

**GELİŞTİRİLMİŞ YÜKSEK MUKAVEMETLİ ÇELİKLERDE ŞEKİL  
VERME OPERASYONLARI SONUCU OLUŞAN GERİ YAYLANMANIN  
DOĞRU TAHMİNİ VE TELAFİSİ**

**FIRAT ÖZER**

**YÜKSEK LİSANS TEZİ  
MAKİNE MÜHENDİSLİĞİ ANABİLİM DALI**

**TOBB EKONOMİ VE TEKNOLOJİ ÜNİVERSİTESİ  
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ**

**ARALIK 2011**

**ANKARA**

Fen Bilimleri Enstitü onayı

TEZ BİLİ DİRİMİ

M. Kaynak

Prof. Dr. Ünver KAYNAK

Müdür

Bu tezin Yüksek Lisans derecesinin tüm gereksinimlerini sağladığını onaylarım.

M. Kaynak

Prof. Dr. Ünver KAYNAK

Anabilim Dalı Başkanı

Fırat Özer tarafından hazırlanan “Geliştirilmiş Yüksek Mukavemetli Çeliklerde Şekil Verme Operasyonları Sonucu Oluşan Geri Yaylanmanın Doğru Tahmini Ve Telafisi” adlı bu tezin Yüksek Lisans tezi olarak uygun olduğunu onaylarım.

M. Ali Güler

Doç. Dr. Mehmet Ali GÜLER  
Tez Danışmanı

İ. Barış Özsoy

Yrd. Doç. Dr. İstemi Barış ÖZSOY  
İkinci Tez Danışmanı

Tez Jüri Üyeleri

Başkan : Prof. Dr. Can ÇOĞUN  
(ODTÜ-Makine Mühendisliği)

Üye : Prof. Dr. Müfit GÜLGEÇ  
(Çankaya Üni.-Mekatronik Mühendisliği)

Üye : Doç. Dr. Mehmet Ali GÜLER

Üye : Yrd. Doç. Dr. İstemi Barış ÖZSOY

Üye : Yrd. Doç. Dr. Cihan TEKOĞLU

C. Çoğun

M. Gülgöç

M. Ali Güler

İ. Barış Özsoy

C. Tekoğlu

Üniversitesi

## TEZ BİLDİRİMİ

İstanbul Kültür ve Teknoloji Üniversitesi

Enstitüsü

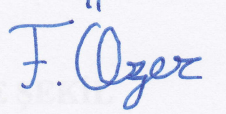
: Fen Bilimleri

Anabilim Dalı

: Makine Mühendisliği

Tez içindeki bütün bilgilerin etik davranış ve akademik kurallar çerçevesinde elde edilerek sunulduğunu, ayrıca tez yazım kurallarına uygun olarak hazırlanan bu çalışmada orijinal olmayan her türlü kaynağa eksiksiz atıf yapıldığını bildiririm.

FIRAT ÖZER



Fırat Özer

GELİŞTİRİLMİŞ YÜKSEK MUKAVEMETLİ ÇELİKLERDE  
VERME OPERASYONLARI SONUCU OLUŞAN GERİ YAYLANMA  
DOĞRU TAHMİNİ VE TELAFISI

### ÖZET

Bu çalışmada, geliştirilmiş yüksek mukavemetli çeliklerde şekil verme operasyonları sonucunda oluşan geri yaylanmanın sonlu elemanlar yöntemi ile tahmini edilmesi ve telafisi amaçlanmaktadır. Geri yaylanma davranışını analiz edilebilirlik için, üç farklı büküm işlemi incelenmiştir; U-kanal büküm, 7-flanş büküm ve S-ray profil büküm. U-kanal büküm problemine, izotropik, Hill48 ve Barlat89 akma modelleri uygulanarak sonlu elemanlar analizleri gerçekleştirilmiştir. Akma yüzeyi Barlat89 akma kriterine göre modellenildiğinde, deneysel sonuçlara en yakın değerler elde edilmiştir. Farklı geometrik özelliklere sahip 7-flanş kalıp geometrisi tasarlanıp, deney kabı oluşturulmuştur. Bu problemde sonlu elemanlar analiz sonuçlarının iyileştirilmesi için, katman sayısı gibi matematiksel parametrelerin analiz sonuçları üzerindeki etkileri incelenmiştir. S-ray profil büküm problemi için, geri yaylanma sonuçlarının yarı sığ, büküm işleminin kalitesi, zımba tepki kuvveti ve sac kalınlığındaki azalma gibi benzetim sonuçları, literatürdeki deney sonuçları ile kıyaslanmıştır. Daha sonra DP, TRIP ve TWIP çekimleri ve geri yaylanma davranışları incelenmiş, pekleme katsayısı ve pekleme potansiyelinin geri yaylanma üzerindeki etkileri araştırılmıştır. Geri yaylanmanın telafisine yönelik, öncelikle, kalıp parametrelerinin etkileri incelenmiştir. Ardından, iki farklı baskı plakası kuvveti (BPK) uygulaması, 7-flanş büküm problemine uygulanarak telafi çalışmaları gerçekleştirilmiştir. Her iki BPK uygulamasının geri yaylanma telafisi üzerindeki etkinlikleri, bu çalışma kapsamında önerilen yeni BPK uygulaması kapsamında incelenmiştir. Geri yaylanma telafisinde endüstride sıkça yardımına başvuru olan süzdürme çubuğu uygulaması, U-kanal büküm problemine uygulanmıştır. Basınçlı süzdürme çubuğunun geometrik parametreleri için 38 tasarım noktası oluşturulup parametrik analizler gerçekleştirilmiştir. Yüzey oturma yöntemi ile süzdürme çubuğu tasarımında yol gösterici sonuçlar elde edilmiştir.

Anahtar Kelimeler: Geri yaylanma, Geliştirilmiş yüksek mukavemetli çelikler, Sonlu elemanlar yöntemi, Sac metal şekillendirme.

<b>Üniversitesi</b>	<b>: TOBB Ekonomi ve Teknoloji Üniversitesi</b>
<b>Enstitüsü</b>	<b>: Fen Bilimleri</b>
<b>Anabilim Dalı</b>	<b>: Makine Mühendisliği</b>
<b>Tez Danışmanı</b>	<b>: Doç. Dr. Mehmet Ali GÜLER</b>
<b>İkinci Tez Danışmanı</b>	<b>: Yrd. Doç. Dr. İstemi Barış ÖZSOY</b>
<b>Tez Türü ve Tarihi</b>	<b>: Yüksek Lisans – Aralık 2011</b>

**FIRAT ÖZER**

**GELİŞTİRİLMİŞ YÜKSEK MUKAVEMETLİ ÇELİKLERDE ŞEKİL  
VERME OPERASYONLARI SONUCU OLUŞAN GERİ YAYLANMANIN  
DOĞRU TAHMİNİ VE TELAFİSİ**

**ÖZET**

Bu çalışmada, geliştirilmiş yüksek mukavemetli çeliklerde şekil verme operasyonları sonucunda oluşan geri yaylanmanın sonlu elemanlar yöntemi ile tahmin edilmesi ve telafisi amaçlanmaktadır. Geri yaylanma davranışını analiz edebilmek için, üç farklı büküm işlemi incelenmiştir; U-kanal büküm, 7-flanş büküm ve S-ray profil büküm. U-kanal büküm problemine, izotropik, Hill48 ve Barlat89 akma modelleri uygulanarak sonlu elemanlar analizleri gerçekleştirilmiştir. Akma yüzeyi Barlat89 akma kriterine göre modellendiğinde, deneysel sonuçlara en yakın değerler elde edilmiştir. Farklı geometrik özelliklere sahip 7-flanşlı kalıp geometrisi tasarlanıp, deney kalıbı oluşturulmuştur. Bu problemde sonlu elemanlar analiz sonuçlarının iyileştirilmesi için, katman sayısı gibi matematiksel parametrelerin analiz sonuçları üzerindeki etkileri incelenmiştir. S-ray profil büküm problemi için, geri yaylanma sonuçlarının yanı sıra, büküm işleminin kalitesi, zımba tepki kuvveti ve sac kalınlığındaki azalma gibi benzetim sonuçları, literatürdeki deney sonuçları ile kıyaslanmıştır. Daha sonra DP, TRIP ve TWIP çekiklerinin geri yaylanma davranışları incelenmiş, pekleşme katsayısı ve pekleşme üstelinin geri yaylanma üzerindeki etkileri araştırılmıştır. Geri yaylanmanın telafisine yönelik, öncelikle, kalıp parametrelerinin etkileri incelenmiştir. Ardından, iki farklı baskı plakası kuvveti (BPK) uygulaması, 7-flanş büküm problemine uygulanarak telafi çalışmaları gerçekleştirilmiştir. Her iki BPK uygulamasının geri yaylanma telafisi üzerindeki etkinlikleri, bu çalışma kapsamında önerilen yeni BPK uygulaması kapsamında incelenmiştir. Geri yaylanma telafisinde endüstride sıkça yardımına başvuru olan süzdürme çubuğu uygulaması, U-kanal büküm problemine uyarlanmıştır. Basamaklı süzdürme çubuğunun geometrik parametreleri için 38 tasarım noktası oluşturulup parametrik analizler gerçekleştirilmiştir. Yüzey oturtma yöntemi ile süzdürme çubuğu tasarımında yol gösterici sonuçlar elde edilmiştir.

**Anahtar Kelimeler:** Geri yaylanma, Geliştirilmiş yüksek mukavemetli çelikler, Sonlu elemanlar yöntemi, Sac metal şekillendirme.

**University** : TOBB Economics and Technology University  
**Institute** : Institute of Natural and Applied Sciences  
**Science Programme** : Mechanical Engineering  
**Supervisor** : Associate Professor Dr. Mehmet Ali GÜLER  
**Co-Supervisor** : Assistant Professor Dr. İstemi Barış ÖZSOY  
**Degree Awarded and Date** : M.Sc. – December 2011

**FIRAT ÖZER**

**ACCURATE PREDICTION AND COMPENSATION OF SPRINGBACK IN  
ADVANCED HIGH STRENGTH STEELS AFTER SHEET METAL FORMING  
OPERATIONS**

**ABSTRACT**

The main aim of this study is to predict and then compensate the springback of advanced high strength steels by using finite element method. In order to analyze the springback behavior, three different forming tools have been examined. In U-channel forming problem, finite element analyses (FEA) have been performed for isotropic, Hill48 and Barlat89 yield criterion. The best agreement with the experimental results has been observed when the yield locus of the material was defined by Barlat89 yield criteria. A 7-flange tool composed of typical flange conditions with various flange radii has been designed and experiments have been conducted. In order to increase the accuracy and the precision of FEA results of this forming problem, effects of such mathematical parameters as number of integration points through thickness have been investigated. FEA results of the 7-flange forming process have been validated with the experimental results. Besides of the springback, other simulation results such as forming quality, thickness reduction, and punch reaction force of the S-rail process have been studied. Subsequently, springback behavior of the DP, TRIP and TWIP steels have been examined, effect of hardening coefficient and hardening exponent on the springback have been investigated. Effects of tooling parameters of the U-channel forming process have been analyzed in an attempt for springback compensation. Then, two different blank holder force (BHF) applications have been implemented to the 7-flange tool. Compensation effectiveness of these two BHF applications has been compared in line with the new BHF algorithm proposed in this study. Finally, stepped-draw bead application, frequently referred to the help in the industry, adapted to U-channel forming problem and effectiveness of the geometrical parameters on compensation of springback have been investigated. Parametric analyses for 38 design points have been performed. Guiding results for the stepped-draw bead design have been obtained with the surface fitting method.

**Key words:** Springback, Advanced high strength steels, Finite element method, Sheet metal forming

## TEŞEKKÜR

Kendisiyle çalışmaktan her zaman keyif aldığım, tezin ortaya çıkarılmasında ve sonuca ulaşmasında imkân tanıyan, ayrıca TÜBİTAK destekli projesinde yer veren danışman hocam Doç. Dr. Mehmet Ali Güler'e göstermiş olduğu sabır ve desteği için teşekkür ederim.

Yüksek lisans eğitimim boyunca karşılaştığım sıkıntıları aşmam konusunda desteğini hiçbir zaman eksik etmeyen, yardımcı tez danışmanım Yrd. Doç. Dr. İstemi Barış Özsoy'a, tecrübeleri fikirleriyle her zaman yol gösteren TOBB ETÜ Makine Mühendisliği Bölümü değerli öğretim üyeleri Yrd. Doç. Dr. Selin Aradağ Çelebioğlu'na, Prof. Dr. Ünver Kaynak'a, Yrd. Doç. Dr. Cihan Tekoğlu'na, teşekkürlerimi sunarım. Sizler olmasaydınız, bu çalışmanın tamamlanması imkansız olacaktı.

Tez jüri Başkanı Sayın Prof. Dr. Can Çoğun ve tez jüri üyesi Sayın Prof. Dr. Müfit Gülgeç'e göstermiş oldukları ilgiden ve katkılarından ötürü teşekkürlerimi sunarım.

Ayrıca, deney kalıplarının tasarımında ve kurulumunda desteklerini ve tecrübelerini esirgemeyen, kendisinden çok şey öğrendiğim, Coşkunöz Kalıp Metal Fabrikası Ar-Ge merkezi tasarım mühendisi Sayın Mustafa Yenice'ye teşekkürlerimi sunarım.

Tez çalışmalarımı, 109M078 kodlu 1001 Projesi kapsamında maddi olarak destekleyen Türkiye Bilimsel ve Teknolojik Araştırma Kurumu'na (TÜBİTAK) ve sağladığı imkânlar için TOBB Ekonomi ve Teknoloji Üniversitesi'ne teşekkür ederim.

Son olarak yüksek lisans eğitimim boyunca her koşulda yanımda olan, sabrını ve desteğini esirgemeyen aileme ve arkadaşlarım Özge Olkun (Kırıkkale Üni, Mak. Müh. Mezunu), Umut Mert Ünver (Gazi Üni, Mak. Müh. Mezunu), Ender Çelik (TOBB ETÜ Y.L. Öğrencisi), Çağın Gülenoğlu (TOBB ETÜ Y.L. Öğrencisi), İlkay Günel (TOBB ETÜ Y.L. Öğrencisi), Ender Hepkaya (Gazi Üni. Y.L. Öğrencisi), Semiray Deniz Bali (Gazi Üni, Mak. Müh. Mezunu), Emrecan Telli (Gazi Üni, End. Müh. Mezunu), sizlere sonsuz teşekkürlerimi sunuyorum.

Fırat Özer

## İÇİNDEKİLER

ÖZET	iv
ABSTRACT	v
TEŞEKKÜR	vi
ÇİZELGELERİN LİSTESİ	xi
ŞEKİLLERİN LİSTESİ	xiii
KISALTMALAR	xxiii
SEMBOL LİSTESİ	xxiv
1. GİRİŞ	1
1.1. Literatür Özeti	6
1.2. Tezin Amacı ve Kapsamı	9
1.3. Tezin İçeriği	11
2. GENEL BİLGİLER	14
2.1. Sac Metal Şekillendirme ve Geri Yaylanma	14
2.1.1. Büküm ve Gerdirerek Büküm	14
2.1.2. Geri yaylanma	18
2.1.3. Süzdürme Çubuğu Uygulaması	18
2.1.4. Şekil Verme Limit Diyagramı	19
2.2. Malzemenin Mekanik Davranışı	21
2.2.1. Plastik anizotropi	22
2.2.2 Akma Kriterleri	24

2.2.2.1. Tresca akma kriteri	25
2.2.2.2. Von- Mises Akma Kriteri	25
2.2.2.3. Hosford Akma Kriteri	25
2.2.2.4. Hill 48 Akma Kriteri	26
2.2.2.5. Barlat ve Lian Akma Kriteri	26
2.2.2.6. YLD2000 Akma Kriteri	27
2.2.3. Bauschinger etkisi	28
2.2.4. Pekleşme modelleri	29
3. GERİ YAYLANMANIN SONLU ELEMANLAR ANALİZİ İLE TAHMİNİ	33
3.1. Sonlu Elemanlar Yöntemi	34
3.1.1. Açık (Explicit) ve Kapalı (İmplicit) Sonlu Elemanlar Metodu	34
3.1.2. Zaman Adımı	37
3.1.3. Eleman Formülasyonu	39
3.1.4. Ağ Yapısı ve Katman Sayısı	41
3.1.5. Temas Tanımlaması ve Sınır Şartları	43
3.1.6. Enerji	45
3.1.7. LSDYNA Malzeme Modelleri	46
3.1.8. Birim Sistemi	47
3.2. U-kanal Büküm Problemi	48
3.2.1. Kalıp Tasarımı ve Deneysel Çalışma	49



3.2.2. Sonlu Elemanlar Yöntemi ve Deneyler ile Doğrulama	52
3.2.3. Tartışma	57
3.3. 7-flanş Büküm Problemi	59
3.3.1. Kalıp Tasarımı ve Deneysel Çalışma	60
3.3.2. Sonlu Elemanlar Yöntemi ve Deneyler ile Doğrulama	67
3.3.3. Tartışma	76
3.4. S-ray Profil Büküm Problemi	77
3.4.1. Kalıp Tasarımı	77
3.4.2. Sonlu Elemanlar Yöntemi ve Deneyler ile Doğrulama	79
3.4.3. Tartışma	93
4. GELİŞTİRİLMİŞ YÜKSEK MUKAVEMETLİ ÇELİKLERİN GERİ YAYLANMA DAVRANIŞLARININ İNCELENMESİ	96
4.1. Sonlu Elemanlar Analizi Sonuçları	98
4.1.2. Pekleşme Katsayısı ve Pekleşme Üstelinin Geri Yaylanma Davranışı Üzerindeki Etkisi	100
4.1.3. Yüksek Mukavemetli Çeliklerin Büküm İşlemi İçin Gereken Pres Kuvvetinin Belirlenmesi	104
4.2. Tartışma	106
5. GERİ YAYLANMANIN TELAFİSİ	108
5.1. Büküm Parametrelerinin Geri Yaylanma Davranışı Üzerine Etkileri	110
5.2. Düzgün Dağılmayan Baskı Plakası Kuvveti (BPK) Uygulaması	120
5.3. Süzdürme Çubuğu Uygulaması	131

5.4. Tartışma	144
6. SONUÇLAR VE ÖNERİLER	147
6.1. Sonuçlar	147
6.2. Öneriler	150
KAYNAKLAR	152
EKLER	156
EK 1: LSDYNA Anahtar Kelimeleri	156
EK 2: U-kanal Büküm Problemi SE Yöntemi	165
EK 3: 7-flanş Büküm Problemi SE yöntemi	166
EK 4: S-ray Profil Büküm Problemi SE yöntemi	167
ÖZGEÇMİŞ	169

## ÇİZELGELERİN LİSTESİ

Çizelge		Sayfa
Çizelge 3.1	Sonlu elemanlar analizlerinde kullanılan malzeme modelleri	46
Çizelge 3.2.	LSDYNA analizlerinde kullanılan uyumlu birim sistemi	48
Çizelge 3.3.	U-kanal büküm DP 600 sac malzemenin özellikleri	50
Çizelge 3.4.	Deney sonuçlarının ortalamasını ifade eden temsili yüzeye ait sonuçlar	52
Çizelge 3.5.	Farklı malzeme modelleri kullanılarak elde edilen sonuçların, analitik yöntem sonucunun deney sonuçları ile kıyaslanması	53
Çizelge 3.6.	Farklı ağ yapıları kullanılarak elde edilen sonuçlar	57
Çizelge 3.7.	Farklı ağ yapıları ile hesaplanan geri yaylanma ve kıvrılma yarıçapı sonuçlarının hata miktarları ve hesaplama zamanının kıyaslanması	58
Çizelge 3.8.	7-flanş büküm DP 600 malzemenin mekanik özellikleri	65
Çizelge 3.9.	Flanşların geometrik özellikleri	65
Çizelge 3.10.	7-flanş büküm kalıbı deney sonuçları, geri yaylanma açıları, deneylerin ortalaması ve standart sapma	67
Çizelge 3.11.	Sonlu elemanlar büküm benzetimin özellikleri	70
Çizelge 3.12.	7-flanş büküm problemi LSDYNA analiz sonuçlarının deneyler ile kıyaslanması	76
Çizelge 3.13.	YLD2000 akma kriteri için katsayılar	78
Çizelge 3.14.	HC260LAD malzeme için anizotropi değerleri	79
Çizelge 3.15.	Ghosh modeli için katsayılar	80
Çizelge 3.16.	Geri yaylanma benzetiminde saca uygulanan sınır şartları	82
Çizelge 3.17.	İki ayrı baskı plakası kuvveti için Barlat89 ve YLD2000 malzeme modelleri kullanılarak elde edilen geri yaylanma değerlerinin kıyaslanması	95

Çizelge 4.1	Benzetim çalışmalarında kullanılan yüksek mukavemetli çeliklerin mekanik özellikleri	96
Çizelge 4.2.	Geliştirilmiş yüksek mukavemetli çeliklerin geri yaylanma açılarının kıyaslanması	99
Çizelge 4.3.	Malzemelerin akma gerilmeleri, başlangıç durumdaki ve en yüksek zımba tepki kuvvetleri	105
Çizelge 5.1.	U-kanal büküm işlemi için belirlenen büküm parametreleri	110
Çizelge 5.2.	Flanşların dayanabileceği üst kuvvet değerleri	123
Çizelge 5.3.	Doğrusal BPK ve basamak BPK için geri yaylanmayı en aza indiren kuvvet değerleri	127
Çizelge 5.4.	Doğrusal BPK ve basamak BPK telafi uygulamalarının telafisiz model ile kıyaslanması. Açılar hedef geometriden farkı ifade etmektedir.	128
Çizelge 5.5.	Süzdürme çubuğu parametrik analizlerinde kullanılan parametreler ve değerleri	132
Çizelge 5.6.	Süzdürmesiz model sonuçları	133
Çizelge 5.7.	Tasarım noktaları ve elde edilen benzetim sonuçları	138
Çizelge 5.8.	Tasarım değişkenleri ve değişim aralıkları	139
Çizelge 5.9.	Süzdürmesiz kalıp ve 29 numaralı analiz için elde edilen sonuçların kıyaslanması	145

## ŞEKİLLERİN LİSTESİ

Şekil		Sayfa
Şekil 1.1.	Sabit 10-3 s-1 gerinim hızında ve oda sıcaklığında gerçekleştirilen çekme testi sırasında çeliğin mikro yapısındaki değişim. (a) Deformasyon başlangıcında dislokasyon yoğunluğunun artması ve ikizlerin oluşması, (b) ikizlerin artması, (c) artan ikizlerin üst üste binmesi, (d) artan gerilimle östenitin martensite dönüşmesi [11].	4
Şekil 2.1.	Kalınlığı $t$ olan sacın moment ( $M$ ) etkisi altında bükülmesi, tarafsız eksen ve büküm yarıçapı $R_b$ 'nin gösterimi	15
Şekil 2.2.	Baskı plakası barındıran tek etkili bir kalıbın elamanları. Bu tip bir kalıpta dişi kalıp üst gruba yerleştirilmiştir ve hareket etmektedir. Alt grupta hareketsiz zımba ve hareketli baskı plakası bulunmaktadır. Baskı plakası gücünü alt gruba yerleştirilmiş olan gazlı yaylardan almaktadır. Rzımba zımba yuvarlatma yarıçapını, Rdişi kalıp ise dişi kalıp yuvarlatma yarıçapını ifade etmektedir. Sac yuvarlatmalar etrafında bükülmektedir.	16
Şekil 2.3.	$F_s$ çekme kuvveti ve $M$ momenti etkisiyle, $\phi$ açısı kadar gerdirilerek bükülen $t$ kalınlığındaki sacda tarafsız eksenin ve merkez düzlemin konumları. $R_m$ merkez düzlemin yarıçapını, $R_n$ tarafsız eksenin yarıçapını, $R_i$ büküm iç yarıçapını ve $R_o$ büküm dış yarıçapını ifade etmektedir.	17
Şekil 2.4.	Gerdirek büküm işleminde, moment ve gerdirme kuvvetinden kaynaklanan toplam gerilme durumunun sac kalınlığı boyunca değişimi.	17
Şekil 2.5.	Basamaklı süzdürme çubuğu kullanılan tek etkili bir kalıbın şematik görünümü. Süzdürme çubuğu kağıt eksenine dik doğrultuda kalıp yüzeyi boyunca uzanmaktadır. Süzdürme çubuğu kullanılarak sac sıkıştırılmakta ve sac eksenine boyunca çekme gerilmesi oluşmaktadır ve geri yaylanma azaltılmaktadır.	19
Şekil 2.6.	Gerinim ölçümü ve şekil verme limit diyagramının oluşturulması [47]. Elektro-kimyasal olarak sacın yüzeyine çizilen dairenin büküm sonrasındaki ölçüleri alınarak, majör (1.) ve minör (2.) asal gerinimler belirlenir.	20
Şekil 2.7.	LSDYNA analiz sonuçlarında elde edilen şekil verme limit diyagramları için kritik bölgelerin gösterimi.	21

Şekil 2.8.	Haddelemeden çıkmış sac malzeme üzerindeki anizotropi yönlerinin gösterimi. Sacdan alınan üç çekme numunesi ile malzemenin anizotropi değerleri belirlenir.	23
Şekil 2.9.	İzotropik pekleşme modelinin şematik olarak gösterilmesi. Akma başladıktan sonra gerilmenin artırılmasıyla pekleşme görülür. $r_i$ yarıçapındaki ilk akma yüzeyi merkezi sabit kalacak şekilde büyür. 1, 2 ve 3 rakamları asal eksenleri ifade etmektedir. Gerilme 1 eksenine doğrultusunda uygulanmıştır. İzotropik pekleşme modeline göre çekmedeki akma dayanımı basmadaki akma dayanımına eşittir.	30
Şekil 2.10.	Kinematik pekleşme modelinin şematik olarak gösterilmesi. Akma başladıktan sonra gerilmenin artırılmasıyla pekleşme görülür. $r_i$ yarıçapındaki ilk akma yüzeyi büyüklüğü sabit kalacak şekilde uygulanan gerilme doğrultusunda kayar. $O_i$ Yüzeyin ilk durumdaki merkezini ve $O$ son durumdaki merkezini belirtmektedir. Akma yüzeyini ifade eden çemberin ilk yarıçapı $r_i$ son yarıçapına eşittir. 1, 2 ve 3 rakamları asal eksenleri ifade etmektedir. Gerilme 1 eksenine doğrultusunda uygulanmıştır. $\alpha_{ij}$ akma yüzeyinin ne kadar yer değiştirdiğini ifade eden tensördür. Kinematik pekleşme modeline göre çekmedeki akma dayanımı basmadaki akma dayanımından yüksektir.	31
Şekil 3.1.	Merkezi farklar yöntemi kullanılarak $t_n$ zamanında $f(t)$ fonksiyonunun eğiminin bir önceki ( $t_{n-1}$ ) ve bir sonraki zaman adımı ( $t_{n+1}$ ) kullanılarak bulunması.	36
Şekil 3.2.	Katman sayısı ve gerilme durumun şematik ifadesi. Katman sayısının artırılması ile kalınlık boyunca gerilme dağılımının değişimi daha hassas ve doğru bir şekilde hesaplanmaktadır.	43
Şekil 3.3.	Şekil verme benzetiminde temas durumu ve sınır şartlarının şematik gösterimi. Noktalar kesit üzerindeki düğüm noktalarını ifade etmektedir. Temas durumu dikkate alınarak dışı kalıp ve zımba yuvarlatmalarında daha sık eleman kullanılmıştır. $n$ ve $t$ sac düzleminin sırasıyla normal ve teğet yönleridir. Simetri durumundan ötürü kağıt düzlemine dik doğrultuda bulunan $A_i$ düğüm noktalarına simetri sınır şartı uygulanmıştır. Baskı plakası kuvveti her bir düğüm noktasına eş büyüklükte dağıtılmıştır. Rijit elemanlar ve sac arasındaki sürtünme katsayısının etkisiyle saca sürtünme kuvveti etkimektedir. Dış kalıp $v$ hızı ile hareket etmektedir ve zımba hareketsizdir.	44

Şekil 3.4.	Kabuk elemanda SMOOTH temas tanımlaması sonucu oluşturulan sanal düğüm noktalarının şematik gösterimi. SMOOTH tanımlaması ile her bir eleman üzerine beş sanal düğüm noktası eklenir, böylece yüzeyler arasındaki temas tanımlaması daha hassas hale gelir.	45
Şekil 3.5.	U-kanal büküm kalıbının katı modeli ve kalıp elemanlarının tanımlanması. Üst grup hareketli dişi kalıp, alt grup sabit zımba, baskı plakası ve sac.	49
Şekil 3.6.	U-kanal büküm kalıbının geometrisi ve ölçüleri	50
Şekil 3.7.	U-kanal büküm için geri yaylanmanın ölçüm yöntemi. Geri yaylanmış sac üzerinde geometrik yerleri verilen A-B noktaları ile D-E noktalarından doğrular geçirilmiştir. A-B'den geçen doğru ile yatay eksen arasında kalan açı $\theta_1$ açısını vermektedir. A-B noktaları ile D-E noktalarından geçen doğrular arasındaki açı $\theta_2$ açısını vermektedir. $\rho$ A-B yayının yarıçapıdır ve yan duvardaki kıvrılmanın ölçüsüdür. C noktası büküm yarıçapına teğet olan noktadır. F noktası A-B yayının orta noktasıdır. Ölçüler mm cinsinden verilmiştir.	51
Şekil 3.8.	Geri yaylanma açısı $\theta_1$ için yüzde hata	54
Şekil 3.9	Geri yaylanma açısı $\theta_2$ için yüzde hata	54
Şekil 3.10	Yan duvardaki kıvrılma yarıçapı $\rho$ için yüzde hata	55
Şekil 3.11	Aynı sac geometrisi için U-kanal büküm probleminde sonlu elemanlar analizlerinde kullanılan farklı ağ yapıları. (a) Sacın her yerinde 1x1 mm eleman boyutu (toplam 6125 eleman). (b) Minimum 1x1 mm, maksimum 4x4 mm eleman boyutu (toplam 3740 eleman). (c) Minimum 0.5x0.5 mm, maksimum 4x4 mm eleman boyutu (toplam 7660 eleman). (d) Başlangıçta 4x4 mm eleman boyutu (adaptif bölüntü, toplam 2988 eleman). (e) Sacın her yerinde 0.5x1 mm eleman boyutu (toplam 12250 eleman)	56
Şekil 3.12	LSDYNA adaptif bölüntü uygulaması ile oluşturulan ağ yapısı. Yüksek deformasyon görülen bölgelerde elemanlar otomatik olarak ikiye bölünmüştür. Kare içerisindeki figürde ağ yapısının detayı verilmiştir	57
Şekil 3.13	U-kanal büküm problemi 0.9 mm kalınlığındaki sac için 7 katman (a) ve 9 katman (b) kullanımının etkileri. 0.9 mm kalınlığındaki sacda 7 katman kullanılması istenmeyen kıvrımlara, dalgalanmalara neden olmuştur.	59

Şekil 3.14	İlk tasarımlarda şekil verme benzetimi sonucunda süzdürme kullanılan flanşta sac kalınlığındaki değişim. Sacın ilk kalınlığı 0.8 mm'dir.	60
Şekil 3.15	Sacın baskı plakasına uyguladığı tepki kuvveti	61
Şekil 3.16	7-flanş kalıp alt grup; zımba	62
Şekil 3.17	7-flanş kalıp üst grup; dişi kalıp, tampon	63
Şekil 3.18	Boyama testi ile kalıp yüzeylerindeki kusurların belirlenmesi. Kırmızı şekillerin içerisinde kalan bölgelerde boyanın silindiği görülmüştür. Bu bölgelerde kalıp yüzeylerinin sacı sıkıştırdığı gözlenmiştir.	63
Şekil 3.19	DC05 ve DP600 çelik sacların geri yaylanma davranışlarının kıyaslanması-izometrik görünüş (üstteki parça DP600)	64
Şekil 3.20	DC05 ve DP600 çelik sacların geri yaylanma davranışlarının kıyaslanması-önden görünüş (üstteki parça DP600)	64
Şekil 3.21	Flanşların rakamsal olarak isimlendirilmesi	65
Şekil 3.22	7-flanş geri yaylanma açıları için ölçüm yöntemi. A, B ve C düzlemlerinden ikişer tane vektör geçirilmiştir. Vektörler ilgili düzlemlerin orta bölgeleri olacak şekil belirlenmiştir. Vektörlerin büyüklükleri 6 mm'dir. A-B ( $\theta_1$ ) ve B-C ( $\theta_2$ ) düzlemlerindeki vektörler arasındaki açılar ölçülmüş ve ortalaması alınmıştır.	66
Şekil 3.23	Adaptif ağ yapısı kullanıldığında şekil verme işlemi sonucunda elde edilen ağ yapısı	68
Şekil 3.24	7-flanş büküm problemi sacın ağ yapısı	69
Şekil 3.25	Rijit zımba ağ yapısı. Yuvarlatmalarda ve kıvrımlı bölgelerde daha küçük elemanlar kullanılmıştır.	70
Şekil 3.26	Farklı kalıp hızlarında büküm işlemi boyunca iç enerji ve kinetik enerjideki değişim. (a) 4000 mm/s kalıp hızında ve 12.55 mm kurs boyunda kinetik enerji iç enerjinin %10'unu aşmıştır. (b) 3000 mm/s kalıp hızında ve 10.62 mm kurs boyunda kinetik enerji iç enerjinin %10'unu aşmıştır. (c) 2000 mm/s ve (d) 1000 mm/s hızlarda kinetik enerji iç enerjinin %10'unu aşmamıştır.	72



Şekil 3.27	Alt model için sacın kenarlarına uygulanan sınır şartları. ilk üç rakam sırasıyla x, y ve z yönlerindeki doğrusal hareketi, son üç rakam ise sırasıyla x, y ve z eksenleri etrafındaki dönme hareketini ifade etmektedir. 1 rakamı hareketin kısıtlandığını, 0 rakamı ise hareketin serbest bırakıldığını göstermektedir. Örneğin, 100011 sınır şartı uygulandığı düğüm noktasının x yönündeki doğrusal hareketinin, y ve z eksenleri etrafındaki dönme hareketinin kısıtlandığını ifade etmektedir.	73
Şekil 3.28	SLSFAC ve geri yaylanma açısı $\theta_1$ arasındaki ilişki	74
Şekil 3.29	SLSFAC ve geri yaylanma açısı $\theta_2$ arasındaki ilişki	74
Şekil 3.30	Katman sayısı ve geri yaylanma açısı $\theta_1$ arasındaki ilişki	75
Şekil 3.31	Katman sayısı ve geri yaylanma açısı $\theta_2$ arasındaki ilişki	76
Şekil 3.32	S-ray profil büküm kalıbı. Üst gruba yerleştirilmiş olan dişi kalıbın hareket etmesi ile sac bükülmektedir. Zımba hareketsizdir ve baskı plakası dişi kalıbın hareket etmesiyle hareket etmektedir. Mesafe plakası büküm işlemi sonucunda sacın üst yüzeyinin düzgünlüğünü sağlamaktadır.	78
Şekil 3.33	S-ray profil büküm problemi, sacın büküm öncesi geometrisi ve ağ yapısındaki bölüntü sayısı.	80
Şekil 3.34	S-ray profil kalıbı zımba ve dişi kalıbın ağ yapısı (sol zımba, sağ dişi kalıp). Kalıbın sac ile temasta olan yüzeylerinde daha küçük elemanlar kullanılmıştır. Dişi kalıp ve zımba yuvarlatmaları 10 eleman ile geçilmiştir.	81
Şekil 3.35	Büküm kalitesini belirlemek için kullanılan noktaların konumları [72].	82
Şekil 3.36	Sac kalınlığı ölçümlerinin yapıldığı kesitlerin koordinatları [72]. Dört farklı kesitten kalınlık ölçümleri alınmıştır.	83
Şekil 3.37	Büküm öncesi ve sonrasında, 400 kN'luk baskı plakası kuvveti için, belirlenmiş noktaların y eksenindeki hareketinin deney sonuçları ile kıyaslanması.	84
Şekil 3.38	400 kN'luk baskı plakası kuvveti için zımbanın saca uyguladığı tepki kuvvetinin kurs boyunca değişimi	85
Şekil 3.39	400 kN'luk baskı plakası kuvveti için, $A_{2D}$ kesitinde yay uzunluğu boyunca sac kalınlığındaki değişimin kıyaslanması. Sacın ilk kalınlığı 1 mm'dir.	85

Şekil 3.40	400 kN'luk baskı plakası kuvveti için, B <sub>2D</sub> kesitinde yay uzunluğu boyunca sac kalınlığındaki değişimin kıyaslanması. Sacın ilk kalınlığı 1 mm'dir.	86
Şekil 3.41	400 kN'luk baskı plakası kuvveti için, C <sub>2D</sub> kesitinde yay uzunluğu boyunca sac kalınlığındaki değişimin kıyaslanması. Sacın ilk kalınlığı 1 mm'dir.	86
Şekil 3.42	400 kN'luk baskı plakası kuvveti için, D <sub>2D</sub> kesitinde yay uzunluğu boyunca sac kalınlığındaki değişimin kıyaslanması. Sacın ilk kalınlığı 1 mm'dir.	87
Şekil 3.43	400 kN'luk baskı plakası kuvveti için, Barlat89 malzeme modeli kullanılarak hesaplanan geri yaylanma miktarının deney sonuçlarından farkı. (a) önden izometrik görünüş. (b) arkadan izometrik görünüş.	88
Şekil 3.44	400 kN'luk baskı plakası kuvveti için, YLD2000 malzeme modeli kullanılarak hesaplanan geri yaylanma miktarının deney sonuçlarından farkı. (a) önden izometrik görünüş. (b) arkadan izometrik görünüş.	88
Şekil 3.45	Büküm öncesi ve sonrasında, 800 kN'luk baskı plakası kuvveti için, belirlenmiş noktaların y eksenindeki hareketinin deney sonuçları ile kıyaslanması	89
Şekil 3.46	800 kN'luk baskı plakası kuvveti için zımbanın saca uyguladığı tepki kuvvetinin kurs boyunca değişimi	89
Şekil 3.47	800 kN'luk baskı plakası kuvveti için, A <sub>2D</sub> kesitinde yay uzunluğu boyunca sac kalınlığındaki değişimin kıyaslanması. Sacın ilk kalınlığı 1 mm'dir.	90
Şekil 3.48	800 kN'luk baskı plakası kuvveti için, B <sub>2D</sub> kesitinde yay uzunluğu boyunca sac kalınlığındaki değişimin kıyaslanması. Sacın ilk kalınlığı 1 mm'dir.	90
Şekil 3.49	800 kN'luk baskı plakası kuvveti için, C <sub>2D</sub> kesitinde yay uzunluğu boyunca sac kalınlığındaki değişimin kıyaslanması. Sacın ilk kalınlığı 1 mm'dir.	91
Şekil 3.50	800 kN'luk baskı plakası kuvveti için, D <sub>2D</sub> kesitinde yay uzunluğu boyunca sac kalınlığındaki değişimin kıyaslanması. Sacın ilk kalınlığı 1 mm'dir.	91

Şekil 3.51	800 kN'luk baskı plakası kuvveti için, Barlat89 malzeme modeli kullanılarak hesaplanan geri yaylanma miktarının deney sonuçlarından farkı. (a) önden izometrik görünüş. (b) arkadan izometrik görünüş.	92
Şekil 3.52	800 kN'luk baskı plakası kuvveti için, YLD2000 malzeme modeli kullanılarak hesaplanan geri yaylanma miktarının deney sonuçlarından farkı. (a) önden izometrik görünüş. (b) arkadan izometrik görünüş.	92
Şekil 3.53	HC360LAD çelik malzeme için Barlat89 ve YLD2000 akma kriterleri kullanılarak elde edilen akma yüzeyleri [72]	94
Şekil 4.1.	Geri yaylanma davranışları incelenen geliştirilmiş yüksek mukavemetli çelikler için gerilme-gerinim (gerçek) eğrileri	97
Şekil 4.2.	Geri yaylanma davranışları incelenen geliştirilmiş yüksek mukavemetli çelikler için gerilme-gerinim (mühendislik) eğrileri	97
Şekil 4.3.	Flanş 2 ve 3 için oluşturulan alt modelde sacın ağ yapısı ve sacın kenarlarına uygulanan sınır şartları.	99
Şekil 4.4.	Flanş 2 ve 3 için pekleşme katsayısının geri yaylanma açısı $\theta_1$ üzerindeki etkisi	100
Şekil 4.5.	Flanş 2 ve 3 için pekleşme katsayısının geri yaylanma açısı $\theta_2$ üzerindeki etkisi	101
Şekil 4.6.	Flanş 2 ve 3 için pekleşme üstelinin geri yaylanma açısı $\theta_1$ üzerindeki etkisi	101
Şekil 4.7.	Flanş 2 ve 3 için pekleşme üstelinin geri yaylanma açısı $\theta_2$ üzerindeki etkisi	102
Şekil 4.8.	Farklı pekleşme katsayıları ( $K$ , MPa) için gerilme-gerinim (gerçek) eğrileri	103
Şekil 4.9.	Farklı pekleşme üsteli ( $n$ ) için gerilme-gerinim (gerçek) eğrileri	103
Şekil 4.10.	Farklı malzemeler için sac tarafında zımbaya etki eden tepki kuvvetinin büküm işlemi boyunca değişimi	104
Şekil 5.1.	Kalıp boşluğunun geri yaylanma açıları $\theta_1$ ve $\theta_2$ üzerindeki etkisi. Hedef açı $90^\circ$ 'dir.	111

Şekil 5.2.	Zimba bölgesi için farklı kalıp boşluğu durumlarında sac yüzeyine etki eden basınçtaki değişim	112
Şekil 5.3.	Dişi kalıp bölgesi için farklı kalıp boşluğu durumlarında sac yüzeyine etki eden basınçtaki değişim	113
Şekil 5.4.	Yan duvar bölgesi için farklı kalıp boşluğu durumlarında sac yüzeyine etki eden basınçtaki değişim	114
Şekil 5.5.	Kalıp boşluğunun yan duvardaki kıvrılma üzerindeki etkisi	115
Şekil 5.6.	Sürtünme katsayısının geri yaylanma açıları $\theta_1$ ve $\theta_2$ üzerindeki etkisi. Hedef açı $90^\circ$ .	115
Şekil 5.7.	Sürtünme katsayısının yan duvardaki kıvrılma üzerindeki etkisi	116
Şekil 5.8.	Baskı plakası kuvvetinin geri yaylanma açıları $\theta_1$ ve $\theta_2$ üzerindeki etkisi. Hedef açı $90^\circ$ dir.	117
Şekil 5.9.	Baskı plakası yan duvardaki kıvrılma üzerindeki etkisi	117
Şekil 5.10.	Sac kalınlığının geri yaylanma açıları $\theta_1$ ve $\theta_2$ üzerindeki etkisi. Hedef açısı $90^\circ$ dir.	118
Şekil 5.11.	Sac kalınlığının yan duvardaki kıvrılma üzerindeki etkisi	118
Şekil 5.12.	İki ayrı sac kalınlığı için şekil verme limit diyagramlarında sac yüzeyinin incelenmesi. Gri renk; yetersiz gerdirme kuvvetini, yeşil renk; yeterli gerdirme kuvvetini, pembe renk; kulak oluşumunu ifade etmektedir. (a) 0.7 mm sac kalınlığı için alt yüzeyin şekil verme limit durumu. (b) 0.9 mm sac kalınlığı için alt yüzeyin şekil verme limit durumu. (c) 0.7 mm sac kalınlığı için sacın üst yüzeyinin şekil verme limit durumu. (d) 0.9 mm sac kalınlığı için üst yüzeyinin şekil verme limit durumu.	119
Şekil 5.13.	Sac kalınlığı ve sac kalınlığındaki azalmanın ilişkisi	120
Şekil 5.14.	Tek etkili 7 flanş çekme-bükme kalıbı katı modeli (kırmızı: zimba, sarı: sac, mavi: dişi kalıp, yeşil: baskı plakası)	122
Şekil 5.15.	Farklı büyüklükteki BPK nedeniyle sacda oluşan istenmeyen deformasyon. Sac y doğrultusunda hareket etmiştir ve z eksenine etrafında bir miktar dönmüştür.	123
Şekil 5.16.	Sacın hareketini kısıtlamak için kullanılan slotların etrafında şekil verme sırasında görülen aşırı incelme	124

Şekil 5.17.	Basamak BPK uygulamasında 7 numaralı flanşın farklı bölgelerinde büküm işlemi boyunca kalınlıktaki azalma	125
Şekil 5.18.	Doğrusal BPK ve basamak BPK uygulamalarında kuvvetin kurs boyunca değişimi	126
Şekil 5.19.	Doğrusal BPK ve basamak BPK uygulamaları için sacın büküldükten sonraki üst yüzeyi için şekil verme limit durumları. Gri; yetersiz gerdirme, yeşil; yeterli gerdirme, mavi; kulak oluşum riski, pembe; kulak oluşumu, turuncu; aşırı incelleme.	129
Şekil 5.20.	Doğrusal BPK ve basamak BPK uygulamaları için sacın büküldükten sonraki alt yüzeyi için şekil verme limit durumları. Gri; yetersiz gerdirme, yeşil; yeterli gerdirme, mavi; kulak oluşum riski, pembe; kulak oluşumu, turuncu; aşırı incelleme.	130
Şekil 5.21.	Basamaklı süzdürme çubuğunun geometrik özellikleri. H süzdürme yüksekliği, R süzdürme yarıçapı, c süzdürme boşluğu ve L süzdürme etki uzunluğudur. Sac alt bölgedeki baskı plakası ve üst bölgedeki dişi kalıbın etkisiyle sıkışmaktadır.	132
Şekil 5.22.	Süzdürme boşluğundaki değişimin etkileri	134
Şekil 5.23.	Süzdürme yüksekliğindeki değişimin etkileri	135
Şekil 5.24.	Süzdürme çubuğunun etki uzunluğundaki değişimin etkileri	136
Şekil 5.25.	Süzdürme yarıçapındaki değişimin etkileri	137
Şekil 5.26.	Etki uzunluğu ve süzdürme yüksekliğindeki değişimin geri yayılma açısı $\theta_1$ üzerindeki etkisi	140
Şekil 5.27.	Etki uzunluğu ve süzdürme yüksekliğindeki değişimin geri yayılma açısı $\theta_2$ üzerindeki etkisi	140
Şekil 5.28.	Etki uzunluğu ve süzdürme yüksekliğindeki değişimin kıvrılma yarıçapı üzerindeki etkisi	140
Şekil 5.29.	Etki uzunluğu ve süzdürme yüksekliğindeki değişimin sac kalınlığındaki azalma üzerindeki etkisi	
Şekil 5.30.	Etki uzunluğu ve süzdürme yarıçapındaki değişimin geri yayılma açısı $\theta_1$ üzerindeki etkisi	141
Şekil 5.31.	Etki uzunluğu ve süzdürme yarıçapındaki değişimin geri yayılma açısı $\theta_2$ üzerindeki etkisi	141

Şekil 5.32.	Etki uzunluğu ve süzdürme yarıçapındaki değişimin kıvrılma yarıçapı üzerindeki etkisi	142
Şekil 5.33.	Etki uzunluğu ve süzdürme yarıçapındaki değişimin sac kalınlığındaki azalma üzerindeki etkisi	142
Şekil 5.34.	Etki uzunluğu ve süzdürme boşluğundaki değişimin geri yaylanma açısı $\theta_1$ üzerindeki etkisi	142
Şekil 5.35.	Etki uzunluğu ve süzdürme boşluğundaki değişimin geri yaylanma açısı $\theta_2$ üzerindeki etkisi	143
Şekil 5.36.	Etki uzunluğu ve süzdürme boşluğundaki değişimin geri kıvrılma yarıçapı üzerindeki etkisi	143
Şekil 5.37.	Etki uzunluğu ve süzdürme bocuğundaki değişimin sac kalınlığındaki azalma üzerindeki etkisi	143
Şekil A.1.	*PART anahtar kelimesinde yapılan tanımlamalar	157
Şekil A.2.	Kesit tanımlaması kartı	157
Şekil A.3.	MAT 18 malzeme modeli tanımlamaları	158
Şekil A.4.	MAT 36 malzeme modeli tanımlamaları	159
Şekil A.5.	MAT 37 malzeme modeli tanımlamaları	159
Şekil A.6.	MAT 133 malzeme modeli tanımlamaları	160
Şekil A.7.	Rijit parçalar için malzeme tanımlaması	160
Şekil A.8.	Temas tanımlaması	161
Şekil A.9.	Sınır şartı tanımlaması	162
Şekil A.10.	Kalıp hızı tanımlaması	162
Şekil A.11.	7-flanş kalıp hızı-zaman grafiği	163
Şekil A.12.	Baskı plakası kuvveti tanımlaması	164
Şekil A.13.	U-kanal büküm baskı plakası kuvveti	164
Şekil A.14.	7-flanş büküm baskı plakası kuvveti	165

## KISALTMALAR

### Kısaltmalar Açıklama

<b>BPK</b>	Baskı plakası kuvveti
<b>BT</b>	Belytschko-Tsay
<b>DP</b>	Çift fazlı
<b>HSLA</b>	Düşük mukavemet yüksek alaşım
<b>SE</b>	Sonlu elemanlar
<b>SEY</b>	Sonlu elemanlar yöntemi
<b>SEA</b>	Sonlu elemanlar analizi
<b>TRIP</b>	Dönüşüm kaynaklı plastisite
<b>TWIP</b>	İkizlenme kaynaklı plastisite
<b>YSA</b>	Yapay sinir ağları

## SEMBOL LİSTESİ

Bu çalışmada kullanılmış olan simgeler açıklamaları ile birlikte aşağıda sunulmuştur.

