6 ve 2,0 mm sac kalınlığında yaklaşık 1,5° geri yalanma meydana gelirken, DP780 sacında ise artan sac kalınlığına paralel olarak artan ve 1,2 ve 1,6 mm sac kalınlıklarında aynı değerde 1,3°'lik geri yaylanmanın meydana geldiği görülmektedir.

4.4.2. 45° ve 90° Hadde yönlerindeki ölçümler

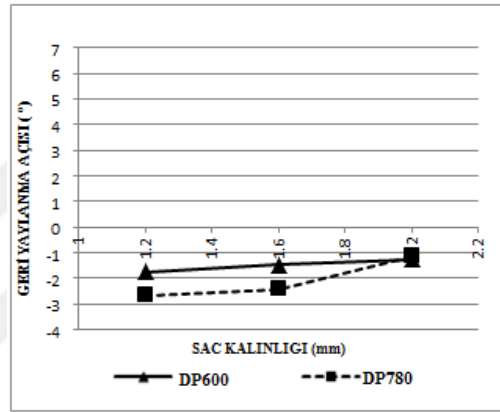


Şekil 4.42. R4 de 45° hadde yönünde 30° bükmede geri yaylanmanın değişimi

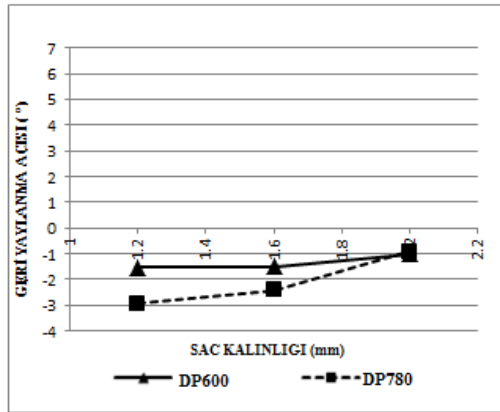


Şekil 4.43. R4 de 90° hadde yönünde 30° bükmede geri yaylanmanın değişimi

Şekil 4.42 ve 4.43’de gösterildiği gibi R4 eğrilik yarıçapında DP600 ve DP780 sac malzemesinde 30° bükmede A değerleri büyük olmasına rağmen 2,0 mm sac kalınlığında 45° ve 90° hadde yönlerinde hiç yaylanma olmamıştır. DP600 sacında, 1,6 mm kalınlıkta 2 derece civarında geri yaylanma olurken DP780 de ise artan sac kalınlığıyla bir azlama görülmüştür. Elde edilen bu sonuç Bakhshi-Jooybari ve ark. (2009)’nın yaptığı çalışmalardan sac kalınlığı ile orantılı zımba eğrilik yarıçaplarında geri yaylanmanın meydana gelmediği bulgularıyla uyumluluk göstermektedir. DP 600 sacında ise bütün hadde yönleri için 30° bükmelerdeki geri yaylanma değerleri DP780 sacından daha fazla olmuştur.



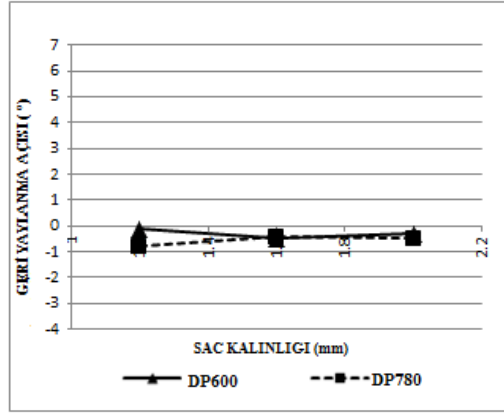
Şekil 4.44. R4 de 45° hadde yönünde 45° bükmede geri yaylanmanın değişimi



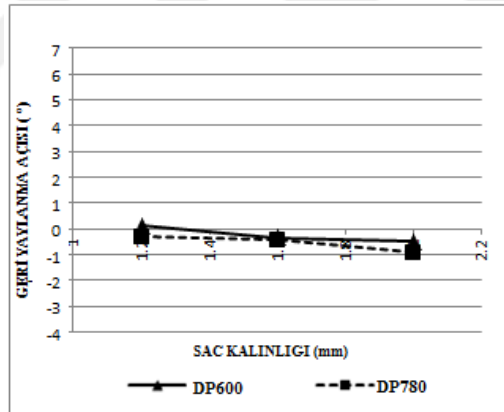
Şekil 4.45. R4 de 90° hadde yönünde 45° bükmede geri yaylanmanın değişimi

Şekil 4.44 ve 4.45 de 45° ve 90° hadde yönlerinde 45° bükmede geri/ileri yaylanmanın malzeme kalınlığıyla değişimi gösterilmiştir. Burada ileri yaylanmanın hadde yönüyle

arttığı ve A değerine bağlı olarak ileri yaylanmanın 30° bükmede değil 45° bükmede başladığı görülür. DP780 de 1,2 mm ve 1,6 mm sac kalınlıklarındaki ileri yaylanma DP600 den daha büyük değerler almıştır. İleri yaylanma artan sac kalınlığıyla azalmıştır.