<b>Simgeler</b>	<b>Açıklama</b>
$E$	Elastiklik modülü
$F_s$	Gerdirme kuvveti
$K$	Pekleşme katsayısı
$m$	Akma gerilmesi kriterinin derecesi
$M$	Bükme momenti
$M_e$	Elastik bükme momenti
$M_p$	Plastik bükme momenti
$n$	Pekleşme üssü
$r$	Gerinim oranı
$R$	Normal anizotropi ve anizotropinin değeri
$R_b$	Büküm yarıçapı
$R_i$	Büküm iç yarıçapı
$R_m$	Sac merkez düzleminin yarıçapı
$R_n$	Tarafsız düzlemin yarıçapı
$R_o$	Büküm dış yarıçapı
$t$	Sac kalınlığı
$t_e$	Elastik bölge yarı kalınlığı
$\alpha$	YLD2000 malzeme modelinin katsayıları
$\varepsilon$	Gerinim
$\varepsilon_p$	Plastik gerinim
$\dot{\varepsilon}$	Gerinim artış oranı
$\varepsilon_0$	Akma gerilmesine karşılık gelen gerinim
$\theta$	Geri yaylanma açısı
$\rho$	Yan duvar kıvrım yarıçapı
$\sigma$	Gerilme
$\sigma_b$	Çift eksenli çekme sonucu oluşan akma gerilmesi
$\sigma_y$	Akma gerilmesi
$\nu$	Poisson oranı
$\Delta t_{kr}$	Kabuk elemanlar için kritik zaman adımı



## 1. GİRİŞ

Dünyada ve Türkiye’de yaşanan enerji krizi ve artan enerji talebi, diğer sektörlerde olduğu gibi otomotiv sektörünü de yeni arayışlara itmiştir. Geliştirilen yeni motor teknolojilerinin yanı sıra, taşıt ağırlığının azaltılması çalışmaları büyük önem kazanmıştır. Fosil yakıtların hızla tükeniyor olması ve çevresel etkileri otomotiv üreticilerini yakıt verimini artırmak için yüksek performanslı, ağırlıkça hafif malzemelerin kullanımına yöneltmiştir.

Taşıtın kendi tasarımından kaynaklanan ve yakıt tüketimini etkileyen parametreler şöyle sıralanabilir: taşıt kütlesi, taşıt aerodinamiği, güç aktarma sistemleri, tekerlek ve lastikler. Bir otomobilde sağlanan %50’lik bir ağırlık azaltılmasının seyir koşullarına göre % 35 yakıt tasarrufu sağladığı bilinmektedir [1]. Taşıt kütlesinin azaltılması için, düşük maliyetli, yüksek mukavemetli, işlenebilirliği kolay, hafif malzemelerin kullanımı çok büyük bir öneme sahiptir.

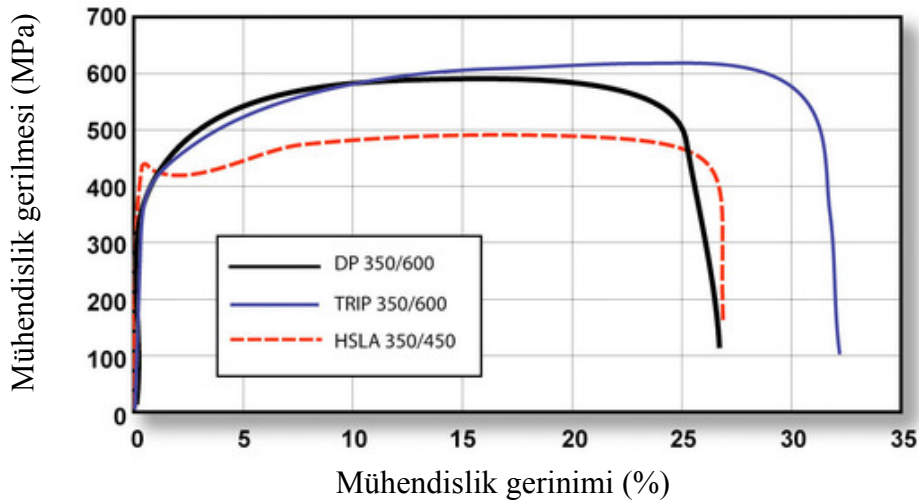
Alüminyum, magnezyum, yüksek mukavemetli çelikler ve titanyum alaşımlar, sac metal malzeme olarak otomotiv gövdesinde hâlihazırda kullanılmaktadır. Bu malzemelerin yanı sıra geliştirilmiş yüksek mukavemetli çeliklerin otomotiv gövdesindeki kullanımı gün geçtikçe artmaktadır. Geliştirilmiş yüksek mukavemetli çelikler, yüksek akma ve kopma dayanımına sahiptir. Bunun yanı sıra, kolay şekil verilebilirlik ve süneklik özelliğinden ötürü tercih edilmektedir. Otomotiv endüstrisinde kullanılan geliştirilmiş yüksek mukavemetli yeni nesil çeliklerin başında çift fazlı (DP) çelikler, dönüşüm kaynaklı plastisite (TRIP) ve ikizlenme kaynaklı plastisite (TWIP) çelikleri gelmektedir. Araç gövdesinde kullanılan bu yeni nesil çelikler parçanın fonksiyonundan, mukavemet özelliklerinden ve en önemlisi araç güvenliğinden taviz vermeden araç ağırlığının büyük ölçüde azaltılmasını sağlamaktadır [ 2].

Çift fazlı çelikler yumuşak ferritik yapı içerisinde martensit yapı barındıran düşük karbonlu çeliklerdir. Çift fazlı çelikler, (ferrit + martensit) östenit fazdan kontrollü soğutma ile martensit faza geçiş (sıcak haddeleme) ya da çift faz yapının (ferrit +

östenit) ani soğutma işlemi öncesi bir miktar östenitin ferrite dönüşmesi ve geri kalan östenitin martensite dönüşmesi ile üretilir [3]. Soğutma sıcaklığı, istenilen mekanik özelliklere göre değişmektedir. Düşük su verme sıcaklığı, yapı içerisindeki büyük orandaki östenitin martensite dönüşmesine neden olmaktadır. Eklenen manganez, krom ve molibden ile hızlı soğutma süresince yeterli sertleşebilme sağlanmaktadır.

Çift fazlı çeliğin dayanımı, yapı içerisindeki martensitin hacim oranına dayanmaktadır [4]. Çift fazlı çeliklerin mekanik özelliklerini etkileyen bir diğer özellik ise tane büyüklüğüdür. Benzer martensit hacim oranına (yaklaşık hacimce %20) sahip çelikler üzerinde yapılan çalışmalar göstermiştir ki, küçük taneli ferrit barındıran çift fazlı çelikler iri taneli ferrit barındıranlarla karşılaştırıldığında, küçük tane yapısındakiler daha yüksek mukavemet değerlerine ve küçük gerinim değerlerinde bile hızlı gerinim pekleşmesine sahiptir [5]. Yumuşak ferrit faz genellikle sürekli ve çeliğe mükemmel bir süneklik kazandırır.

Deformasyon sertleşmesi oranı ve mükemmel uzama özellikleri çift fazlı çeliklere, benzer akma dayanımındaki konvansiyonel çeliklerle karşılaştırıldığında, daha fazla maksimum çekme mukavemeti kazandırır. Şekil 1.1'de benzer akma gerilmesindeki çift fazlı çeliklerin (DP), TRIP çeliklerin ve HSLA (yüksek mukavemet düşük alaşım) çeliklerin mühendislik gerilme-gerinim eğrileri karşılaştırılmıştır.



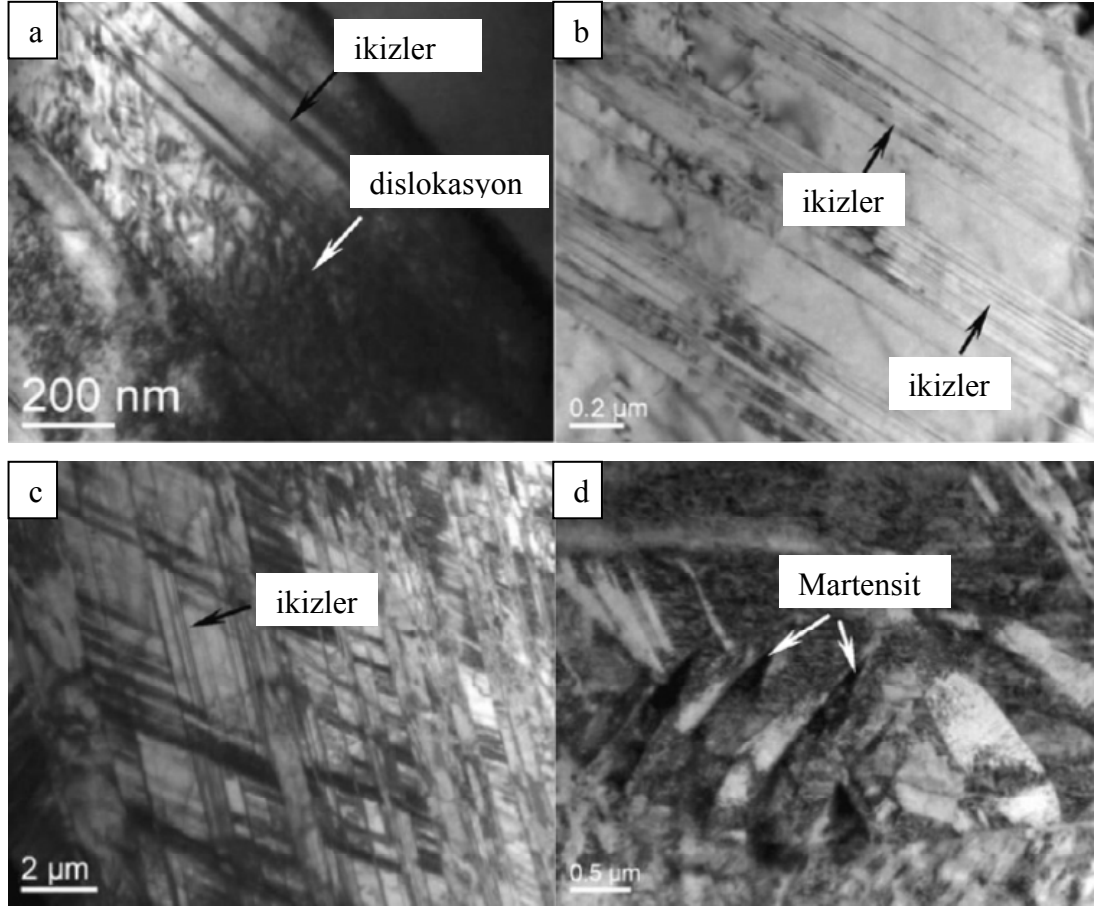
Şekil 1.1. DP 350/600, TRIP 350/600 ve HSLA 350/450 çeliklerinin mühendislik gerilme-gerinim ilişkilerinin karşılaştırılması [6]

TRIP çelikleri çift fazlı çeliklere göre daha karmaşık bir mikro yapıya sahiptir. Ferrit matrisi içerisinde kalıntı östenit ve küçük miktarlarda beynit yapı barındırmaktadır [7]. Ayrıca, bazı TRIP çekliklerinin mikro yapısında sert martensit yapı da gözlenebilmektedir. TRIP çelikleri içerisinde barındırdıkları yüksek mangan oranıyla, oda sıcaklığında da östenit yapının barındırılmasını sağlar. Artık östenit artan gerilme ile hızla martensite dönüşür ve çalışma sertleşmesi durumu oluşur. Yüksek karbon değerlerinde östenit daha kararlıdır, çok daha yüksek gerilme değerlerinde martensite dönüşür. TRIP çelikleri hem yüksek dayanım hem de çarpışma gibi durumlarda sahip oldukları yüksek enerji soğurma özelliklerinden ötürü tercih edilmektedir. Şekil verilebilirlik açısından da TRIP çelikleri büyük bir avantaja sahiptir. Şekil verilebilirlikte çeliğin hem normal anizotropi değeri ( $R$ ) hem de pekleşme üssü ( $n$ ) değerinin aynı anda iyi olması istenir [8]. Normal anizotropi değerinin 1'e yakın olması idealdir ve bu değer 1 olduğu durumda malzeme izotropik özellik gösterir. İzotropik malzemelerde hem kulak oluşumu hem de geri yaylanma daha düşük seviyelerdedir.

TWIP çelikleri yüksek mangan oranı içeren östenit çelikleridir. Diğer yüksek mukavemetli çeliklerden farklı olarak plastik deformasyonda ikizlenme görülür. Östenit çeliklerinin içerisindeki Mn oranı arttıkça TRIP etkisi yerine TWIP etkisi baskın bir şekilde görülmektedir. Hua vd. [9] yaptıkları çalışmada %23.8'lik Mn oranında TRIP ve TWIP etkisinin beraber oluştuğunu gözlemişlerdir. Mn oranı %33'e ulaştığında ise sadece TWIP etkisi gözlenmiştir. TRIP etkisi boyun ve çatlak oluşum olayını geciktirir [10]. Çünkü deformasyon sırasında mevcut östenit martensite dönüşür.

Ding vd. [11] %18.8 Mn oranı içeren çeliğin deformasyonunu inceledikleri çalışmada TRIP ve TWIP etkilerinin beraber oluştuğunu görmüşlerdir (Şekil 1.2). Deformasyon miktarı arttıkça dislokasyon yoğunluğu ve ikiz sayısı artmıştır. Deformasyonun artması ile beraber daha fazla ikiz oluşmuştur ve farklı yönlerdeki ikizler üst üste binmiştir. Çelik parçada oluşan plastik deformasyon dislokasyon hareketi ve ikizlenme ile beraber yürümektedir. Bu durum çeliğin sünekliğini

artırmaktadır. Ancak, gerinim değerinin daha üst değerlere ulaşması ile beraber, östenit fazdan martensit faza dönüşüm başlar.



Şekil 1.2. Sabit  $10^{-3} \text{ s}^{-1}$  gerinim hızında ve oda sıcaklığında gerçekleştirilen çekme testi sırasında çeliğin mikro yapısındaki değişim. (a) Deformasyon başlangıcında dislokasyon yoğunluğunun artması ve ikizlerin oluşması, (b) ikizlerin artması, (c) artan ikizlerin üst üste binmesi, (d) artan gerilimle östenitin martensite dönüşmesi [11]

TWIP çelikleri, çift fazlı çelikler ve TRIP çelikleri ile kıyaslandığında daha yüksek süneklik, pekleşme üsteli ve tokluğa sahiptir [12]. Bu üstün özellikleriyle TWIP çelikleri hem şekil verme operasyonlarında avantaj sağlamaktadır hem de çarpışma durumunda yüksek enerji soğurma kabiliyetine sahiptir.

Yukarıda sayılan özelliklerinden ötürü geliştirilmiş yüksek mukavemetli çelikler, birçok endüstri kolunda, çeşitli parçaların üretilmesinde tercih edilmektedir. Fakat bu

malzemelerin anizotropik özelliği ve yüksek akma gerilmesi, geri yaylanma miktarını artırıcı yönde rol oynamaktadır. Geri yaylanma, bükülmüş sac malzeme üzerindeki yükler kaldırıldıktan sonra ortaya çıkan ek deformasyondur. Özellikle montaj sırasında, geometrik uyumsuzlıktan ötürü ciddi problemlerin yaşanmasına neden olmaktadır.

Geliştirilmiş yüksek mukavemetli çelikler sahip oldukları yüksek dayanım değerlerinden ötürü diğer çelik alaşımlarına nazaran daha baskın geri yaylanma oluşumuna mahal vermektedir. Buna ek olarak ortaya koydukları anizotropi, şekil verme işlemi sonucunda malzeme üzerinde istenmeyen kıvrımlara ve geri yaylanma çeşitliliğine neden olmaktadır. Malzeme anizotropisi genellikle haddeleme gibi ön operasyonlar sonucu ortaya çıkmakta ve malzemenin akma karakteristiğini etkilemektedir ve geri yaylanma üzerinde etkili bir parametredir [13,14].

Bu sebeplerden dolayı geri yaylanmayı öngörebilmek ve kontrol edebilmek, şekil verme işleminin kalitesini artırmak ve düşük maliyetli nihai ürünler ortaya çıkarmak açısından çok önemlidir. Geri yaylanmanın doğru bir şekilde tahmin edilmesi için geri yaylanma üzerinde etkili olan sıcaklık, baskı plakası kuvveti, sac kalınlığı, sac genişliği, sürtünme katsayısı, malzeme özellikleri gibi parametrelerin ve bunların varyasyonlarının bilinmesi gerekir [15]. Malzeme özellikleri ve işlem parametrelerine bağlı olan geri yaylanmanın yanlış bir şekilde tahmin edilmesi, kalıp maliyetini artırmaktadır.

Sac metal şekil verme işlemleri sonucu ortaya çıkan geri yaylanma; yağlama, baskı plakası kuvveti, kalıp boşluğu ve zımba yarıçapı gibi işlem parametrelerinin kontrolü ile azaltılabilir [16]. Örneğin, U-kanal büküm işlemi sırasında, yüksek baskı plakası kuvveti altında zımba yuvarlatması artırıldığında geri yaylanma artmaktadır. Yan duvarda oluşan kıvrım temel olarak baskı plakası kuvvetine bağlı olduğu halde, azaltılan zımba yuvarlatması ile artmaktadır. Bunun yanı sıra yan duvarda oluşan kıvrım malzemenin mekanik özelliklerine göre de değişmektedir. Yapılan çalışmalarda, yan duvardaki kıvrılmanın ve geri yaylanma miktarının paslanmaz çeliklerde diğer çeliklere nazaran daha baskın olduğu görülmüştür [17].

Derin çekme operasyonlarında, baskı plakası kuvvetinin değiştirilmesi geri yaylanma miktarının azaltılmasında en etkili yöntemlerden biridir. Baskı plakası kuvveti kulak oluşumuna neden olacak kadar düşük ve yırtılmalara neden olacak kadar yüksek seviyelerde olmamalıdır. Baskı plakası kuvvetinin belirli bir değerde tutulması ile geri yaylanma miktarı azaltılırken, yırtılma ve kulak (wrinkling) oluşumu gibi istenmeyen sonuçlardan kaçınılabılır [18].

Geri yaylanmanın azaltılmasına yönelik bir diğer yaklaşım ise süzdürme çubuğu kullanımıdır. Süzdürme çubuğunun malzeme akışını çok fazla engellemesi yırtılmalara neden olmaktadır. Bu nedenle, süzdürme çubuğunun konumu ve geometrisi doğru olarak belirlenmelidir [19]. Doğru bir şekilde belirlenmiş geri yaylanma, uygun kalıp tasarımı ve işlem parametrelerinin seçiminde tasarımcılara yol göstermektedir. Kalıp tasarımında geri yaylanma miktarının hesaba katılması ile amaçlanan geometrik özelliklere en yakın parçanın üretimi gerçekleştirilmiş olur [20].

### **1.1. Literatür Özeti**

Literatürde, geri yaylanmanın tahmini ve telafisine yönelik pek çok çalışma bulunmaktadır. Samuel vd. [17] U-kanal büküm problemini incelediği çalışmasında, artan baskı plakası kuvveti ile geri yaylanma miktarının ve yan duvardaki kıvrılmanın azaldığını, dişi kalıp yuvarlatmasının yarıçapındaki azalmanın daha fazla geri yaylanmaya mahal verdiğini göstermiştir. Esat vd. [21] farklı kalınlıklarda farklı mekanik özelliklere sahip alüminyum malzemelerin geri yaylanma davranışlarını incelemişlerdir. Bu çalışmada, akma gerilmesi arttıkça geri yaylanmanın da arttığını gözlemişlerdir. Andersson [22] yaptığı çalışmada, farklı malzemelerin geri yaylanma davranışlarını incelemiş ve deneysel çalışmaları sonlu elemanlar yöntemiyle karşılaştırmıştır. Onipede ve Gomes [15] alüminyum malzemedeki anizotropinin geri yaylanma üzerindeki etkilerini, U-kanal büküm problemi üzerinden incelemiştir. Yaptıkları çalışmada haddeleme yönünde geri yaylanmanın en az olduğunu göstermişlerdir. Zhang vd. [23] geliştirdikleri analitik modeli, Numisheet93'te (International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet

Metal Forming Processes) verilen U-kanal büküm problemine uygulamışlardır. Diğer bir analitik model Behrouzi vd. [24] tarafından, asimetrik büküm işlemi için sunulmuştur. Behrouzi vd. geri yaylanmadaki hatayı telafi etmek ve kalıp tasarımı için, hedef formu dikkate alan ters algoritma kullanmışlardır. Geleneksel analitik modellerden farklı olarak, Yi vd. [25] geri yaylanmanın tahmininde, altı farklı deformasyon bölgesi için artık diferansiyel gerinimi temel alarak analitik denklemler geliştirmişlerdir.

Kalıp geometrisi, sacın mekanik özellikleri, yağlama, işlem parametreleri gibi birçok parametrenin fonksiyonu olan geri yaylanmanın analitik olarak belirlenmesi oldukça zordur. Geri yaylanma gibi lineer davranış göstermeyen bir sistemin modellenmesi ve kontrolü için, birçok araştırmacı yapay sinir ağları (YSA) kullanmıştır. Ruffini ve Cao [26] alüminyum alaşımlı kanal büküm problemine, yapay sinir ağlarını uygulayarak değişken baskı plakası kuvveti altında, sacda hasar oluşmaksızın geri yaylanma miktarını azaltma çalışması gerçekleştirmişlerdir. Büküm öncesinde üzerinde delik bulunan sacın, "L" büküm operasyonu sonucunda oluşan geri yaylanmanın tahmini üzerinde yapılan çalışmada, Farsi ve Arezo [27] yapay sinir ağlarını kullanmışlardır. Bu çalışmada işlem parametreleri, baskı plakası kuvvetinin yanı sıra, delik büyüklüğü de eğitim aşamasında girdi olarak kullanılmıştır.

Analitik modeller zamandan ve maliyetten kazanç sağlamaktadır, ancak sadece basit geometrilere uygulanabilmektedir. Kalıp üretildikten sonra, nihai parçalar üzerinde deneyler yapmak ise maliyeti yüksek oranda artırıcı bir unsurdur. Günümüzde, geri yaylanmanın tahmininde sonlu elemanlar yöntemi (SEY) yaygın bir şekilde kullanılmaktadır. Ancak benzetim sonuçlarının yüksek oranda hata miktarına sahip olması, bu çalışmaların kalıp tasarımında doğrudan kullanılmasını engellemektedir [28-30].

Sonlu elemanlar analizlerinde ve analitik çözümlerde, malzeme modelini oluştururken, deformasyon sonucunda oluşan gerilme dağılımını hassas bir şekilde tanımlayabilmek için Bauschinger etkisi dikkate alınmalıdır. Böylece daha doğru benzetim sonuçları elde edilebilir. Gau ve Kinzel [31] deneysel çalışmaları dikkate

olarak Bauschiger etkisini dâhil ettikleri pekleşme modelini oluşturmuşlardır. Fırat, [32] kinematik pekleşme modeline dayanan açık formülasyonlu sonlu elemanlar analizini kullandığı çalışmasında, deneysel sonuçlar dikkate alındığında, kinematik pekleşme modeli ile izotropik pekleşme modeline göre dört kat daha gelişmiş sonuçlar elde etmiştir.

Liu vd. [18] basamak olarak artan değişken baskı plakası kuvvetini önerdikleri çalışmada yüksek baskı plakası kuvveti ile geri yaylanmanın etkili bir şekilde azaltıldığını göstermişlerdir.

Gan ve Wagoner [20], geri yaylanma düzeltme metodu adını verdikleri metotta, geri yaylanma miktarını en aza indirecek kalıp geometrisinin elde edilmesini amaçlamışlardır. Bu metotta, geri yaylanmış parçanın ve hedef geometrinin yüzeyleri arasındaki fark ölçülüp, ardaki fark doğrudan dikkate alınarak kalıp geometrisinde yapılan değişiklikler ile hedef geometriye ulaşılabilir. Ancak, karmaşık geometriye sahip yüzeylerde, çok fazla yenileme (iterasyon) çalışması gerekmektedir.

Chou ve Hung [33], geri yaylanma telafisi için kullanılan muhtelif tekniklerin ne kadar etkin olduğunu incelemişlerdir. Çifte büküm yönteminin en etkili yöntem olduğunu söylemişlerdir.

Geri yaylanma birçok fiziksel parametrenin yanı sıra matematiksel parametrenin de fonksiyonu olduğu için sonlu elemanlar analizi (SEA), bu parametreleri dikkate alarak yapılmalıdır. Kalınlık boyunca integrasyon nokta sayısı (katman), temas parametreleri, hesaplama zamanı, model üzerindeki elemanların sayısı, dağılımı ve boyutu sonuca etki eden matematiksel parametreler arasındadır [34-36]. Sonlu elemanlar modeli oluşturulurken dikkat edilmesi gereken bir diğer parametre, rijit olarak modellenen kalıp elemanlarının ağ yapısıdır. Sac ve rijit elemanlar arasındaki temas durumu doğrudan ağ yapısına bağlıdır. Özellikle rijit elemanların kıvrımlı bölgelerinde daha küçük elemanların kullanılması gerekmektedir. Ancak bu durum, endüstriyel parçaların sac metal büküm benzetimlerinde hesaplama zamanını artırıcı



yönde rol oynamaktadır. LSDYNA sonlu elemanlar programı, bu durumu ortadan kaldırmak için kullanıcılarına yeni bir temas modeli sunmuştur [37].

Geri yaylanma benzetim çalışmalarında açık (explicit) ve kapalı (implicit) kodlu çözüm programları kullanılabilir. Fakat karmaşık geometriye sahip parçalarda kapalı kod kullanıldığında, bölgesel yüklemeler oluşabilir, bu da malzemenin lineer davranışını etkilemektedir. Aynı zamanda kapalı kod kullanılarak elde edilen geri yaylanma sonuçları daha büyüktür [38]. Sonuç olarak kapalı kod kullanıldığı zaman ortaya yakınsama problemi çıkmaktadır. Özellikle şekil verme sırasında oluşan gerilme durumunun hassas bir şekilde tahmin edilememesi, yakınsama problemini artırmaktadır.

Sayısal çalışmalarda yardımına başvurulmuş LSDYNA açık (explicit) sonlu elemanlar programı, üç boyutlu yapıların lineer olmayan dinamik cevaplarının analizlerinde kullanılmak amacıyla tasarlanmıştır. Açık metotla sonlu elemanlar analizi sırasında bir denklem sisteminin çözülmesine gerek kalmamakta, çünkü bu metotta tüm denklemler ayrık olup, daha kısa işlem sürelerinde çözüm elde edilebilmektedir. Programın sac şekil verme ve çarpışma analizleri sırasında özellikle temas problemlerinde gösterdiği üstünlük sebebiyle kullanımı oldukça yaygındır [39]. Program sadece geri yaylanma benzetimleri üzerinde kullanılmakla kalmayıp, sac şekil verme süreçlerinde karşılaşılabilecek plastik hasarların şekil verme sürecine etkisi üzerine yapılacak benzetim çalışmalarında da faydalıdır [40].

## **1.2. Tezin Amacı ve Kapsamı**

Bu tezin temel amacı, otomotiv endüstrisinde kullanılan yüksek mukavemetli çeliklerin, sac metal büküm operasyonları sonucunda oluşan geri yaylanma miktarının doğru ve hassas bir şekilde tahmin edilmesi ve telafi edilmesidir. Giriş kısmında da belirtildiği gibi geri yaylanmanın belirlenmesi ve indirgenmesine yönelik olarak literatürde pek çok çalışma yapılmıştır. Ancak, halen sonlu elemanlar modellerinin geliştirilmesi çalışmaları ve yeni malzeme modellerinin kullanımı araştırmacılar tarafından ilgiyle takip edilmektedir.

Tezin kapsamında, geri yaylanmanın tahmini için sonlu elemanlar yöntemi (SEY) kullanılmıştır. Ancak sonlu elemanlar yöntemi kullanılarak elde edilen sonuçların tek başına kalıp tasarımında kullanılması doğru olmayacaktır. Bu doğrultuda, iki ayrı kalıp geometrisi (U-kanal büküm ve 7-flanş) tasarlanmış ve deney düzenekleri oluşturulmuştur. Kalıp tasarım aşamasında ve deneylerin gerçekleştirilmesinde Bursa Coşkunöz Kalıp Metal Fabrikası (KMF) ile çalışılmıştır. Deneysel kalıpların tasarımların onaylanmasında ve sürtünme katsayısının belirlenmesinde Coşkunöz KMF mühendislerinin uzun yıllara yayılan tecrübelerinden faydalanılmıştır.

Coşkunöz KMF ile birlikte gerçekleştirilen deneyler, sonlu elemanlar yöntemi kullanılarak elde edilen sonuçlar ile karşılaştırılmıştır ve yöntemin doğruluğu belirlenmiştir. Sonlu elemanlar yönteminin hassasiyeti ve doğruluğu, gerçek fiziki koşulların ne kadar iyi benzetildiği ile doğrudan ilişkilidir. Ancak, kalıp hızı gibi birtakım fiziki parametrelerin gerçek değerleri, uzun hesaplama zamanlarına neden olacağından doğrudan kullanılmamaktadır. Hesaplama zamanındaki artışın yanı sıra yüksek kalıp hızı dinamik etkilerin ortaya çıkmasına neden olmaktadır. Bu doğrultuda, kalıp hızı, eleman kalitesi, temas algoritması ve kullanılan malzeme modelinin sonlu elemanlar yöntemi kullanılarak elde edilen sonuçlar üzerine etkileri incelenmiştir ve SEA doğrulanmıştır.

Sonlu elemanlar modelleri ve ağ yapısı ANSA programında oluşturulmuştur. Sacın düzlemsel gerilme halinde olduğu kabul edilerek, sac kabuk elemanlar kullanılarak örülmüştür. Kalıp elemanları da yine kabuk elemanlar kullanılarak rijit olarak modellenmiştir.

SE yöntemi doğrulama çalışmalarında Hill48, Barlat89 ve YLD2000 [41] gibi, anizotropik malzemeler için geliştirilmiş olan akma kriterleri kullanılmıştır. Ayrıca Von-Mises izotropik akma kriteri de kullanılarak sonuçlar değerlendirilmiştir. U-kanal büküm probleminde Von-Mises, Hill48 ve Barlat89 akma kriterleri kullanılarak yapılan analizlerde deney sonuçlarına en yakın değerler Barlat89 akma kriterinde elde edilmiştir. S-ray profil büküm probleminde ise Barlat89 ve YLD2000

akma kriterleri kullanılmıştır. Her iki akma kriterinde deneylere benzer yakınlıkta sonuçlar elde edilmiştir. Ancak YLD2000 akma kriteri kullanıldığında geri yaylanma daha az tahmin edilmiştir.

Geri yaylanmanın telafisine yönelik, öncelikli olarak kalıp boşluğu, baskı plakası kuvveti ve sac kalınlığı gibi büküm parametrelerinin geri yaylanma davranışı üzerindeki etkileri incelenmiştir. 7-flanşlı büküm problemi üzerinden, büküm işlemi boyunca değişen ve sac yüzeyi boyunca düzgün dağılmayan baskı plakası kuvveti metodu geliştirilmiştir. Bu metotta her bir flanş farklı bir baskı plakası kuvveti altında bükülmüştür ve geri yaylanma miktarı azaltılmıştır. Daha sonra ise süzdürme çubuğu tasarımına yönelik olarak, süzdürme çubuğu parametrelerinin geri yaylanma üzerindeki etkileri incelenmiştir.

Ayrıca, TÜBİTAK destekli, 109M078 kodlu ve "Çift fazlı çeliklerde şekil verme operasyonları sonucunda oluşan geri yaylanmanın doğru tahmini ve gürbüz optimizasyonu" isimli proje kapsamında optimizasyon çalışmalarına yönelik olarak parametrik analizler gerçekleştirilmiştir. Parametrik analizler sırasında kazanılan tecrübe ve karşılaşılan problemlerin giderilmesine yönelik olarak yapılan detaylı incelemeler tez çalışmasına katkı sunmuştur.

### **1.3. Tezin İçeriği**

Tez altı bölüm olarak derlenmiştir. Birinci bölümde çalışma hakkında genel bilgiler ve literatürde yapılan çalışmalar hakkında bilgiler sunulmuştur. Ayrıca tez çalışmalarının kapsamı ve içeriğine değinilmiştir.

İkinci bölümde, tez kapsamında incelenen büküm problemleri, malzemenin karakteristiğini ve yük altındaki davranışını tarifleyen modeller hakkında bilgiler verilmiştir. Plastik deformasyon, tez çalışmalarında kullanılan akma kriterleri, malzeme anizotropisi, pekleşme kuralları hakkında detaylı bilgiler verilmiştir. Ayrıca malzemenin şekil verilebilirliğinin ölçüldüğü ve büküm işleminin kalitesinin kontrol edildiği şekil verme limit diyagramı incelenmiştir.

Üçüncü bölümde sonlu elemanlar analiz yöntemi kullanılarak geri yaylanmanın tahmin edilmesi çalışmaları gerçekleştirilmiştir. Bu bölümde öncelikli olarak SE modelinin oluşturulması, kabuk elemanın özellikleri, sonlu elemanlar analizlerinde kullanılan malzeme modelleri, temas algoritması ve hesaplama yöntemi açıklanmıştır. Daha sonra tez kapsamında incelenen üç büküm problemi için tasarım süreci, deneysel sonuçlar ve sonlu elemanlar yönteminin doğrulanması çalışmaları sunulmuştur. Tasarımları ve deneyleri tez çalışmaları dahilinde gerçekleştirilen deney kalıpları U-kanal büküm ve 7 flanş büküm kalıplarıdır. İncelenen üçüncü büküm problemi ise Numisheet2008 konferansında sunulan S-ray profil büküm kalıbıdır. Bu kalıp için deneysel sonuçlar literatürden alınmış ve LSDYNA'da gerçekleştirilen sonlu elemanlar analizleri doğrulanmıştır. Doğrulama süresince, sayısal parametrelerin benzetim sonuçları üzerindeki etkileri incelenmiştir. Farklı malzeme modelleri kullanılarak elde edilen sonuçlar deney sonuçları ile kıyaslanmıştır. Ayrıca, Zhang vd.'nin [23] geliştirdiği analitik model U-kanal büküm problemi sonucunda oluşan geri yaylanmanın tahmininde kullanılmıştır.

Dördüncü bölümde, malzeme özellikleri literatürden alınan DP780, DP780-CR, TRIP780 ve TWIP940 geliştirilmiş yüksek mukavemetli çeliklerin geri yaylanma davranışları incelenmiştir. Benzetim çalışmalarında 7-flanş büküm kalıbının 2 ve 3 numaralı flanşlarının modellendiği alt model kullanılmıştır. Ayrıca malzemenin plastik bölgedeki davranışının modellenmesinde kullanılan Swift pekleşme kuralının katsayıları olan, pekleşme üsteli ve pekleşme katsayısının geri yaylanma üzerindeki etkileri incelenmiştir. Bu bölümde son olarak geliştirilmiş yüksek mukavemetli çeliklerin büküm işlemi sırasında gerekli olan pres kuvveti üzerine incelemeler yapılmıştır.

Geri yaylanmanın telafisi için, beşinci bölümde öncelikli olarak büküm işlem parametrelerinin geri yaylanma davranışı üzerindeki etkileri incelenmiştir. Sacın her bölgesine farklı kuvvetlerin uygulandığı yeni bir baskı plakası kuvveti (BPK) uygulaması önerilmiştir. U-kanal büküm işlemi sonucunda ortaya çıkan geri yaylanma basamaklı süzdürme çubuğu kullanılarak telafi edilmeye çalışılmıştır.

Süzdürme çubuğunun geometrisinin ve yerinin belirlenmesine yönelik olarak parametrik çalışmalar yapılmıştır. Elde edilen sonuçlar, süzdürme çubuğu tasarımında yol gösterici olacaktır.

Son bölümde, önceki bölümlerde yapılan çalışmaların derlemesi yapılarak elde edilen sonuçlar verilmiştir. SE yönteminde kullanılan sayısal değişkenlerin, benzetim sonuçları üzerindeki etkileri ve benzetim sistematığı tartışılmıştır. Beşinci bölümde, geri yaylanmanın telafisine yönelik olarak önerilen uygulamalar ve yaklaşımlarda elde edilen sonuçlar yorumlanmış ve önerilerde bulunulmuştur.

Ekler bölümünde ise LSDYNA'da gerçekleştirilen sonlu elemanlar analizleri hakkında ek bilgiler ve tanımlamalar sunulmuştur. İncelen büküm problemleri için oluşturulan sonlu elemanlar modeli ve analizlerinde kullanılan model, metot ve donanım hakkındaki bilgiler özet olarak çizelgeler halinde verilmiştir.

## 2. GENEL BİLGİLER

Bu bölümde tez kapsamında incelenen büküm problemlerini daha iyi kavrayabilmek için; büküm ve gerdirerek bükümün özellikleri, akma kriterleri, anizotropi ve pekleşme modelleri gibi geri yaylanma ve şekil verme benzetimlerinde yardımında başvurulan modeller incelenmiştir. İncelenen modeller sonlu elemanlar analizlerinde kullanılmıştır. Ayrıca, büküm işlemi sırasında sacda oluşabilecek hasar durumlarını gözlemlemek için şekil verme limit diyagramı araştırılmıştır. Yapılan bu çalışmalar ile şekil verme operasyonlarının temel özellikleri araştırılmış ve sonlu elemanlar yönteminin daha etkili kullanımı amaçlanmıştır.

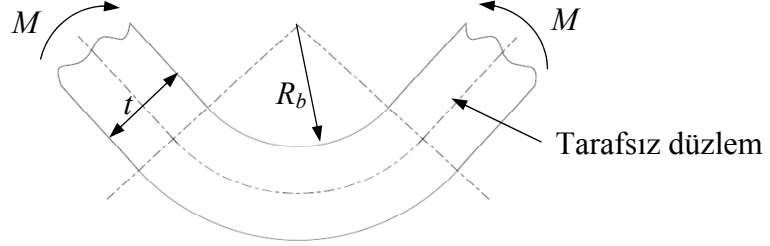
### 2.1. Sac Metal Şekillendirme ve Geri Yaylanma

Sac metal şekil verme operasyonlarında uygulan büküm yöntemi, seçilen kalıp tipi ve büküm geometrisi büküm işleminin kalitesini ve geri yaylanma miktarını etkilemektedir. Büküm işlemi sonucu elde edilen nihai ürünün kalitesini kontrol edebilmek için öncelikli olarak büküm işleminin fiziksel prensibinin detaylı bir şekilde bilinmesi gerekmektedir.

#### 2.1.1. Büküm ve Gerdirerek Büküm

Genel olarak iki temel büküm prensibi doğrultusunda sac metal parçalara şekil verilmektedir; büküm ve gerdirerek büküm (stretch bending). Temel olarak büküm işleminde sac metal sadece moment etkisi altında bükülmektedir. Moment etkisi ile sacın iç yüzeyi baskıya dış yüzeyi ise çekmeye maruz kalır. Malzeme içerisinde oluşan dislokasyon hareketi ile malzeme elastik gerilme limitinin üstünde ve maksimum mukavemet değerinin altında bir gerilme değerinde plastik deformasyona maruz kalır. Kalınlığı  $t$  olan bir sacın bükümü sırasında bükme yarıçapı  $R_b$  azaldıkça, diğer bir deyişle  $R_b/t$  oranı azaldıkça, basma ve çekmeden kaynaklanan gerinimler artmaktadır (Şekil 2.1). İşlem sonucunda sacın istenilen formu koruyabilmesi gerekmektedir. Bu nedenle  $R_b/t$  oranı, sacın tüm kesiti boyunca plastik deformasyon durumu görülmesi için yeterince küçük olmalıdır. Büküm büyük çaplarda

gerçekleştirildiğinde tarafsız düzlem merkezdedir. Ancak, küçük çapın etrafında yapılan büküm işleminde tarafsız eksen baskı bölgesine doğru kayar. Merkez düzlem uzar ve bu durum sacın incelmesi olarak bilinir [42, 43]. Elastik bükümde olduğu gibi sacın sadece tarafsız eksenini orijinal uzunluğunu korumaktadır.



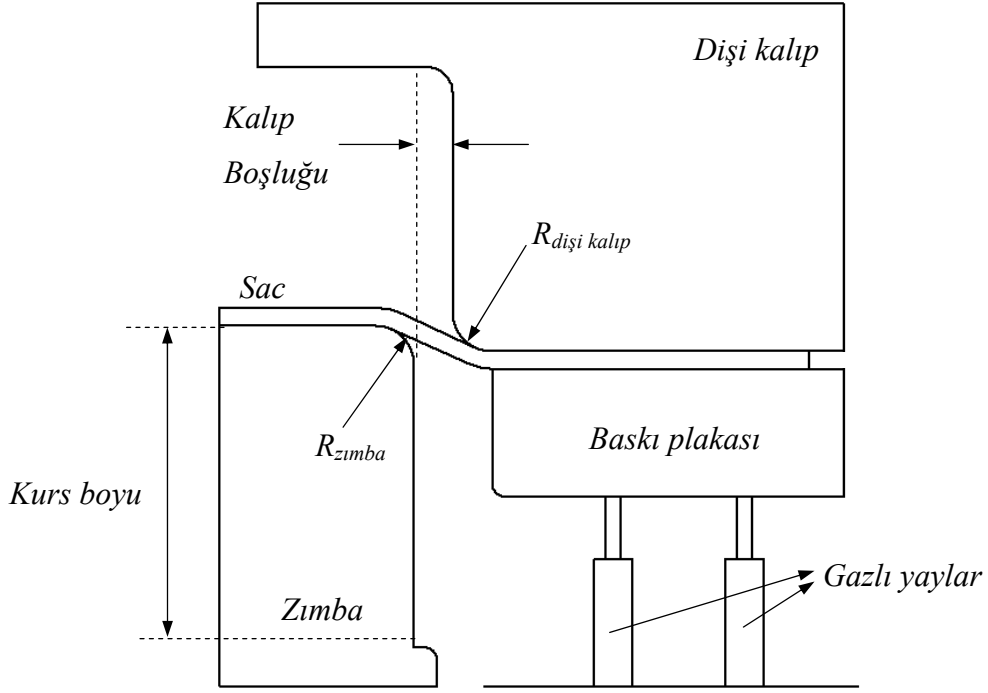
Şekil 2.1. Kalınlığı  $t$  olan sacın moment ( $M$ ) etkisi altında bükülmesi, tarafsız eksen ve büküm yarıçapı  $R_b$ 'nin gösterimi

Büküm sırasında sac baskı plakaları ile sabitlenebilir. Sacın görece olarak daha ince olduğu işlemlerde kulak oluşumunu engellemek ve geri yaylanmayı azaltmak için baskı plakası kullanılmalıdır. Gerdirerek büküm işlemi iki farklı kalıp tipi kullanılarak gerçekleştirilebilir; tek etkili ve çift etkili kalıp. Çift etkili bir kalıpta, kalıbın üst grubuna hareketli zımba yerleştirilmiştir. Yine üst grupta baskı plakası bulunmaktadır. Baskı plakası hareketsizdir, sadece saca kuvvet uygulamaktadır. Dişi kalıp hareketsizdir ve alt grupta bulunmaktadır.

Tek etkili kalıpta ise dişi kalıp hareketli elemandır ve üst gruba yerleştirilmiştir. Zımba ve baskı plakası alt grubu oluşturmaktadır. Zımba hareketsiz elemandır. Baskı plakası ise dişi kalıbın uyguladığı kuvvet ile hareket etmektedir ve gücünü alt gruba yerleştirilmiş gazlı yaylardan almaktadır.

Tek etkili kalıp genellikle daha yüksek pres gücü gerektiren büküm işlemlerinde tercih edilmektedir. Pres gücü bükülecek malzemenin mekanik özelliklerine ve büküm geometrisine bağlıdır. Yüksek mukavemetli çeliklerin büküm işleminde daha yüksek pres gücüne ihtiyaç vardır, çünkü yüksek mukavemetli çeliklerin akma gerilmesi alışılmış düşük karbonlu çeliklere göre çok daha yüksektir.

Tez kapsamında incelen her üç büküm probleminde büküm tek etkili kalıp kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Baskı plakası kullanılan tipik bir tek etkili kalıp Şekil 2.2'de verilmiştir.

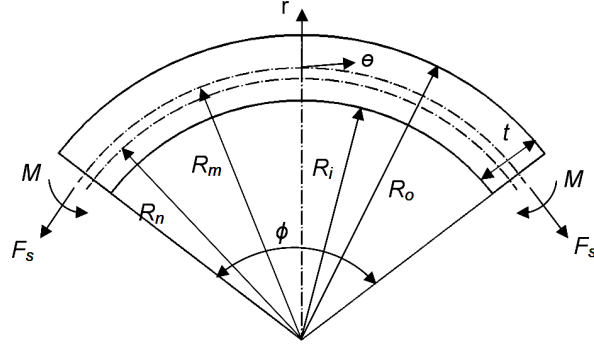


Şekil 2.2. Baskı plakası barındıran tek etkili bir kalıbın elamanları. Bu tip bir kalıpta dişi kalıp üst gruba yerleştirilmiştir ve hareket etmektedir. Alt grupta hareketsiz zımba ve hareketli baskı plakası bulunmaktadır. Baskı plakası gücünü alt gruba yerleştirilmiş olan gazlı yaylardan almaktadır.  $R_{zimba}$  zımba yuvarlatma yarıçapını,  $R_{dişi kalıp}$  ise dişi kalıp yuvarlatma yarıçapını ifade etmektedir. Sac yuvarlatmalar etrafında bükülmektedir.

Şekil 2.2'de gösterildiği gibi dişi kalıbını hareket etmesiyle baskı plakası aşağı doğru hareket etmektedir ve sac zımba ve dişi kalıp yuvarlatmaları etrafında bükülmektedir. Baskı plakası dişi kalıbın hareketi ile aşağı doğru ilerlemektedir, böylece yaylar sıkışmakta ve saca kuvvet uygulamaktadır. Baskı plakasının uyguladığı bu kuvvet ile sacın eksenini doğrultusunda çekme gerilmesi oluşmaktadır. Baskı plakası kuvveti geri yaylanmayı azaltma çalışmalarında etkili bir şekilde kullanılmaktadır. Yüksek baskı plakası kuvveti uygulaması hakkında daha detaylı bilgi 5. Bölüm'de sunulmuştur.

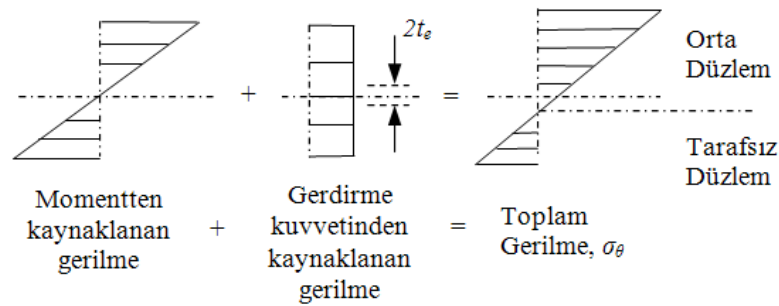


Baskı plakası kuvvetinin etkisi ile sacda gerdirme kuvveti meydana gelmektedir. Gerdirme kuvveti ve moment etkisi ile yüzeylerde maksimum gerilme değerleri oluşurken tarafsız düzlemde gerilme sıfırdır. Şekil 2.3'te gerdirerek bükülmüş bir sacın şematik görünümü verilmiştir.



Şekil 2.3.  $F_s$  çekme kuvveti ve  $M$  moment etkisiyle,  $\Phi$  açısı kadar gerdirilerek bükülen  $t$  kalınlığındaki sacda tarafsız eksenin ve merkez düzlemin konumları.  $R_m$  merkez düzlemin yarıçapını,  $R_n$  tarafsız düzlemin yarıçapını,  $R_i$  büküm iç yarıçapını ve  $R_o$  büküm dış yarıçapını ifade etmektedir.

Tarafsız düzlem sacı, çekme ve basma olarak iki bölgeye ayırmaktadır. Şekil 2.3 incelendiğinde, tarafsız düzlemin üst kısmında sac çekmeye, alt kısmında ise basmaya zorlanmaktadır. Bir diğer bölge ise elastik bölgedir. Şekil 2.4'te elastik bölgenin yarı kalınlığı  $t_e$  olarak ifade edilmiştir. Bu bölgenin dışında malzeme plastik deformasyona uğramaktadır. Gerdirerek bükümde sac kalınlığı boyunca oluşan gerilme dağılımı Şekil 2.4'te gösterilmiştir.



Şekil 2.4. Gerdirerek büküm işleminde, moment ve gerdirme kuvvetinden kaynaklanan toplam gerilme durumunun sac kalınlığı boyunca değişimi.

Tarafsız düzlemin konumu sacda oluşan gerilme dağılımını, büküm operasyonu sonucunda ortaya çıkan geri yaylanma miktarını etkilemektedir.

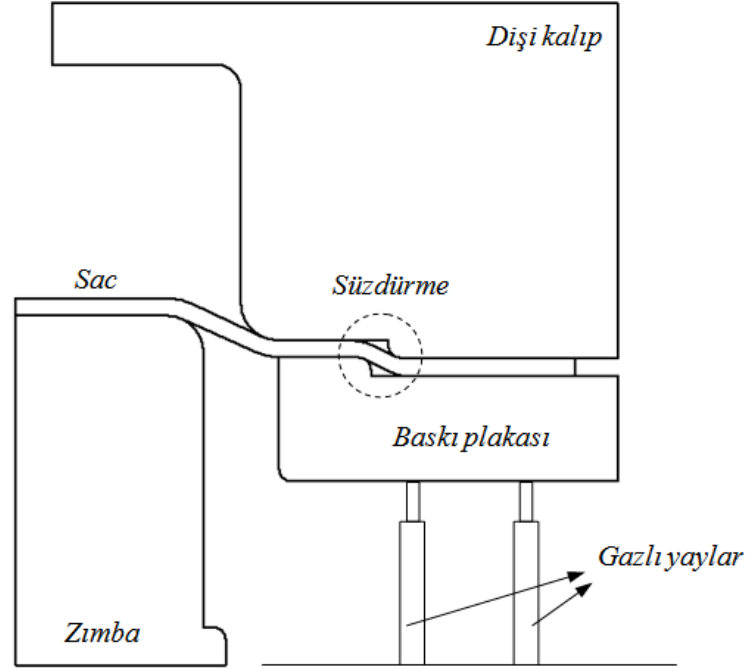
### **2.1.2. Geri yaylanma**

Her plastik deformasyon, yükün kaldırılmasından sonra bir elastik deformasyonla sonuçlanır. Bu durum, plastik deformasyona maruz kalmış parçanın boyutlarında istenmeyen değişimlerin oluşmasına neden olur. Geri yaylanma genel olarak sac metal parça üzerindeki yük kaldırıldıktan sonra oluşan ilave deformasyon olarak tanımlanır [44]. Şu ifade geri yaylanmayı en iyi şekilde tanımlamaktadır; “elastik olarak basit bükülmüş sac üzerindeki bükme momenti kaldırıldığında orijinal haline döner. Kısmi plastik büküm sonrasında, kalıcı deformasyon ve artık gerilme, geri yükleme sonrasında aynen kalır” [45]. Geri yaylanma davranışı; akma gerilmesi, elastiklik modülü ve pekleşme üsteli gibi malzeme özelliklerinin bir fonksiyonudur. Geri yaylanma ayrıca malzeme geometrisi, malzeme kalınlığı ve genişliği, kalıp yarıçapı, büküm açısı, kalıp boşluğu gibi daha pek çok parametreden etkilenmektedir [46]. Üretilen parçanın montajında yaşanacak problemlerin azaltılması ve ortadan kaldırılması, kalıp maliyetlerinin düşürülmesi ve boyutsal doğruluğa yaklaşılması için geri yaylanma miktarının doğru bir şekilde tahmin edilmesi gerekmektedir.

### **2.1.3. Süzdürme Çubuğu Uygulaması**

Bazı sac metal büküm operasyonlarında saca uygulanması gereken baskı plakası kuvveti pres kapasitesinin çok üzerinde olmaktadır ya da yüksek kuvvet uygulamalarında sacda hasar görülmektedir. Bu gibi durumların önüne geçebilmek için süzdürme çubuğu yaygın olarak kullanılmaktadır. Süzdürme çubuğunda düşük baskı plakası kuvveti altında sac bölgesel olarak sıkıştırılmakta ve geri yaylanmanın azaltılması amaçlanmaktadır.

Şekil 2.5'te basamaklı süzdürme çubuğu barındıran tek etkili bir kalıbın şematik görünümü verilmiştir.



Şekil 2.5. Basamaklı süzdürme çubuğu kullanılan tek etkili bir kalıbın şematik görünümü. Süzdürme çubuğu kağıt eksenine dik doğrultuda kalıp yüzeyi boyunca uzanmaktadır. Süzdürme çubuğu kullanılarak sac sıkıştırılmaktadır. Sac eksenine boyunca çekme gerilmesi oluşmaktadır ve geri yaylanma azaltılmaktadır.

#### 2.1.4. Şekil Verme Limit Diyagramı

Şekil verme limit diyagramları yardımıyla büküm işleminin kalitesi bütünsel bir yaklaşım ile gözlemlenebilir. LSDYNA benzetim sonuçları için çizdirilen, şekil verme limit diyagramlarında malzemenin kalınlık, anizotropi ve pekleşme üsteli özellikleri doğrudan kullanılmaktadır. Gerilme ve gerinim durumu ise büküm işlemi sırasında sayısal olarak hesaplanmaktadır.

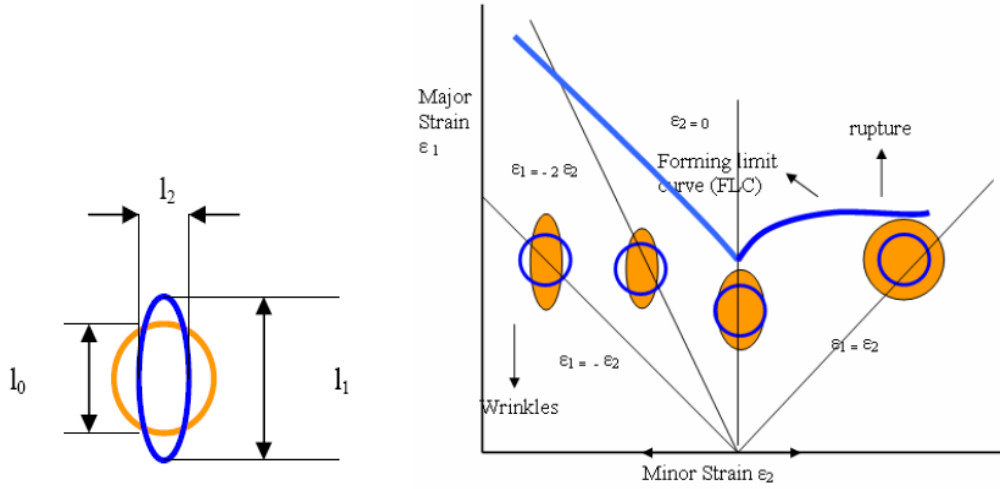
Deneysel olarak limit diyagramı belirlenirken, parçanın üzerine şekil verme öncesinde elektro-kimyasal bir yöntem ile standart geometrik ölçülerdeki daireler işaretlenir. Büküm işlemi sonrasında dairenin şeklindeki değişim yapılan ölçüm ile belirlenir. Daireden alınan ölçümler büyük (majör) gerçek gerinim ve küçük (minör)

gerçek gerinim değerlerini ifade etmektedir ve aşağıdaki denklemler kullanılarak hesaplanmaktadır.

$$\varepsilon_1 = \ln \frac{l_1}{l_0} \quad (2.1)$$

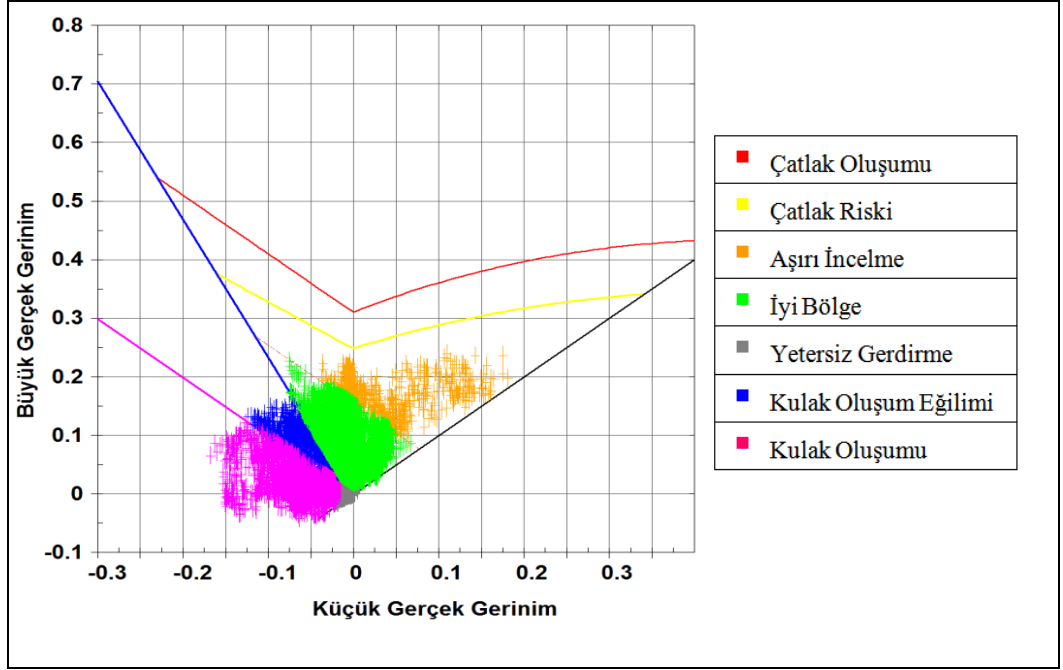
$$\varepsilon_2 = \ln \frac{l_2}{l_0} \quad (2.2)$$

Gerinim değerleri sacın incelenen bölgesindeki deformasyon durumunun belirlenmesini sağlamaktadır. Örneğin Şekil 2.6'da da gösterildiği gibi ikinci asal gerinimin birinci asal gerinimin -1 katı olduğu durumda kulak oluşumu başlamaktadır.



Şekil 2.6. Gerinim ölçümü ve şekil verme limit diyagramının oluşturulması [47]. Elektrokimyasal olarak sacın yüzeyine çizilen dairenin büküm sonrasındaki ölçüleri alınarak, majör (1.) ve minör (2.) asal gerinimler belirlenir.

Herhangi bir asal gerinim değerinin çok yüksek değere ulaşması ile sacda çatlak oluşumu ve yırtılma gözlenmektedir. Şekil 2.6'da ifade edilen FLC şekil verme limitini ifade etmektedir. Çizginin üst kısmında aşırı incelme, çatlak oluşumu ya da yırtılma gibi istenmeyen durumlar gözlenmektedir. Şekil 2.7'de LSDYNA analizleri sonucu elde edilen örnek bir şekil verme limit diyagramı verilmiştir.



Şekil 2.7. LSDYNA analiz sonuçlarında elde edilen şekil verme limit diyagramları için kritik bölgelerin gösterimi

Şekil verme limit diyagramı plastik deformasyon altındaki sacın hasar oluşmaksızın dayanabileceği gerinim değerlerini ifade etmektedir. Bu yöntem ile yırtılma ve kulak oluşumu gibi büküm işleminin limitlerini belirleyen sınırlar belirlenir. Şekil verme limit diyagramı, kalıp tasarımında yapılacak değişiklikler ve optimizasyon çalışmaları için yol göstericidir.

## 2.2. Malzemenin Mekanik Davranışı

Hem şekil verme işleminin kalitesi hem de büküm işleminin sonrasında oluşan geri yaylanma miktarı, malzemenin mekanik özellikleri ile doğrudan ilişkilidir. Tezin bu bölümünde sac malzemenin, şekil verme ve geri yaylanma üzerinde etkili olan mekanik özellikleri incelenmiştir. İncelenen mekanik özellikler sonlu elemanlar yönteminde malzemenin plastik davranışını karakterize etmek için kullanılmıştır. Ayrıca yine malzemenin plastik davranışını modelleyen akma kriterleri incelenmiş ve 3. Bölümde geri yaylanmanın sonlu elemanlar yöntemi ile tahmini çalışmalarında kullanılmıştır.

### 2.2.1. Plastik anizotropi

İzotropi teorik bir kabuldür. Çünkü tüm sac metal malzemeler, haddeleme ile üretilmektedir ve içerisinde bir takım kusurlar barındırmaktadır. Haddeleme sonucunda taneler haddeleme doğrultusunda uzar, sonuç olarak malzemenin farklı doğrultularında farklı mekanik özellikler görülür. İzotropik malzemelerde ise mekanik özellikler yönden bağımsızdır ve her doğrultuda aynı özellikler görülmektedir.

Plastik şekil değiştirme sonucunda, pekleşme süresince kristallerde haddeleme doğrultusunda bir yönelme gözlenir. Sonuçta malzemenin farklı doğrultularında farklı mekanik özellikler görülür. Bu durum malzemenin anizotropisi olarak tanımlanır. Diğer bir deyişle, malzeme üzerine yerleştirilen koordinat sisteminin değişik yönlerinde farklı özelliklere rastlanıyorsa o malzeme anizotropik malzeme olarak adlandırılır [46].

Haddelemeden çıkmış sac metal malzeme için iki farklı anizotropi söz konusudur; düzlemsel anizotropi ve normal anizotropi. Malzeme, kendi düzlemi boyunca farklı doğrultularda birbirinden farklı mekanik özelliklere sahip ise malzeme düzlemsel anizotropiye sahiptir.

Anizotropinin değeri, plastik gerinim oranı  $R$  ile ifade edilir.  $R$  genişlik yönündeki plastik gerinimin kalınlık yönündeki plastik gerinime oranıdır.

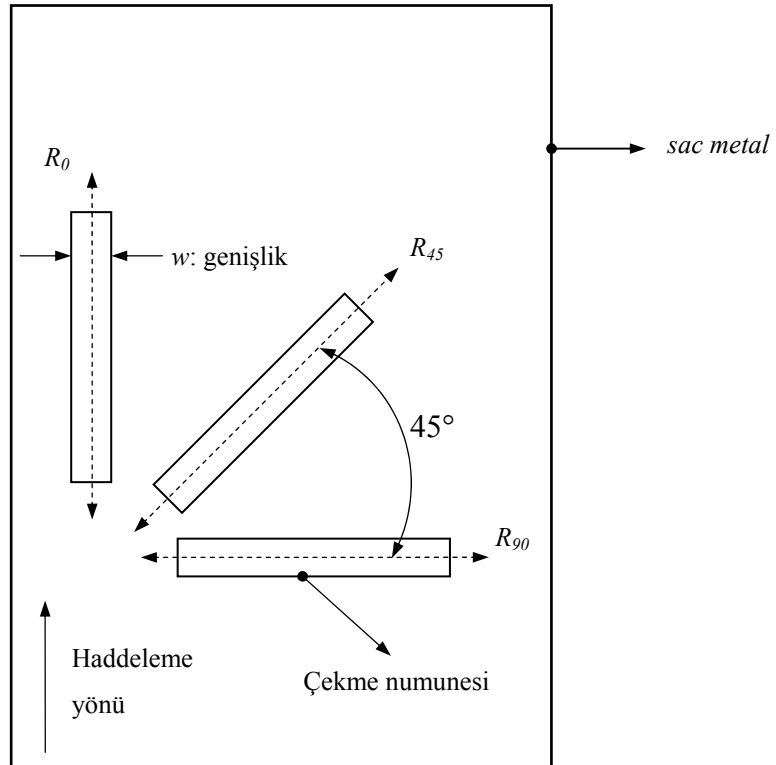
$$R = \frac{\varepsilon_w}{\varepsilon_t} \quad (2.3)$$

Burada  $\varepsilon_w$  genişlik boyunca gerinim,  $\varepsilon_t$  kalınlık boyunca gerinimdir.  $\varepsilon_w$  ve  $\varepsilon_t$  değerlerinin birbirine eşit olması durumunda, yani plastik gerinim oranının bire eşit olması durumunda malzeme izotropiktir.  $R$  değeri aynı zamanda malzemenin incelmeye karşı olan direncinin ve sac metalin şekil verilebilirliğinin de bir ölçüsüdür. Yüksek plastik gerinim oranında malzeme incelmeye karşı yüksek direnç

gösterirken, düşük plastik gerinim oranına sahip malzemeler plastik şekil vermeye karşı dayanıksızdır, hatta yırtılma veya kopma olasılığı vardır [48].

Sac malzemedeki görülen ikinci anizotropi durumu ise normal anizotropidir. Kalınlık boyunca malzeme özelliklerinde bir değişim söz konusu ise anizotropi, normal anizotropi olarak tanımlanır [42].

Haddelemeden çıkmış sac malzemedeki, yüzey boyunca üç farklı anizotropi değeri tanımlanmıştır. Bunlar  $R_0$  (paralel),  $R_{45}$  (diyagonal) ve  $R_{90}$  (transvers)'dir. Sac yüzeyi için tanımlanan bu üç anizotropi değeri tek eksenli çekme deneyi sonucunda elde edilmektedir. Şekil 2.8'de gösterildiği gibi sac üzerinden üç ayrı oryantasyonda çekme numuneleri kesilip, kalınlık ve genişlik yönündeki plastik gerinim değerleri kolaylıkla bulunabilir.



Şekil 2.8. Haddelemeden çıkmış sac malzeme üzerindeki anizotropi yönlerinin gösterimi. Sacdan alınan üç çekme numunesi ile malzemenin anizotropi değerleri belirlenir.

Tek eksenli çekme deneyi sonucu elde edilen üç gerinim oranının ortalaması normal anizotropidir ve şu şekilde ifade edilir,

$$R = \frac{R_0 + 2R_{45} + R_{90}}{4} \quad (2.4)$$

Gerinim oranlarının kulak oluşumu (wrinkling) üzerinde de etkileri vardır. Kulak oluşumuna etki eden parametre şu şekilde ifade edilebilir [49],

$$\Delta r = \frac{R_0 - 2R_{45} + R_{90}}{4} \quad (2.5)$$

$\Delta r$  büyüdükçe kulak yüksekliği artar.  $\Delta r = 1$  olduğunda kulak oluşumu görülmez. Şekil verme işlemi sonucu görülen geri yaylanma, anizotropi değerine bağlıdır. Geri yaylanma oranı  $\Delta\theta/\theta$  anizotropi arttıkça artmaktadır [17].

Yukarıda sayılan nedenlerden ötürü malzeme anizotropisi sac şekillendirmede önemli bir parametredir. Sac metallerdeki anizotropi özellikle haddeleme, dar çıkım (ekstrüzyon) gibi büyük plastik deformasyonların görüldüğü ön operasyonlarda oluşmaktadır. Haddelemeden çıkmış sac malzeme üzerinde oluşan bu deformasyonu sac metal şekil verme operasyonu sırasında ikinci bir deformasyon takip eder. Bu durum, akma gerilmesinin, akma yüzeyinin geometrisinin değişmesinde ve özellikle gerinim dağılımında etkilidir [16].

### 2.2.2 Akma Kriterleri

Akma yüzeyinin geometrisi akma şartının belirlenmesinde büyük bir etkiye sahiptir. Bu nedenle akma yüzeyinin geometrisini ifade eden pek çok akma kriteri geliştirilmiştir. Bu bölümde tez çalışmaları kapsamında kullanılmış olan akma kriterlerine dair bilgiler sunulmuştur.



### 2.2.2.1. Tresca akma kriteri

Tresca (1864) akma kriteri maksimum kayma gerilmesi kriteri olarak da bilinmektedir. Bu kritere göre akma, kayma gerilmesinin kritik bir değer ulaşması ile başlamaktadır. Kriter aşağıdaki denklem ile ifade edilebilir.

$$\text{en büyük } \{|\sigma_1 - \sigma_2|, |\sigma_2 - \sigma_3|, |\sigma_1 - \sigma_3|\} = \sigma_y \quad (2.6)$$

Burada  $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$  asal gerilmeler ve  $\sigma_y$  akma gerilmesidir.

### 2.2.2.2. Von- Mises Akma Kriteri

Von-Mises (1913) akma kriterinde üç eksenli yükleme durumu için akma yüzeyi daire olarak ifade edilmiştir. Von-Mises akma kriteri  $J_2$  kriteri olarak da bilinmektedir. İzotropi kabulü yapılan bu akma kriterinde akma kriteri aşağıdaki denklem ile ifade edilmiştir.

$$S_{ij}S_{ij} = \frac{2}{3}\sigma_y^2 \quad (2.7)$$

Burada  $S_{ij}$  deviatorik gerime tensörü ve  $\sigma_y$  akma gerilmesidir.

### 2.2.2.3. Hosford Akma Kriteri

Hershey (1954) ve Hosford (1972) polikristaller için elde edilmiş olan sonuçlara dayandırdıkları genelleştirilmiş izotropik akma kriterini Denklem 2.8'deki gibi tanımlamışlardır. Formülasyon asal gerilmeler türünden yazılmıştır ve malzemenin kristal yapısına bağlı olarak değişen (hacim merkezli kübik (HMK) için  $m=6$ , yüzey merkezli kübik (YMK) için  $m=8$ ) bir üstel değer olan  $m$  ile ifade edilmiştir [50].

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^m + (\sigma_2 - \sigma_3)^m + (\sigma_1 - \sigma_3)^m = 2\sigma_y^m \quad (2.8)$$

Yukarıdaki denklemde  $\sigma_y$  tek yönlü çekmedeki akma gerilmesidir. Denklem 2.8,  $m=1$  değerini aldığıında Tresca akma kriterine ve  $m=2$  değerini aldığıında von Mises akma kriterine indirgenmektedir.

#### 2.2.2.4. Hill 48 Akma Kriteri

Hill 48 akma kriteri basit ortotropik anizotropi durumunu tanımlamaktadır. Buna göre her noktada karşılıklı dik olan üç simetri düzlemi vardır. Bu üç düzemin kesişimi, anizotropinin asal eksenleri olarak bilinmektedir. Bu asal eksenler Kartezyen koordinatlarda referans eksenler olarak seçilebilir. Bauschinger etkisi ihmal edilip plastik potansiyeli ifade etmek için homojen küp şeklinde sonlu büyüklükteki bir eleman seçilebilir. Bu eleman üzerindeki hidrostatik kuvvetlerin akma üzerinde bir etkisi yoktur. Hidrostatik kuvvetler hacim değişimine neden olmaktadır. Yapılan kabuller ışığında Hill48 akma kriteri aşağıdaki formu alır [51].

$$2f(\sigma_{ij}) = F(\sigma_y - \sigma_z)^2 + G(\sigma_z - \sigma_x)^2 + H(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 2L\tau_{yz}^2 + 2M\tau_{zx}^2 + 2N\tau_{xy}^2 = 1 \quad (2.9)$$

Bu denklemde  $F, G, H, L, M, N$  anizotropi durumu belirleyen karakteristik parametrelerdir.

#### 2.2.2.5. Barlat ve Lian Akma Kriteri

Barlat ve Lian'nın (1989) geliştirdikleri akma kriterinin başlangıç noktası Hosford'un izotropik malzemeler için oluşturduğu akma kriteridir (Denklem 2.8). Düzlemsel gerilme durumu için Hosford akma kriteri Kartezyen koordinatlarda aşağıdaki şekilde yazılabilir.

$$f(\sigma_{ij}) \equiv |K_1 + K_2|^m + |K_1 - K_2|^m + |2K_2|^m - \sigma_y^m = 0 \quad (2.10)$$

Denklemdaki, gerilme değişmezleri,  $K_1$  ve  $K_2$  Şu Şekilde ifade edilmektedir:

$$\left. \begin{aligned} K_1 &= \frac{1}{2}(\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) \\ K_2 &= \left[ \frac{1}{4}(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + \sigma_{xy}^2 \right]^{1/2} \end{aligned} \right\} \quad (2.11)$$

Barlat ve Lian Denklem 2.9'u dűzlemsel anizotropi durumunu tanımlayan  $a$ ,  $b$ ,  $c$  katsayıları ile çarparak geniŐletmiŐtir:

$$f(\sigma_{ij}) \equiv a|K_1 + K_2|^m + b|K_1 - K_2|^m + c|2K_2|^m - \sigma_y^m = 0 \quad (2.12)$$

Bu denklemde sadece 2 terim birbirinden baęımsızdır. Çift eksenli eŐit çekme gerilmesi durumunda,  $\sigma_{xx} = \sigma_{yy}$ ,  $\sigma_{xy} = 0$  ve  $a=b$  olduęu açıkça gűrűlmektedir [52].

#### 2.2.2.6. YLD2000 Akma Kriteri

YLD2000 akma kriteri, Barlat vd. tarafından geliŐtirilen YLD96 [53] akma kriterinin sonlu elemanlar yűntemine, uygulanabilirlięi zor olduęundan ve akma yűzeyinin konveks olduęu ispat edilemedięinden dolayı geliŐtirilmiŐtir [54]. Model sadece iki boyutlu gerilme hali için oluŐturulmuŐtur.

YLD2000 akma kriterinde, akma yűzeyi sekiz parametre ile tanımlanmıŐtır. Akma yűzeyinin tanımlanması için gerekli olan bu parametreler, Barlat vd.'nin [53] yaptıęı çalıŐmada, belirli bir plastik iŐe karŐılık gelen akma gerilmesi kullanılarak bulunmuŐtur. Klasik yűntemde ise bu parametreler tam akma durumu için belirlenmektedir ve ortalama deęerlerdir. Yukarıda sayılan nedenlerden űtűrű, YLD 2000 akma kriteri dięer akma kriteri modellerine gűre akma yűzeyini daha iyi ifade etmektedir.

YLD2000 akma kriteri, Hershey (1954) ve Hosford (1972) tarafından sunulan izotropik akma modelinin (Denklem 2.8) anizotropik malzemelere uyarlanmasıdır.

YLD2000 modeli için, akma şartı aşağıdaki ilişki ile açıklanmıştır:

$$\phi = \phi' + \phi'' = 2\sigma_y^a \quad (2.13)$$

Bu denklemden,

$$\phi' = |S_1 - S_2|^a \quad (2.14)$$

$$\phi'' = |2S_2 + S_1|^a + |2S_1 + S_2|^a \quad (2.15)$$

Burada  $S_1$  ve  $S_2$  deviatorik gerilmenin asal değerleri,  $\sigma_y$  akma gerilmesi,  $a$  ise malzemenin kristal yapısına bağlı bir üsteldir. 2.14 ve 2.15 numaralı denklemlerde verilen izotropik fonksiyonlara lineer dönüşüm uygulanarak anizotropik özellikler eklenmiştir.

$0^\circ$ ,  $45^\circ$  ve  $90^\circ$ 'lik yönlerde yapılacak olan çekme deneyi sonuçlarından, her üç yöndeki akma gerilmesi ve anizotropi değerleri belirlenir. Çift eksenli çekme deneyi sonucunda çift eksenli (biaxial) akma gerilmesi belirlenir. Barlat, çift eksenli çekme deneyi sonucu elde ettiği anizotropi değerini sekizinci katsayı olarak belirlemiştir. Böylece YLD 2000 akma kriteri için gerekli olan sekiz katsayı belirlenmiş olur.

### 2.2.3. Bauschinger etkisi

Basit çekme deneyi yaparken akma sınırından sonra bir noktada yük boşaltılıp tekrar ters yönde basılırsa, basma halindeki akma değerinin çekme halindeki akma değerinden daha düşük değerde olduğu görülür. 1881 yılında, J. Bauschinger metalin çekme deneyi sonrasında, basmaya maruz bırakıldığında akma gerilmesinde azalma olduğunu fark etmiştir. Bu etki gerilmenin sürekli şekilde bir düz - bir ters yönde değiştirildiği işlemlerde küçümsenmeyecek bir öneme sahiptir [55].

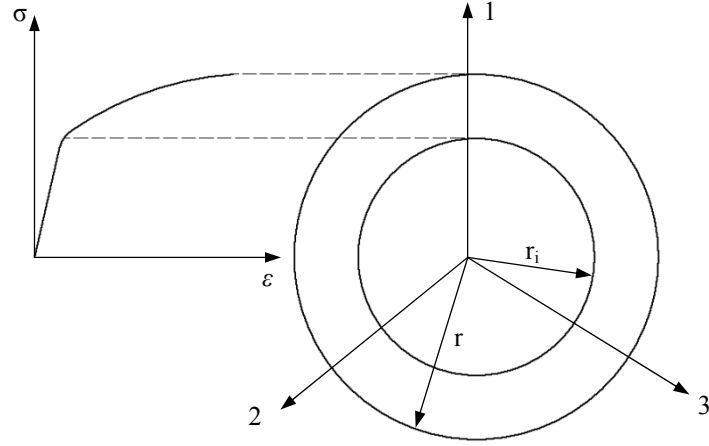
Çevrimsel yüklemelerde basma akma gerilmesi ve çekme akma gerilmesinin farklı olması iki mekanizma ile açıklanabilir. Gerilme-gerinim karakteristiği malzemenin mikroskobik düzeydeki gerilme dağılımına bağlıdır. Birinci mekanizmada malzeme deforme edildiğinde dislokasyonlar belirli bölgelerde yığılmaktadır. Yük kaldırıldıktan sonra yığılmış olan dislokasyonlar ters yönde harekete geçer. Dislokasyonların ters yöndeki hareketi, çekme durumuna göre daha kolay gerçekleşmektedir. Diğer bir mekanizma ise kaymadan kaynaklı olarak zıt yönlü dislokasyonların birbirini yok etmesidir. Sonuç olarak malzemenin basma durumundaki akma gerilmesi, çekme durumundakinden az olacaktır.

Çevrimsel yüklemelere maruz kalan parçaların plastik deformasyonunda Bauschinger etkisi dikkate alınmalıdır [56]. Gerdirerek büküm operasyonunda, sac metal bükülürken çekme ve basma olarak çevrimsel yüke maruz kalır. Gerdirerek büküm operasyonu sonucunda oluşan geri yaylanmanın doğru bir şekilde modellenebilmesi için Bauschinger etkisi hesaba katılmalıdır.

#### **2.2.4. Pekleşme modelleri**

Elastik deformasyon boyunca malzemenin mekanik özelliklerinde bir değişim olmaz, ancak malzeme elastik limit sınırını geçecek şekilde yüklenip daha sonra yük kaldırılırsa malzemenin mukavemet özellikleri değişir. Bu olaya pekleşme denir. Pekleşme olayı ile akma yüzeyi değişim gösterir. Eğer yük altındaki malzemede akma yüzeyinde herhangi bir değişim yoksa (elastik-mükemmel plastik malzemelerde olduğu gibi) pekleşme durumundan söz edilemez [57].

Pekleşme iki temel modda gerçekleşir: izotropik pekleşme ve kinematik pekleşme. İzotropik pekleşmede akma yüzeyinin merkezinin sabit kalarak, yüzeyin şeklinin değişmeden büyüdüğü kabulü yapılır (Şekil 2.9).



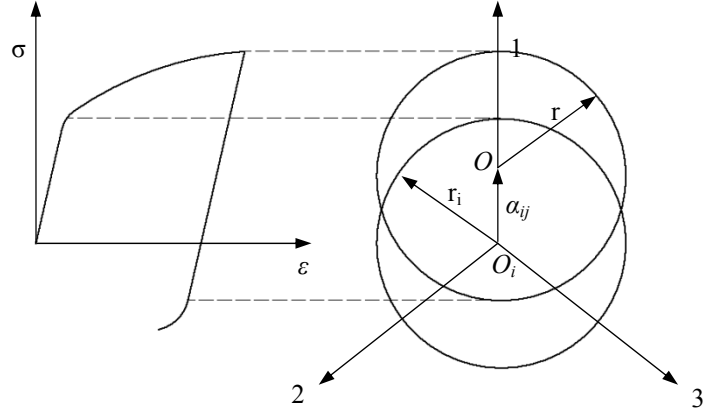
Şekil 2.9. İzotropik pekleşme modelinin şematik olarak gösterilmesi. Akma başladıktan sonra gerilmenin artırılmasıyla pekleşme görülür.  $r_i$  yarıçapındaki ilk akma yüzeyi merkezi sabit kalacak şekilde büyür. 1, 2 ve 3 rakamları asal eksenleri ifade etmektedir. Gerilme 1 eksenine doğrultusunda uygulanmıştır. İzotropik pekleşme modeline göre çekmedeki akma dayanımı basmadaki akma dayanımına eşittir.