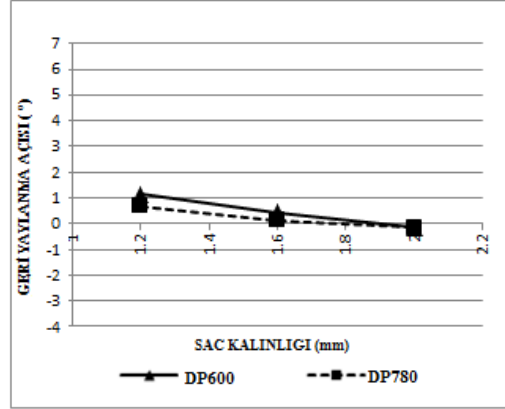
Şekil 4.46. R4 de 45° hadde yönünde 60° bükmede geri yaylanmanın değişimi



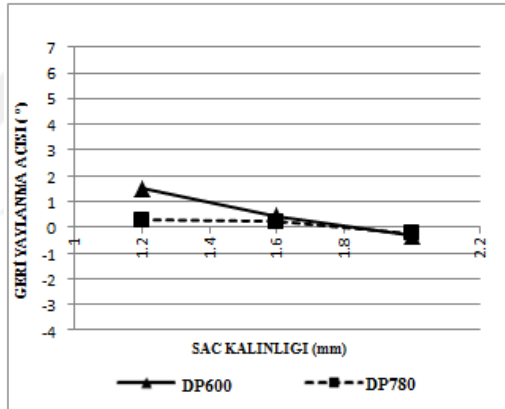
Şekil 4.47. R4 de 90° hadde yönünde 60° bükmede geri yaylanmanın değişimi

Şekil 4.46 ve 4.47 de gösterildiği üzere 60° bükmede DP600 ve DP780 sac malzemelerinin her ikisinde de tüm hadde yönleri için ileri yaylanmanın 45°'den daha az olarak meydana geldiği ve artan sac kalınlığı ile azaldığı görülmektedir. Bu sonuçlar, Dilipak ve ark. (2013), Ötü ve Demirci (2012), Barouzeh ve Mondali (2011), Bakhshi-Jooybari ve ark. (2009), ve Garcia-Romeu (2007)'nin çalışmalarıyla benzerlik göstermektedir. Burada da DP780 sac malzemesinde her iki hadde yönündeki ileri yaylanma DP 600 den daha fazla olmuştur. A değeri, burada da ileri yaylanmanın bitiş noktasında 2,0 mm sac kalınlığında yine 1,92 olmuştur. 60° bükmede en fazla ileri

yaylanma miktarı 1° olup DP780 sacında 45° hadde yönünde 1,2 mm sac kalınlığında meydana gelmiştir.

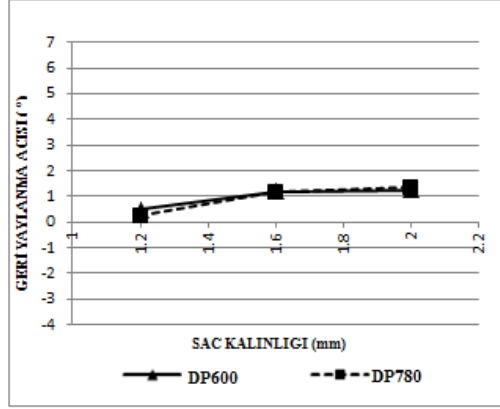


Şekil 4.48. R4 de 45° hadde yönünde 75° bükmede geri yaylanmanın değişimi

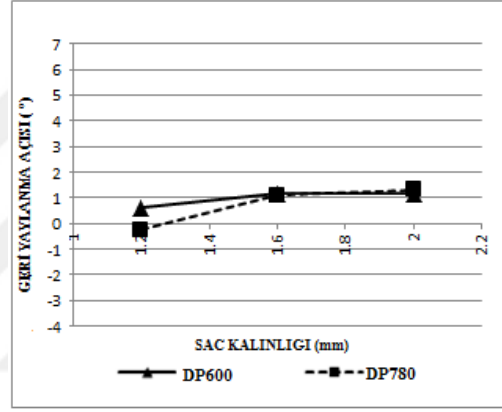


Şekil 4.49. R4 de 90° hadde yönünde 75° bükmede geri yaylanmanın değişimi

Şekil 4.48 ve 4.49’da yer alan DP600 ve DP780 saclarının tüm hadde yönleri için 75°’lik bükme açısıyla yapılan çalışmalarda, her iki sac malzemesinin de artan sac kalınlıkları ile geri yaylanma değerinin azaldığı hatta 2,0 mm kalınlıkta ileri yaylanmanın olduğu görülmektedir. Özellikle 90° hadde yönünde olmak üzere DP600 deki geri yaylanma değerleri DP780 den daha yüksek olmuştur. Elde edilen sonuçlar literatür çalışmalarıyla uyumluluk göstermektedir.



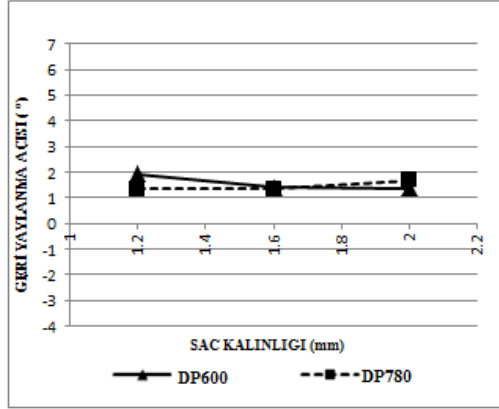
Şekil 4.50. R4 de 45° hadde yönünde 90° bükmede geri yaylanmanın değişimi



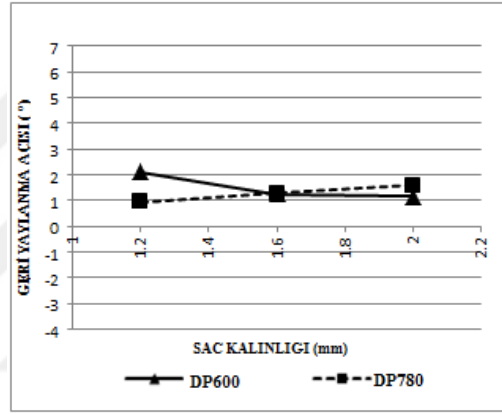
Şekil 4.51. R4 de 90° hadde yönünde 90° bükmede geri yaylanmanın değişimi

Şekil 4.50 ve 4.51 de 45° ve 90° hadde yönlerinde 90° bükmede geri yaylanmanın malzeme kalınlığıyla olan değişimi gösterilmiştir. Her iki durumda da artan malzeme kalınlığıyla geri yaylanma artmakta, özellikle DP780 malzemesinde 1,2 mm sac kalınlığında ileri yaylanma olmakta, sonrasında ise geri yaylanma başlamaktadır. DP 600 deki geri yaylanmanın DP780 den daha yüksek değerler aldığı söylenebilir.

Şekil 4.52 ve 4.53'de 45° ve 90° hadde yönlerinde 105° bükmede geri yaylanmanın kalınlıkla değişimi gösterilmiştir. DP780 de 105° bükmede her iki hadde yönünde artan sac kalınlığı ile geri yaylanmada da artma meydana gelirken DP600 malzemesinde ise geri yaylanma kalınlıkla azalmıştır.



Şekil 4.52. R4 de 45° hadde yönünde 105° bükmede geri yaylanmanın değişimi



Şekil 4.53. R4 de 90° hadde yönünde 105° bükmede geri yaylanmanın değişimi

Zımba eğrilik yarıçapının artmasıyla geri yaylanmanın azaldığı, hatta 45° bükmede olduğu gibi ciddi miktarda ileri yaylanma meydana geldiği, R4 zımba eğrilik yarıçapında maximum ileri ve geri yaylanmanın DP600 sacında görüldüğü söylenebilir. Diğer zımba eğrilik yarıçaplarında yapılan çalışmalardan elde edilen sonuçlara benzer olarak R4 zımba eğrilik yarıçapında da geri yaylanmanın R3 de olduğu gibi hadde yönü diyagonalite açısının artmasıyla %5 civarlarında azaldığı açıklanabilir. Ancak R2 de 30°, R3 de 45° ve R4 ise 45° ve 60° bükmelerde görülen ileri yaylanma, artan hadde yönüyle artma göstermiştir. Geri yaylanmadan ileri yaylanmaya geçişin olduğu bütün noktalarda boyutsuz A değeri 1,92'nin üstünde olması A değerinin ileri yaylanma için bir kriter olabileceğini göstermektedir.

5.SONUÇ

Bu tez çalışmasında 30 tonluk hidrolik pres düzeneğinde DP600 ve DP780 sac malzemelerinin 1,2 – 1,6 ve 2,0 mm sac kalınlıklarının R2 – R3 ve R4 zımba eğrilik yarıçapına sahip zımba ile bükme analizleri yapılmıştır. Bükme işlemleri 30° - 45° - 60° - 75° - 90° ve 105°'lik bükme açıları ile yapılmış elde edilen bükülmüş numuneler üzerinde tespit edilen 3 farklı noktadan alınan yaylanma sonuçları geri ya da ileri yaylanma olarak değerlendirilerek yaylanmanın sac kalınlığına göre değişimini gösteren grafikler çizilmiştir. Elde edilen grafikler dual fazlı çelikler ve çeliklerde geri yaylanma üzerine yapılan literatür çalışmalarından elde edilen bulgular ile karşılaştırılarak yorumlanmıştır.