İzotropik pekleşme matematiksel olarak şöyle ifade edilebilir [58].

$$\bar{\sigma}^0 = \sigma_y + Q(1 + e^{-b \bar{\epsilon}^{pl}}) \quad (2.16)$$

Bu denklemde,  $\bar{\sigma}^0$  eşdeğer gerilmeyi,  $\sigma_y$  akma gerilmesini,  $\bar{\epsilon}^{pl}$  eşdeğer plastik gerinimi,  $Q$  akma yüzeyinin maksimum şekil değiştirmesini ve  $b$  hangi plastik gerinim durumunda akma yüzeyinin büyümeye başladığını ifade etmektedir.

İzotropik pekleşme modeli çevrimsel yüklemeye maruz kalmayan parçaların plastik deformasyonunda kullanılabilir. Ancak, yüklemenin bir düz bir ters değiştiği durumlarda kinematik pekleşme modeli kullanılmalıdır. İzotropik pekleşme modelinde Bauschinger etkisi dikkate alınmaz. Gerçekte, çevrimsel yüklemenin her adımında malzeme pekleşmeye uğrarlar. Bunun sonucunda, basmadaki ve çekmedeki akma gerilmeleri birbirinden farklı olur. Şekil 2.10'da da gösterildiği gibi, basmadaki akma gerilmesi, çekmedekinden daha düşüktür. Bu durum malzemenin yumuşaması olarak adlandırılır.



Şekil 2.10. Kinematik pekleşme modelinin şematik olarak gösterilmesi. Akma başladıktan sonra gerilmenin artırılmasıyla pekleşme görülür.  $r_i$  yarıçapındaki ilk akma yüzeyi büyüklüğü sabit kalacak şekilde uygulanan gerilme doğrultusunda kayar.  $O_i$  Yüzeyin ilk durumdaki merkezini ve  $O$  son durumdaki merkezini belirtmektedir. Akma yüzeyini ifade eden çemberin ilk yarıçapı  $r_i$  son yarıçapına eşittir. 1,2 ve 3 rakamları asal eksenleri ifade etmektedir. Gerilme 1 eksenı doğrultusunda uygulanmıştır.  $\alpha_{ij}$  akma yüzeyinin ne kadar yer değiştirdiğini ifade eden tensördür. Kinematik pekleşme modeline göre çekmedeki akma dayanımı basmadaki akma dayanımından yüksektir.

$\alpha_{ij}$  geri gerilme (back stress) olarak bilinmektedir, simetrik bir tensördür. Kinematik pekleşmeyi Von Mises akma kriterine uygulayacak olursak,

$$\sqrt{\frac{3}{2}(S_{ij} - \alpha_{ij})(S_{ij} - \alpha_{ij})} - Y = 0 \quad (2.17)$$

Elde edilir.

Kinematik pekleşme ve geri gerilme genel olarak şu şekilde ifade edilebilir,

$$f(\sigma_{ij} - \alpha_{ij}) - k = 0 \quad (2.18)$$

$$d\alpha_{ij} = cd\bar{\epsilon}_{ij}^p \quad (2.19)$$

Burada  $d\bar{\epsilon}_{ij}^p$  plastik gerinim artışıdır,  $c$  ise bir katsayıdır. Eğer  $c$  sabit bir sayı ise lineer kinematik pekleşme, eğer  $c$  malzemenin deformasyon geçmişine göre

değişiyorsa lineer olmayan kinematik pekleşme durumu söz konusudur. Kinematik pekleşmede akma yüzeyinin şekli ve büyüklüğü değişmeden yer değiştirdiği kabulü yapılır.



### 3. GERİ YAYLANMANIN SONLU ELEMANLAR ANALİZİ İLE TAHMİNİ

Kalıbın tasarımı sırasında geri yaylanmanın doğru bir şekilde tahmin edilmesi ve telafi edilmesi maliyet ve zaman açısından son derece önemlidir. Geri yaylanmanın tahminine yönelik olarak literatürde deneysel çalışmalar, benzetim çalışmaları ve analitik çalışmalar mevcuttur. Geri yaylanmanın oluşmasına neden olan parametrelerin çokluğu ve çeşitliliği, geri yaylanmanın analitik olarak modellenmesini zorlaştırmaktadır. Diğer yandan, sonlu elemanlar paket programlarının yıllar içerisinde gösterdikleri gelişim, endüstriyel ve akademik çalışmalarda sonlu elemanlar yöntemini vazgeçilmez hale getirmiştir. Ancak sonlu elemanlar benzetim yöntemi kullanılarak elde edilen sonuçların deneysel sonuçlar ile doğrulanması gerekmektedir.

Tez kapsamında geri yaylanmanın sonlu elemanlar analizi ile tahmini çalışmalarında LSDYNA programı kullanılmıştır. Bu bölümde öncelikli olarak LSDYNA'da gerçekleştirilen şekil verme ve geri yaylanma benzetimlerinde kullanılan model ve metod anlatılmıştır. Daha sonra üç farklı büküm problem için (U-kanal büküm, 7-flanş büküm ve S-ray profil büküm) LSDYNA'da gerçekleştirilen benzetim çalışmaları, kullanılan model, yöntem ve deney sonuçları ile doğrulama çalışmaları detaylı bir şekilde sunulmuştur. Sonlu elemanlar yöntemi kullanılarak elde edilen sonuçlar deneysel sonuçlar ile kıyaslanmıştır ve sonlu elemanlar yönteminin doğruluğu gösterilmiştir. Katman sayısı, eleman sayısı, gibi parametrelerin ve malzeme modellerinin geri yaylanma benzetim çalışmaları üzerindeki etkileri incelenmiştir.

2008 yılında Numisheet (International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Processes) konferansında [59] incelenen S-ray profil büküm problemi için deneyler ile doğrulama çalışmaları gerçekleştirilmiştir. Bu çalışmada sadece geri yaylanma benzetim sonuçları değil, sac kalınlığındaki değişim, büküm işleminin kalitesi, zımba tepki kuvveti gibi sonlu elemanlar yönteminin doğruluğunu belirleyen diğer analiz sonuçları da deneysel sonuçlar ile kıyaslanmıştır.

### **3.1. Sonlu Elemanlar Yöntemi**

Sac metal şekillendirme sonrasında oluşan geri yaylanmanın benzetimi temel olarak iki aşamada gerçekleşmektedir. Birinci aşamada, sac kalıbın hareket etmesiyle, rijit olarak modellenen kalıbın şeklini alır. Bu aşamaya şekil verme aşaması denir. İkinci aşama ise şekil almış sacın üzerindeki yüklerin kaldırılması ile birlikte, sacın eski haline dönmeye çalıştığı geri yaylanma aşamasıdır. Bunların dışında endüstriyel kalıplarda, yerçekimi altında sacın davranışını veren yerçekimi benzetimi ve kapanma benzetiminin de modellenmesi gerekmektedir. Tez kapsamında incelenen büküm problemlerinde şekil verme benzetimleri ve geri yaylanma benzetimleri iki ayrı aşamada ayrı sonlu elemanlar metodlarıyla modellenmiştir. Düzlemsel gerilme kabulü yapılarak sac metal kabuk elemanlar kullanılarak modellenmiştir. İlerleyen bölümlerde sonlu elemanlar analizi hakkında genel bilgiler verilerek kullanılan modeller ve metodlar açıklanmıştır.

#### **3.1.1. Açık (Explicit) ve Kapalı (Implicit) Sonlu Elemanlar Yöntemi**

Sac metal şekil verme benzetimlerinde şekil verme ve geri yaylanma benzetimleri birbirini takip eden iki aşamada gerçekleşmektedir. Birinci aşama şekil verme, ikinci aşama ise geri yaylanmadır. Şekil verme aşamasının benzetim çalışmalarında açık hesaplamalı yöntem ya da kapalı hesaplamalı yöntem kullanılabilir.

Açık yöntemler sistemin durumunu ileriki bir zamanda hesaplarken, kapalı yöntemler sistemin hem şimdiki hem de ileri bir zamandaki durumunu içeren denklemleri çözerek sistemin durumunu hesaplar. Açık yöntemde, ileriki zaman adımıdaki durum o andaki durum dikkate alınarak hesaplanır.

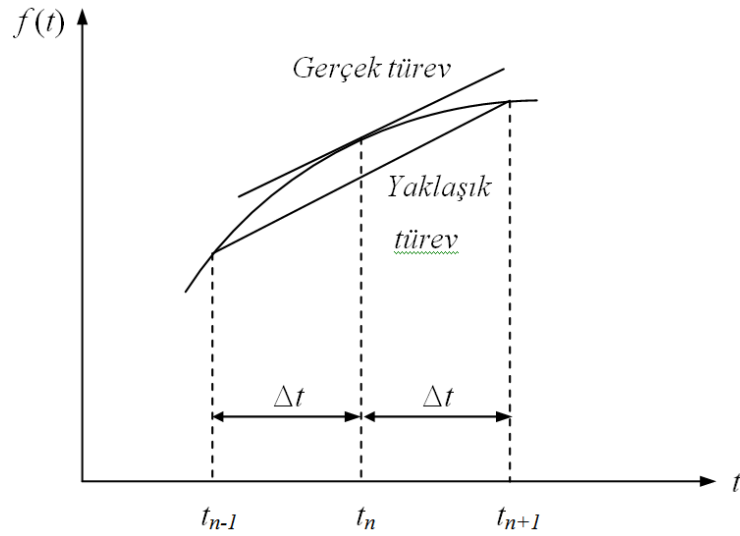
Kapalı yöntemde her bir düğüm noktasının serbestlik derecesi kadar doğrusal olmayan denklemler çözülür. Doğrusal olmayan bu denklemler genellikle Newton-Raphson tekniği kullanılarak doğrusal hale getirilirler [60]. Her bir basamak sonrası elde edilen çözüm belirli bir tolerans değerinin altına düştüğünde bir sonraki basamağa geçilir. Bir önceki basamakta elde edilen sonuçlar yeni basamağın deneme

değerleri olarak kullanılır. Yakınsama elde edildiğinde, yeni sınır şartları kullanılarak yeni sonuçlar elde edilir. Kapalı metotla gerçek değerlere çok yakın sonuçlar elde etmek mümkündür ancak, kapalı metot kullanıldığında yakınsama problemi oluşmaktadır. Karmaşık problemlerin çözümünde ise çok büyük matrislerin çözülmesi ve bilgisayar hafızasında saklanması problemi ortaya çıkmaktadır. Açık metodun kapalı metottan temel farkı, her bir zaman basamağında, diğer basamaklardan bağımsız olarak en yenileme (iterasyon) yapılmamasıdır. Bu durum açık metot kullanılarak yapılan çözümlerin hesaplama zamanı yönünden daha az maliyetli olması demektir. Açık metotta yakınsama problemi söz konusu değildir, ancak elde edilen sonuçların doğruluğu için aynı şey söylenemez. Prior [61] yaptığı çalışmada karmaşık geometriye sahip parçaların şekil verme benzetimlerinde açık metodu önermiştir. Karafils ve Boyce [62] şekil verme benzetiminde açık metot ve geri yaylanma benzetiminde ise kapalı metot kullanımının karmaşık geometriye sahip problemlerde kolaylık sağladığını ve iyi sonuçlar elde edildiğini göstermişlerdir.

Açık metot kullanılarak yapılan SE yönteminin doğruluğu, geometrinin ağ yapısına, kalınlık boyunca nokta integrasyon sayısına (katman), eleman formülasyonuna, zaman adımına ve temas algoritmasına bağlıdır [36,63]. Finn vd. [64] bu parametrelerin uygun değerlerinin seçilmesiyle açık metot kullanılarak elde edilen sonuçların kapalı metot kullanılarak elde edilen sonuçlara yakın olduğunu ve hesaplama zamanının daha kısa olduğunu göstermişlerdir.

Yukarıda anlatılan sebeplerden ötürü, tez kapsamında yapılan şekil verme benzetimlerinde açık formülasyon, geri yaylanma benzetimlerinde ise kapalı formülasyon kullanılmıştır. Şekil verme benzetimleri sonucunda elde edilen sonuçlar, geri yaylanma benzetimleri için girdi olarak kullanılmıştır. LSDYNA şekil verme benzetimleri sonucunda hesaplanan gerilme durumu, gerinim durumu, sac kalınlığı miktarı ve deforme olmuş geometrinin ağ yapısı "dynain" isimli dosyaya yazılmaktadır. Bu dosya kapalı geri yaylanma benzetiminin girdisi olarak kullanılıp geri yaylanmış geometri hesaplanmaktadır.

LSDYNA'da gerçekleştirilen açık formülasyonlu hesaplamalarda merkezi farklar yöntemi kullanılmaktadır. Geri yaylanma gibi doğrusal davranış göstermeyen pek çok problemin çözümünde sayısal yöntemlerin kullanılması gerekmektedir. Oluşturulan ağ yapısında her bir düğüm noktası için oluşturulan denklemler problemin yaklaşık çözümünü ifade etmektedir. Taylor serisi açılımı kullanılarak, denklem takımı uygun sonlu farklar metodu ile yazılır. Böylece, fark denklemlerinden oluşan, doğrusal olmayan bir denklem takımı oluşturulur. Oluşturulan bu denklem takımı, doğrudan ya da en yenileme (iterasyon) metodu ile çözülür. Merkezi farklar yönteminde, tahmin edilecek noktaya önde ve arkada eşit uzaklıkta bulunan değerler kullanılır. Taylor serisi açılırken daha fazla terim, diğer bir deyişle daha yüksek dereceden terimler kullanılırsa daha doğru sonuçlar elde edilebilir. Şekil 3.1'de merkezi farklar yöntemi grafik olarak gösterilmiştir.



Şekil 3.1. Merkezi farklar yöntemi kullanılarak  $t_n$  zamanında  $f(t)$  fonksiyonunun eğiminin bir önceki ( $t_{n-1}$ ) ve bir sonraki zaman adımı ( $t_{n+1}$ ) kullanılarak bulunması.

Burada  $t_n$ ,  $t_{n+1}$  ve  $t_{n-1}$  sırasıyla çözümün yapılacağı zamanı, bir sonraki zaman adımı ve bir önceki zaman adımını ifade etmektedir.  $\Delta t$  zaman adımının büyüklüğünü ifade etmektedir.

Merkezi farklar yöntemine kullanılarak,  $u_n$  yer değiştirmesi için hız ve ivme aşağıdaki gibi bulunabilir;

$$\frac{d}{dt}u_n = \frac{1}{2\Delta t}(u_{n+1} - u_{n-1}) \quad (3.1)$$

$$\left. \begin{aligned} \frac{d^2}{dt^2}u_n &= \frac{1}{\Delta t} \left( \frac{d}{dt}u_{n+\frac{1}{2}} - \frac{d}{dt}u_{n-\frac{1}{2}} \right) \\ &= \frac{1}{\Delta t} \left( \frac{u_{n+1} - u_n}{\Delta t} - \frac{u_n - u_{n-1}}{\Delta t} \right) \\ &= \frac{1}{(\Delta t)^2}(u_{n+1} - 2u_n + u_{n-1}) \end{aligned} \right\} \quad (3.2)$$

$t_n$  anındaki denge durumunda aşağıdaki eşitlik yazılabilir.

$$M\ddot{u}_n + C\dot{u}_n + Ku_n = F_n \quad (3.3)$$

Bu denklemde  $M$  kütle matrisini,  $C$  sönümlenme matrisini ve  $K$  katılık matrisini ifade etmektedir. Denklem 3.3'ün çözülmesi ile herhangi bir andaki konum, hız ve ivme değerleri bulunabilir.

### 3.1.2. Zaman Adımı

LSDYNA'da kabuk eleman, katı eleman, kiriş eleman gibi farklı eleman tipleri için zaman adımı hesaplama yöntemleri vardır. Tez kapsamında yapılan çalışmalarda sadece kabuk elemanlar kullanılmıştır. Bu nedenle bu bölümde sadece kabuk elemanlar için kritik zaman adımı hesabı verilecektir. Kabuk eleman için kritik zaman adımı 3.4 numaralı denklem kullanılarak hesaplanır.

$$\Delta t_{kr} = \frac{L_s}{c} \quad (3.4)$$

Burada  $\Delta t_{kr}$  eleman için kritik zaman adımı,  $L_s$  karakteristik uzunluk ve  $c$  dalga yayılma hızıdır. Dalga yayılma hızı Denklem 3.5'te verilmiştir.

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho(1-\nu^2)}} \quad (3.5)$$

Burada  $E$  elastiklik modülünü,  $\rho$  malzeme yoğunluğunu ve  $\nu$  Poisson oranını ifade etmektedir.

Karakteristik uzunluk üç farklı şekilde hesaplanabilir [65]. Birinci hesaplama yöntemi Denklem 3.6'da verilmiştir.

$$L_s = \frac{(1+\beta)A_s}{\max(L_1, L_2, L_3, (1-\beta)L_4)} \quad (3.6)$$

Burada  $A_s$  kabuk elemanın alanı ve  $L_i$  ( $i=1, \dots, 4$ ) kabuk elemanı sınırlayan kenarların uzunluklarıdır. Dörtgen kabuk eleman için  $\beta = 0$  ve üçgen kabuk eleman için  $\beta = 1$  alınmaktadır.

İkinci hesap yönteminde eleman kenar uzunlukları yerine köşegen uzunlukları dikkate alınmaktadır. Denklem 3.7'de hesaplama yöntemi verilmiştir.

$$L_s = \frac{(1+\beta)A_s}{\max(D_1, D_2)} \quad (3.7)$$

Burada  $D_1$  ve  $D_2$  kabuk elemana ait köşegen uzunluklarıdır. Bazı uygulamalarda ortaya çıkabilecek kararsızlık durumunu önlemek için üçüncü bir hesaplama yöntemi kullanılır. Özellikle çok küçük kenar uzunluğuna sahip üçgen elemanlarda tercih edilir. Ancak, diğer iki yönteme kıyasla hesaplama sonucunda daha büyük zaman adımı değeri ortaya çıkar. Hesap yöntemi Denklem 3.8'de verilmiştir [65].

$$L_s = \max \left[ \frac{(1+\beta) A_s}{\max(L_1, L_2, L_3, (1-\beta)L_4)}, \min(L_1, L_2, L_3, L_4 + 10^{20} \beta) \right] \quad (3.8)$$

Her üç büküm problemi için de kritik zaman adımı Denklem 3.6'ya göre hesaplanmıştır. Sac dörtgen kabuk elemanlar kullanılarak örüldüğü için  $\beta = 0$  alınmıştır.

U-kanal büküm problemi için örnek bir hesaplama yapılmış ve zaman adımı hesaplanmıştır. U-kanal büküm probleminde sacın ağ yapısı 1x1 mm kare elemanlar ile örülmüştür. Bu durumda,  $L_1 = L_2 = L_3 = L_4 = 1$  mm ve alan  $1 \text{ mm}^2$ 'dir. Buna göre karakteristik uzunluk:

$$L_s = \frac{(1+\beta) A_s}{\max(L_1, L_2, L_3, (1-\beta)L_4)} = \frac{(1+0)(1)}{1} = 1 \text{ mm}$$

Olarak bulunmuştur ve eleman kare olduğu için  $\beta = 0$  alınmıştır. Dalga yayılma hızı:

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho(1-\nu^2)}} = \sqrt{\frac{210 \times 10^9}{7800(1-0,3^2)}} = 6201,7 \text{ m/s}$$

Olarak bulunmuştur. Sonuç olarak kritik zaman adımı aşağıdaki gibi hesaplanmıştır.

$$\Delta t_{kr} = \frac{L_s}{c} = \frac{1}{5421,9 \times 10^3} = 1,6 \times 10^{-7} \text{ s}$$

LSDYNA analizlerinde kullanılan zaman adımının ise yine  $1,6 \times 10^{-7}$  saniye olduğu görülmüştür.

### 3.1.3. Eleman Formülasyonu

LSDYNA sonlu elemanlar paket programının kullanıcılarına sunduğu eleman tipleri; üç boyutlu katı elemanlar, iki boyutlu kabuk elemanlar, kiriş elemanlar ve kafes elemanlardır. Sayılan bu temel eleman tipleri dışında yay ve damper modellemesinde kullanılan ayırık da elemanlar mevcuttur. Tez çalışması kapsamında incelenen sac metal büküm operasyonlarında, sacın kalınlığı diğer geometrik ölçülerine kıyasla oldukça küçük olduğundan düzlemsel gerilme kabulü yapılabilir. Yapılan bu kabul doğrultusunda sac kabuk elemanlar kullanılarak örülmüştür. Kabuk elemanlarla yapılan modelleme, hesaplama zamanı düşünüldüğünde oldukça iyi sonuçlar vermektedir.

Literatürde kullanılan pek çok kabuk eleman formülasyonu bulunmaktadır. Kullanılacak olan eleman tipi seçilirken şunlar göz önünde bulundurulmalıdır [60]:

1. Seçilen eleman deformasyonun her modu için gerçek malzemenin katılığına yakın olmalıdır. Ne çok katı ne de çok yumuşak bir davranış göstermemelidir.
2. Uygulanan deformasyona uygun davranış gösterebilmelidir. Şekil verme süresince görülen pekleşme durumu ile hassas bir şekilde entegre olmalıdır.
3. Metal şekil verme benzetimi hali hazırda zaman ve bellek açısından zorlayıcı olduğundan, seçilecek olan eleman tipinin hassasiyetten taviz vermeden problemin çözümünü basitleştirici nitelikte olması gerekmektedir.
4. Temas ve sürtünme sac metal şekillendirmede çok önemli bir yere sahiptir. Ağ yapısı ve seçilen eleman tipi gerçek temas durumunu yansıtmalıdır. Aksi takdirde karasızlık durumu oluşabilir.

Yukarıdaki maddeler göz önünde bulundurularak sac metalin ağ yapısında tam integrasyonlu kabuk eleman formülasyonu, rijit parçaların modellenmesinde ise Belytschko-Tsay (BT) kabuk eleman formülasyonu tercih edilmiştir. BT kabuk eleman formülasyonu hesaplamalarda kolaylık sağlamaktadır ve daha az matematiksel operasyon gerektirmektedir [65]. Bu eleman tipi dönel bir koordinat sistemine sahiptir ve hız-gerinim formülasyonunu kullanır. Hız-gerinim



formülasyonu küçük boyuttaki rotasyonların yarattığı küçük deformasyonların oluşmasını kısıtlar.

Tam integrasyonlu kabuk eleman formülasyonu, eleman üzerine yerleştirilmiş ve eleman ile birlikte dönen yerel bir koordinat sistemi kullanır. BT kabuk elemanın kullandığı koordinat sistemine benzer olarak, temel iki vektör elemanın merkezine yerleştirilmiştir ve eleman yüzeyine teğettir. Diğer vektör ise eleman yüzeyine dik doğrultudadır.

Tam integrasyonlu kabuk elemanda, başlangıç şekli makuldür ve kabul edilebilir deformasyon durumları dışında şeklinde değişme görülmez. Diğer bir ifade ile bu eleman tipi, BT eleman tipine kıyasla uygulanan gerinim durumuna uygun bir şekilde davranış göstermektedir. Bu formülasyonda her bir katmanın dört köşesi için hesaplama yapılır. Böylece katmalar arasındaki gerilme ve gerinim durumundaki farklılıklar belirlenir. LSDYNA'da tam integrasyonlu kabuk eleman formülasyonu \*SECTION\_SHELL kartı içerisinde 16 numara ile ifade edilmektedir. BT kabuk eleman ise 2 numara ile adlandırılmıştır.

Eleman boyutu küçüldükçe elde edilen sonuçlar belirli bir değere yakınsar. Bu eleman boyutu yakınsak eleman olarak adlandırılabilir. BT eleman formülasyonu teorik olarak yakınsak değildir. Çünkü eleman boyutu küçüldükçe enerji soğurması azalır. Küçük eleman boyutlarında, tam integrasyonlu kabuk eleman kullanarak teorik yakınsamaya ulaşılabılır. Ancak bu eleman tipinde de, kaba elemanlarda aşırı katılık görülür, daha yavaş bir çözümle daha hatalı sonuçlar elde edilir [66].

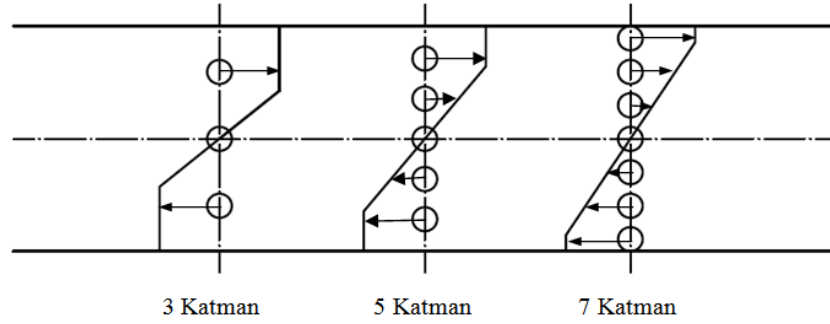
#### **3.1.4. Ağ Yapısı ve Katman Sayısı**

SE yöntemi kullanılarak elde edilen sonuçların doğruluğu pek çok sayısal parametreye bağlıdır. Ancak, tüm bu parametrelerin uygun değerleri seçilse bile deforme olan parçanın ve rijit parçaların ağ yapılarının uygun bir şekilde oluşturulmaması sonuçların hatalı olmasına neden olmaktadır. Ağ yapısının oluşturulması temel olarak tecrübeye dayalı bir yaklaşım içermektedir. Ağ yapısında

küçük elemanların kullanılması, gerilme durumunun daha doğru bir şekilde belirlenmesini sağlarken hesaplama zamanının artmasına neden olmaktadır. Chen vd. [67] yaptıkları çalışmada U-kanal büküm problemini incelemişlerdir. Farklı eleman boyutları kullanarak elde ettikleri sonuçları kıyaslamışlardır. Eleman boyutu küçüldükçe deney sonuçlarına daha yakın geri yaylanma açıları elde etmişlerdir.

Rijit elemanların ağ yapısında görece daha büyük elemanlar kullanılabilir, ancak kıvrımlı bölgelerde kullanılan elemanların daha küçük olmasına dikkat edilmelidir. Aksi durumda, sacda istenmeyen kıvrımlar ve yırtılmalar oluşmaktadır. Sac metal büküm benzetim operasyonlarında ağ yapısı genel olarak kabuk elemanlar kullanılarak oluşturulmaktadır. Kabuk elemanların haricinde üç boyutlu elemanlar da kullanılmaktadır. Li vd. [63] kalıp yarıçapının sac kalınlığına olan oranı azaldıkça üç boyutlu elemanların geri yaylanma tahmininde iyi sonuçlar vermediğini göstermiştir. Tez çalışmasında, sonlu elemanlar ağ yapısı oluşturulurken, sac metalin ağ yapısında dörtgen kabuk elemanlar, rijit parçaların ağ yapısında ise dörtgen ve üçgen kabuk elemanlar kullanılmıştır. Rijit elemanların yuvarlatmalarında, özellikle dikdörtgen kabuk elemanlar kullanılmıştır ve yarıçap en az 9 elemanla geçilmiştir. Böylece, temas durumunun daha iyi tahmin edilmesi sağlanmıştır.

Ağ yapısında kabuk elemanlar kullanıldığından, kalınlık boyunca gerilme durumunun hesaplanması için kalınlık boyunca katmanlar tanımlanmaktadır. Katman sayısının seçimi sac kalınlığına ve uygulanan gerilme miktarına göre değişmektedir. Katman sayısı azaldıkça, hesaplamanın hassasiyeti de azalmaktadır. Wagoner ve Li [68] derin çekme büküm işlemi için 25 integrasyon noktası (katman) önermişlerdir. Şekil 3.2’de katman sayısı ve gerilme durumunun ilişkisi açıklanmıştır.



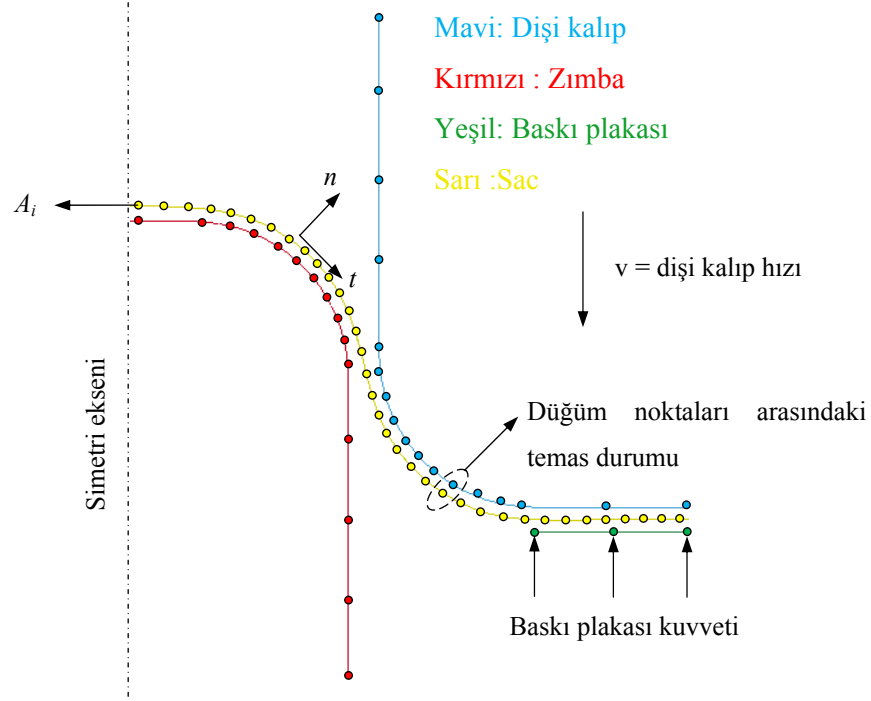
Şekil 3.2. Katman sayısı ve gerilme durumunun şematik ifadesi. Katman sayısının artırılması ile kalınlık boyunca gerilme dağılımının değişimi daha hassas ve doğru bir şekilde hesaplanmaktadır.

Katman sayısı artırıldıkça problemin çözüm süresi de uzamaktadır. Bu nedenle hesaplama zamanı ve hassasiyet göz önünde bulunarak katman sayısı için optimum bir değer seçilmelidir. Li vd. [63] U-kanal büküm problemini inceledikleri çalışmada 7~9 katman sayısını optimum değer olarak önermişlerdir.

### 3.1.5. Temas Tanımlaması ve Sınır Şartları

Büyük deformasyonların görüldüğü problemlerde, yüzeyler arasındaki temas durumunun doğru tanımlanması benzetim sonuçlarının doğruluğu açısından son derece önemlidir. LSDYNA'da gerçekleştirilen sonlu elemanlar analizlerinde \*CONTACT\_FORMING\_ONE\_WAY\_SURFACE\_TO\_SURFACE temas tanımlaması kullanılmıştır. Bu temas tanımlaması, LSDYNA sac metal şekil verme benzetimlerinde yaygın olarak kullanılmaktadır.

Temas tanımlaması ayrıca probleme uygulanan sınır şartlarının büküm sırasında temastan kaynaklı değişimler üzerindeki etkisini daha doğru kılmaktadır ve problemim daha doğru sonuçlarla çözüme ulaşmasını sağlamaktadır. Sınır şartları kullanılarak her bir zaman adımında düğüm noktaları arasındaki temas durumu incelenir ve o zaman adımındaki çözüm elde edilir. Büküm sırasında sac metal ve rijit kalıp elemanları arasındaki temas tanımlaması ve problemin sınır şartları Şekil 3.3'te gösterilmiştir.



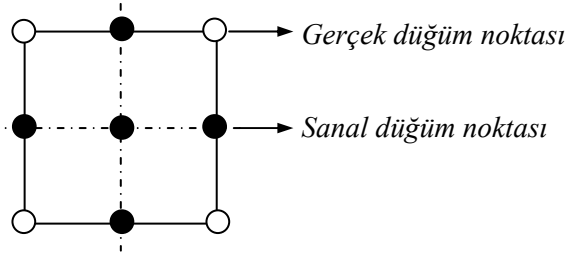
Şekil 3.3. Şekil verme benzetiminde temas durumu ve sınır şartlarının şematik gösterimi.

Noktalar kesit üzerindeki düğüm noktalarını ifade etmektedir. Temas durumu dikkate alınarak dişi kalıp ve zımba yuvarlatmalarında daha sık eleman kullanılmıştır.  $n$  ve  $t$  sac düzleminin sırasıyla normal ve teğet yönleridir. Simetri durumundan ötürü kağıt düzlemine dik doğrultuda bulunan  $A_i$  düğüm noktalarına simetri sınır şartı uygulanmıştır. Baskı plakası kuvveti her bir düğüm noktasına eş büyüklükte dağıtılmıştır. Rijit elemanlar ve sac arasındaki sürtünme katsayısının etkisiyle saca sürtünme kuvveti etkimektedir. Dişi kalıp  $v$  hızı ile hareket etmektedir ve zımba hareketsizdir.

Şekil 3.3'te de gösterildiği gibi rijit elemanların ağ yapısında daha kaba elemanlar kullanılmıştır. Ancak rijit parçaların ağ yapısı saca göre çok kaba tutulduğunda nüfuziyete neden olmaktadır. Bu amaçla dişi kalıp ve zımba yuvarlatmalarında ve kıvrımlı bölgelerde daha küçük elemanlar kullanılarak ağ yapısı oluşturulmuştur.

Temas tanımlamasında rijit parçaların kalınlıkları dikkate alınmamıştır. Bu nedenle, kabuk elemanlarla oluşturulan modellerde eleman yüzey normalinin yönüne dikkat edilmelidir. Sac ve her bir rijit parça arasındaki temas durumu ayrı ayrı tanımlanmıştır. Statik ve dinamik sürtünme katsayıları girilmiştir.

LSDYNA kullanıcılarına SMOOTH temas tanımlaması da sunmaktadır. Bu temas tanımlamasında rijit elemanlarda daha büyük elemanlar kullanılsa bile, çözüm sırasında kullanılan sanal düğüm noktaları ile temas durumu hassas bir şekilde çözülmektedir. SMOOTH temas seçeneği asıl temas tanımına ek olarak kullanılmaktadır. Bu seçeneğin kullanılması ile her bir eleman üzerine 5 düğüm noktası daha eklenir. Böylece büyük elemanlar kullanılsa bile hem hesaplama süresi kısaltılmış olur hem de istenilen hassas temas durumu elde edilmiş olur. Şekil 3.4'te SMOOTH temas tanımlaması için eleman üzerindeki düğüm noktaları verilmiştir.



Şekil 3.4. Kabuk elemanda SMOOTH temas tanımlaması sonucu oluşturulan sanal düğüm noktalarının şematik gösterimi. SMOOTH tanımlaması ile her bir eleman üzerine beş sanal düğüm noktası eklenir, böylece yüzeyler arasındaki temas tanımlaması daha hassas hale gelir.

### 3.1.6. Enerji

Açık yöntem kullanılarak gerçekleştirilen şekil verme benzetimlerinde zaman adımı çok küçük olduğundan kısa sürelerde çözüm elde edebilmek için kalıp hızı gerçek değerinin çok üzerinde alınır. Çoğu durumda benzetimde kullanılan kalıp hızı gerçek değerinin 100 katıdır [69]. LSDYNA'da hızın 1000 mm/s – 5000 mm/s arasında alınması önerilmektedir [70].

Tez kapsamında incelenen üç büküm probleminde de zaman adımı  $10^{-7}$ - $10^{-8}$  s civarındadır. Hesaplama zamanını azaltabilmek için, şekil verme benzetimlerinde kalıp hızı deneye kıyasla çok hızlı tutulmuştur. Örneğin 7-flanş büküm probleminde, deneyler 10 mm/s kalıp hızında gerçekleştirilirken benzetimde kalıp hızı 2000 mm/s'ye alınmıştır.

Sac metal büküm işlemi yaklaşık statik (quasi-static) olduğundan benzetimlerde kullanılan kalıp hızının belirli bir limiti aşmaması istenir. Çünkü yüksek kalıp hızında dinamik etkiler ortaya çıkmaktadır. Bu doğrultuda benzetim sonucunda enerji dosyaları incelenmiş ve kinetik enerjinin iç enerjinin %10'unu aşp aşmadığı kontrol edilmiştir.

### 3.1.7. LSDYNA Malzeme Modelleri

Şekil verme benzetim çalışmalarında malzemenin plastik davranışını ve anizotropik özelliğini ifade edecek uygun malzeme modelinin seçilmesi gerekmektedir. LSDYNA kullanıcılarına pek çok malzeme modeli sunmaktadır. Bu çalışmada kullanılan malzeme modellerinin isimleri, LSDYNA'daki adlandırmaları ve genel özellikleri Çizelge 3.1'de verilmiştir.

Çizelge 3.1. Sonlu elemanlar analizlerinde kullanılan malzeme modelleri

Malzeme modeli	Akma Kriteri	SRATE	ANIZO	UYGULAMA
MAT 18	Von Mises	E	H	MT,PL
MAT 20 (Rijit)	-	H	H	MT,PL
MAT 36	Barlat89	E	E	MT
MAT 37	Hill48	H	E	MT
MAT 133	YLD2000	E	E	MT

\*E; Evet, H; Hayır, SRATE; Gerinim hızı (strain rate), ANIZO; Anizotropi, MT; Metal, PL; Plastik

Baskı plakası, dişi kalıp ve zımba gibi kalıp elemanları rijit kabul edilip MAT 20 malzeme modeli kullanılarak modellenmiştir. Çizelge 3.1'de verilen diğer malzeme modelleri ise sacın plastik deformasyonunu modellemek için kullanılmıştır.

MAT 37 (Hill48) malzeme modelinde normal anizotropi kabulü yapılmıştır. Ancak, malzemenin her üç doğrultusundaki gerinim oranları birbirinden farklıdır. Normal anizotropi kabulü MAT 37 malzeme modelinin zayıf noktasıdır. Çünkü normal anizotropi kabulünde sac yüzeyi boyunca her yönde anizotropi değerinin aynı olduğu düşünülmektedir. Bu malzeme modelinin bir diğer zayıf noktası, alüminyum gibi

anizotropi değeri birden küçük malzemelerde hatalı sonuçlar vermesidir [52]. Çoğu alüminyum sac metalde, çift eksenli çekme deneyi sonucu elde edilen akma gerilmesi, tek eksenli çekme deneyi sonucu elde edilen akma gerilmesinden daha büyüktür. Düzlemsel gerilme ve çift eksenli çekme ( $\sigma_1 = \sigma_2$ ) hali için Hill48 akma kriteri aşağıdaki forma indirgenir:

$$\frac{\sigma_b}{\sigma_y} = \left( \frac{1+R}{2} \right)^{1/2} \quad (3.9)$$

Burada,  $\sigma_y$  tek eksenli çekme sonucu oluşan akma gerilmesi,  $\sigma_b$  çift eksenli çekme sonucu oluşan akma gerilmesi,  $R$  ise normal anizotropi değeridir.  $R$  değeri birin altına düştüğünde  $\sigma_b < \sigma_y$  durumu oluşmaktadır. Oysa yapılan deneyler bunun aksini göstermektedir. MAT 36 (Barlat89) malzeme modelinde anizotropi için herhangi bir kabul yapılmamıştır, anizotropi değerleri formülasyon içerisinde doğrudan kullanılmaktadır. Bunun yanı sıra, MAT 37 malzeme modelinde akma yüzeyi ikinci dereceden denklemle ifade edilirken, MAT 36 malzeme modelinde akma yüzeyi altıncı dereceden denklemle ifade edilmiştir. Sonuç olarak, MAT 36 malzeme modeli, MAT 37 malzeme modeline göre daha üstündür.

MAT 133 (YLD2000) malzeme modelinde akma yüzeyi sekiz parametre ile ifade edilmektedir. Diğer iki anizotropik malzeme modelinde akma yüzeyi anizotropi parametreleri kullanılarak ifade edilirken, MAT 133 malzeme modelinde her üç yöndeki akma gerilmeleri ve çift eksenli çekme deneyi sonuçları da kullanılmaktadır. MAT 36 malzeme modelinde olduğu gibi MAT 133 malzeme modelinde de akma yüzeyi altıncı derecen denklem ile tanımlanmıştır.

### 3.1.8. Birim Sistemi

LSDYNA'da belirli bir birim sistemi kullanılmamakla birlikte birbirleriyle uyumlu olacak şekilde birimler kullanılabilir. Girilen rakamların hangi birim sisteminde olduğu kullanıcı tarafından bilinirse ve uyumlu birim sistemi kullanılırsa elde edilen

sonuçların birimleri de bilinmiş olur. Farklı birimlerin kullanıldığı uyumlu birim sistemi mevcut olmakla birlikte, tez kapsamında gerçekleştirilen LSDYNA analizlerinde seçilen birim sistemi Çizelge 3.2’de verilmiştir.

Çizelge 3.2. LSDYNA analizlerinde kullanılan uyumlu birim sistemi

Kütle	Uzunluk	Zaman	Kuvvet	Gerilme	Enerji
<i>ton</i>	<i>mm</i>	<i>s</i>	<i>N</i>	<i>MPa</i>	<i>N.mm</i>

Her ne kadar ilerleyen bölümlerde sonlu elemanlar analizlerinde elamanın boyutları kalıp hızı gibi parametrelerin ölçüleri ve birimleri verilmiş olsa da LSDYNA tarafından ölçülerin birimleri dikkate alınmamaktadır. Açıklamaların daha anlaşılır olması açısından analizlerde kullanılan büyüklüklerin birimleri verilmiştir.

Yukarıda anlatılan genel bilgiler ve yaklaşımlar dahilinde, her bir büküm problemi özelinde sonlu elemanlar analizleri gerçekleştirilmiş ve deneyler ile doğrulanmıştır. Her bir büküm problemi için tasarım, deneysel çalışma ve sonlu elemanlar yönteminin doğrulanması ilerleyen bölümlerde detaylı bir şekilde açıklanmıştır.