DP600 ve DP780 dual fazlı çelik numuneleri için sertlik ölçümleri, Tronic HVS-50 Dijital Üniversal Sertlik Ölçüm Cihazında, Vickers ölçme yöntemiyle (HV1) dijital olarak kaydedilmiştir. Bütün numunelerin kalınlıkları için mikroyapı incelemeleri Nikon Eclipse LV-150 mikroskobu ile yapılmıştır. Bu çalışmada plazma nitrürleme işlemleri H₂ ve N₂ gazlarıyla, 250 Pa basınç altında yapılmış ve tüm kalıp ve zımbalara 10 saat süreyle işlem uygulanmıştır. Bükme deneyleri, 30 kN luk, C tipi, digital kontrol paneline sahip bükme presinde 12,5 mm/s sabit strok hızıyla yapılmıştır. Geri yaylanma açıları %1 hassasiyetle ölçüm yapan açıölçer ile ölçülmüş ve sacların geri yaylanma değerleri tespit edilmiştir. Yüzey pürüzlülüğü ölçümleri Time TR-200 yüzey pürüzlülük ölçüm cihazında 0,01- 40 µm ölçüm ralığında 5µm lik elmas radyus ile yapılmıştır. Çekme numuneleri, materyal özelliklerini ve anisotropiyi karakterize etmek için 1,2 – 1,6 ve 2,0 mm kalınlıklardaki DP600-DP780 çelik saclarından haddeleme yönüne göre 0° , 45° , 90° yönlerinde ve ASTM E8/E8M-13a standardına göre hazırlanmış ve çekme testleri UTEST 7014 test cihazında , 5 mm/dak hızla çekilerek , ± % 0,5 test yükü doğruluğuyla yapılmıştır.

Karbon oranı yüksek olan dolayısıyla çekme gerilmesi daha fazla olan DP780 sac malzemesinde meydana gelen geri veya ileri yaylanma; bu değerlerin daha düşük seviyede olduğu DP600'e göre daha büyük olmuştur. Geri yaylanma üzerinde hadde yönünün etkisi %5 azalma şeklinde olurken, ileri yaylanmanın hadde yönü açısı arttıkça %10 varan oranlarda arttığı tespit edilmiştir. Zımba eğrilik yarıçapı 2 mm

iken, 30° bükmede başlayan ileri yaylanma, R3 için 45 derece bükmede, R4 için ise 60° bükmede görülmüştür. Diğer tüm açılarda ise geri yaylanma oluşmuştur. Diğer bir deyişle, zımba eğrilik yarıçapının sac kalınlığına oranı olan R/t arttıkça geri yaylanma azalmıştır. Artan sac kalınlığı ile genellikle geri ve ileri yaylanma azalmaktadır. Geri yaylanma artan sac kalınlığı ve zımba eğrilik yarıçapıyla azalırken, bükme açısıyla artmaktadır. İşte bu üçü arasında yapılan incelemede boyutsuz bir A parametresi tanımlanmış ve bu değer 1,92 olduğu nokta geçiş noktası olarak kabul edilmiştir. Yani, geri yaylanmadan ileri yaylanmaya geçiş olabilmesi için A değerinin 1,92'ye ulaşması gerekmektedir.

Eğrilik yarıçapının artmasıyla, malzeme kalınlığının artmasında olduğu gibi, geri yaylanma azalmaktadır. Hatta geri yaylanmadaki bu azalma küçük bükme açılarında ileri yaylanmaya dönüşmektedir. R2 de 30°, R3 de 45° ve R4 ise 45° ve 60° bükme açılarında görülen ileri yaylanma, artan hadde yönüyle artma göstermiştir. R2 zımba eğrilik yarıçapında DP780 malzemesinde 90° bükmede 5,5°'lik geri yaylanma görülürken R4 zımba eğrilik yarıçapında DP780 malzemesinde 45° bükmede 3° ileri yaylanma meydana gelmiştir.

KAYNAKLAR

Abdullah, A.B., Sapuan, S.M., Samad, Z., Aziz, N.A. 2012. A Comprehensive Review of Experimental Approaches Used in the Measurement of Springback. *Advances in Natural and Applied Sciences*, 6(2): 195-205.

Ahmad E., Manzoor T., Ziai M. M. A, Hussain N. 2011. Effect of martensite morphology on tensile deformation of dual-phase steel, *Journal of Materials Engineering and Performance*, 21(3):382–387.

Akbarpour, M.R., Ekrami, A. 2008. Effect of ferrite volume fraction on work hardening behavior of high bainite dual phase (DP) steels. *Materials Science and Engineering A*, 477:306–310

Aksakal, B. 1988. Dual faz Çelikte Mekanik Özellik Mikroyapı İlişkisinin İncelenmesi. Yüksek Lisans Tezi, Gazi Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Ankara.

Aksoy M. 1989. Dual-Faz Çeliklerinin Mekanik Özelliklerine Mikroyapının Etkisi. 3. Denizli Malzeme Sempozyumu, Denizli: 33-44.

Araki, K., Takada, Y., Nakaoka, K. 1977. Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, 17:710–717.

Badji, R., Kherrouba, N., Mehdi, B. 2014. Precipitation kinetics and mechanical behavior in a solution treated and aged dual phase stainless steel. *Materials Chemistry and Physics*, 148(3): 664-672

Bag A., Ray K. K., Dwarakadasa E. S. 1999. Influence of martensite content and morphology on tensile and impact properties of high-martensite dual-phase steels, *Metallurgical and Materials Transactions*.39:1193–1202.

Bakhshi-Jooybari, M., Rahmani, B., Daezadeh, V., Gorji, A. 2009. The study of spring-back of CK67 steel sheet in V-die and U-die bending processes. *Materials and Design*, 30:2410–2419.

Balliger, N.K. and Gladman, T.1981. Work hardening of dual-phase steels,15(3):95-108

Barnard, S.J.,Smith, M., Sarıkaya, M., Thomas, G. 1981. Carbon Atom Distribution in a Dual Phase Steel: An Atom Probe Study. *Scripta Metallurgica*,15:387-392

Barouzeh, M.R., Mondali, M. 2011. Springback Investigationat Warm V- bending Conditions by Numerical and Experimental methods. International Conference on Trends in Mechanical and Industrial Engineering ICTMIE. Aralık 2011 Bangkok.

Bayram, A. 1998. Dual Fazlı Çeliklerde Martenzit ve Yükleme Hızının Mekanik Özelliklere Etkisi. *Pamukkale Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Mühendislik Bilimleri Dergisi*,4 (3) : 692-697

Bucher, J., Hamburg, E. 1977.High Strength Formable Sheet Steel. SAE Technical Paper, 770164

Carden, W.D., Geng, L.M., Matlock, D.K., Wagoner R.H. 2002. Measurement of springback. *International Journal of Mechanical Sciences* , 44:79–101 .

Chikalthankar, S.B., Belurkar, G.D., Nandedkar, V.M. 2014. Factors Affecting on Springback Sheet Metal Bending: A Review. *International Journal of Engineering and Advanced Technology (IJEAT)*,3(4)

Choi, K. S., Liu, W. N., Sun, X. 2009. Influence of Martensite Mechanical Properties on Failure Mode and Ductility of Dual-Phase Steels. *Metallurgical and Materials Transactions A-Physical Metallurgy and Materials Science*, 40A(4): 796-809

Chongthairungruang B. Uthaisangsuk V. Suranuntchai S. Jirathearanat S . 2012 . Experimental and numerical investigation of springback effect for advanced high strength dual phase steel. *Materials and Design*, 39:318–328

Chou, I.N., Hung, C. 1999. Finite element analysis and optimization on springback reduction, *Int J Mach Tools Manuf.*, 39: 517-536.

Cleveland, R.M., Ghosh, A.K. 2002. Inelastic effects on springback in metals. *Int J Plast* 18:769–85.

Das, D., Chattopadhyay, P.P. 2009.Influence of martensite morphology on the work-hardening behavior of high strength ferrite-martensite dual phase steel. *Journal of Material Science*, 44:2957-2965

Davies, R.G. 1978. Influence of Martensite Composition and Content on the Properties of Dual Phase Steels. *Metallurgical Transactions A* 9(5):671-679.

Davies, R. G. 1978. The deformation behavior of a vanadium-strengthened dual phase steel. *Metallurgical Transactions A*, 9 (1):41-52

Davies, R.G. 1979. Influence of Silicon and Phosphorous on the Mechanical Properties of Both Ferrite and Dual Phase Steels. *Metallurgical Transactions A*,10(1):113-118

Davies, R.G., Magee, C.L. 1979. Physical Metallurgy of Automotive High Strength Steels. *Journal of Metals*,31(11): 17-23

Davoodi, B., Zareh-Desari, B. 2014 . Assessment of forming parameters influencing spring-back in multi-point forming process: A comprehensive experimental and numerical study . *Materials and Design* 59:103–114

Demir, B., 2003, Ereğli Demir ve Çelik Fabrikaları Sürekli Tavlama Hatlarında Çift-Fazlı Çelik Üretilebilirliğinin İncelenmesi, Doktora Tezi, Gazi Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Ankara.

De, A.K., De Blauwe, K., Vandeputte, S., De Cooman, B.C. 2000. Effect of dislocation density on the low temperature aging behavior of an ultra low carbon bake hardening steel. *Journal of Alloys and Compounds* 310: 405–410

Dilipak, H., Ozdemir, M., Sarıkaya, M. 2013. Effects of Material Properties and Punch Tip Radius on Spring-Forward in 90 degrees V Bending Processes. *Journal of Iron and Steel Research International*, 20 (10):64-69

Durmuş, A., 2000. Dual Fazlı Çeliklerde Gerilme Sekil Değiştirme Eğrilerinin Analizi, Yüksek Lisans Tezi, Uludağ Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Bursa.

Dutta V. B., Suresh S., Ritchie R. O.1984. Fatigue crack propagation in dual-phase steels effects of ferritic-martensitic microstructures on crack path morphology, *Metallurgical Transactions A*.15:1193-1207.

Ekrami, A. 2005. High temperature mechanical properties of dual phase steels. *Materials Letters*, 59(16): 2070-2074

Fallahi, A. 2002. Microstructure-Properties Correlation of Dual Phase Steels Produced by Controlled Rolling Process. *Journal of Material Science Technology*, 18(5):451-454

Fereiduni, E., Banadkouki, S.S.G. 2014. Ferrite hardening response in a low alloy ferrite–martensite dual phase steel. *Journal of Alloys and Compounds*, 589:288-294

Garcia-Romeu, M.L., Ciurana, J., Ferrer, I. 2007. Springback determination of sheet metals in an air bending process based on an experimental work. *Journal of Materials Processing Technology*, 191:174–177.