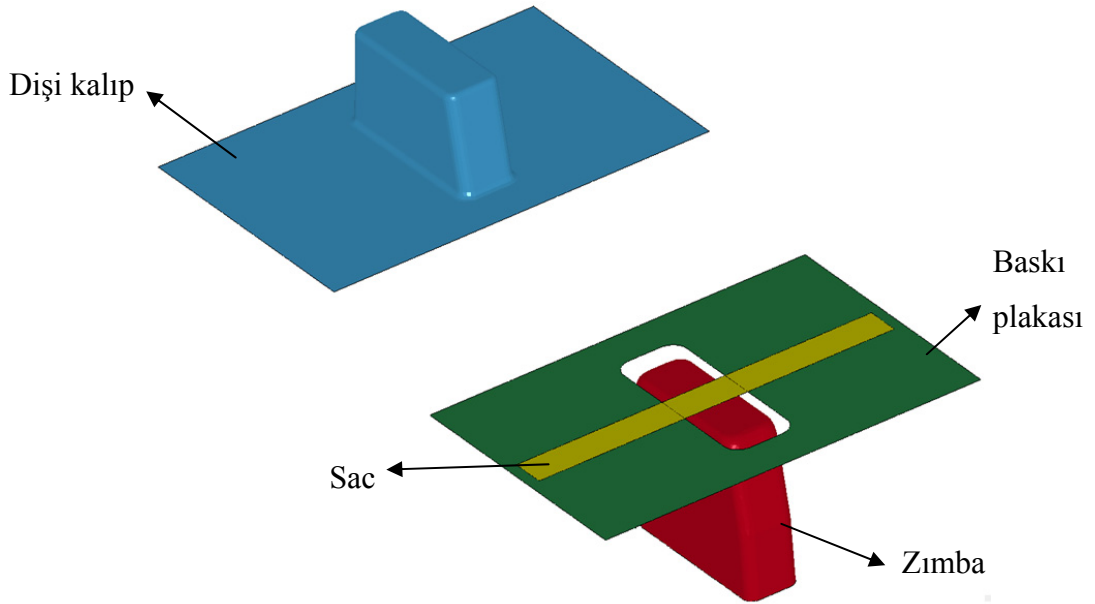
### 3.2. U-kanal Büküm Problemi

Otomotiv endüstrisinde kullanılan sac metallerin, şekil verme sonrası ortaya çıkan geri yaylanma davranışlarının öngörülebilmesi için Numisheet93’te verilen U-kanal büküm kalıbı baz alınarak deney kalıbı oluşturulmuştur. Bu büküm problemi sonlu elemanlar analizleri hesaplama yükü düşünülerek avantajlı olduğu için seçilmiştir. Tez çalışmalarında yapılacak incelemelere öncelikle bu kalıp ile başlanması uygun bulunmuştur. Ayrıca, Numisheet93'te verilen bu problem, pek çok araştırmacı tarafından [23, 32, 58, 71] geri yaylanmanın sonlu elemanlar yöntemi ve analitik metot ile tahmini çalışmaları yapılarak incelenmiştir.



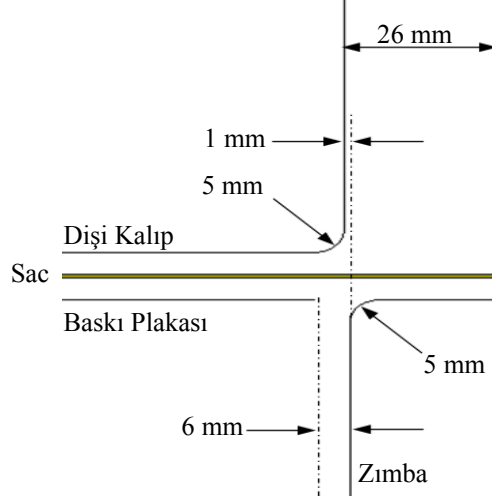
### 3.2.1. Kalıp Tasarımı ve Deneysel Çalışma

Bu kalıpta, büküm işlemi gerdirerek büküm esasına dayanmaktadır ve karmaşık deformasyon durumu söz konusudur. Çünkü sac çevrimsel yüklemelerin etkisinde bükülmektedir. Kalıp Numisheet93'te verilen kalıp baz alınarak oluşturulmuştur. Numisheet93'ten farklı olarak kalıp tek etkili olarak tasarlanmıştır. Dişi kalıp hareketli elemandır ve üst kısma yerleştirilmiştir. Baskı plakası gücünü presin alt kısmına yerleştirilmiş gazlı yaylardan almaktadır. Ayrıca Numisheet93'te verilen kalıpta alüminyum sac bükülmüştür. Bu kalıpta ise DP600 geliştirilmiş yüksek mukavemetli çelik sac malzeme bükülmüştür. Şekil 3.5'te deney kalıbının katı modeli verilmiştir.



Şekil 3.5.U-kanal büküm kalıbının katı modeli ve kalıp elemanlarının tanımlanması. Üst grup hareketli dişi kalıp, alt grup sabit zımba, baskı plakası ve sac.

Kalıbın geometrik özellikleri Şekil 3.6'da gösterilmiştir.



Şekil 3.6. U- kanal büküm kalıbının geometrisi ve ölçüleri

Deneilerde DP 600 çelik malzeme kullanılmıştır. Sac 35mm genişliğinde ve 350 mm uzunluğundadır. Kurs boyu olarak 70 mm seçilmiştir. Tüm saclar haddeleme doğrultusu yönünde bükülmüştür. Haddeleme yönü sacın üreticisi tarafından belirtilmiştir. Böylece, bükülen tüm parçaların anizotropi yönleri birbirleriyle uyumlu hale getirilmiştir. Deneilerde kullanılan DP 600 çelik malzemenin özellikleri Çizelge 3.3'te verilmiştir.

Çizelge 3.3. U-kanal büküm DP 600 sac malzemenin özellikleri

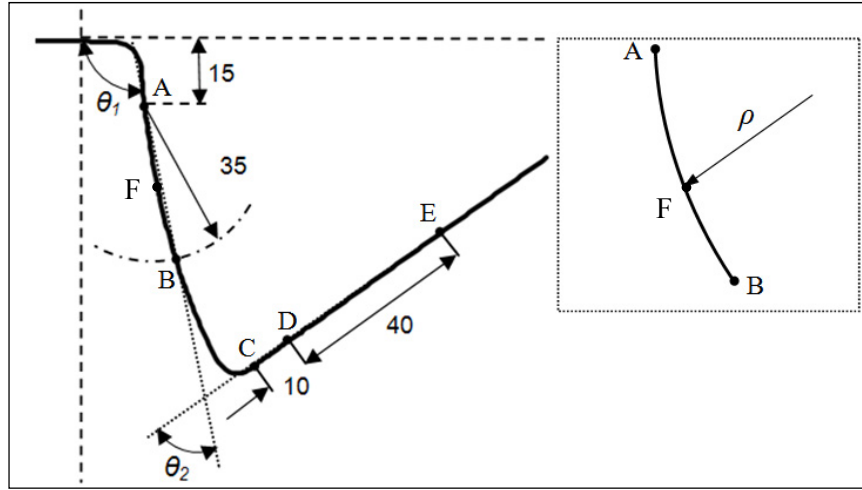
$E$ (GPa)	$\sigma_y$ (MPa)	$\nu$	$K$ (MPa)	$R_0$	$R_{45}$	$R_{90}$	$n$	$\epsilon_0$
210	350	0.3	1076	0.97	1.07	1.17	0.189	0.002628

$K$  ve  $n$  değerleri malzemenin plastik bölgedeki davranışını ifade eden Swift pekleşme kuralının katsayılarıdır. Swift pekleşme kuralının matematiksel ifadesi aşağıdaki gibidir.

$$\sigma = K(\epsilon_0 + \epsilon_p)^n \quad (3.10)$$

Bu denklemde  $\varepsilon_0$  plastik deformasyonun başladığı gerinim değerini,  $\varepsilon_p$  plastik gerinim değerini,  $\sigma$  ise plastik bölgede herhangi bir plastik gerinime karşılık gelen gerilme değerini ifade etmektedir.  $K$  pekleşme katsayısı,  $n$  ise pekleşme üsteli olarak ifade adlandırılmaktadır. Swift pekleşme kuralı tek eksenli çekme deneyi sonucu elde edilen sonuçlara eğri çakıştırma yöntemi ile modellenmiştir.

Yapılan deneylerde, baskı plakası kuvveti 46.4 kN'dan 71 kN'a doğrusal olarak artmaktadır. Statik sürtünme katsayısı Coşkunöz KMF tarafından 0.124 olarak belirlenmiştir. Dişi kalıp sabit 10 mm/s'lik hızla hareket etmektedir. Aynı partiden kesilen 10 adet sac bükülmüştür. Bükülen parçalar tarandıktan sonra, bilgisayar ortamına aktarılarak geri yaylanma açıları belirlenmiştir. Bükümü gerçekleştirilen parçalarda, yük kaldırıldıktan sonra ortaya çıkan geri yaylanma açılarının ( $\theta_1$ ,  $\theta_2$ ) ve yan duvardaki kıvrılma yarıçapının ( $\rho$ ) ölçüm yöntemi Şekil 3.7'deki gibidir.



Şekil 3.7. U-kanal büküm için geri yaylanmanın ölçüm yöntemi. Geri yaylanmış sac üzerinde geometrik yerleri verilen A-B noktaları ile D-E noktalarından doğrular geçirilmiştir.

A-B'den geçen doğru ile yatay eksen arasında kalan açı  $\theta_1$  açısını vermektedir. A-B noktaları ile D-E noktalarından geçen doğrular arasındaki açı  $\theta_2$  açısını vermektedir.  $\rho$  A-B yayının yarıçapıdır ve yan duvardaki kıvrılmanın ölçüsüdür. C noktası büküm yarıçapına teğet olan noktadır. F noktası A-B yayının orta noktasıdır. Ölçüler mm cinsinden verilmiştir.

Yapılan 10 deney sonrasında Coşkunöz KMF tarafından tarama sonuçları üst üste çakıştırılmıştır. Çakıştırılan tarama sonuçlarının ortalamasını temsil eden bir yüzey

oluşturulmuştur ve oluşturulan bu temsili yüzey deneylerin ortalaması kabul edilmiştir. Çizelge 3.4'te deney sonuçlarının ortalamasını ifade eden temsili yüzeye ait sonuçlar verilmiştir.

Çizelge 3.4. Deney sonuçlarının ortalamasını ifade eden temsili yüzeye ait sonuçlar

Ölçüm	Deney (Temsili) ortalama
$\theta_1$	99.29 °
$\theta_2$	81.72 °
$\rho$	209.02 mm

### 3.2.2. Sonlu Elemanlar Yöntemi ve Deneyler ile Doğrulama

Sonlu elemanlar modeli oluşturulurken, öncelikle kalıbın sac metal ile temasa girmeyen kısımları atılıp, hesaplama zamanı belirgin bir şekilde azaltılmıştır. Simetri göz önünde bulundurularak kalıbın sadece yarısı modellenmiştir ve saca simetri sınır şartı girilmiştir.

Chen vd. [67] yaptığı çalışmada, 7~9 katman sayısının hesaplama zamanı ve hassasiyet dikkate alındığında, optimum olduğunu göstermiştir. Bu doğrultuda İlk benzetimlerde 1x1 mm eleman boyutu, 7 adet kalınlık boyunca integrasyon nokta sayısı (katman), 1000 mm/s kalıp hızı kullanılmıştır. Malzeme modeli olarak 3 farklı akma kriteri kullanılmıştır; Von-Mises, Hill48 ve Barlat89. Malzemenin 0°, 45° ve 90° doğrultusundaki anizotropi değerleri, Çizelge 3.4'ten de görüldüğü gibi, 1'e çok yakın olduğundan malzeme yaklaşık izotropik kabul edilip LSDYNA'da Von-Mises malzeme modeli kullanılarak analiz gerçekleştirilmiştir. Hill48 malzeme modelinde normal anizotropi kabulü yapılmıştır ancak malzemenin her 3 doğrultusundaki anizotropi değerleri birbirinden farklıdır. Bu nedenlerle, Barlat89 malzeme modeli kullanılarak daha doğru sonuçlar elde edilmesi amaçlanmıştır.

Analiz iki farklı formulasyon kullanılarak, birbirini takip eden iki aşamada gerçekleştirilmiştir. İlk aşama açık formulasyon kullanılarak şekil verme işlemi, ikinci aşama ise kapalı formulasyon kullanılarak geri yayılmanın belirlenmesidir. Açık formulasyon kullanılarak gerçekleştirilen şekil verme operasyonunda, kalıp hızı

dinamik etkiler yarattığından önemli bir faktördür ve sonlu elamanlar analizinin doğruluğunu etkilemektedir [69]. Bu amaçla kalıp hızı 1000 mm/s olacak şekilde sonlu elemanlar yöntemine uygulanmıştır.

Büküm işlemini daha iyi kavrayabilmek, işlem parametrelerinin ve malzeme özelliklerinin geri yaylanma davranışını nasıl etkilediğini gözlemleyebilmek için literatürdeki analitik modeller incelenmiştir. Bu analitik modellerden Zhang vd.'nin [23] gerdirerek büküm problemi için geliştirdiği analitik çalışma U-kanal büküm probleminde kullanılmış ve benzetim sonuçları ile karşılaştırılmıştır. Analitik model uygulanırken aşağıdaki kabuller yapılmıştır.

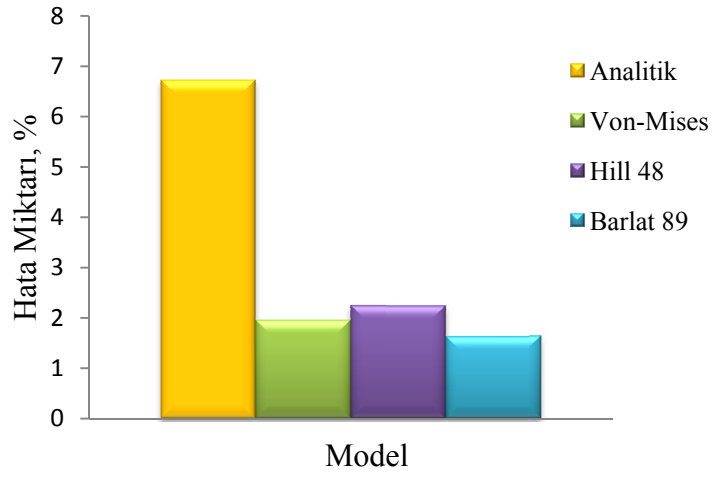
1. Kalınlık boyunca olan gerinim ihmal edilmiştir. Düzlemsel gerinim durumu söz konusudur.
2. Sac düzlemi boyunca kalınlık ve genişlik aynıdır.
3. Sac düzenli-sürekli moment ve gerdirme kuvveti etkisinde bükülmektedir.
4. Sac düzlemine dik olan düzlemler işlem boyunca bu durumunu korurlar.
5. Çap yönündeki gerilme,  $\sigma_r$  ihmal edilmiştir.
6. Büküm öncesi ve sonrasındaki hacim birbirine eşittir.
7. Plastik bölgedeki gerilme gerinim ilişkisi Swift'in pekleşme kuralına göre tanımlanmıştır.
8. Normal anizotropi durumu kabul edilmiştir.
9. Bauschinger etkisi ihmal edilmiştir.

Farklı akma kriterleri kullanılarak elde edilen sonuçlar ve Zhang vd. [23] tarafından geliştirilen analitik model kullanılarak elde edilen sonuçlar temsili deney sonucu ile kıyaslanmıştır ve sonuçlar Çizelge 3.5'te verilmiştir.

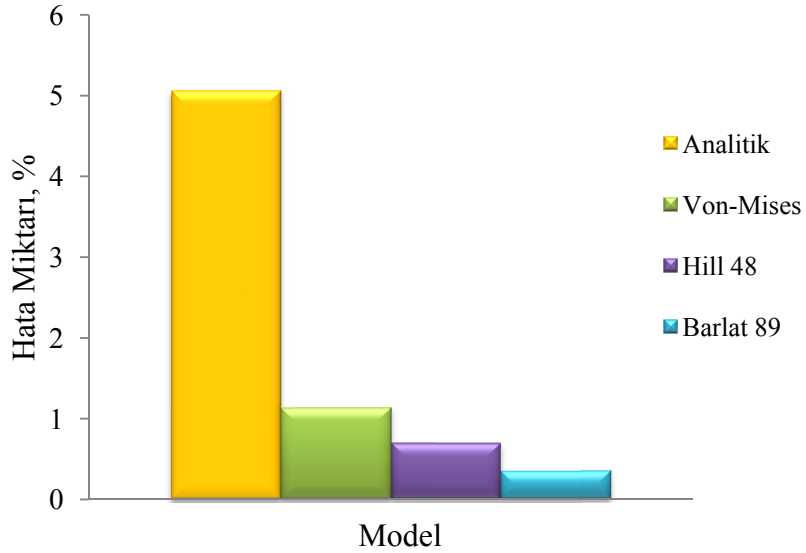
Çizelge 3.5. Farklı malzeme modelleri kullanılarak elde edilen sonuçların, analitik yöntem sonucunun deney sonuçları ile kıyaslanması

Ölçüm	Deney (Temsili) ort.	Von-Mises	Hill48	Barlat89	Analitik
$\theta_1$ (°)	99.29 °	101.24	100.92	101.53	105.96
$\theta_2$ (°)	81.72 °	80.79	81.43	81.15	85.86
$\rho$ (mm)	209.02	210.66	207.94	199.73	160

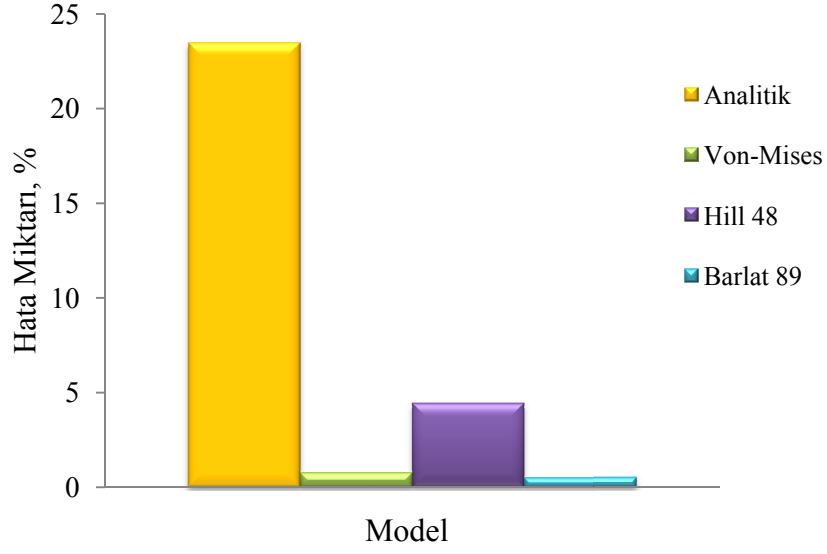
Analitik model ve LSDYNA'da kullanılan üç malzeme modelinin deneysel sonuçlara ne kadar yaklaştığını görebilmek için, geri yaylanma açıları  $\theta_1$  ve  $\theta_2$  için ve yan duvar kıvrılma yarıçapı  $\rho$  için hata miktarları hesaplanmıştır. Şekil 3.8, Şekil 3.9 ve Şekil 3.10'da  $\theta_1$ ,  $\theta_2$  ve  $\rho$  için hesaplanan yüzde hata miktarları grafik olarak gösterilmiştir.



Şekil 3.8. Geri yaylanma açısı  $\theta_1$  için yüzde hata

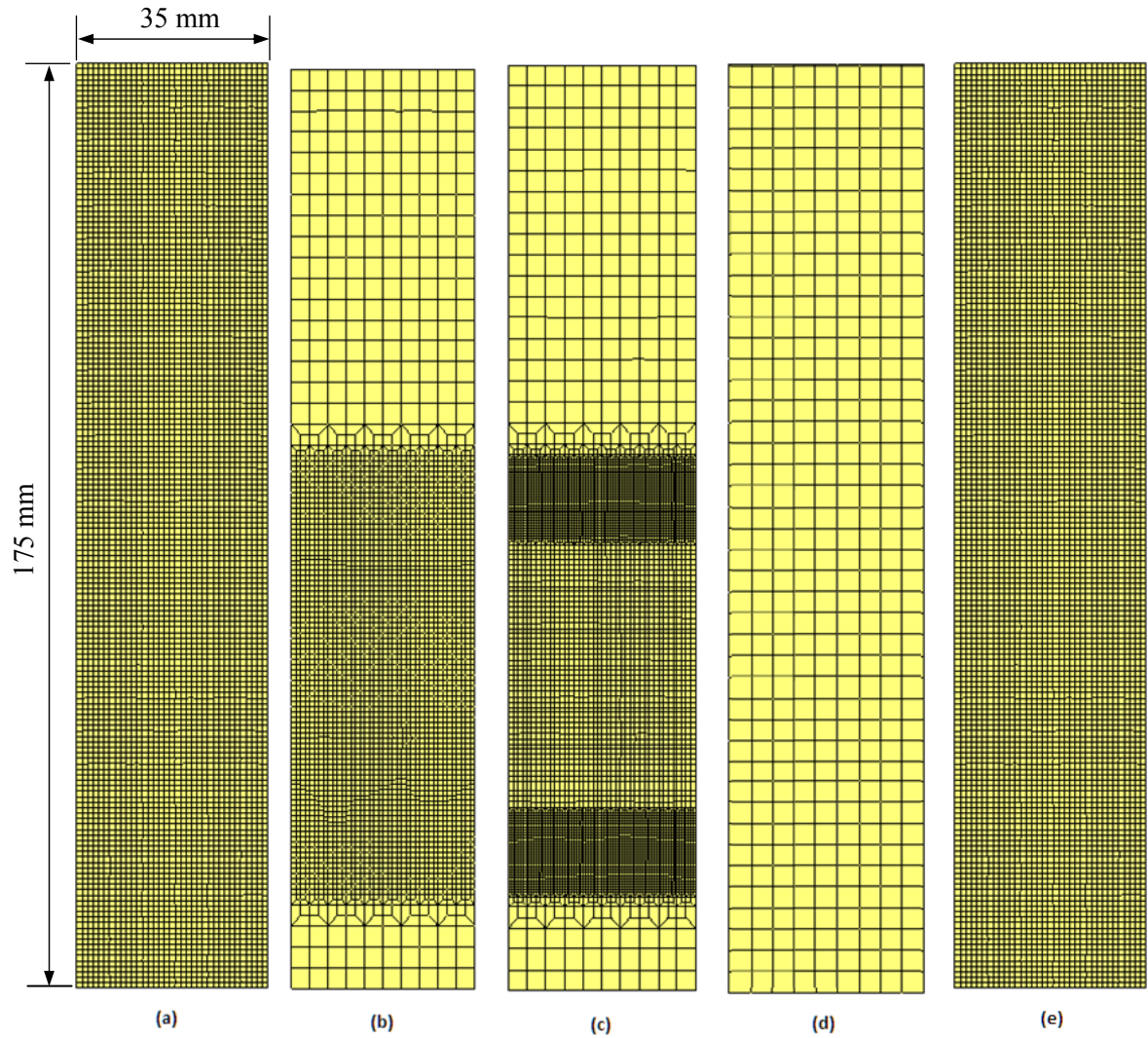


Şekil 3.9. Geri yaylanma açısı  $\theta_2$  için yüzde hata



Şekil 3.10. Yan duvardaki kıvrılma yarıçapı  $\rho$  için yüzde hata

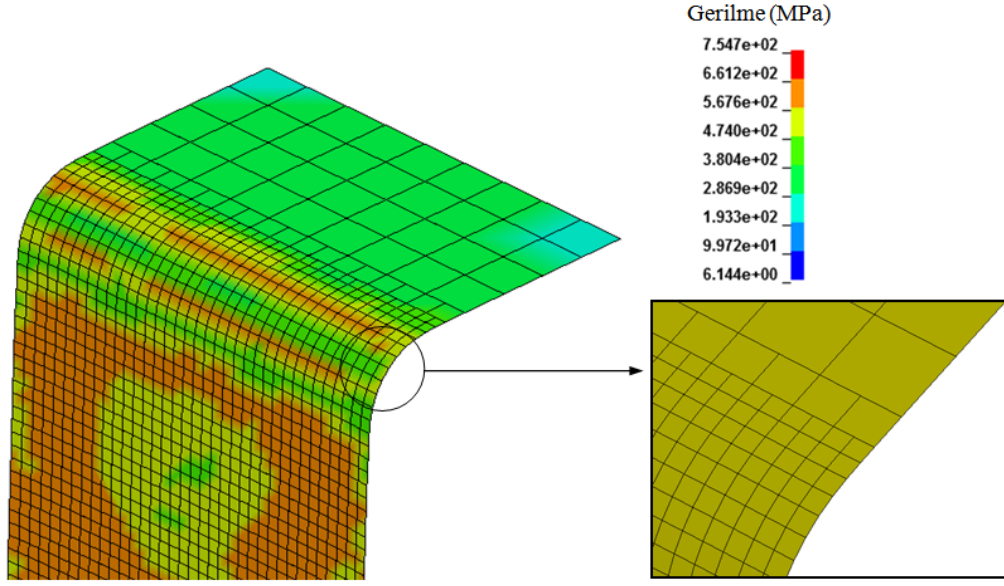
Sonlu elemanlar analizinde elde edilen sonuçlar üzerinde etkili olan bir diğer parametre eleman boyutudur. Çok büyük elemanların kullanılması gerilme durumunun yanlış bir şekilde belirlenmesine neden olmaktadır. Bir diğer dezavantaj ise, özellikle dişi kalıp ve zımbanın omuz bölgelerinde, büyük elemanların kullanılması SE yönteminin doğruluğunu azaltmaktadır. Bu doğrultuda, farklı eleman boyutları kullanılarak analizler tekrar edilmiştir. Eleman boyutunun etkilerini görebilmek için 5 farklı ağ yapısı oluşturulmuştur (Şekil 3.11).



Şekil 3.11. Aynı sac geometrisi için U-kanal büküm probleminde sonlu elemanlar analizlerinde kullanılan farklı ağ yapıları. (a) Sacın her yerinde 1x1 mm eleman boyutu (toplam 6125 eleman). (b) Minimum 1x1 mm, maksimum 4x4 mm eleman boyutu (toplam 3740 eleman). (c) Minimum 0.5x0.5 mm, maksimum 4x4 mm eleman boyutu (toplam 7660 eleman). (d) Başlangıçta 4x4 mm eleman boyutu (adaptif bölüntü, toplam 2988 eleman). (e) Sacın her yerinde 0.5x1 mm eleman boyutu (toplam 12250 eleman)

LSDYNA'da yapılan adaptif bölüntü uygulaması sonucunda, şekil verme işlemi süresince deformasyona uğrayan bölgelerde, elemanlar 3 kez bölünüp 1x1 mm'lik boyuta ulaşmıştır. LSDYNA'da gerçekleştirilen adaptif bölüntü uygulaması sonucu oluşan yeni ağ yapısı Şekil 3.12'de gösterilmiştir.





Şekil 3.12. LSDYNA adaptif bölüntü uygulaması ile oluşturulan ağ yapısı. Yüksek deformasyon görülen bölgelerde elemanlar otomatik olarak ikiye bölünmüştür. Kare içerisindeki figürde ağ yapısının detayı verilmiştir.

Çizelge 3.6'da farklı ağ yapılarının kullanılarak elde edilen sonuçlar, deney sonuçlarıyla karşılaştırmalı olarak verilmiştir.

Çizelge 3.6. Farklı ağ yapıları kullanılarak elde edilen sonuçlar

Ölçüm	Deney (ort.)	(a)	(b)	(c)	(d)	(e)
$\theta_1$ (°)	99.29 °	100.92	98.33	99.55	101.99	98.57
$\theta_2$ (°)	81.72 °	81.43	81.5	80	79.82	83.75
$\rho$ (mm)	209.02	207.94	205.57	191.07	174.41	285.94
Benzetim zamanı (dk.)	-	135	109	393	116	420

### 3.2.3. Tartışma

Von-Mises malzeme modeli kabul edilebilir doğrulukta sonuçlar vermiştir. Bunda malzemenin yaklaşık izotropik olması etkili olmuştur. Deneylere en yakın sonuç Barlat89 malzeme modelinde elde edilmiştir.

Benzetimlerde, eleman boyutunun küçültülmesi ile sac boyunca oluşan gerilme dağılımı daha doğru ve hassas bir şekilde tahmin edilmektedir. Ancak bu durum benzetim zamanının artması gibi bir dezavantaj yaratmaktadır. Özellikle parametrik

analizlerde hesaplama zamanı, büyük bir önem taşımaktadır. LSDYNA açık formulasyon kullanılarak yapılan analizlerde benzetim zamanını en küçük elemanın boyutuna göre belirlemektedir. Her bir ağ yapısı için elde edilen sonuçların deneylere göre hata miktarları ve hesaplama süresi Çizelge 3.7’de verilmiştir.

Çizelge 3.7. Farklı ağ yapıları ile hesaplanan geri yaylanma ve kıvrılma yarıçapı sonuçlarının hata miktarları ve hesaplama zamanının kıyaslanması

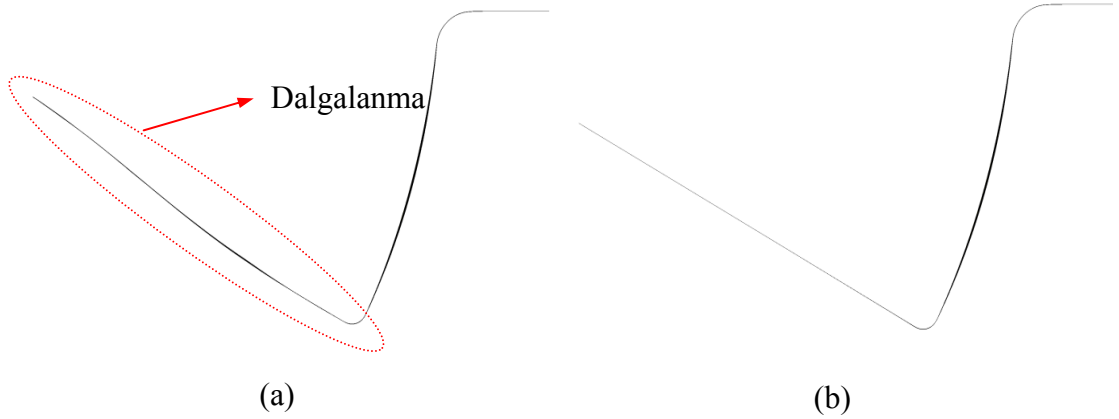
	% Hata miktarı				
	(a)	(b)	(c)	(d)	(e)
$\theta_1$ (°)	1.64	0.97	0.26	2.72	0.73
$\theta_2$ (°)	0.35	0.27	2.10	2.33	2.48
$\rho$ (mm)	0.51	1.64	8.58	16.55	36.81
Benzetim zamanı (dk.)	135	109	393	116	420

Genel olarak hata miktarları düşük olmakla birlikte en hatalı sonuçlar (d) ve (e) ağ yapılarında görülmüştür. (d) ağ yapısında adaptif bölüntü uygulanmıştır. Adaptif ağ yapısı genel olarak büyük endüstriyel kalıplar için gerçekleştirilen analizlerde kısa sürede sonuçlar elde etmek için kullanılmaktadır. (e) ile ifade edilen ağ yapısında elemanların en boy oranı 2’dir. Diğer ağ yapıların da ise en boy oranı 1’dir. (e) ağ yapısı kullanılarak elde edilen sonuçlardaki hatanın en boy oranından kaynaklandığı düşünülmektedir.

En küçük eleman boyutu (c) ile gösterilen ağ yapısında kullanılmıştır.  $\theta_1$  açısı için en yakın sonuçlar bu ağ yapısında elde edilmiştir. Yuvarlatmalarda eleman sayısının artırılmasının hata miktarının azalmasını sağladığı düşünülmektedir. Ancak yan duvarda daha büyük elemanların kullanılması kıvrım ve  $\theta_2$  açısında hata miktarının artmasına neden olmuştur. Bu durum yan duvarda da daha fazla eleman kullanılması gerektiğini göstermiştir. (a) ve (b) ağ yapılarının her ikisinde de deneylere en yakın sonuçlar elde edilmiştir. (b) ile ifade edilen ağ yapısında büyük elemanlardan daha küçük elemanlara geçiş yapılmıştır ve hesaplama süresi kısaltılmak istenmiştir. Elde edilen sonuçların deneylere yakınlığı ve benzetim zamanının kısalığına göre

incelendiğinde Şekil 3.11’de verilen ağ yapıları arasından (b) ile ifade edilen ağ yapısı seçilmiştir.

U-kanal büküm problemi için yapılan benzetim çalışmalarının deneyler ile doğrulanmasından sonra, TÜBİTAK destekli 109M078 kodlu ve "Çift fazlı çeliklerde şekil verme operasyonları sonucunda oluşan geri yaylanmanın doğru tahmini ve gürbüz optimizasyonu" isimli projenin optimizasyon çalışmaları için parametrik analizler gerçekleştirilmiştir. Parametrik analizlerde, farklı kalınlıklardaki DP600 sac metallere için benzetim çalışmaları yapılmıştır. Kalınlığı 0.9 mm olan saclar için yapılan benzetim sonuçlarında istenmeyen kıvrılmalar, dalgalanmalar tespit edilmiştir. Yapılan incelemeler sonucunda daha fazla katman kullanılarak bu problem giderilmiştir. Bu durum sac kalınlığı arttıkça daha fazla katman kullanılması gerektiğini göstermiştir. Şekil 3.13’te 7 adet katman kullanıldığında ortaya çıkan dalgalanma problemi ve 9 adet katman kullanılmasıyla problemin nasıl giderildiği gösterilmiştir.



Şekil 3.13. U-kanal büküm problemi 0.9 mm kalınlığındaki sac için 7 katman (a) ve 9 katman (b) kullanımının etkileri. 0.9 mm kalınlığındaki sacda 7 katman kullanılması istenmeyen kıvrılmalara, dalgalanmalara neden olmuştur.

### 3.3. 7-flanş Büküm Problemi

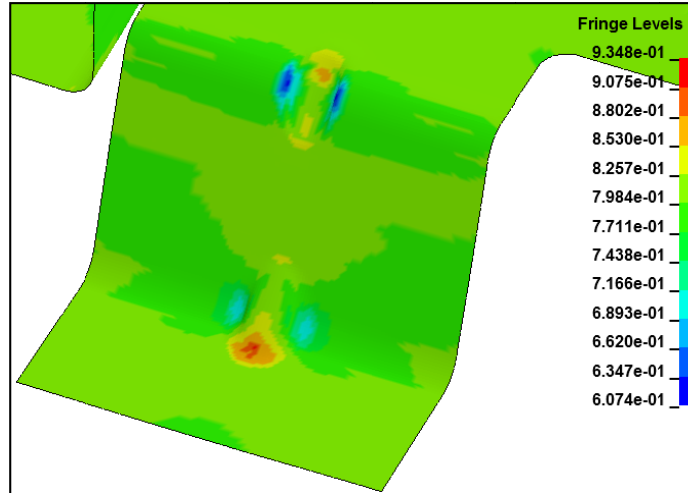
Daha karmaşık geometriye sahip büküm operasyonu sonucunda oluşan geri yaylanma davranışını incelemek amacıyla yedi farklı flanş geometrisine sahip bir

bükme kalıbı tasarlanmıştır. Kalıp basit bükme prensibine dayanmaktadır ve tüm flanşlar aynı anda bükülmektedir. Farklı geometrik özelliklerdeki flanşların büküm sonrasındaki geri yaylanma davranışları incelenmiştir.

Deney kalıbının üretilmesinden önce, LSDYNA'da yapılan benzetimlerle büküm kalitesi artırılmaya çalışılmış, aşırı incelme ve yırtılma gibi istenmeyen durumların oluşması önlenmiştir. Her bir revizyon çalışmasından sonra sac kalınlığındaki değişim ve geri yaylanma açıları ölçülmüştür. Bu bölümde tasarım sürecine dair bilgiler özet olarak sunulmuştur.

### 3.3.1. Kalıp Tasarımı ve Deneysel Çalışma

Yapılan tasarımda iki flanşta geri yaylanma miktarını azaltması için süzdürme kullanılmıştır. İki flanş ise, içi ve dışbükey olacak şekilde bükülmüştür. Yapılan ilk tasarımlarda süzdürme kullanılan flanşlarda Şekil 3.14'te te gösterildiği gibi aşırı incelme ve yırtılma gözlemiştir.

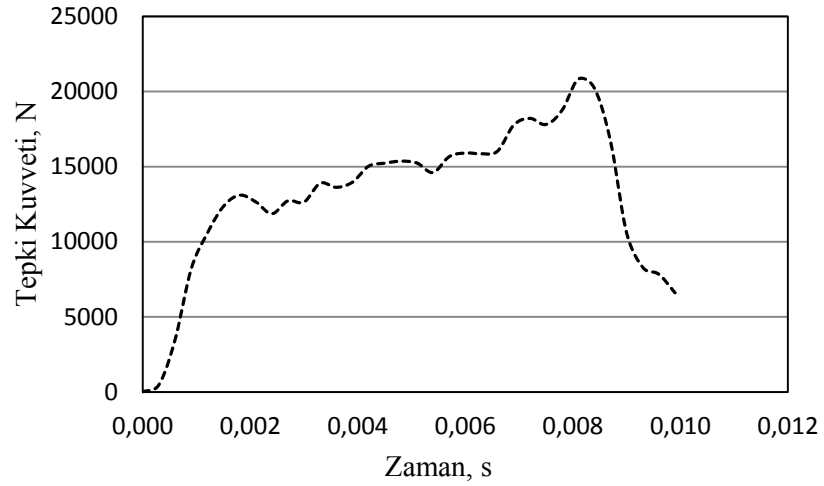


Şekil 3.14. İlk tasarımlarda şekil verme benzetimi sonucunda süzdürme kullanılan flanşta sac kalınlığındaki değişim. Sacın ilk kalınlığı 0.8mm'dir.

Yırtılmanın süzdürmenin yüksekliğinin büyük olması ve yuvarlatmaların çaplarının küçük olmasından kaynaklandığı belirlenmiş ve tasarım değiştirilmiştir. Yapılan tasarımlarda en fazla %15'lik incelme kabul edilebilir sınır olarak belirlenmiştir.

Sacın ilk kalınlığı 0.8 mm'dir ve büküm sonrasında kabul edilebilir sac kalınlığı en az 0.68 mm olmalıdır. Daha sonraki tasarımlarda, süzdürme geometrisi, dişi ve erkek kalıbın yuvarlatma yarıçapları değiştirilmiştir. Ancak bu tasarımda ise farklı bir flanşa aşırı incelme gözlenmiştir. Geometride yapılan değişiklikler ile bu durum ortadan kaldırılmaya çalışılmıştır.

Şekil verme benzetimleri sabit baskı plakası kuvveti altında gerçekleştirilmiştir. Büküm sırasında baskı plakasının sacı tutması için uygulaması gereken kuvvetin miktarı, LSDYNA'da gerçekleştirilen benzetim sonucuna göre 25 kN olarak alınmıştır. Yapılan benzetimde baskı plakasının hareketi kısıtlanarak sabitlenmiştir ve şekil verme işlemi tamamlanana kadar baskı plakasına sac tarafından ne kadar tepki kuvveti uygulandığı tespit edilmiştir. Şekil verme benzetimi boyunca sacın baskı plakasına uyguladığı tepki kuvvetinin zamanla değişimi Şekil 3.15'teki gibidir.

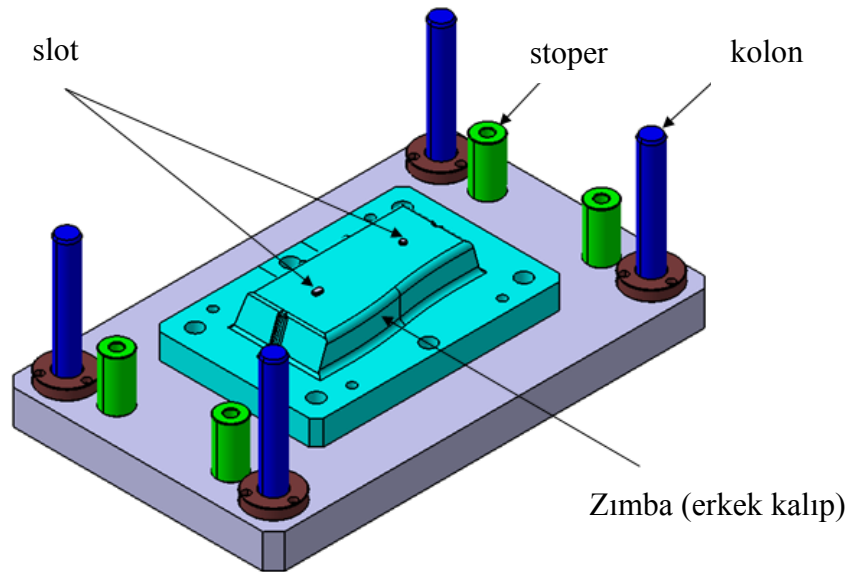


Şekil 3.15. Sacın baskı plakasına uyguladığı tepki kuvveti

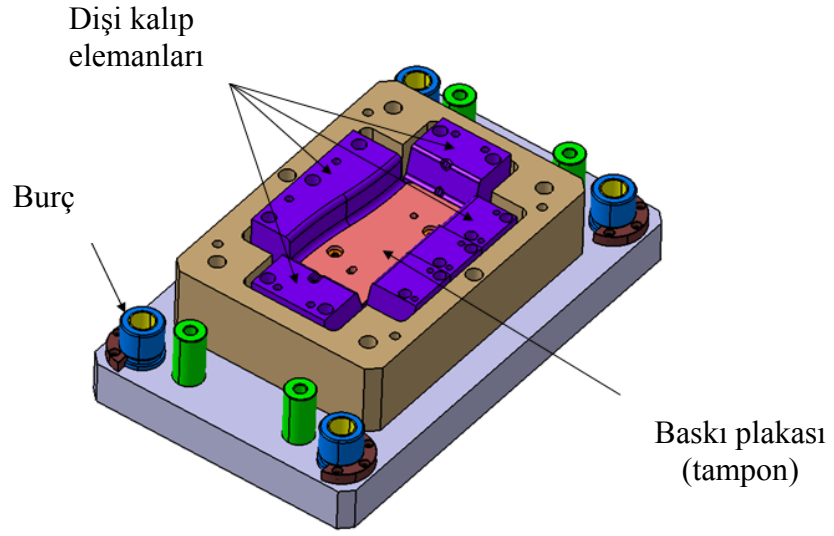
Sac kalıbın formunu alana kadar, tepki kuvveti artmıştır. İşlemin sonlarına doğru ise kuvvet azalmıştır. Baskı plakası kuvvetini belirlemek amacıyla yapılan bu benzetim sonucunda, en fazla 21157N'luk tepki kuvveti olduğu görülmüştür. Elde edilen sonuçlar incelenmiş ve baskı plakası kuvveti 25 kN olarak belirlenmiştir. Kalıp maliyeti de göz önünde bulundurularak kurs boyu 40 mm olarak seçilmiştir. Dişi kalıp ve zımba yarıçapları, 3, 5, 7 ve 10 mm olarak sanayide sıklıkla karşılaşılan değerlerden seçilmiştir.

Yapılan son tasarım üzerinden iki farklı SE programı olan LSDYNA ve AUTOFORM'da analizler gerçekleştirilip kıyaslamalar yapılmıştır. AUTOFORM analizleri Coşkunöz KMF tarafından gerçekleştirilmiştir. Benzetimler U-kanal büküm deneyinde kullanılan DP600 sac malzemenin özellikleri kullanılarak gerçekleştirilmiştir ve sürtünme katsayısı, yine U-kanal büküm deney seti referans alınarak, 0.124 olarak SEA' da kullanılmıştır. Her iki paket programda elde edilen sonuçların birbirine yakın olması ve flanşlarda benzer geri yaylanma davranışları gözlenmesi ile yapılan son tasarım onaylanmıştır.

Tasarımın onaylanması ile üretim çalışmalarına başlanmıştır. Kalıbın yüzeyleri DP600 çelik sacın bükümüne uygun olarak 58-60 HRC ısıtılmış ÇSW21 çelik malzemeden üretilmiştir. Tampon (baskı plakası) malzemesi olarak orta kalite 1050 çeliği uygun bulunmuştur. Alt ve üst setler ise st52 çelik malzemeden üretilmiştir. Baskı plakası kuvvetini üst gruba yerleştirilmiş 8 adet gazlı yaydan almaktadır. Basma işleminin dengeli bir şekilde gerçekleştirilmesi için 4 adet kolon ve stoper kullanılmıştır. Sacın hareketini kısıtlamak ve kalıba yerleştirilmesini kolaylaştırmak için alt grupta iki adet slot kullanılmıştır. Kalıbın detaylı katı modeli Şekil 3.16 ve Şekil 3.17'de verilmiştir.