Gomes, C., Onipedel, O., Lovell, M. 2005. Investigation of springback in high strength anisotropic steels. *Journal of Materials Processing Technology*, 159:91–98 .

Grizelj, B., Cumin, J., Grizelj, Dejan. 2010. Effect of Spring-Back and Spring-Forward in V-die Bending of St1403 Sheet Metal Plates . *STROJARSTVO*, 52 (2):181-186

Güral, A., 1999, “Çift Fazlı Çeliklerde Martensit Hacim Oranı ve Morfolojisinin İşlenebilirlik Özellikleri Üzerine Etkileri”, Yüksek Lisans Tezi, Gazi Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Ankara.

Gündüz S., Demir B. ve Kaçar R. 2008. Effect of Aging Temperature and Martensite by Volume on Strain Aging Behaviour of Dual Phase Steel. *Iron making and Steel Making*, 35: 63-68

Fe₃C

- Gündüz, S., Türkmen, M. 2013.** Çift Fazlı Çeliklerde Martenzit Morfolojisinin Statik Deformasyon Yaşlanma Davranışı Üzerine Etkisi. Gazi Üniversitesi Müh. Mim. Fak. Dergisi, 28 (2): 353-362
- Jacques, P.J. 2012.** Phase Transformations in Transformation Induced Plasticity (TRIP)-Assisted Multiphase Steels: Phase Transformations in Steels: Diffusionless transformations high strength steels, modelling and advanced analytical techniques. *Pereloma, E. and Edmonds, D.V., UK, 213-246*
- Kadkhodapour J., Butz A., Ziaei-Rad S., Schmauder S. 2011.** A micro mechanical study on failure initiation of dual phase steels under tension using single crystal plasticity model. *International Journal of Plasticity, 27:1103–1125.*
- Kazan, R., Fırat, M., Tiryaki, A. 2009.** Source-Prediction of spring back in wipe-bending process of sheet metal using neural network. *Materials and Design, 30: 418–423.*
- Kelestemur O., Yıldız S. 2009.** Effect of various dual-phase heat treatments on the corrosion behavior of reinforcing steel used in the reinforced concrete structures, *Construction and Building Materials, 2009, 23, 78–84.*
- Kim H, Kimchi M, Kardes N, Altan T. 2011.** Effects of variable elastic modulus on springback predictions in stamping advanced high-strength steels (AHSS). In: special edition: 10th International Conference on Technology of Plasticity, ICTP 2011: 628–633.
- Kim S. J., Lee C. G., Choi I., Lee S. 2001.** Effects of heat treatment and alloying elements on the microstructures and mechanical properties of 0.15 Wt. Pct. C transformation-induced plasticity-aided cold-rolled steel sheets, *Metallurgical and Materials Transactions A. 32:505-514.*
- Kim, N. J., Thomas, G. 1981.** Effect of Morphology on Mechanical Behaviour of Dual-Phase Fe/2 Si/0,1 C Steel. *Metallurgical Transactions A, 12(3):483-489.*
- Krauss, G., Marder, A.R. 1971.** The morphology of martensite in iron alloys. *Metallurgical Transactions , 2(9):2343-2357*
- Krauss, G. 2005.** Low Carbon Steels: Steels: Processing, Structure, and Performance. Devaenport.A.T.,USA,217-244
- Krauss, G. 2005.** Martensite: Steels: Processing, Structure, and Performance. Devaenport.A.T.,USA,217-244
- Kuang, C.F., Li, J., Zhang, S.G. 2014.** Effects of quenching and tempering on the microstructure and bake hardening behavior of ferrite and dual phase steels. *Materials Science and Engineering A-Structural Materials Properties Microstructure and Processing, 613:178-183*

- Kumar, A., Singh, S.B., Ray, K.K. 2008.** Influence of bainite/martensite-content on the tensile properties of low carbon dual-phase steels. *Materials Science and Engineering A-Structural Materials Properties Microstructure and Processing*, 474(1-2):270-282
- Lee, S.W., Kim, Y.T. 2007.** A study on the springback in the sheet metal flange drawing. *Journal of Materials Processing Technology*, 187-188: 89-93.
- Li, K.P., Carden, W.P., Wagoner, R.H. 2002.** Simulation of springback. *Int J Mech Science*, 44(1): 103-122.
- Ling, Y.E., Lee, H.P., Cheokb, B.T. 2005.** Finite element analysis of springback in L-bending of sheet metal. *Journal of Materials Processing Technology*, 168:296–302 .
- Marretta, L., Ingarao, G., Di Lorenzo, R. 2010.** Design of sheet stamping operations to control springback and thinning: A multi-objective stochastic optimization approach. *Int J Mech Science*, 52(7): 914-927.
- Moon YH, Kang SS, Cho JR, Kim TG. 2003.** Effect of tool temperature on the reduction of the spring-back of aluminum sheets. *Journal of Materials Processing Technology*, 8:132-365
- Morrow, J., Tither, G. 1978.** Molbydenum in Intercritically Annealed Dual Phase Steel. *Scripta Journal of Metals*, 30(3):16-19.
- Movahed, P., Kolahgar, S., Marashi, S.P.H., Pouranvari, M., Parvina, N.2009.** The effect of intercritical heat treatment temperature on the tensile properties and work hardening behavior of ferrite–martensite dual phase steel sheets. *Materials Science and Engineering A*, 518:1-6
- Nanu, N., Brabie, G. 2011.** Influence of Material Properties on The Interaction Between Residual Stress and Springback in The Case of in Plane Sheets Forming. *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, 11(4):979–991
- Narayanasamy, R., Padmanabhan, P. 2010.** Influence of Lubrication on Springback in Air Bending Process of Interstitial Free Steel Sheet. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 19:246–251.
- Niakan, H., Najafizadeh, A. 2010.** Effect of niobium and rolling parameters on the mechanical properties and microstructure of dual phase steels. *Materials Science and Engineering A-Structural Materials Properties Microstructure And Processing*, 527(21-22):5410-5414
- Osman, M.A., Shazly, M., El-Mokaddem, A., Wifi, A.S. 2010.** Springback prediction in V-bending: modeling and experimentation. *J. Achieve Mater & Man Eng*, 38(2): 179-186.

Ötü R., Demirci H.İ. 2012. 60°Lik V Bükme Kalıbında AA 5754 Ve Al 1050 Sac Malzemelerin Farklı Bükme Metotları Kullanılarak Geri Esneme Miktarlarının Tespiti. International Iron & Steel Symposium, 02-04 April 2012, Türkiye, Karabük,: 1006-1013

Pan, E., Di, H., Jiang, G. 2014.Effect of Heat Treatment on Microstructures and Mechanical Properties of Hot-Dip Galvanized DP Steels. *Acta Metallurgica Sinica-English Letters*, 27(3): 469-475

Parsa, M.H., Nasher al ahkami, S., Ettehad, M. 2010. Experimental and finite element study on the spring back of double curved aluminum/polypropylene/aluminum sandwich sheet. *Materials and Design*, 31: 4174–4183

Podder, A.S., Bhattacharjee, D., Ray, R.K. 2007. Effect of martensite on the mechanical behavior of ferrite-bainite dual phase steels. *ISIJ International*, 47(7):1058-1064

Ragai, I., Lazim, D., Nemes, J. A. 2005. Anisotropy and springback in draw-bending of stainless steel 410:experimental and numerical study. *Journal of Materials Processing Technology*, 166: 116–127

Rahmani, B., Alinejad, G., Bakhshi-Jooybari, M. 2009. An investigation on springback/negative springback phenomena using finite element method and experimental approach . *Proceedings of The Institution of Mechanical Engineers Part B-Journal of Engineering Manufacture*, 223(7) :841-850

Ramezani, M., Ripin, Z.M., Ahmad, R. 2010. Modelling of kinetic friction in V-bending of ultra-highstrength steel sheets, *Int J Adv Manuf Technol*. 46(1–4): 101-110.

Rashid, M.S. 1978. Relationship Between Steel Microstructure and Formability. General Motors Research Laboratories, 37

Rashid, M.S. 1980. High-Strength, Low-Alloy Steels. *Science*. 208.4446:862-869

Rashid, M.S. 1981. Dual Phase Steels. Annual Review of Materials Science,11:245-266

Rizk, A., Bourrel, D. L. 1982. Dislocation Density Contribution to Strength of Dual-Phase HSLA Steels. *Sicripta Metalurgia*, 16:1321-1324.

Pierman, A.-P., Bouaziz, O., T. Pardoen, T., Jacques, P.J., Brassart, L. 2014. The influence of microstructure and composition on the plastic behaviour of dual-phase steels. *Acta Materialia*, 73: 298–311

Rocha, R.O., Melo, T.M.F., Pereloma, E. 2005. Microstructural evolution at the initial stages of continuous annealing of cold rolled dual-phase steel. *Materials Science and Engineering A-Structural Materials Properties Microstructure and Processing*, 391(1-2): 296-304

Rocha, R.O., Melo, T.M.F., Santos, D. B. 2010. Influence of Continuous Annealing Conditions on the Microstructure and Mechanical Properties of a C-Mn Dual Phase Steel. 6th International Conference on Processing and Manufacturing of Advanced Materials Location, 25-29 August 2010, Berlin, Germany.

Saeidi, N., Ekrami, A. 2009. Comparison of mechanical properties of martensite/ferrite and bainite/ferrite dual phase 4340 steels. *Materials Science and Engineering A-Structural Materials Properties Microstructure And Processing*, 523(1-2): 125-129

Saleh M. H., Priestner R.2001. Retained austenite in dual-phase silicon steels and its effect on mechanical properties, *Journal of Materials Processing Technology*, 113:587-593.

Samuel M. 2000. Experimental and numerical prediction of springback and side wall curl in U-bendings of anisotropic sheet metals. *Journal of Materials Processing Technology*, 105: 382-393

Shen, H.Q., Li, S.H., Chen, G.L. 2010. Numerical analysis of panels dent resistance considering the Bauschinger effect. *Mater & Des.*, 31(2): 870-876.