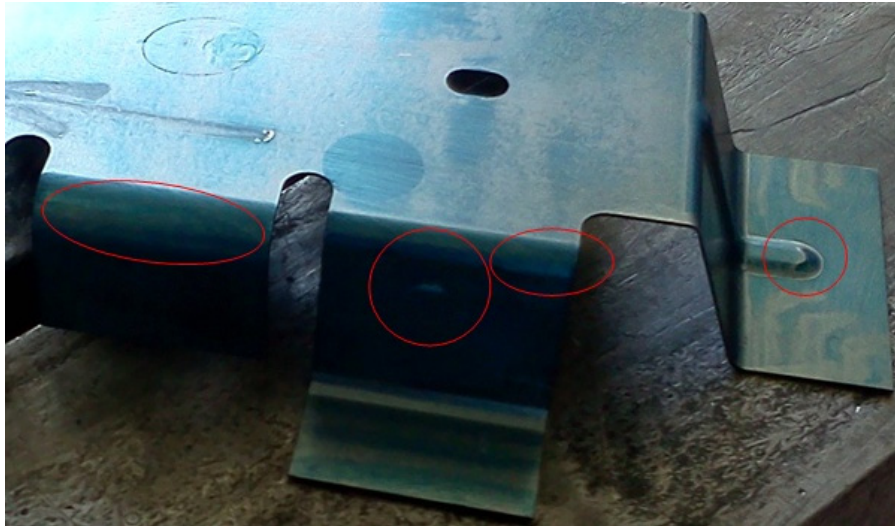


Şekil 3.16. 7-flanş kalıp alt grup; zimba



Şekil 3.17. 7-flanş kalıp üst grup; dişi kalıp, tampon

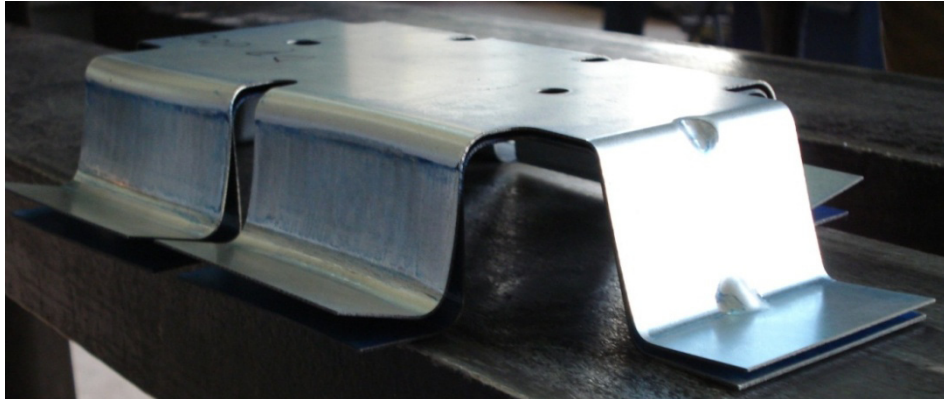
Kalıp üretimi tamamlandıktan sonra, alıştırma işlemlerine başlanmıştır. Düşük mukavemetli çelik malzemeler kullanılarak, kalıp yüzeylerinin birbirine oturup oturmadığı kontrol edilmiştir. Ayrıca, basılacak olan sac boyanarak kalıba yerleştirilmiştir. Böylece, kalıp yüzeyleri ve sac arasındaki temas durumu incelenmiştir. Bu test sonucunda, Şekil 3.18'de de görüldüğü gibi kalıbın bazı bölgelerinde sıkışma olduğu tespit edilmiştir.



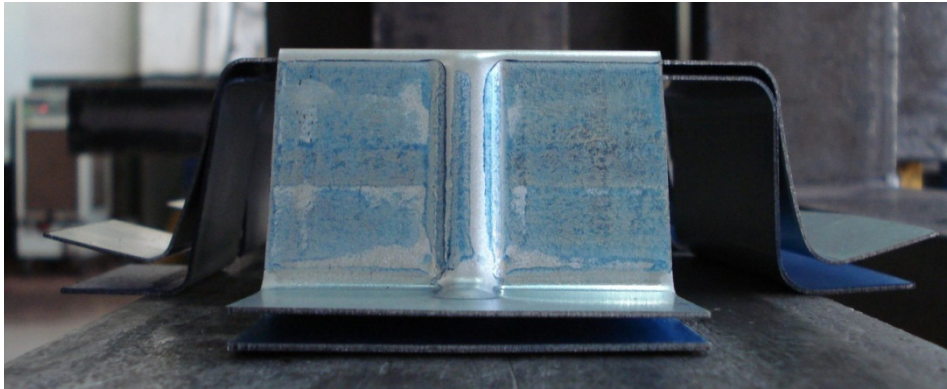
Şekil 3.18. Boyama testi ile kalıp yüzeylerindeki kusurların belirlenmesi. Kırmızı şekillerin içerisinde kalan bölgelerde boyanın silindiği görülmüştür. Bu bölgelerde kalıp yüzeylerinin sacı sıkıştırdığı gözlenmiştir.

Temastan kaynaklanan bu durumu gidermek için kusurlu olan yüzeyler işlenmiştir. Daha sonra, düşük mukavemetli çelikle yapılan alıştırma işlemleri DP600 çelikler kullanılarak tekrarlanmıştır.

Kalıp yüzeyleri parlatılarak sürtünme katsayısındaki belirsizlik ve değişkenlik giderilmeye çalışılmıştır. Sonuç olarak sürtünme katsayısı yine Coşkunöz KMF tarafından 0.124 olarak belirlenmiştir. Alıştırma işlemi sonunda basılan DP600 çelik malzeme ve düşük mukavemetli DC05 (st15) çelik malzemenin geri yaylanma davranışları Şekil 3.19 ve Şekil 3.20'de gösterilmiştir. Düşük mukavemetli çelikte neredeyse hiç geri yaylanma gözlenmemiştir. DP600 çelikte ise büküm sonucunda belirgin bir şekilde geri yaylanma görülmüştür.



Şekil 3.19. DC05 ve DP600 çelik sacların geri yaylanma davranışlarının kıyaslanması-izometrik görünüş (üstteki parça DP600)



Şekil 3.20. DC05 ve DP600 çelik sacların geri yaylanma davranışlarının kıyaslanması-önden görünüş (üstteki parça DP600)

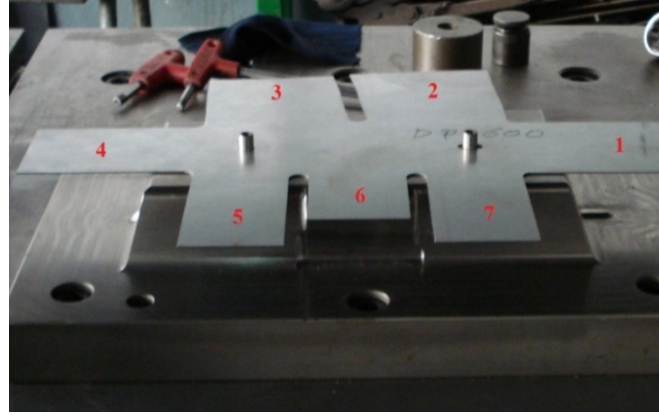


Boyama yöntemiyle kalıp alıştırması tamamlandıktan sonra parça basım işlemine geçilmiştir. Deneyleerde kullanılan DP600 çelik malzemelerden haddeleme yönünde 10 adet sac kestirilmiştir ve malzemenin mekanik özelliklerinin belirlenmesi için, sacların kesildiği aynı plakalardan çekme testi için örnekler alınmıştır. Çekme testi sonucu elde edilen gerilme-gerinim değerleri kullanılarak malzemenin,  $K$  ve  $n$  değerleri bulunmuştur. 7-flanş kalıbında bükülen DP600 saca ait malzeme özellikleri Çizelge 3.8'de verilmiştir.

Çizelge 3.8. 7-flanş büküm DP 600 malzemenin mekanik özellikleri

Malzeme	$K$ (MPa)	$N$	$\epsilon_0$	$\sigma_y$ (MPa)	$E$ (GPa)	$\nu$	$R_0$	$R_{45}$	$R_{90}$
DP 600	1207.8	0.222	0.006509	395	210	0.3	0.70	0.70	0.86

Flanşlar Şekil 3.21'de gösterildiği gibi saatin tersi yönde rakamsal olarak isimlendirilmiştir. Her bir flanşın geometrik özellikleri Çizelge 3.9'da verilmiştir.



Şekil 3.21. Flanşların rakamsal olarak isimlendirilmesi

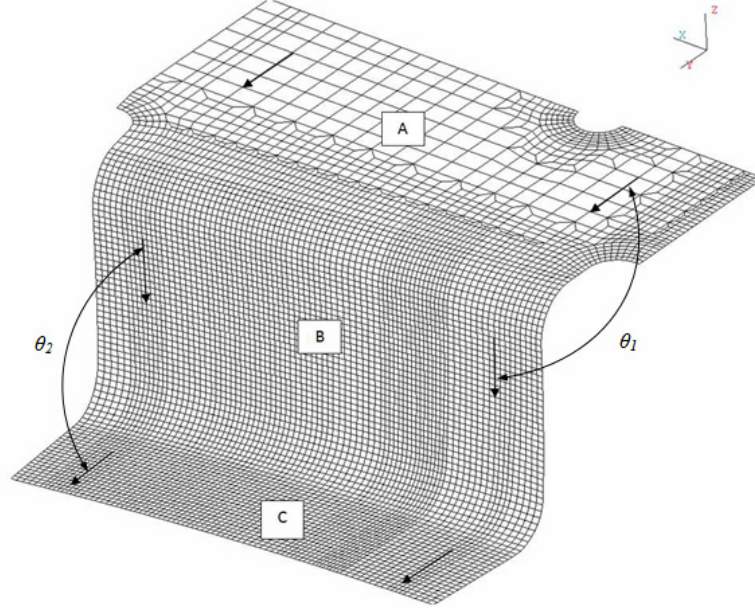
Çizelge 3.9. Flanşların geometrik özellikleri

Flanş Numarası	1	2	3	4	5	6	7
Kalıp yarıçapı (mm)	3	7	7	5	7	10	5
Zımba yarıçapı (mm)	5	7	7	5	7	-	5
Büküm açısı (°)	110	90	90	105	100	90	100
Kurs boyu (mm)	40	40	40	40	40	35	40
Süzdürme	Var*	Yok	Yok	Var**	Yok	Yok	Yok

\*Flanş boyunca süzdürme kullanılmıştır

\*\*Flanşın yuvarlatmalarında süzdürme kullanılmıştır

Bükülen 10 adet sac tarandıktan sonra LSDYNA'ya aktarılmıştır. Burada deney sonuçlarına ait yüzeyler üst üste çakıştırılmıştır. Deney sonuçlarında ve yapılacak olan sonlu elemanlar yöntemi sonuçları arasında farklılıklar oluşmaması için, Şekil 3.22'de verilmiş olan ölçüm yöntemi kullanılmıştır.



Şekil 3.22. 7-flanş geri yaylanma açıları için ölçüm yöntemi. A, B ve C düzlemlerinden ikişer tane vektör geçirilmiştir. Vektörler ilgili düzlemlerin orta bölgeleri olacak şekil belirlenmiştir. Vektörlerin büyüklükleri 6 mm'dir. A-B ( $\theta_1$ ) ve B-C ( $\theta_2$ ) düzlemlerindeki vektörler arasındaki açılar ölçülmüş ve ortalaması alınmıştır.

Şekilde de gösterildiği gibi ölçüm yapılacak flanşı oluşturan üç düzlemden 2'şer vektör geçirilmiştir. A, B ve C düzlemleri üzerinde belirlenen 12 noktadan vektörler geçirilip bu vektörler arasında kalan açılar ölçülmüştür. Böylelikle her düzlemde 2 açı değeri elde edilmiş ve ortalaması alınmıştır. 10 adet deney sonucu, ortalaması ve her bir flanştaki standart sapma belirlenmiştir. Standart sapma denklem 3.11'e göre hesaplanmıştır.

$$\sigma = \sqrt{\frac{1}{N-1} \left( \sum_{i=1}^N (x_i - \bar{x})^2 \right)} \quad (3.11)$$

Denklemdede;  $\sigma$  standart sapmayı,  $N$  deney sayısını,  $x_i$  her bir deneyin sonucunu ve  $\bar{x}$  ise deneylerin ortalamasını ifade etmektedir.

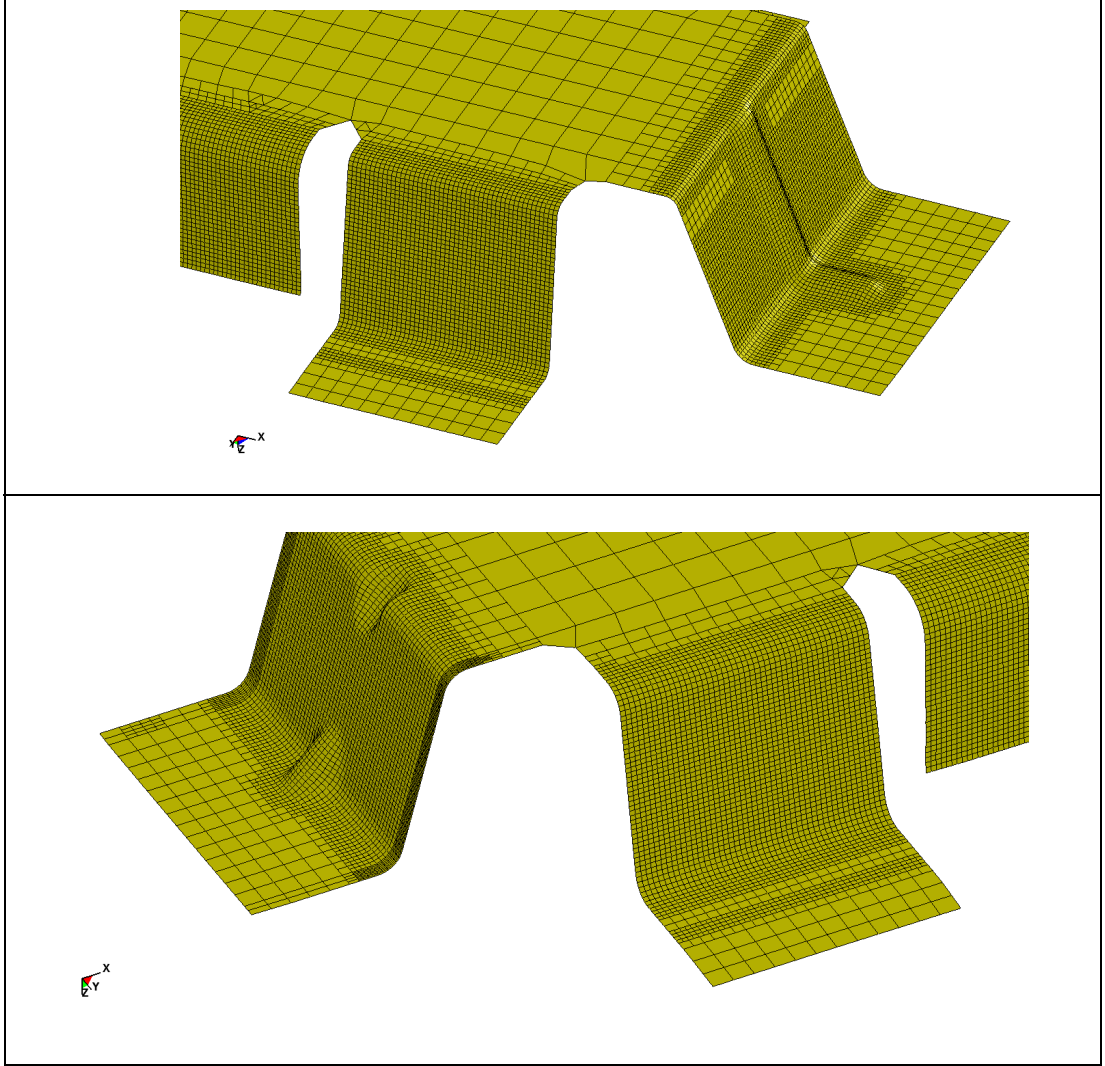
Çizelge 3.10’da her bir flanşa ait deneysel sonuçlar, ortalaması ve standart sapması verilmiştir.

Çizelge 3.10. 7-flanş büküm kalıbı deney sonuçları, geri yaylanma açıları, deneylerin ortalaması ve standart sapma

Deney	Flanş Numarası ve Geri Yaylanma Açılı												
	1		2		3		4		5		6		7
	$\theta_1$	$\theta_2$	$\theta_1$	$\theta_2$	$\theta_1$	$\theta_2$	$\theta_1$	$\theta_2$	$\theta_1$	$\theta_2$	$\theta_1$	$\theta_1$	$\theta_2$
1	110.1	109.3	100.3	83.8	99.7	85.8	106.0	101.7	105.7	95.8	100.4	105.8	94.2
2	110.2	109.5	99.9	83.5	99.7	85.6	106.0	101.6	105.7	95.7	100.4	105.9	94.0
3	110.0	109.0	100.1	83.8	99.7	85.6	105.9	101.6	105.7	95.7	100.4	105.7	94.5
4	110.1	109.4	100.1	83.6	99.7	85.6	106.1	101.5	105.7	95.5	100.4	105.9	94.1
5	110.5	109.2	100.3	83.5	99.6	85.5	106.2	101.9	105.8	95.9	100.4	105.7	94.0
6	110.0	109.5	100.5	84.1	99.7	85.6	106.0	101.6	105.8	95.8	100.4	105.7	94.4
7	110.3	109.1	100.3	84.0	99.8	85.6	106.0	101.6	105.7	95.8	100.5	105.7	94.3
8	110.4	109.0	100.4	83.9	99.7	85.7	106.2	101.6	105.8	95.7	100.4	106.4	94.2
9	110.4	109.1	100.5	83.8	99.6	85.6	106.0	101.2	105.8	95.3	100.4	106.4	94.2
10	110.3	109.0	100.3	83.8	99.8	85.7	105.9	101.6	105.8	95.4	100.4	105.8	94.2
Deney Ortalama	110.2	109.2	100.3	83.8	99.7	85.6	106.0	101.6	105.7	95.7	100.4	105.9	94.2
Standart Sapma	0.16	0.19	0.20	0.20	0.08	0.08	0.10	0.17	0.06	0.21	0.05	0.27	0.15

### 3.3.2. Sonlu Elemanlar Yöntemi ve Deneyler ile Doğrulama

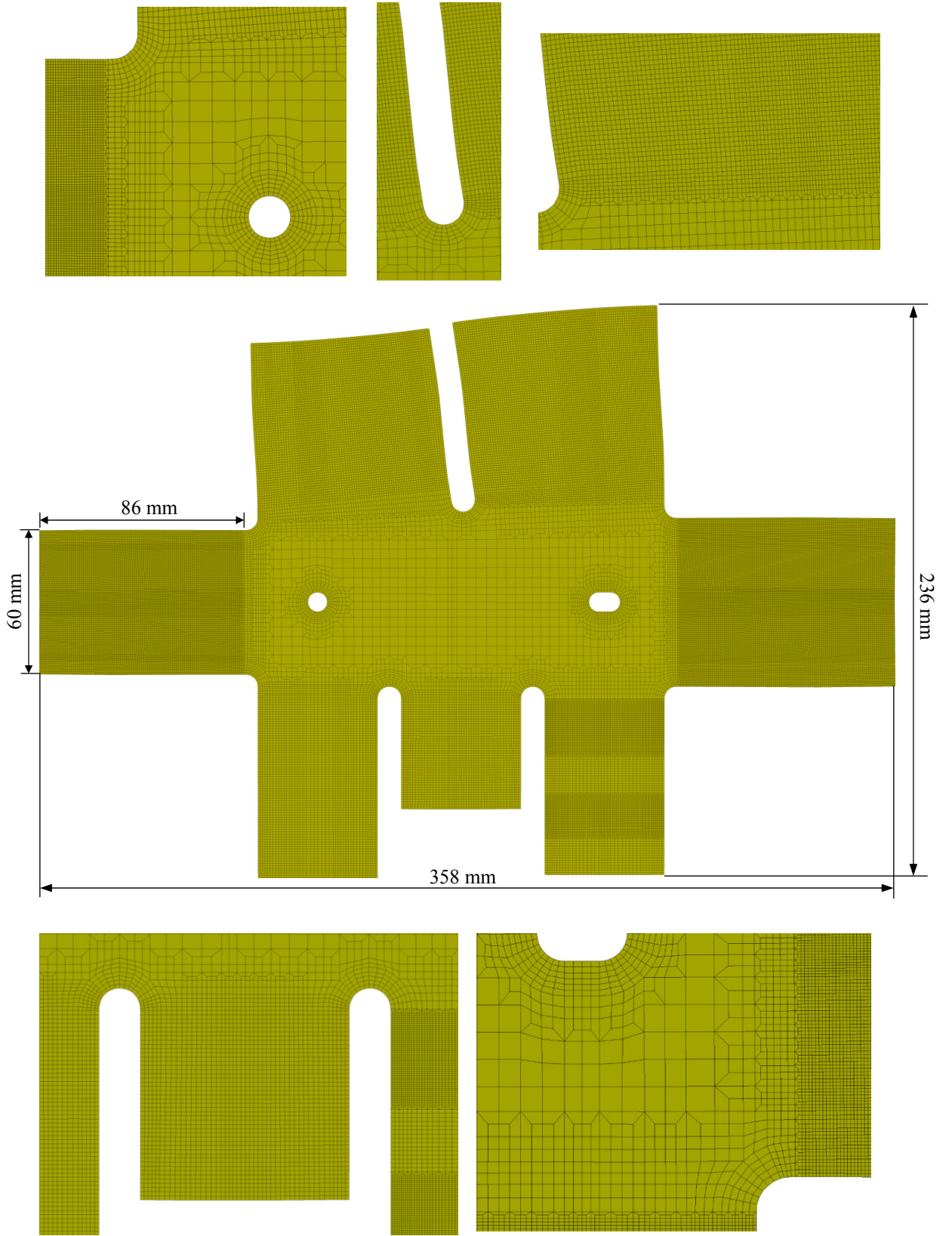
Sacın ağ yapısına karar verilmeden önce, adaptif ağ yapısı uygulaması ile gerilmenin yoğun olduğu bölgelerdeki aşırı incelleme durumu gözlenmiştir. Adaptif ağ uygulaması, hazırlanacak olan final ağ yapısında hangi bölgelerde daha yoğun elemanlar kullanılması gerekliliği konusunda önemli bir ön bilgi sunmaktadır. Şekil verme sonrası adaptif ağ yapısı Şekil 3.23’te verilmiştir. Bu benzetimler sonucunda, plastik deformasyon gözlenmeyen bölgelerde ve nispeten daha düz yüzeylerde ağ yapısının kaba tutulması gerektiğine karar verilmiştir.



Şekil 3.23. Adaptif ağ yapısı kullanıldığında şekil verme işlemi sonucunda elde edilen ağ yapısı

Sacın tamamında başlangıç olarak küçük elemanlar kullanılabilir. Ancak, bu şekilde hazırlanacak olan ağ yapısı hesaplama zamanını büyük ölçüde artırmaktadır. Bu nedenle, sadece gerekli görülen bölgelerde eleman boyutları küçük tutularak, ağ yapısını oluşturacak toplam eleman sayısının azaltılması sağlanmıştır. Çünkü LSDYNA'da gerçekleştirilen şekil verme benzetimlerinin süresi, en küçük eleman boyutu ve toplam eleman sayısı ile doğrudan ilişkilidir.

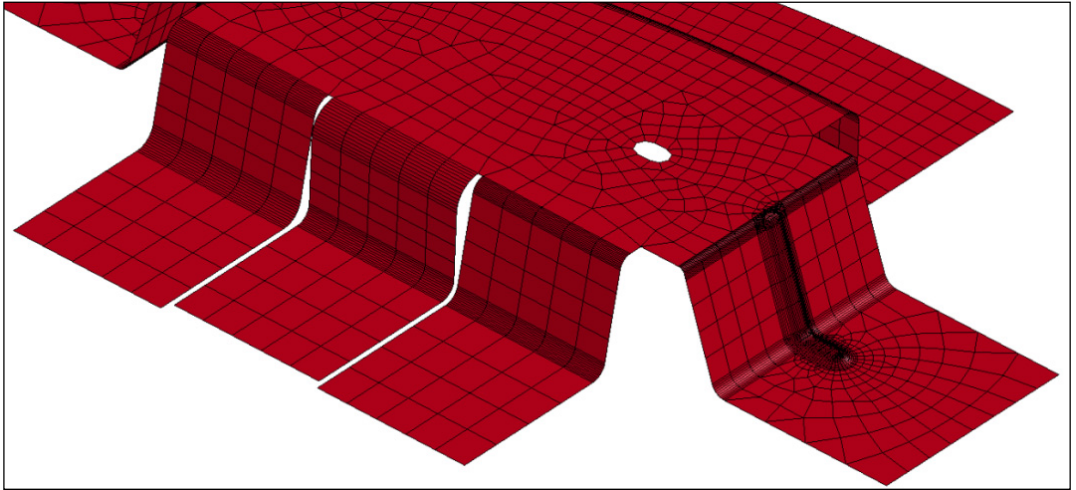
Adaptif ağ yapısı uygulaması dikkate alınarak yeni bir ağ yapısı oluşturulmuştur. Hazırlanan ağ yapısı Şekil 3.24'te verilmiştir.



Şekil 3.24. 7-flanş büküm problemi sacın ağ yapısı

Ağ yapısı tamamen dörtgen kabuk elemanlar kullanılarak örülmüştür. Toplamda 90882 elemandan ve 92116 düğüm noktasından oluşmaktadır. En küçük eleman boyutu 0.35x0.5 mm'dir. Sac için tam integrasyonlu kabuk eleman (fully integrated shell element) formülasyonu seçilmiştir.

Baskı plakası, dişi kalıp ve zımba rijit olarak modellenmiştir. Yuvarlatmaların olduğu bölgeler, yarıçaplarına göre 9, 10, 12 ve 14 eleman kullanılarak geçilmiştir. Yarıçapı 3 mm olan yuvarlatmalarda 9 eleman, 5 mm olan bölgelerde 10 eleman, 7 mm olan bölgelerde 12 eleman, 10 mm olan bölgede ise 14 eleman kullanılmıştır. Nispeten daha düz olan bölgelerde ise, sac dışındaki elemanlar rijit olarak modellendiğinden, daha büyük elemanlar kullanılmıştır. Şekil 3.25'te rijit zımbanın ağ yapısı verilmiştir.



Şekil 3.25. Rijit zımba ağ yapısı. Yuvarlatmalarda ve kıvrımlı bölgelerde daha küçük elemanlar kullanılmıştır.

Sonlu elemanlar analizinde kullanılan diğer parametreler Çizelge 3.11'de verilmiştir.

Çizelge 3.11. Sonlu elemanlar büküm benzetimin özellikleri

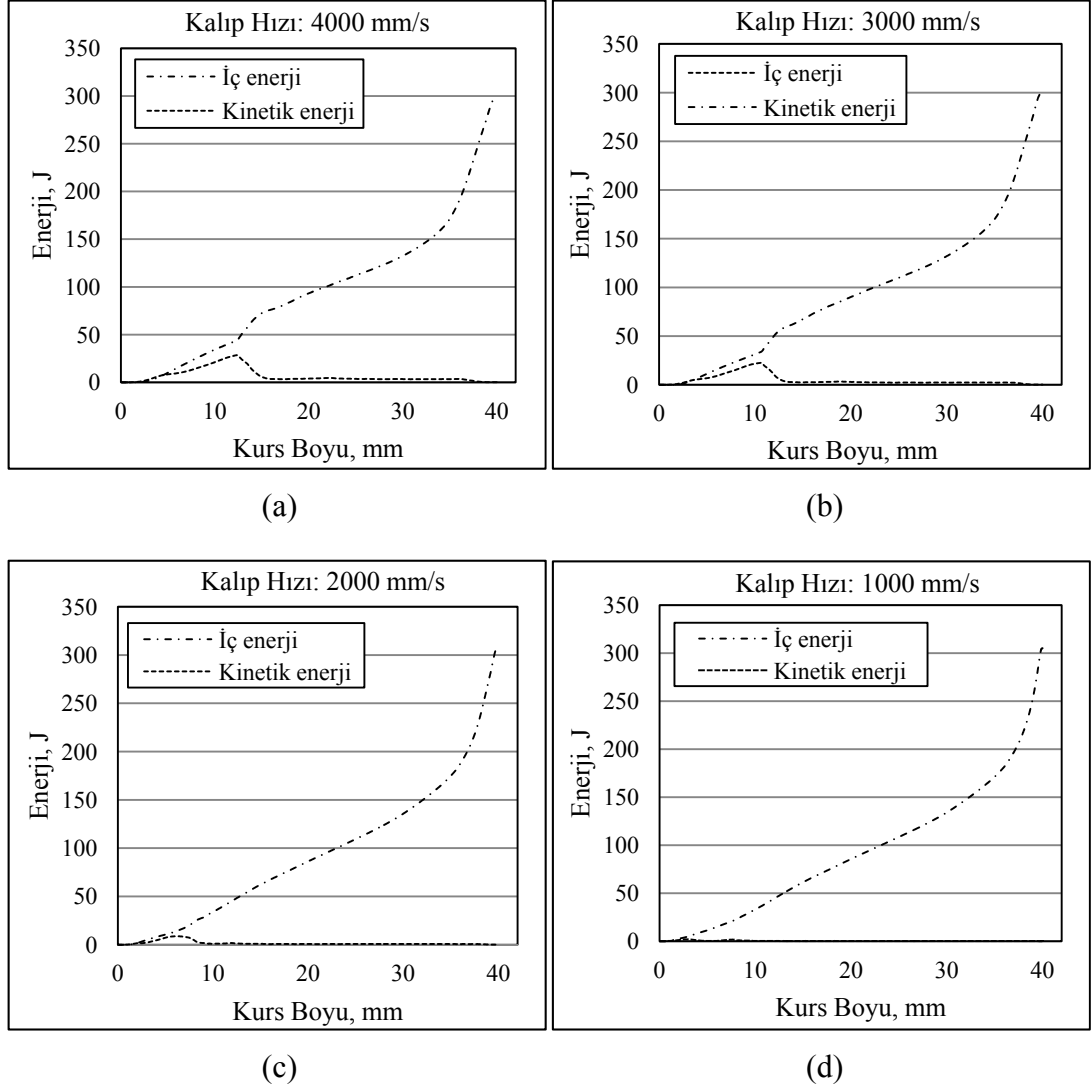
Kalıp hızı	Kurs boyu	Sac kalınlığı	Sürtünme katsayısı	Katman sayısı
1000-4000 mm/s	40 mm	0.8 mm	0.124	7-51

Benzetim sonuçlarının iyileştirilmesi için LSDYNA'da farklı temas algoritması, kalıp hızı, ağ yapısı, katman sayısı (kalınlık boyunca integrasyon nokta sayısı), eleman formulasyonu gibi matematiksel parametreler için analizler gerçekleştirilmiştir. Elde edilen sonuçlar incelendikten sonra, benzetim zamanı ve benzetimlerin doğruluğu beraber düşünülerek en uygun parametreler seçilmiştir.

U-kanal büküm probleminde elde edilen sonuçlar baz alınarak, 7-flanşlı kalıp geometrisi için en uygun malzeme modelinin Barlat89 olduğuna karar verilmiştir. Parçaların bükümü saf büküm (pure bending) esasına dayandığından, herhangi bir kinematik pekleşme kuralı kullanmaya gerek duyulmamıştır. Kinematik pekleşme kurallının kullanımı, gerdirerek bükümde (stretch forming) olduğu gibi, malzemenin bir çekme bir basmaya maruz kaldığı büküm işlemlerinde büyük bir önem arz etmektedir [69].

Şekil verme benzetimi açık kod kullanılarak gerçekleştirildiğinden kalıp hızı parametresi benzetim sonuçlarında etkili bir parametre olmaktadır. Benzetimlerde gerçek kalıp hızının kullanılması hesaplama zamanını büyük ölçüde artıracığından, daha yüksek hızlar kullanılmaktadır. Ancak yüksek kalıp hızlarında da dinamik etkiler devreye girmektedir ve yapılan benzetimlerin doğruluğunu etkilemektedir. Benzetim çalışmalarında kullanılacak uygun kalıp hızını belirlemek için 4000 mm/s, 3000 mm/s, 2000 mm/s ve 1000 mm/s olarak 4 farklı kalıp hızında analizler yapılmıştır ve kalıp hızı olarak 2000 mm/s uygun bulunmuştur.

4000 ve 3000 mm/s kalıp hızında, dinamik etkiler devreye girdiğinden, flanşlarda istenmeyen bir şekil oluşmuş dalgalanmalar görülmüştür. Şekil 3.26'da sırasıyla 4000 mm/s, 3000 mm/s, 2000 mm/s ve 1000 mm/s kalıp hızları için şekil verme benzetimi boyunca kinetik enerji ve iç enerjideki değişim verilmiştir. 2000 mm/s kalıp hızında yaklaşık 6 mm kurs boyuna kadar kinetik enerji 8 J değerine kadar artmış ve sonrasında azalmıştır. Diğer kalıp hızları ile kıyaslandığında, kurs boyu ve enerjinin büyüklüğü dikkate alındığında, kinetik enerjideki bu değişim ihmal edilebilir. Enerjideki bu ani artış ve azalmanın dışı kalıbın saca ilk temasından kaynaklandığı düşünülmektedir.



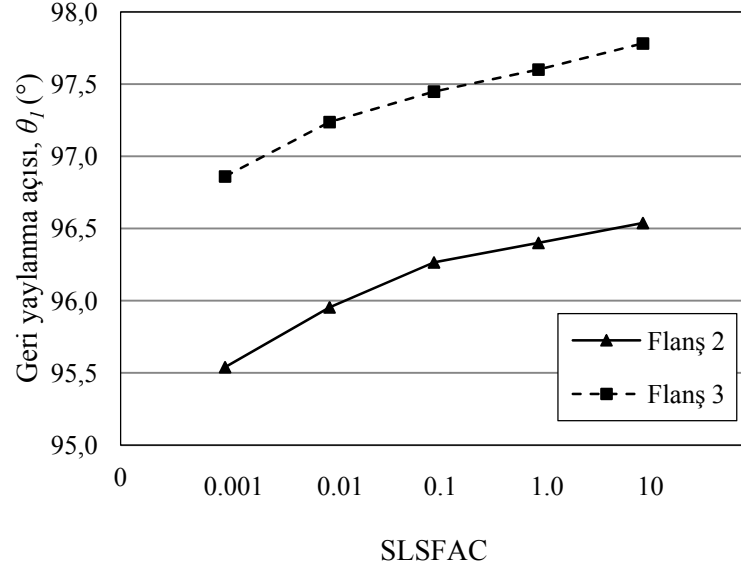
Şekil 3.26. Farklı kalıp hızlarında büküm işlemi boyunca iç enerji ve kinetik enerjideki değişim. (a) 4000 mm/s kalıp hızında ve 12.55 mm kurs boyunda kinetik enerji iç enerjinin %10'unu aşmıştır. (b) 3000 mm/s kalıp hızında ve 10.62 mm kurs boyunda kinetik enerji iç enerjinin %10'unu aşmıştır. (c) 2000 mm/s hızda kurs boyunun başlangıcında kinetik enerji artmıştır. (d) 1000 mm/s hızlarda kinetik enerji iç enerjinin %10'unu aşmamıştır, büküm boyunca kinetik enerji sıfır civarında seyretmiştir.

2000 mm/s ve 1000 mm/s hızlarda gerçekleştirilen benzetim sonuçlarında kinetik enerji yaklaşık olarak sıfırda kalmıştır. Bu nedenle hesaplama zamanı göz önünde bulundurularak 2000 mm/s hızda karar kılınmıştır.

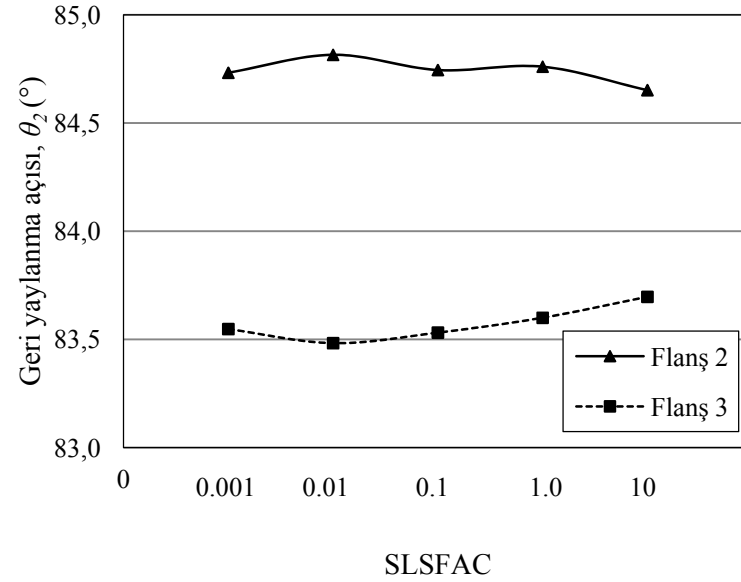




Şekil 3.28 ve 3.29’da SLSFAC ve geri yaylanma açısı arasındaki ilişki verilmiştir.



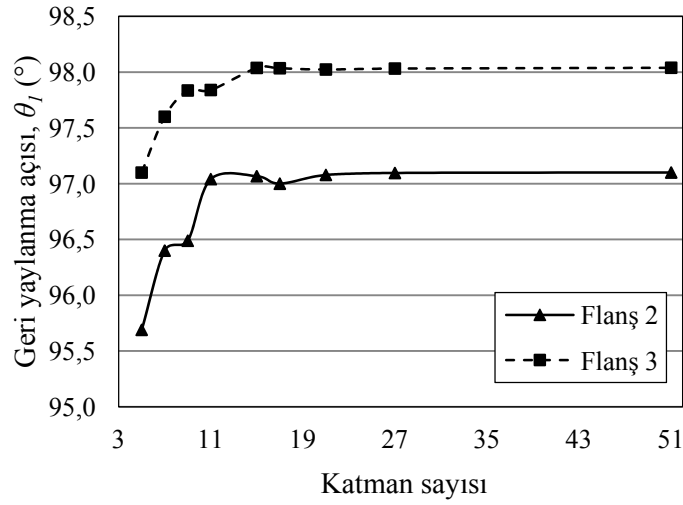
Şekil 3.28. SLSFAC ve geri yaylanma açısı  $\theta_1$  arasındaki ilişki



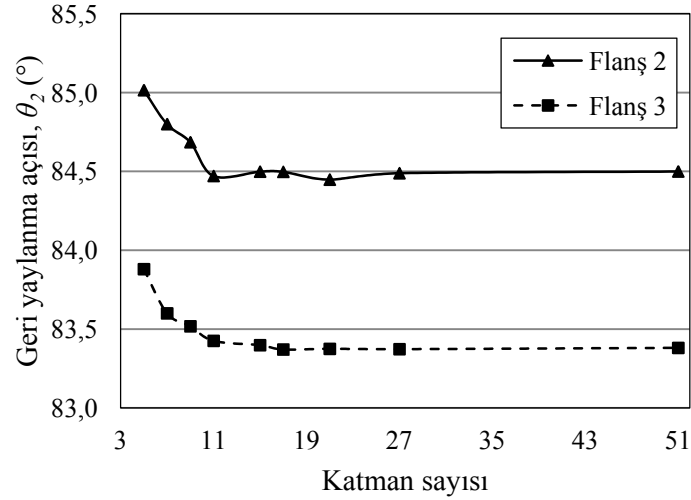
Şekil 3.29. SLSFAC ve geri yaylanma açısı  $\theta_2$  arasındaki ilişki

Katman sayısı arttıkça, kalınlık boyunca oluşan gerilme durumu daha doğru ve hassas bir şekilde tahmin edilmektedir. Katman sayısının artırılması, hesaplama zamanının da artmasına neden olduğundan dezavantaj yaratmaktadır. Ancak, benzetim çalışmalarının doğrulanmasında sayısal parametrelerin sonuçlar üzerindeki

etkileri incelenmelidir. Bu doğrultuda, katman sayısı 5, 7, 11, 15, 17, 21, 27 ve 51 için benzetim çalışmaları yapılmıştır. Katman sayısının geri yaylanmanın tahmini üzerine etkisi incelendiğinde Şekil 3.30 ve 3.31'de görüldüğü gibi, katman sayısı arttıkça flanş 2'de  $\theta_1$  açısının 97.1'e ve  $\theta_2$  açısının 84.5'e, flanş 3'te  $\theta_1$  açısının 98.0'a ve  $\theta_2$  açısının 83.4'e yakınsadığı görülmüştür.



Şekil 3.30. Katman sayısı ve geri yaylanma açısı  $\theta_1$  arasındaki ilişki



Şekil 3.31. Katman sayısı ve geri yaylanma açısı  $\theta_2$  arasındaki ilişki

Sayısal parametrelerin geri yaylanma üzerindeki etkileri incelendikten sonra, katman sayısı 27 ve SLSFAC 1 seçilerek, tam model üzerinden son bir analiz

gerçekleştirilmiştir. Elde edilen sonuçlar deney sonuçları ile kıyaslamalı olarak Çizelge 3.12’de verilmiştir.

Çizelge 3.12. 7-flanş büküm problemi LSDYNA analiz sonuçlarının deneyler ile kıyaslanması

Flanş numarası	1		2		3		4		5		6	7	
Geri yaylanma açısı	$\theta_1$	$\theta_2$	$\theta_1$	$\theta_2$	$\theta_1$	$\theta_2$	$\theta_1$	$\theta_2$	$\theta_1$	$\theta_2$	$\theta_1$	$\theta_1$	$\theta_2$
Deney (ortalama)	110.2	109.2	100.3	83.8	99.7	85.6	106.0	101.6	105.7	95.7	100.4	105.9	94.2
LSDYNA	110.6	108.3	96.6	84.8	98.4	83.7	105.6	100.9	105.2	95.6	99.9	105.7	93.6
% Hata	0.4	0.8	3.7	1.2	1.3	2.2	0.4	0.7	0.5	0.1	0.5	0.2	0.6

### 3.3.3. Tartışma

Deney sonuçları incelendiğinde standart sapmanın malzeme özelliklerindeki değişkenlikten kaynaklandığı düşünülmektedir. Bir diğer neden ise tarama sonuçlarının üst üste karşılaştırılması sırasında ve ölçümlerin alınması sırasında ortaya çıkan sayısal hatalar ve ölçüm hatalarıdır.

Tüm flanşlar genelinde, sonlu elemanlar sonuçlarında karşılaşılan hataların nedeni iki ayrı grupta toplanabilir. Birinci grup, baskı plakası kuvveti, sürtünme katsayısı ve kalıp yüzeylerinin düzgünlüğü gibi büküm işleminin kendisinden kaynaklanan değişkenlerden oluşmaktadır. İkinci grupta ise malzeme modeli, temas algoritması, ağ yapısı, katman sayısı gibi benzetim çalışmalarında kullanılan sayısal değişkenler yer almaktadır. Sonlu elemanlar analizlerinde kalıp yüzeyleri rijit olarak modellenmiştir. Ancak deney kalıbının elemanları büküm sırasında elastik deformasyona uğramaktadır. Gerçek deney kalıbında yüzeyler kusur barındırmaktadır ve bölgesel olarak sürtünme katsayısında farklılıklar oluşmuş olması muhtemeldir. Diğer yandan sonlu elemanlar analizlerinde sürtünme katsayısı sabit ve tüm kalıp yüzeyleri için eş alınmıştır.

Sonlu elemanlar analizlerinde en yüksek hatalar 2 ve 3 numaralı flanşlarda görülmüştür. Bu iki flanş iç ve dışbükey olarak büküldüğünden diğer flanşlara göre daha karmaşık bir deformasyon geçmesine sahiptir. Sonlu elemanlar analizlerinde YLD2000 gibi daha gelişmiş malzeme modellerinin kullanılması ile hata miktarının azalacağı düşünülmektedir.

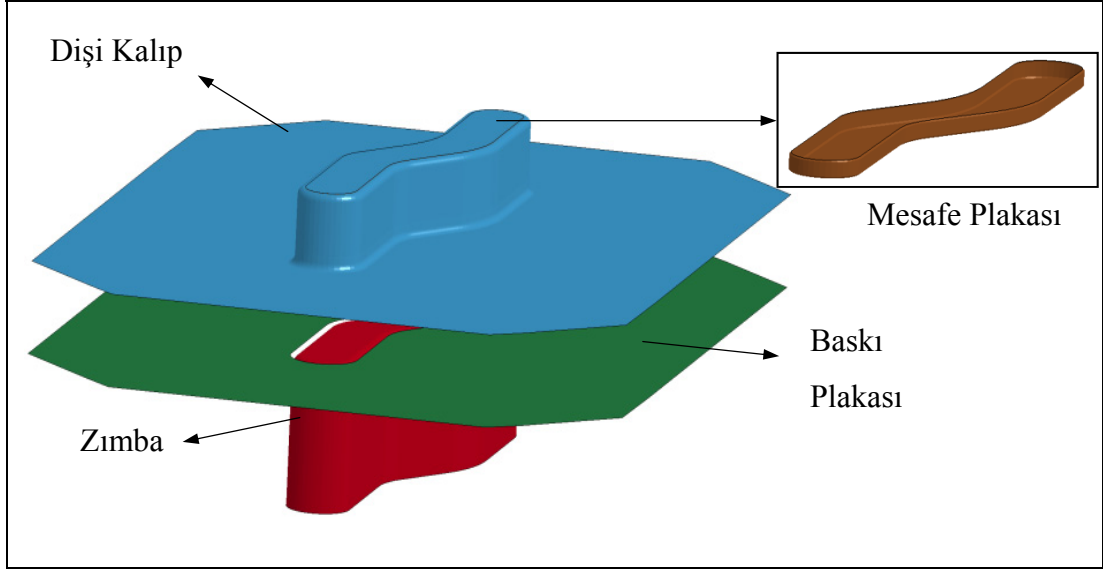
SLSFAC değerinin artırılması ile  $\theta_1$  açısı belirgin bir şekilde artarken  $\theta_2$  açısında önemli bir değişim görülmemiştir. SLSFAC değerinin artması sonuçların stabilitesini etkilediği için dezavantaj yaratmaktadır. Çok düşük SLSFAC değerinde kalıp yüzeylerinde aşırı katılık görülürken, SLFAC değeri artırıldığında sacın kalıp yüzeylerine nüfuziyeti söz konusu olmaktadır. Bu nedenle SLSFAC değeri 1.0 seçilmiştir.

### **3.4. S-ray Profil Büküm Problemi**

Bu bölümdeki ana amaç, gerçek büküm işlemlerinde uygulanan kapanma, şekil verme ve kesme operasyonlarının benzetimlerini yapmak ve ortaya çıkan nihai üründe meydana gelen geri yaylanmayı doğru bir şekilde tahmin etmektir. Bu amaçla, ilk olarak Numisheet96'da ve daha sonra iki farklı süzdürme tipi eklenerek 2008'de tekrar araştırmacılara sunulan S-ray profil büküm problemi incelenmiştir. Süzdürme olmayan büküm problemi benzetim sonuçları; büküm işleminin kalitesi, zımba tepki kuvvetinin değişimi, sac kalınlığındaki incelme ve geri yaylanma miktarı iki farklı baskı plakası kuvveti için Roll vd.'nin [59] elde ettiği deneysel sonuçlar ile doğrulanmıştır.

#### **3.4.1. Kalıp Tasarımı**

Numisheet2008'de verilen S-ray profil büküm kalıbı tek eksenli olarak tasarlanmıştır. Kalıpta 1 mm kalınlığında HC260LAD galvanize kaplı yüksek mukavemetli çelik malzeme bükülmektedir. Kalıbın resmi ve kalıp elemanları Şekil 3.32'de verilmiştir.



Şekil 3.32. S-ray profil büküm kalıbı. Üst gruba yerleştirilmiş olan dişi kalıbın hareket etmesi ile sac bükülmektedir. Zımba hareketsizdir ve baskı plakası dişi kalıbın hareket etmesiyle hareket etmektedir. Mesafe plakası büküm işlemi sonucunda sacın üst yüzeyinin düzgünlüğünü sağlamaktadır.

Sac malzemenin mekanik özellikleri tek eksenli ve çift eksenli çekme deneylerine göre belirlenmiş ve malzemenin akma şartı YLD2000 akma kuralı ile ifade edilmiştir. YLD2000 akma kriterine ilişkin daha detaylı bilgi ikinci bölümde sunulmuştur. YLD2000 akma kriterinde akma yüzeyi 8 tane katsayı ile tanımlanmaktadır.

HC260LAD galvanize kaplı yüksek mukavemetli çelik malzeme için YLD2000 akma düzlemini ifade eden 8 katsayı Çizelge 3.13'te verilmiştir. Dokuzuncu parametre  $m$  malzemenin kristal yapısına bağlı olarak seçilmektedir. Hacim merkezli kübik (HMK) yapılar için akma üssü  $m=6$  olarak, yüzey merkezli kübik (YMK) yapılar için ise  $m=8$  olarak önerilmektedir [47,52,73].

Çizelge 3.13. YLD2000 akma kriteri için katsayılar

$\alpha_1$	$\alpha_2$	$\alpha_3$	$\alpha_4$	$\alpha_5$	$\alpha_6$	$\alpha_7$	$\alpha_8$	$m$
0.9588	1.1017	0.9412	0.9547	0.9639	0.8756	0.9723	1.0035	6

S-ray profil büküm problemi için verilen malzemenin her üç doğrultudaki anizotropi değerleri Çizelge 3.14'te verilmiştir.

Çizelge 3.14. HC260LAD malzeme için anizotropi değerleri

Oryantasyon (°)	0	45	90
<i>R</i>	1.34	1.06	1.58

Deneyler 400 kN ve 800 kN'luk iki farklı sabit baskı plakası kuvveti için tekrar edilmiştir. Sürtünme katsayısı, Roll vd.'nin [59] şerit çekme testleri sonucu referans alınarak 0.042 olarak seçilmiştir. İşlem fiziksel olarak şu şekilde gerçekleşmektedir; 1 mm kalınlığındaki HC260LAD çelik sac, baskı plakasının üzerine yerleştirildikten sonra kabın 40 mm kurs hareketi ile şekillendirilmektedir.

#### 3.4.2. Sonlu Elemanlar Yöntemi ve Deneyler ile Doğrulama

Numisheet2008'de, benzetim çalışmaları için iki farklı yöntem sunulmuştur; standart ve gelişmiş yöntem. Tez kapsamında LSDYNA'da gerçekleştirilen benzetim çalışmalarında, standart yaklaşım uygulanmıştır. Bu yaklaşıma göre önce sırayla kapanma, şekil verme ve kesme operasyonlarının benzetimleri, son olarak ise geri yaylanma benzetimi gerçekleştirilmiştir. Gelişmiş yöntem ise şekil verme işleminden sonra, geri yaylanmış parçayı sabitleme, kenar kesme ve tekrar geri yaylanma benzetimlerini içermektedir.

Süzdürmesiz geometri için, iki farklı malzeme modeli kullanılarak benzetim çalışmaları yapılmıştır; Barlat89 ve YLD200. Her iki malzeme modeli kullanılarak elde edilen geri yaylanma, sac kalınlığındaki değişim, zımba tepki kuvveti ve büküm kalitesi sonuçları deney sonuçları ile kıyaslanmıştır. Barlat89 malzeme modeli için plastik bölgedeki gerime ve gerinim arasındaki ilişki Ghosh modeline göre belirlenmiştir.

Denklem 3.2'de Ghosh modeli verilmiştir.

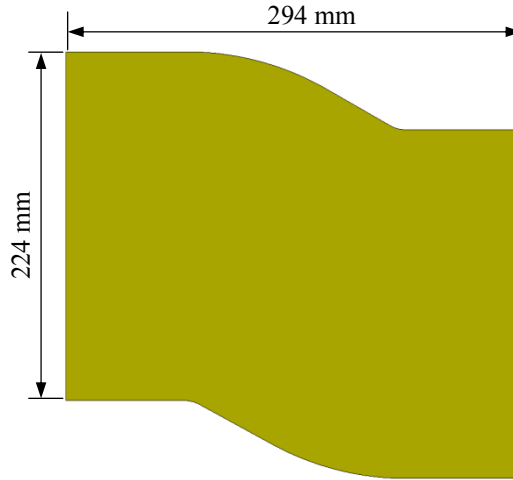
$$\sigma = A(\varepsilon_0 + \varepsilon_p)^n - C \quad (3.2)$$

Ghosh pekleşme modeli Swift pekleşme modelinde olduğu gibi malzemenin plastik bölgedeki davranışını modelleyen izotropik bir modeldir. Denklem 3.2'de verilen  $A$  ve  $C$  Ghosh pekleşme modelinin katsayılarıdır.  $\varepsilon_0$  akma gerilmesine karşılık gelen gerinim değeri ve  $\varepsilon_p$  plastik gerinimdir.  $n$  ise pekleşme üstelidir. Ghosh modeli için gerekli katsayılar Çizelge 3.15'te verilmiştir.

Çizelge 3.15. Ghosh modeli için katsayılar

$A$	$\varepsilon_0$	$n$	$C$
847.8	0.01	0.121	223.1

Sacın ağ yapısı dörtgen kabuk elemanlar kullanılarak oluşturulmuştur. 1 mm boyutundaki kare elemanların kullanımı büküm sonrasında çarpılma hatasına neden olmuştur. Bu nedenle, hesaplama zamanı da dikkate alınarak, en küçük 0.7x0.7 mm ölçülerinde kare kabuk elemanların kullanımı tercih edilmiştir. Sacının büküm öncesindeki geometrisi ve kenarlarının kaç elemana bölündüğü Şekil 3.33'te verilmiştir.



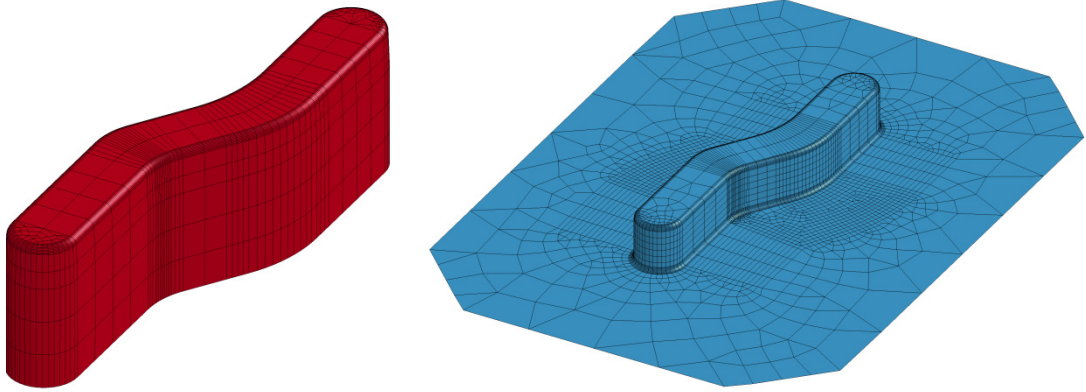
Şekil 3.33. S-ray profil büküm problemi, sacın büküm öncesi geometrisi ve ağ yapısındaki bölüntü sayısı.



Sacın ağ yapısı tam integrasyonlu kabuk elemanlar kullanılarak oluşturulmuştur. Sac 140260 eleman ve 179789 düğüm noktası kullanılarak örölmüştür. Katman sayısı, daha önceki bölümlerde yapılan çalışmalar dikkate alınarak 25 seçilmiştir.

Sac-zımba ve sac-dişi kalıp arasındaki temas durumu SMOOTH temas algoritması ile ifade edilmiştir. Bu algoritma, rijit parçaların ağ yapısı daha büyük elemanlarla oluşturulsa bile hassas sonuçlar elde edilmesini sağlamaktadır. Bir diğer avantajı ise, temas durumunun stabilitesi üzerinde etkili olan SLSFAC katsayısının etkisini minimize etmesidir. Ancak, bu temas algoritması alışılmış temas algoritmalarına göre daha fazla hesaplama zamanına neden olmaktadır.

Zımba ve dişi kalıbın ağ yapısı oluşturulurken; yuvarlatmalarda 10 eleman kullanılmıştır. Zımba ve dişi kalıbın ağ yapısı Şekil 3.34'te gösterilmiştir.

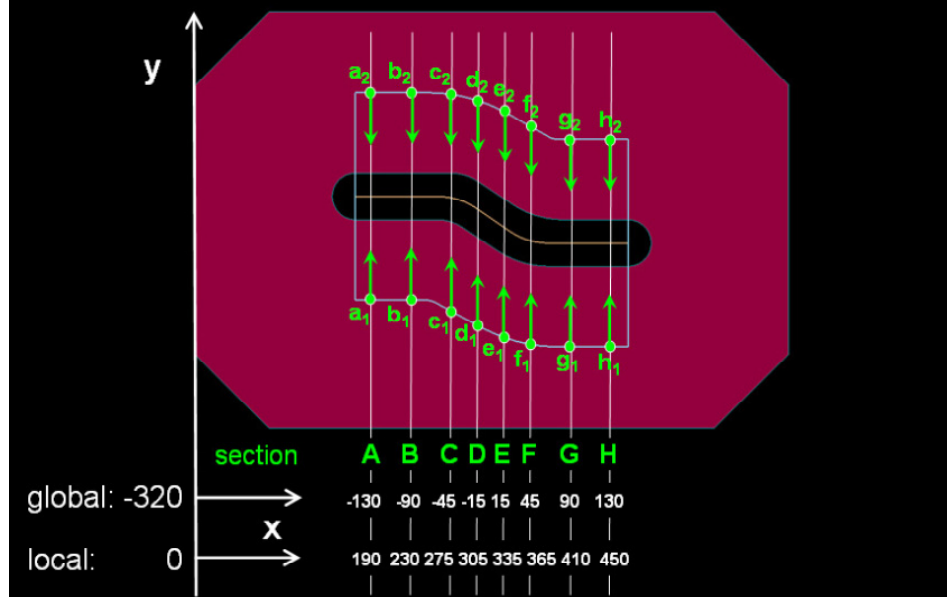


Şekil 3.34. S-ray profil kalıbı zımba ve dişi kalıbın ağ yapısı (sol zımba, sağ dişi kalıp). Kalıbın sac ile temasta olan yüzeylerinde daha küçük elemanlar kullanılmıştır. Dişi kalıp ve zımba yuvarlatmaları 10 eleman ile geçilmiştir.

Düz yüzeylerde ve sac ile temasa girmeyen yüzeylerde ise daha büyük elemanlar kullanılmıştır. Böylece işlem yükü azaltılmıştır.

Her iki malzeme modeli için ve iki farklı baskı plakası kuvveti (400 kN ve 800 kN) kullanılarak benzetimler yapılmıştır. Benzetimler sonucunda, büküm işleminin kalitesi, zımba tepki kuvveti, sac kalınlığındaki incelme ve geri yaylanma miktarı deneyler ile kıyaslanmıştır.

Büküm işleminin kalitesini belirlemek için sac üzerindeki 10 noktanın büküm öncesi ve sonrasındaki konumları belirlenmiştir. Bu 10 noktanın, bükülmemiş sac üzerindeki konumları ve koordinatları Şekil 3.35'teki gibidir.



Şekil 3.35. Büküm kalitesini belirlemek için kullanılan noktaların konumları [72]

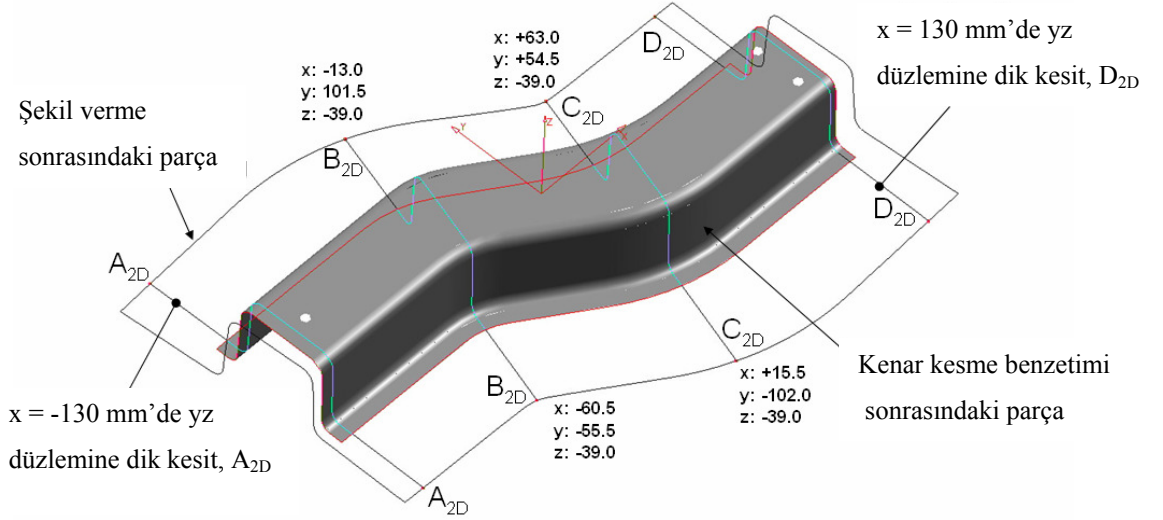
B, D ve G kesitlerinden deney ölçümleri alınmadığından, sadece A, C, E, F ve H kesitleri için benzetim sonuçları deney sonuçları ile kıyaslanmıştır.

Kenar kesme işleminden sonra, geri yaylanma benzetimlerinde, sacın düzlemde genel hareketini engellemek için belirli düğüm noktalarına sınır şartı girilmiştir. Girilen sınır şartları ve noktaların koordinatları Çizelge 3.16'daki gibidir.

Çizelge 3.16. Geri yaylanma benzetiminde saca uygulanan sınır şartları

Nokta	Koordinat			Kısıt
	x (mm)	y (mm)	z (mm)	
A	122	13	0.5	x,y ve z doğrultularındaki doğrusal hareket
B	122	-37	0.5	x ve z doğrultularındaki doğrusal hareket
C	-122	25	0.5	z doğrultusundaki doğrusal hareket

Geri yaylanmış geometri üzerinden Şekil 3.36'da gösterilen kesitlerden sac kalınlığı ölçülmüştür.



Şekil 3.36. Sac kalınlığı ölçümlerinin yapıldığı kesitlerin koordinatları [72]. Dört farklı kesitten kalınlık ölçümleri alınmıştır.

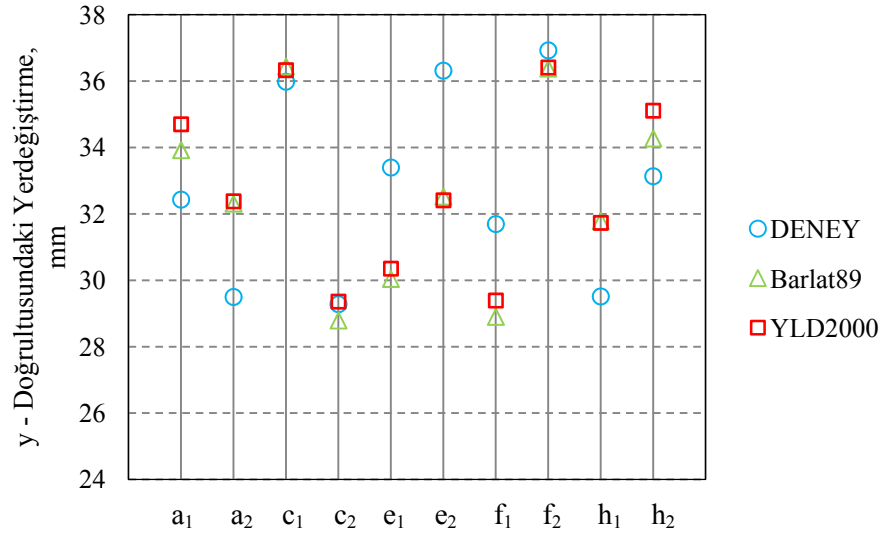
Sonlu elemanlar yöntemi ile elde edilen geri yaylanmış yüzeyler, deney tarama yüzeyi ile LSDYNA'da üst üste çakıştırılmış ve yüzeyler arasındaki mesafe mm cinsinden ölçülmüştür. Bu yöntemde, aralarındaki normal mesafe en küçük olan her bir düğüm noktası arasındaki mesafenin dik koordinat sistemindeki üç bileşeni ölçülmüş ve bu değerler kullanılarak normal mesafe hesaplanmıştır. Sac yüzeyi boyunca toplam 163632 ölçüm alınmıştır. Karekök ortalama hata kare (KOHK) yönteminden faydalanarak, Barlat89 ve YLD2000 malzeme modelleri kullanılarak gerçekleştirilen sonlu elemanlar analiz sonuçlarının deneysel sonuca ne kadar yaklaştığı belirlenmiştir. KOHK yöntemi denklem 3.12'de verilmiştir.

$$KOHK = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_i^n (x_i - y_i)^2} \quad (3.12)$$

Bu denklemde  $n$  toplam ölçüm sayısını,  $x_i$  deney sonucunu,  $y_i$  ise benzetim sonucunu ifade etmektedir. KOHK yöntemi ile sonlu elemanlar yöntemi ile elde edilmiş geri

yaylanma yüzeyinin, deneysel olarak elde edilmiş yüzeye ne kadar yakın olduğu belirlenmiştir. KOHK değerinin sıfıra yaklaşması, sonlu elemanlar analizi tahminlerinin tutarlılığının yüksek olduğuna işaret etmektedir.

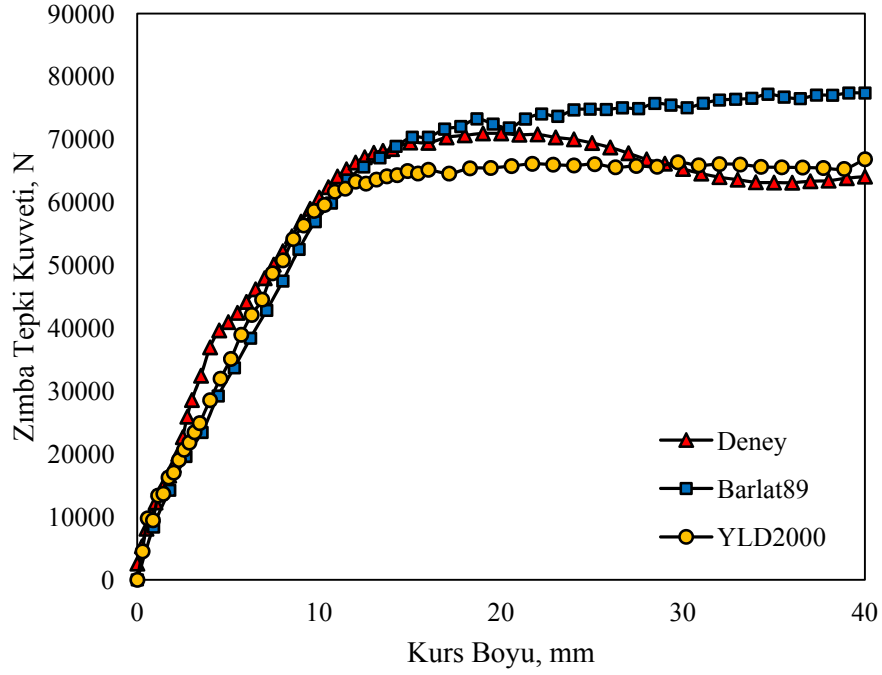
400 kN'luk baskı plakası kuvveti için deney sonuçları ile yapılan kıyaslama sonuçları Şekil 3.37'de verilmiştir. Sonuçlar, noktaların y doğrultusundaki yer değiştirmelerini ifade etmektedir.



Şekil 3.37. Büküm öncesi ve sonrasında, 400 kN'luk baskı plakası kuvveti için, belirlenmiş noktaların y eksenindeki hareketinin deney sonuçları ile kıyaslanması

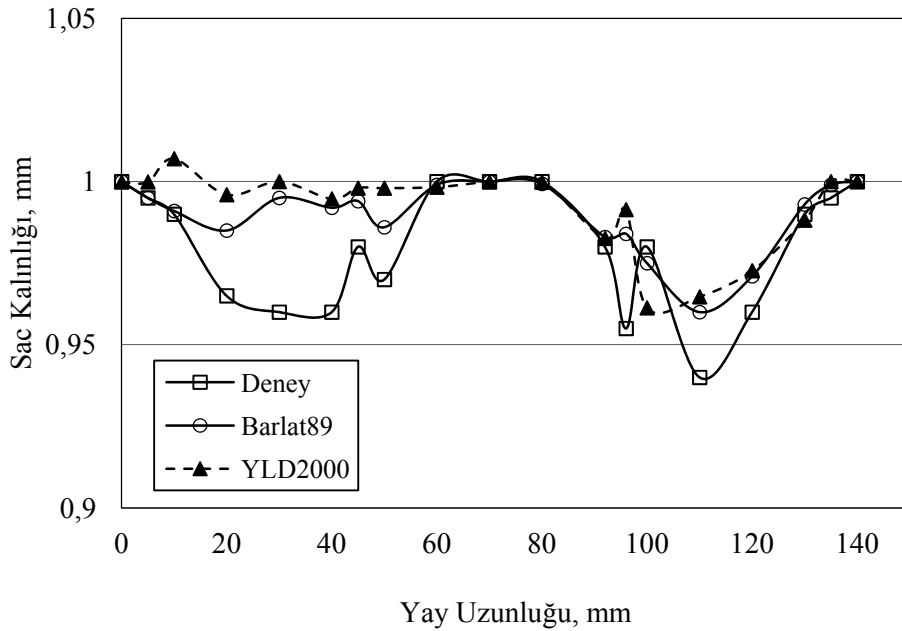
Her iki malzeme modelinde de deneylerden en uzak sonuçlar e<sub>1</sub> ve e<sub>2</sub> noktalarında görülmüştür. e<sub>1</sub> ve e<sub>2</sub> noktaları için Barlat89 malzeme modeli kullanılarak yapılan benzetimde, sırasıyla deneyden 3.36 mm ve 3.80 mm farklılık görülmüştür. YLD2000 malzeme modeli kullanıldığında ise, deneylerden 3.05 mm ve 3.90 mm daha farklı sonuçlar elde edilmiştir. Deney sonuçlarına en yakın değerler ise, her iki malzeme modeli için de, c<sub>1</sub> ve c<sub>2</sub> noktalarında görülmüştür.

400 kN için zımba tepki kuvvetindeki değişim karşılaştırmalı olarak Şekil 3.38'de gösterilmiştir.

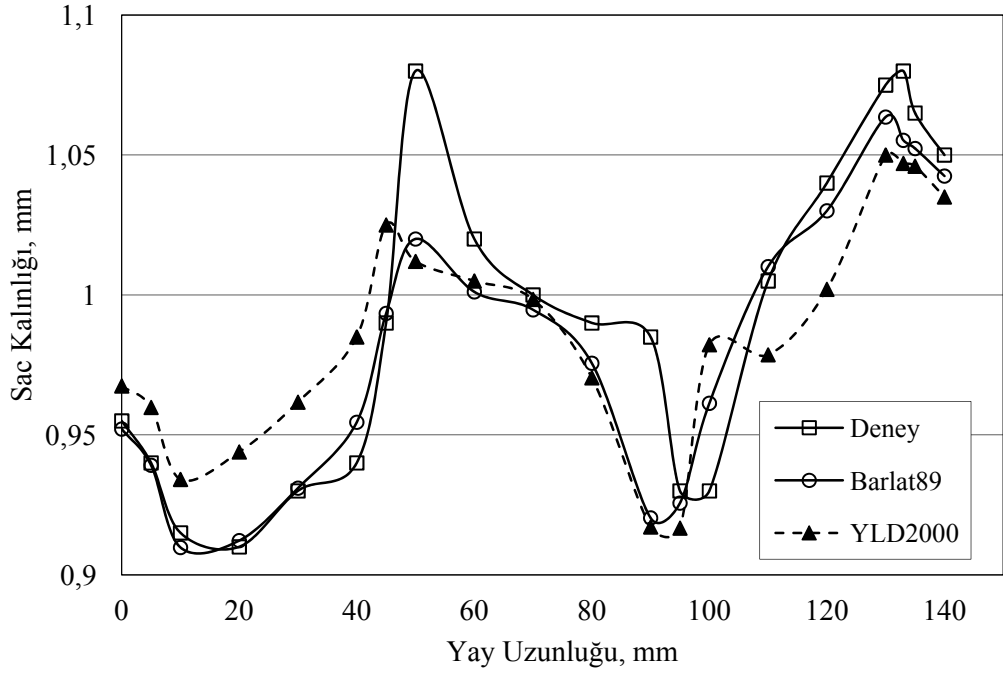


Şekil 3.38. 400 kN'luk baskı plakası kuvveti için zımbanın saca uyguladığı tepki kuvvetinin kurs boyunca değişimi

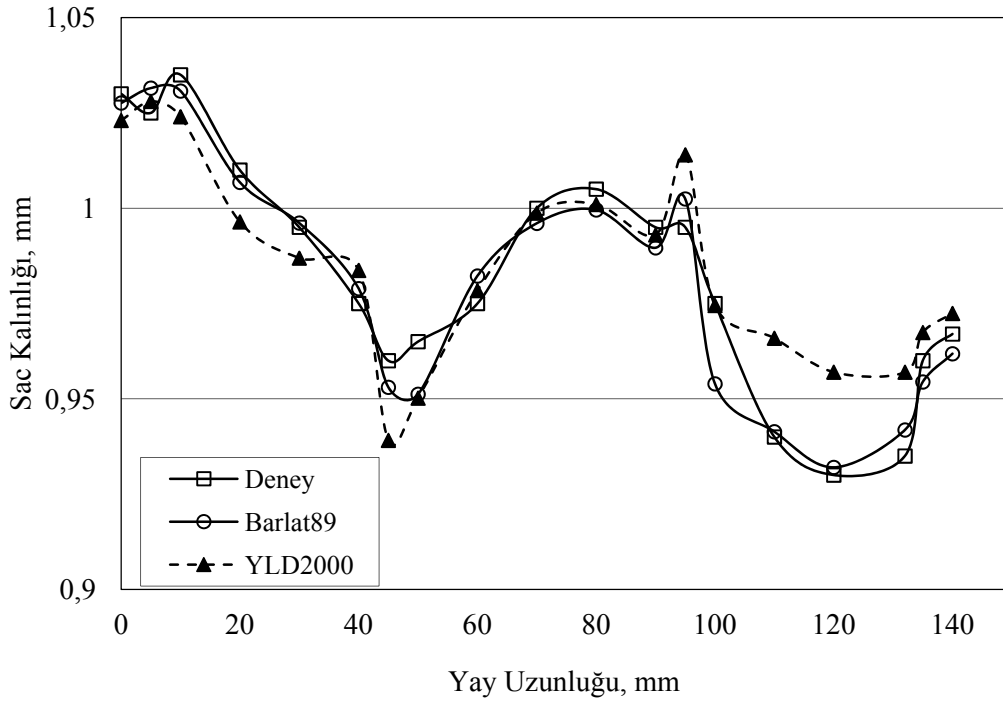
400 kN'luk baskı plakası kuvveti için gerçekleştirilen benzetim çalışmaları sonucunda hesaplanan sac kalınlığındaki değişim miktarı, sırasıyla Şekil 3.39, 3.40, 3.41 ve 3.42'de verilmiştir.



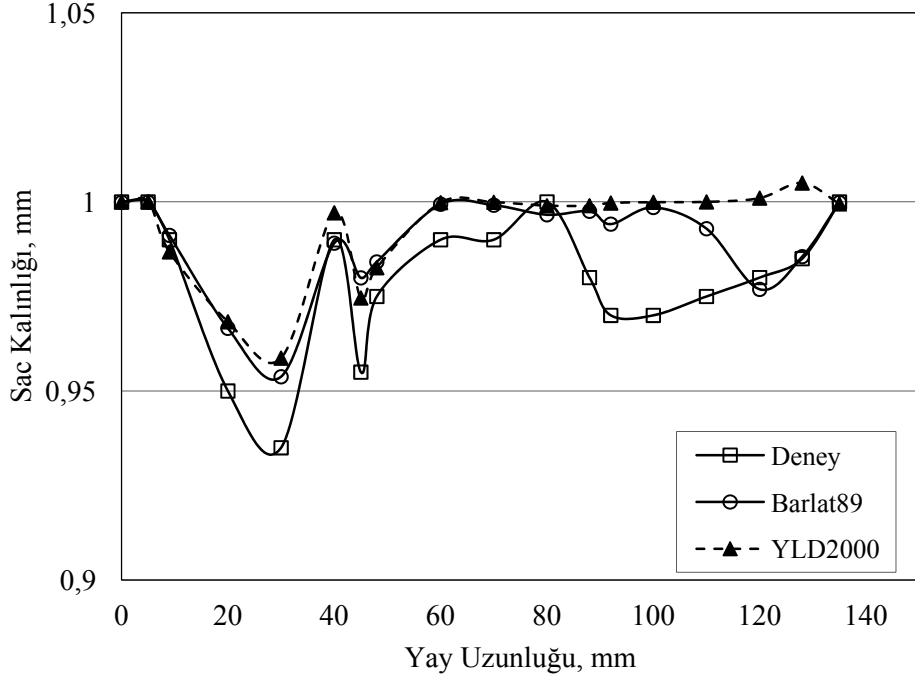
Şekil 3.39. 400 kN'luk baskı plakası kuvveti için, A<sub>2D</sub> kesitinde yay uzunluğu boyunca sac kalınlığındaki değişimin kıyaslanması. Sacın ilk kalınlığı 1 mm'dir.



Şekil 3.40. 400 kN'luk baskı plakası kuvveti için, B<sub>2D</sub> kesitinde yay uzunluğu boyunca sac kalınlığındaki değişimin kıyaslanması. Sacın ilk kalınlığı 1 mm'dir.

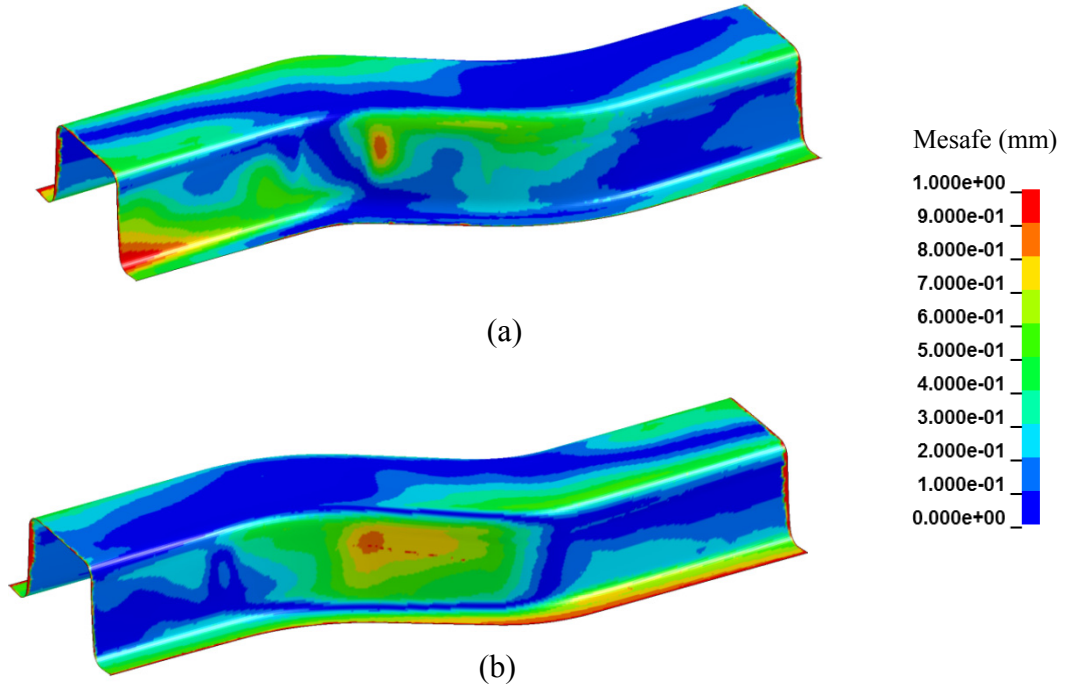


Şekil 3.41. 400 kN'luk baskı plakası kuvveti için, C<sub>2D</sub> kesitinde yay uzunluğu boyunca sac kalınlığındaki değişimin kıyaslanması. Sacın ilk kalınlığı 1 mm'dir.

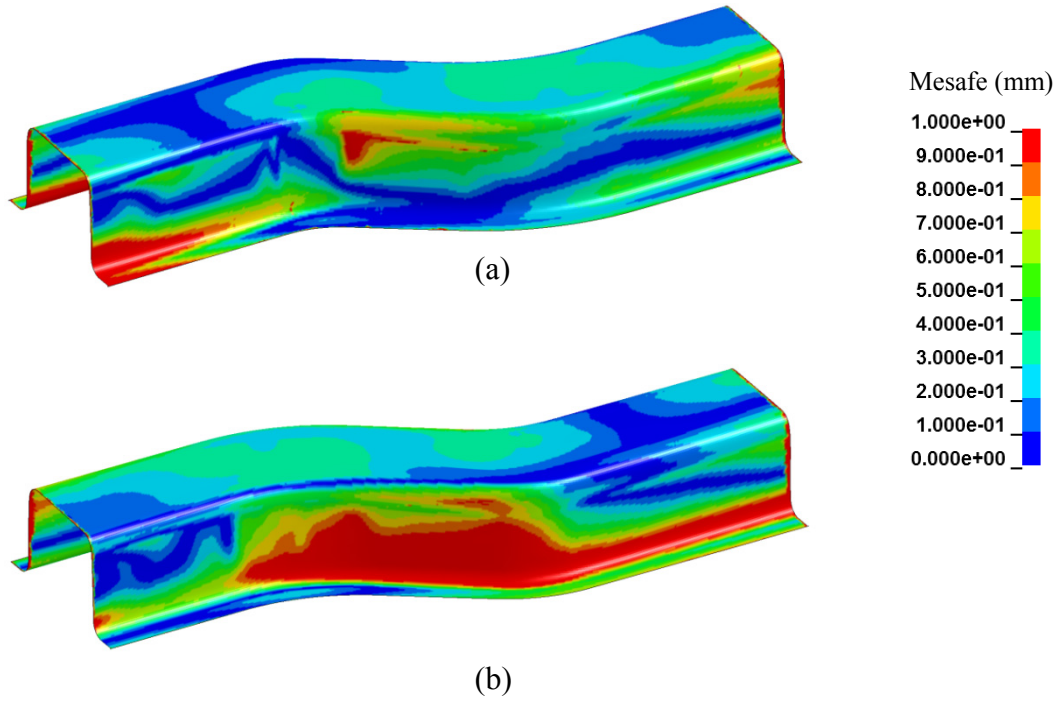


Şekil 3.42. 400 kN'luk baskı plakası kuvveti için,  $D_{2D}$  kesitinde yay uzunluğu boyunca sac kalınlığındaki değişimin kıyaslanması. Sacın ilk kalınlığı 1 mm'dir.

Geri yaylanma miktarının ölçülmesi için LSDYNA analiz sonuçları deneysel yüzey ile üst üste çakıştırılmıştır ve iki yüze arasındaki fark ölçülmüştür. 400 kN'luk baskı plakası kuvveti için, benzetim yüzeyinin deney yüzeyinden milimetre olarak farkı, önden ve arkadan izometrik görünüşler üzerinden sırasıyla Şekil 3.43 ve Şekil 3.44'te verilmiştir. Kıyaslama kolaylığı ve Numisheet2008 ölçüm kuralı dikkate alınarak üst sınır 1 mm, alt sınır 0 mm olarak belirlenmiştir.



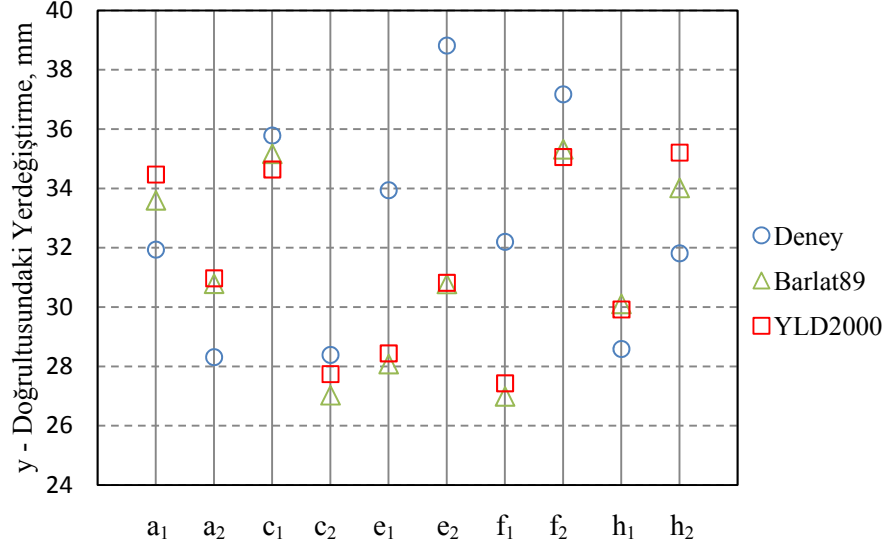
Şekil 4.43. 400 kN'luk baskı plakası kuvveti için, Barlat89 malzeme modeli kullanılarak hesaplanan geri yaylanma miktarının deney sonuçlarından farkı. (a) önden izometrik görünüş. (b) arkadan izometrik görünüş



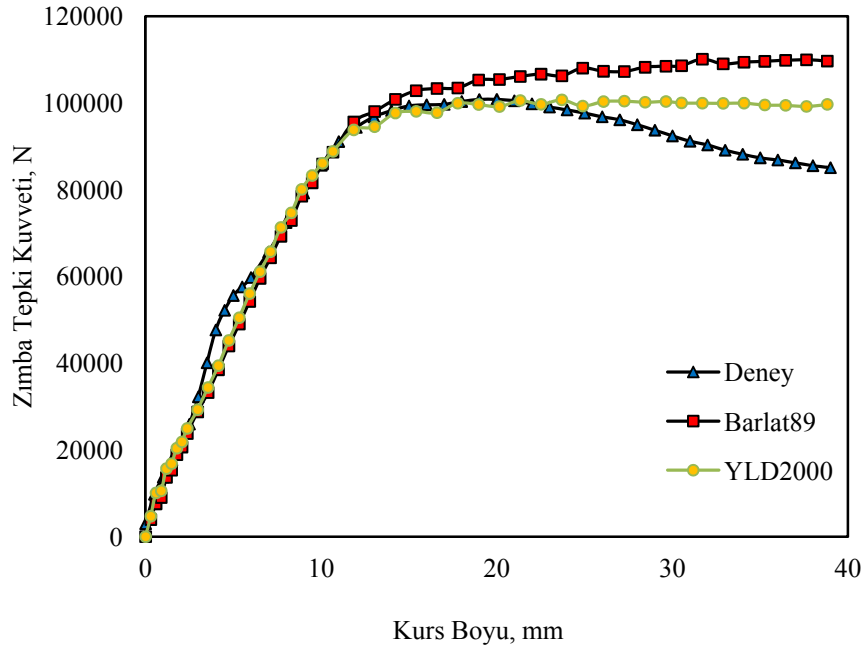
Şekil 4.44. 400 kN'luk baskı plakası kuvveti için, YLD2000 malzeme modeli kullanılarak hesaplanan geri yaylanma miktarının deney sonuçlarından farkı. (a) önden izometrik görünüş. (b) arkadan izometrik görünüş.