Sönmez N., Bakkaloğlu A. 1989. Çift Fazlı Çeliklerin Makina Konstrüksiyonlarında Kullanılabilirlik Sınırları. 3. *Denizli Malzeme Sempozyumu*, Denizli 23-32.

Speich, G.R. Leslie,W.C. 1972. Tempering of steel. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 3(5):1043-1054

Speich, G.R. ve Miller, R.L. 1979. Mechanical Properties of Ferrite-Martensite Steels. *AIME, New Orleans*,145-182, 19-21 Şubat 1979

Speich, G.R., . Demarest, V. A., Miller, R.L. 1981. Formation of Austenite During Intercritical Annealing of Dual-Phase Steels. *Metallurgical Transactions A* 12(8):1419-1428

Sun, L., Wagoner, R.H. 2011. Complex unloading behavior: Nature of the deformation and its consistent constitutive representation. *Int J Plast*, 27(7): 1126-1144.

Tekaslan , Ö ., Şeker , U ., Özdemir , A . 2006 . Determining springback amount of steel sheet metal has 0.5 mm thickness in bending dies . *Materials and Design*, 27:251–258 .

Tekaslan, Ö., Gerger,N., Şeker,U.2008. Determination of spring-back of stainless steel sheet metal in V bending dies. *Materials and Design*, 29:1043–1050 .

Tekiner, Z. 2004. An experimental study on the examination of springback of sheet metals with several thicknesses and properties in bending dies. *Journal of Materials Processing Technology*, 145:109–117 .

Thomas, G. 1983. Design of Strong, Ductile, Duplex Low Alloy Steels: Specialty Steels and Hard Materials, Ed.By: Comins, N.R. and Clark, J.B.; South Africa ,55-66

Tsipouridis P. 2006. Mechanical properties of dual phase steels, *Doctoral Dissertation*, Technische Universität München, Institute for Materials Science and Mechanics of Materials, Munich.

Ulu S. 2009. Çift fazlı çelikler. *Electronic Journal of Machine Technologies*, 6:100-113.

Vladimirov, I.N., Pietryga, M.P., Reese, S. 2009. Prediction of springback in sheet forming by a new. finite strain model with nonlinear kinematic and isotropic hardening. *J Mater Process Technol.*, 209(8): 4062-4075

Wang, Z., Zhao, A., Zhao, Z. 2012. Microstructures and mechanical properties of C-Mn-Cr-Nb and C-Mn-Si-Nb ultra-high strength dual-phase steels. *International Journal of Minerals Metallurgy and Materials*, 19(10):915-922

Yu, H.Y. 2009 . Variation of elastic modulus during plastic deformation and its influence on springback . *Materials and Design*, 30:846–850

Yükler, A., Safoğlu, R., Üçışık, H.1981. Çeliklerde Dual Faz Yapısı ve Mekanik Özelliklere Etkisi. *Sakarya D.M.M.A.*, 11(6):61-72

Zhang, M.D., Hu, J., Cao, W. Q. 2014. Microstructure and mechanical properties of high strength and high toughness micro-laminated dual phase steels . *Materials Science and Engineering A-Structural Materials Properties Microstructure and Processing*, 618: 168-175

Zhao, Z., Tong, T., Liang, J. 2014. Microstructure, mechanical properties and fracture behavior of ultra-high strength dual-phase steel. *Materials Science and Engineering A-Structural Materials Properties Microstructure and Processing* .618: 182-188

Zhou, L., Zhang, D., Liu, Y. 2014. Influence of silicon on the microstructures, mechanical properties and stretch-flangeability of dual phase steels. *International Journal of Minerals Metallurgy and Materials*, 21(8): 755-765

<http://www.epa.gov/oppt/greenengineering/pubs/ulsab-avc.pdf> (Erişim tarihi: 15 Şubat 2015)

ÖZGEÇMİŞ

Adı Soyadı :Yeliz UMUR

Doğum Yeri ve Tarihi :Bursa - 1979

Yabancı Dili :İngilizce

Eğitim Durumu

Lise :Bursa Kız Lisesi

Lisans :Uludağ Üniversitesi Tekstil Mühendisliği

Yüksek Lisans :Uludağ Üniversitesi Tekstil Mühendisliği

Çalıştığı Kurum ve Yıl :Uludağ Üniversitesi O.M.Y.O.–31/12/2002 -devam ediyor

İletişim :ylz@uludag.edu.tr

Yayınlar

- 1) **Umur,Y.**, Selülozik Esaslı Liflerde Fibrilleşmenin Kopma Yüğü ve Uzama Oranı Üzerine Etkisi, / Uludağ Üniversitesi Mühendislik Mimarlık Fakültesi Dergisi , Cilt:15 Sayı:1 Yıl:2010 Sayfa: 121-133
- 2) Umur, H., Yemenici, O., **Umur , Y.** And Sakin, A., Flow and Heat Transfer Characteristics Over Rectangular Blocked Surfaces, Experimental Heat Transfer, Paper in Print, Sept. 2016.
DOI:, 10.1080/08916152.2016.1233146,