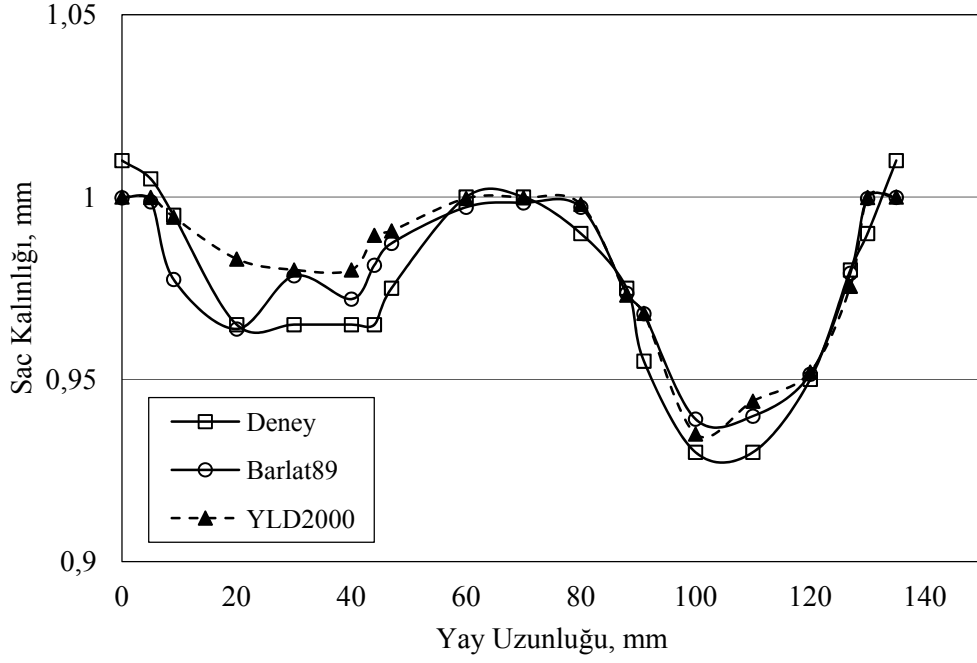
800 kN'luk baskı plakası kuvveti için elde edilen büküm kalitesi, zımba tepki kuvveti, sac kalınlığındaki değişim ve geri yaylanma sonuçları sırasıyla Şekil 3.45, 3.46, 3.47, 3.48, 3.49, 3.50, 3.51 ve 3.52'de verilmiştir.



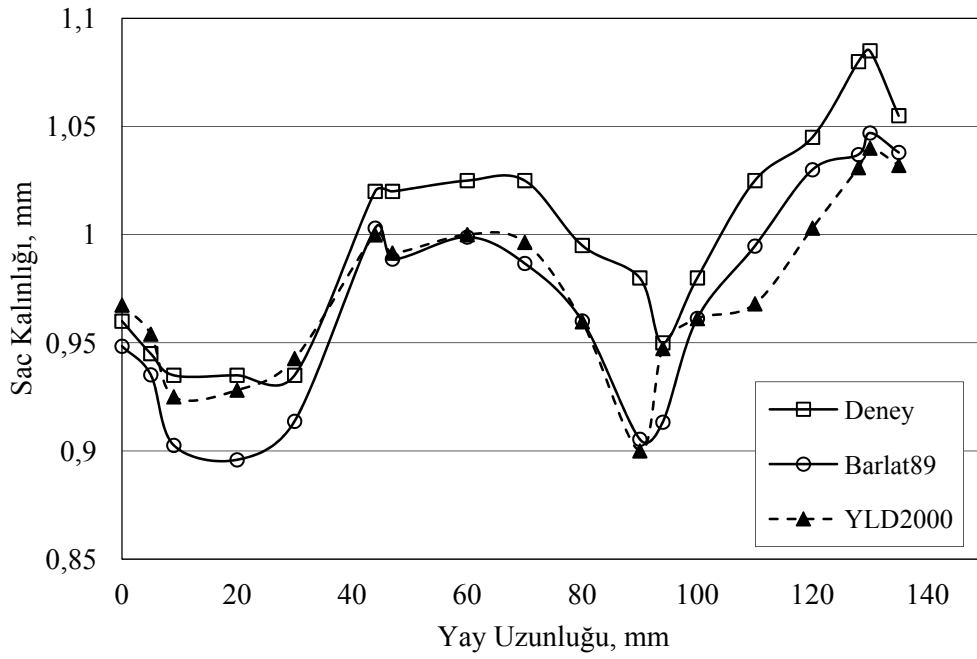
Şekil 3.45. Büküm öncesi ve sonrasında, 800 kN'luk baskı plakası kuvveti için, belirlenmiş noktaların y eksenindeki hareketinin deney sonuçları ile kıyaslanması



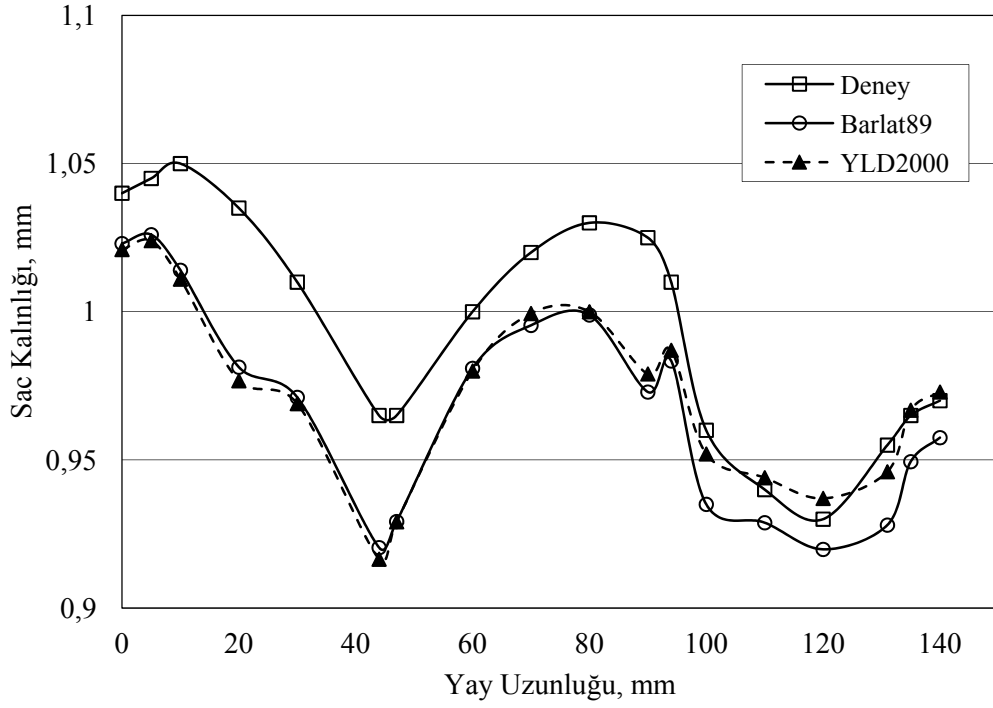
Şekil 3.46. 800 kN'luk baskı plakası kuvveti için zımbanın saca uyguladığı tepki kuvvetinin kurs boyunca değişimi



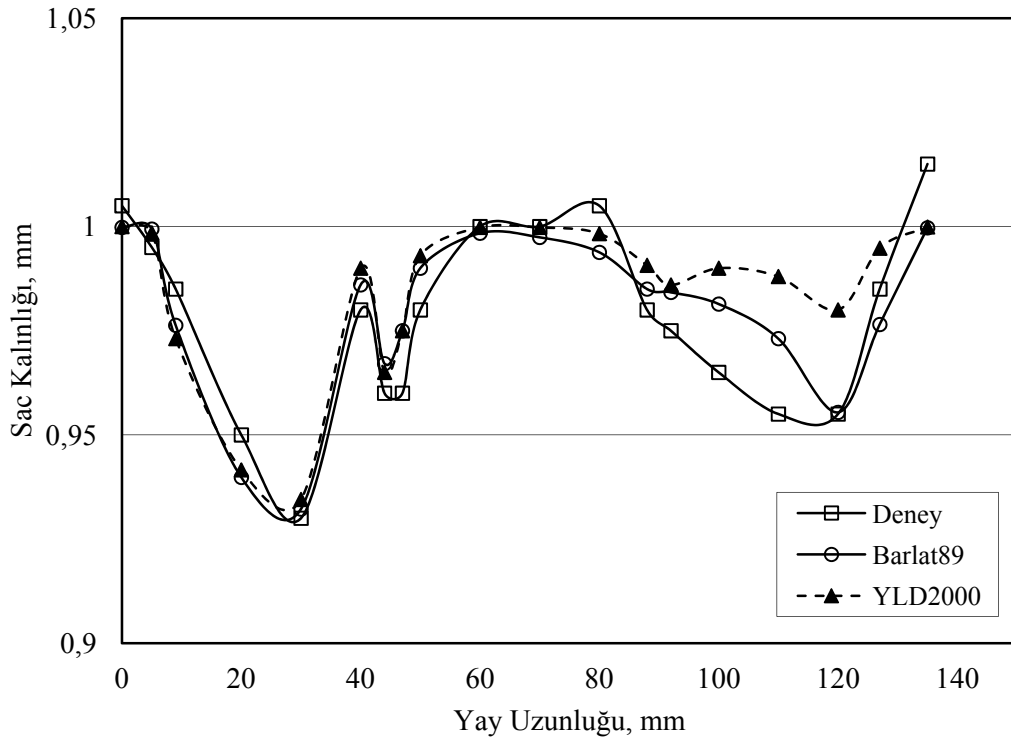
Şekil 3.47. 800 kN'luk baskı plakası kuvveti için, A<sub>2D</sub> kesitinde yay uzunluğu boyunca sac kalınlığındaki değişimin kıyaslanması. Sacın ilk kalınlığı 1 mm'dir.



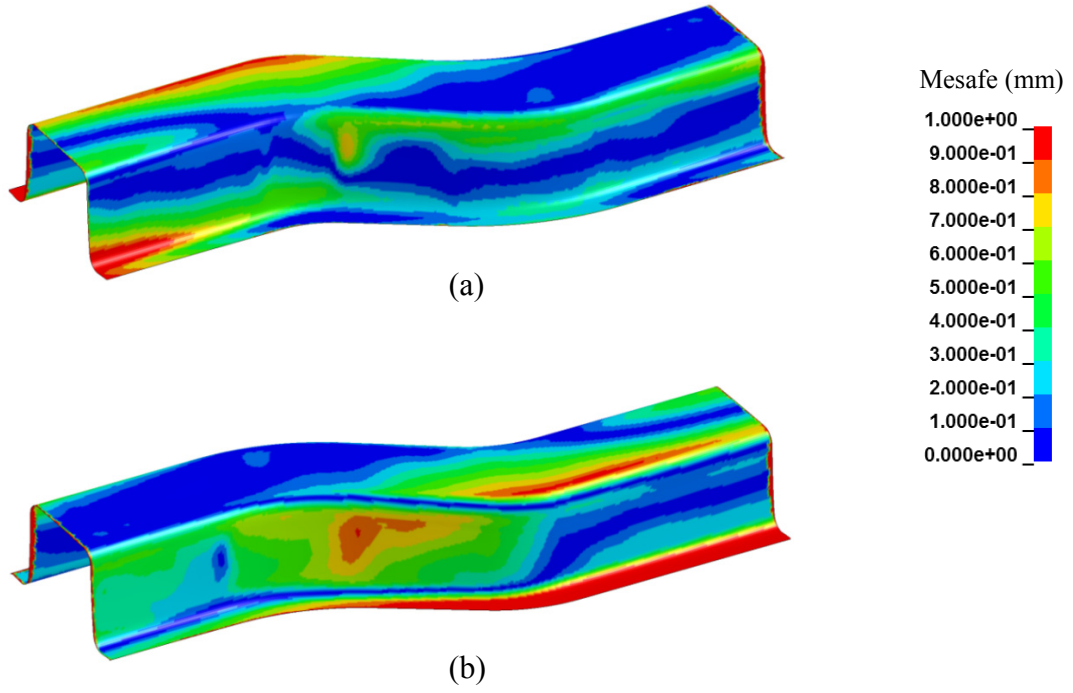
Şekil 3.48. 800 kN'luk baskı plakası kuvveti için, B<sub>2D</sub> kesitinde yay uzunluğu boyunca sac kalınlığındaki değişimin kıyaslanması. Sacın ilk kalınlığı 1 mm'dir.



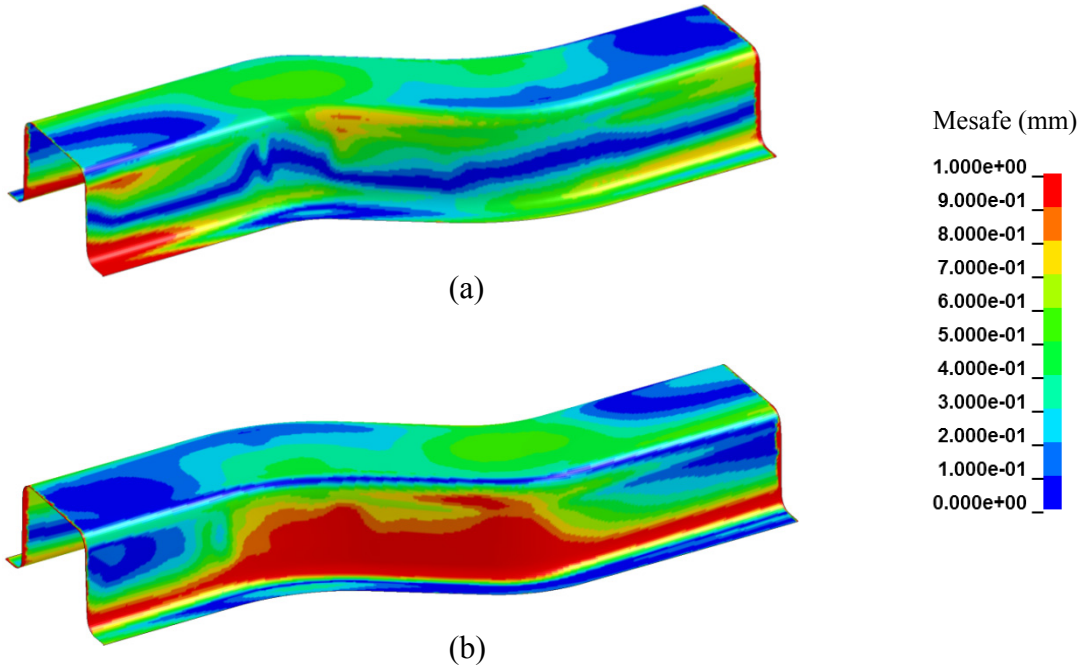
Şekil 3.49. 800 kN'luk baskı plakası kuvveti için, C<sub>2D</sub> kesitinde yay uzunluğu boyunca sac kalınlığındaki değişimin kıyaslanması. Sacın ilk kalınlığı 1 mm'dir.



Şekil 3.50. 800 kN'luk baskı plakası kuvveti için, D<sub>2D</sub> kesitinde yay uzunluğu boyunca sac kalınlığındaki değişimin kıyaslanması. Sacın ilk kalınlığı 1 mm'dir.



Şekil 3.51. 800 kN'luk baskı plakası kuvveti için, Barlat89 malzeme modeli kullanılarak hesaplanan geri yaylanma miktarının deney sonuçlarından farkı. (a) önden izometrik görünüş. (b) arkadan izometrik görünüş.



Şekil 3.52. 800 kN'luk baskı plakası kuvveti için, YLD2000 malzeme modeli kullanılarak hesaplanan geri yaylanma miktarının deney sonuçlarından farkı. (a) önden izometrik görünüş. (b) arkadan izometrik görünüş.

### 3.4.3. Tartışma

Büküm işleminin kalitesi üzerinde yapılan inceleme sonuçlarına göre, MAT 36 ve YLD2000 malzeme modellerinin birbirilerine göre üstünlüklerinden bahsetmek zor olacaktır. Her iki malzeme modelinde de benzer sonuçlar elde edilmiştir. Deneylelerden en uzak sonuçlar  $e_1$  ve  $e_2$  noktalarında görülmüştür. Deneyle sonuçlarına en yakın değerler ise, her iki malzeme modeli için de,  $c_1$  ve  $c_2$  noktalarında görülmüştür.

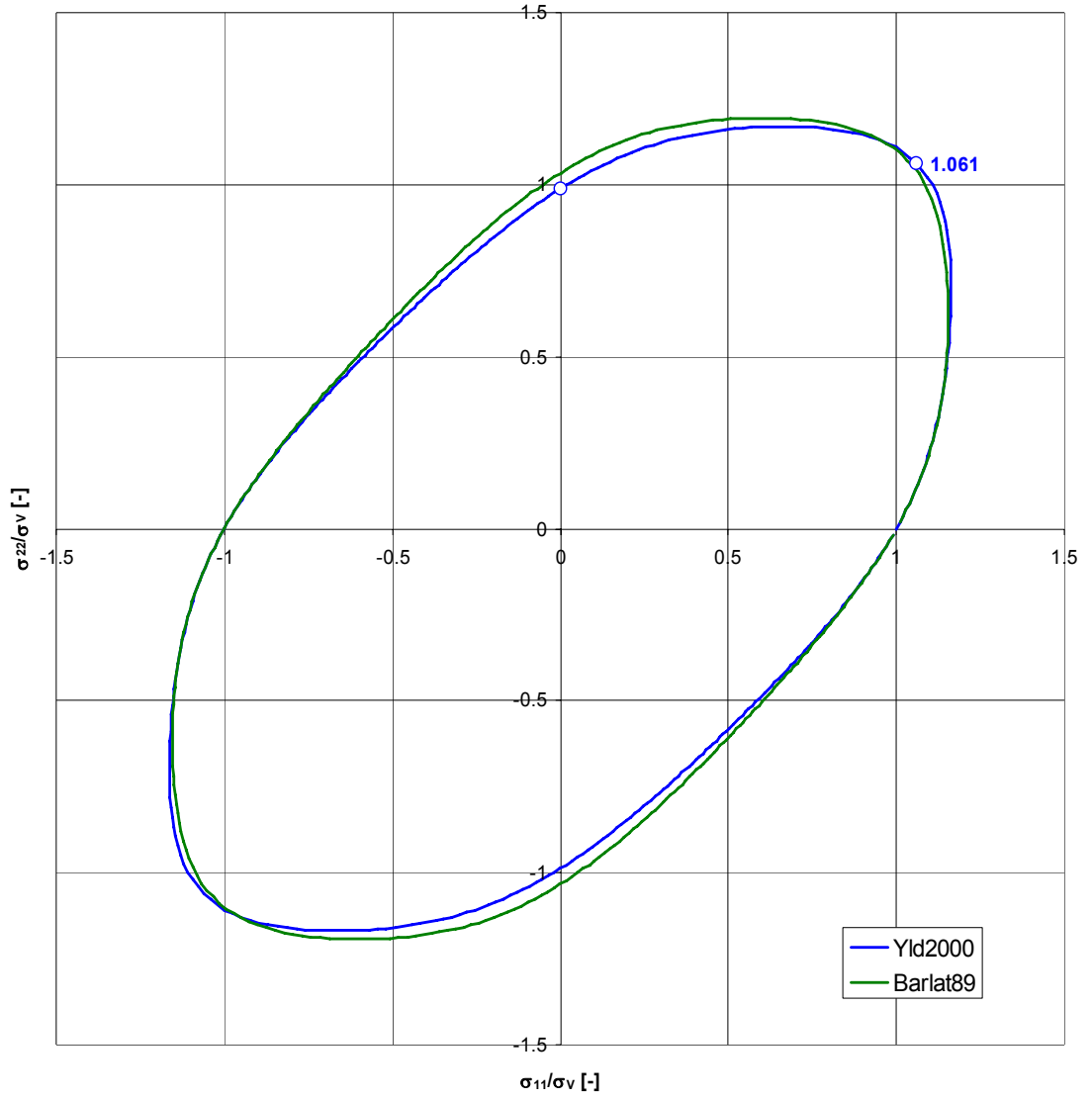
Zimba tepki kuvveti üzerine yapılan kıyaslamalarda, tepki kuvvetinin kurs boyu yaklaşık olarak 11 mm'ye ulaştığı ana kadar hızla arttığı görülmüştür. Yapılan incelemede, kurs boyunun 11 mm'ye ulaşması ile sacın rijit parçalar ile tam temas durumuna geçtiği ve yuvarlatmaların tam formuna ulaştığı gözlenmiştir.

Deneylelerde LSDYNA benzetimlerinden farklı olarak, zımbanın uyguladığı tepki kuvvetinin kurs boyu yaklaşık olarak 20 mm'ye ulaştıktan sonra azaldığı görülmüştür. Benzetim çalışmalarında sürtünme katsayısı sabit alınmıştır. Sürtünme katsayısındaki belirsizliğin ve katsayının sabit alınmasının benzetim yoluyla elde edilen tepki kuvvetinin bu şekilde değişmesine neden olduğu düşünülmektedir. Basınç arttıkça sürtünme katsayısı azalmakta ve sürtünme kuvveti artmaktadır [65]. Bunların yanı sıra, kullanılan yağlama malzemesinin sıkıştırılabilirlik ve diğer mekanik özellikleri benzetim çalışmalarında girdi olarak kullanılmamıştır.

Barlat89 malzeme modeli kullanıldığında daha yüksek tepki kuvveti elde edilmiştir. YLD2000 malzeme modelinde ise, 10 mm kurs boyu ve sonrası sonrasında tepki kuvvetinin sabit hale geldiği görülmüştür. YLD2000 malzeme modelinde, sac daha kolay plastik şekil değiştirmiştir. Bu da daha düşük tepki kuvvetinin oluşmasına neden olmuştur.

Sac kalınlığındaki değişim incelendiğinde, her iki malzeme modelinde deneylelere yakın değerler görülmüştür ve sac kalınlığındaki değişim deneyleler ile benzer davranışlar göstermiştir.

Her iki yükleme durumu için de YLD2000 malzeme modelinde, Barlat89 ile kıyaslandığında, daha az geri yaylanma elde edilmiştir. Bunun temel nedeni; YLD2000 akma kriterinde malzemede daha düşük yükleme altında plastik deformasyona başlamaktadır. Şekil 3.53'te her iki akma kriteri kullanılarak elde edilmiş olan akma yüzeyleri verilmiştir. Her iki akma kriterinde, sac  $\sigma_{22}$  doğrultusunda gerilmeye maruz bırakıldığında, aynı gerilme değerinde akmaya başlar. Ancak,  $\sigma_{11}$  doğrultusunda gerilme uygulandığında YLD2000 akma kriterinde daha düşük gerilme değerinde akma gözlenir.



Şekil 3.53. HC360LAD çelik malzeme için Barlat89 ve YLD2000 akma kriterleri kullanılarak elde edilen akma yüzeyleri [72]

Her iki malzeme modeli ve yükleme durumu için, geri yaylanma sonuçlarında KHOK sıfıra yakın çıkmıştır. Çizelge 3.17'de verilen sonuçlar incelendiğinde sonlu elemanlar yöntemi sonuçlarının deneylere yakın ve tutarlılığının yüksek olduğu söylenebilir.

Çizelge 3.17. İki ayrı baskı plakası kuvveti için Barlat89 ve YLD2000 malzeme modelleri kullanılarak elde edilen geri yaylanma değerlerinin kıyaslanması

Malzeme modeli	Baskı Plakası Kuvveti			
	400 kN		800 kN	
	KOHK	En yüksek fark	KOHK	En yüksek fark
Barlat89	0.46	3.03 mm	0.561	3.09 mm
YLD2000	0.52	3.03 mm	0.547	3.14 mm

#### 4. GELİŞTİRİLMİŞ YÜKSEK MUKAVEMETLİ ÇELİKLERİN GERİ YAYLANMA DAVRANIŞLARININ İNCELENMESİ

Kolay şekil alan ve dayanımı yüksek çelikler arasında Çift fazlı, TRIP ve TWIP gibi geliştirilmiş yüksek mukavemetli çeliklerinin kullanımı gittikçe yaygınlaşmaktadır. Geliştirilmiş yüksek mukavemetli çeliklerin en büyük dezavantajı şekil verme sonrasında ortaya çıkan geri yaylanma ve şekil verilebilirlik durumudur. Bu bölümde, mekanik özellikleri literatürden alınan yüksek mukavemetli çeliklerin geri yaylanma davranışları arasındaki farklılıklar incelenmiştir. Analizler, uzun hesaplama süreleri nedeniyle, 7-flanşlı kalıbın 2 ve 3 numaralı flanşları dikkate alınarak alt modeller üzerinden gerçekleştirilmiştir. 2 ve 3 numaralı flanşların tercih edilmesinin temel sebebi, diğer flanşlara göre daha karmaşık bir deformasyona neden olmaları, içbükey ve dışbükey geometrik özelliklere sahip olmalarıdır. Ayrıca, bu iki flanşta aşırı incelme ve kulak oluşması daha muhtemeldir.

DP780, DP780-CR ve TRIP780 çeliğinin mekanik özellikleri Nasser vd. [73]'nin ve TWIP940 malzemenin mekanik özellikleri ise Chung vd. [74]'nin çalışmasından alınmıştır. DP600 çelik malzemenin özellikleri ise 7-flanş büküm kalıbında kullanılan çift fazlı çelik malzemenin özellikleridir. Bu bölümde incelenen ve benzetim çalışmalarında kullanılan geliştirilmiş yüksek mukavemetli çeliklerin mekanik özellikleri Çizelge 4.1'de verilmiştir.

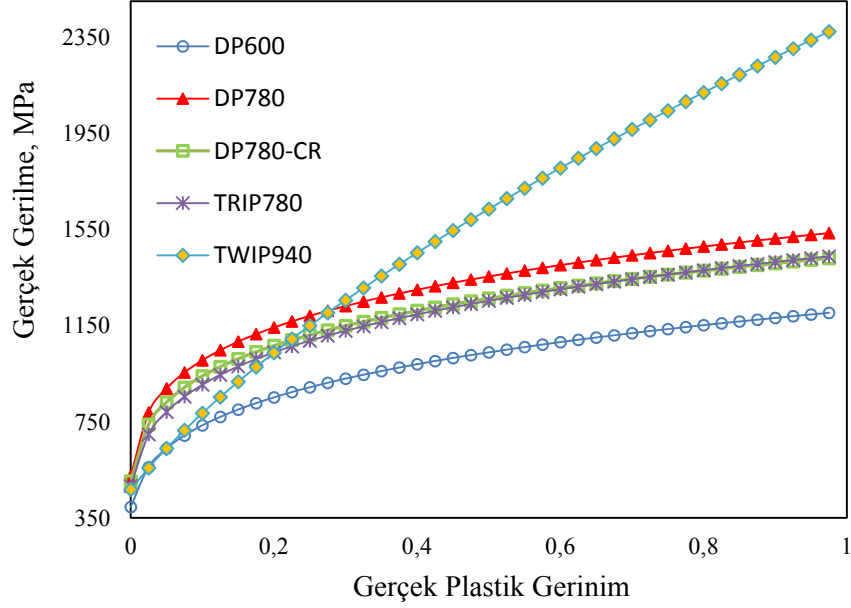
Çizelge 4.1. Benzetim çalışmalarında kullanılan yüksek mukavemetli çeliklerin mekanik özellikleri

	$K$ (MPa)	$n$	$\sigma_y$ (MPa)	$\nu$	$E$ (GPa)	$R_0$	$R_{45}$	$R_{90}$
DP600*	1207.8	0.222	395.0	0.3	210	0.7	0.7	0.86
DP780	1541	0.188	523.0	0.3	210	0.802	0.9	0.874
DP780-CR	1436	0.187	502.0	0.3	210	0.925	0.811	1.064
TRIP780	1444	0.208	482.0	0.3	210	0.498	0.872	0.583
TWIP940	2300	0.62	468.1	0.3	210	0.816	1.118	1.339

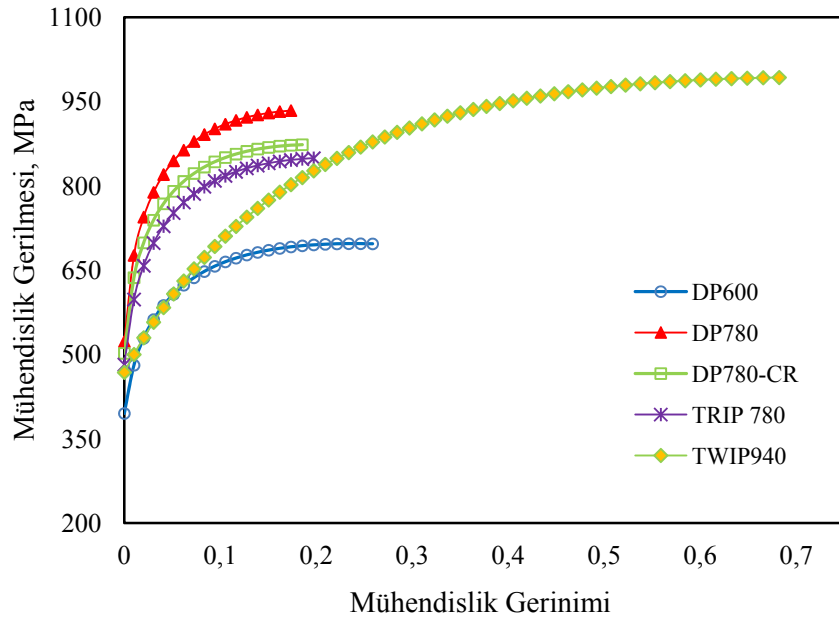
\*DP600 çelik malzemenin özellikleri 7-flanş büküm probleminde kullanılan çift fazlı çeliğin malzeme özellikleridir.



Geri yaylanma davranışları incelenen geliştirilmiş yüksek mukavemetli çeliklerin plastik bölgedeki davranışını incelemek için gerilme-gerinim eğrileri çizdirilmiştir. Gerilme-gerinim eğrileri, Swift pekleşme kuralına göre oluşturulmuştur. Şekil 4.1 ve Şekil 4.2’de çeliklerin gerçek gerilme ve gerinim eğrileri verilmiştir.



Şekil 4.1. Geri yaylanma davranışları incelenen geliştirilmiş yüksek mukavemetli çelikler için gerilme-gerinim (gerçek) eğrileri



Şekil 4.2. Geri yaylanma davranışları incelenen geliştirilmiş yüksek mukavemetli çelikler için gerilme-gerinim (mühendislik) eğrileri

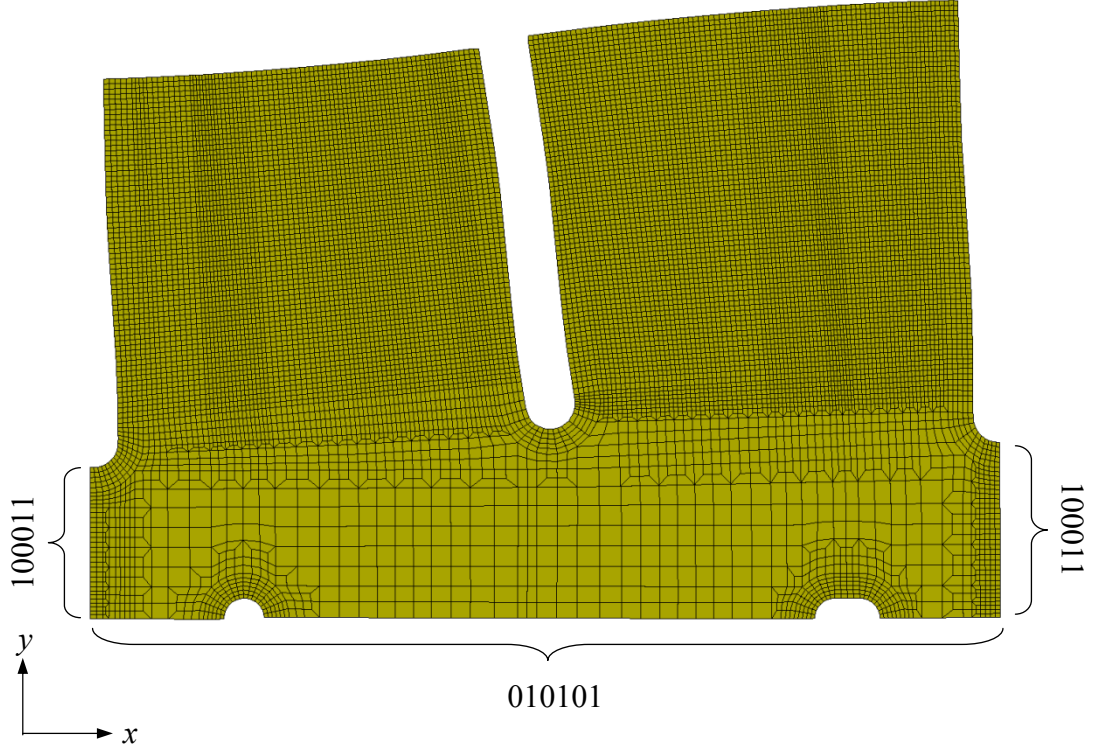
TWIP940 çeliği, benzetim çalışmalarında kullanılan diğer çeliklere nazaran daha düşük akma gerilmesine ve daha yüksek çekme dayanımına sahiptir. TWIP940 çeliğinin bu özellikleri, onun deformasyon davranışından ileri gelmektedir. TWIP çeliklerinde, deformasyon sırasında ortaya çıkan ikizler plastik deformasyonun hem kolay olmasını hem de malzeme boyunca sürekli olmasını sağlarken, içerisindeki yüksek Mg oranı ve martenzit fazı dayanımı artırmaktadır.

TWIP çelikleri yüksek enerji soğurma özelliğine sahiptir. Mühendislik gerilme-gerinim eğrisi incelendiğinde TWIP çeliğinin diğer çeliklere göre tokluk değeri çok daha yüksektir. Aynı gerilme durumu altında diğer yüksek mukavemetli çelikler hasara uğrarken TWIP940 çeliği henüz üst çekme gerilmesine ulaşmamıştır. Ancak Chung vd. [74] TWIP çeliklerinin şekil verilebilirliklerini inceledikleri çalışmada, diğer sünek malzemeler ile kıyaslandığında, TWIP çeliklerinde yük üst noktaya ulaşmadan malzemede hasar oluştuğunu göstermişlerdir. Gerinim lokalizasyonu ve testlerde kullanılan malzemelerin yüzey kalitesinin bu durum üzerinde etkili olduğu sonucuna varmışlardır. Gan vd. [75] yaptıkları çalışmada TRIP ve DP çeliklerin deformasyonu sırasında malzemenin kalınlığı boyunca farklı kristalografik özellikleri ve kalınlık boyunca dağılımını incelemişlerdir. TRIP çeliklerinde yumuşak mikro yapının yüzeyde ve sacın orta düzleminde yoğunlaştığını, DP çeliklerin de ise bunu tersi bir durum olduğunu, yumuşak yapının sacın dış yüzeylerine yakın bölgelerde yoğunlaştığını göstermişlerdir. Bu özellikler malzemenin kompozisyonuna ve dönüşüm sıcaklığına bağlıdır. Malzemenin mikro yapısı, hem deformasyon sırasında hem de deformasyon sonrasında, malzemenin gösterdiği davranış üzerinde etkilidir. Bu nedenle benzetim çalışmaları yapılırken malzemenin bu gibi mikro yapı özellikleri de dikkate alınmalıdır. Ancak, kullanılan sonlu elemanlar paket programlarında malzeme sürekli olarak modellenmektedir ve mikro yapısı dikkate alınmamaktadır.

#### **4.1. Sonlu Elemanlar Analizi Sonuçları**

Sonlu elemanlar analizlerinde 7-flanş büküm probleminin sadece 2 ve 3 numaralı flanşları modellenmiş ve sacın kenarlarına hareket sınır şartları girilmiştir.

Şekil 4.3'te 2 ve 3 numaralı flanşların ağ yapısı ve sacın kenarlarına uygulanan sınır şartları gösterilmiştir.



Şekil 4.3. Flanş 2 ve 3 için oluşturulan alt modelde sacın ağ yapısı ve sacın kenarlarına uygulanan sınır şartları.

Analizler 27 katman sayısı kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Sürtünme katsayısı 0.124 alınmıştır. LSDYNA'da gerçekleştirilen benzetim çalışmaları sonucunda, elde edilen geri yaylanma açıları karşılaştırmalı olarak Çizelge 4.2'de verilmiştir.

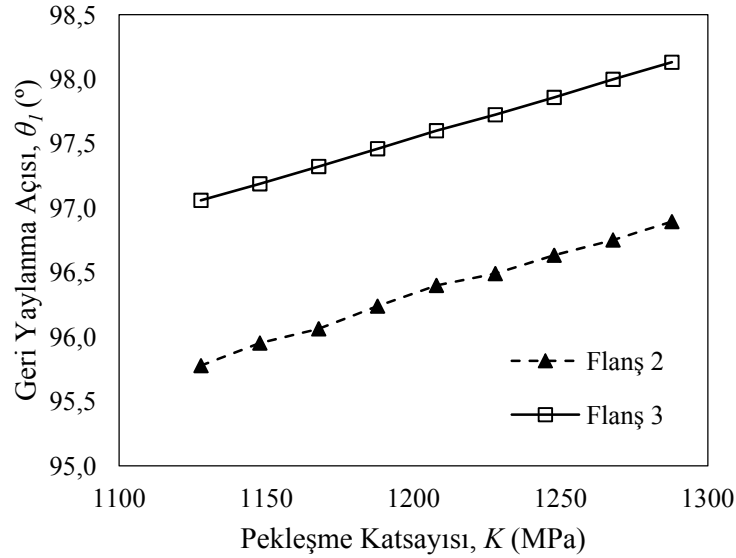
Çizelge 4.2. Geliştirilmiş yüksek mukavemetli çeliklerin geri yaylanma açılarının kıyaslanması

Malzeme	FLANŞ 2		FLANŞ 3	
	$\theta_1$ (°)	$\theta_2$ (°)	$\theta_1$ (°)	$\theta_2$ (°)
DP600	96.6	84.8	98.4	83.7
DP780	99.8	83.9	100.6	82.7
DP780 CR	99.6	84.1	100.2	82.8
TRIP780	98.5	84.8	99.2	82.7
TWIP940	99.2	84.9	99.4	82.8

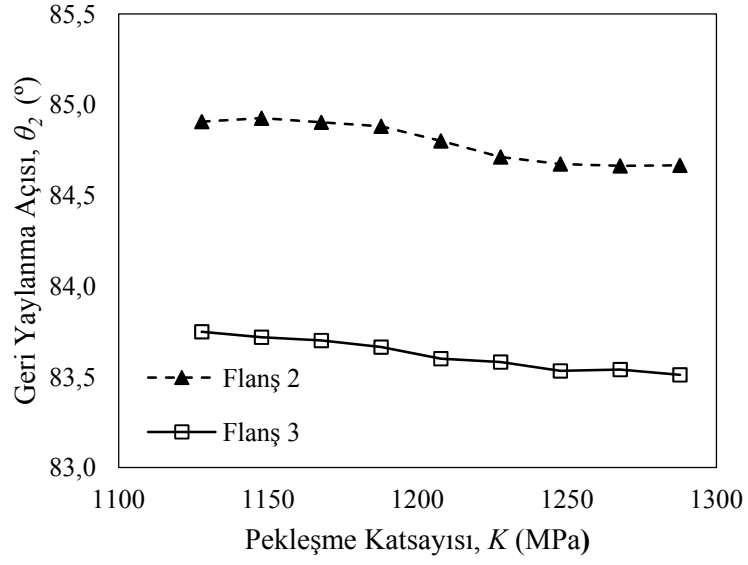
En fazla geri yaylanma DP780 çeliğinde en az geri yaylanma ise DP600 çeliğinde görülmüştür. Bunun temel nedeninin akma gerilmesinden kaynaklandığı düşünülmektedir. Ancak pekleşme katsayısı ve pekleşme üstelinin geri yaylanma üzerindeki etkileri de incelenmelidir.

#### 4.1.2. Pekleşme Katsayısı ve Pekleşme Üstelinin Geri Yaylanma Davranışı Üzerindeki Etkisi

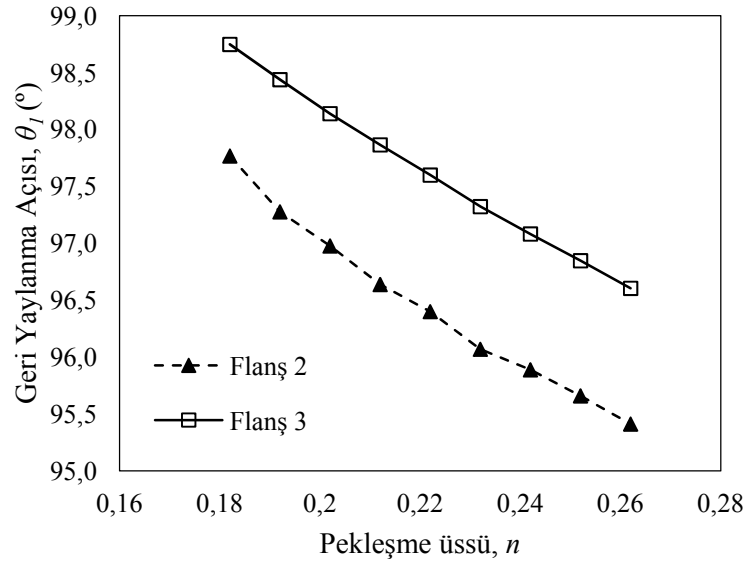
Pekleşme katsayısı ve üstelinin geri yaylanma davranışı üzerindeki etkisinin gözlemlenmek için DP600 çelik malzeme ele alınmıştır. Malzemenin pekleşme katsayısı ( $K$ ) ve pekleşme üsteli ( $n$ ) değiştirilerek analizler gerçekleştirilmiştir. Malzemenin diğer mekanik özellikleri sabit tutulmuş ve sonlu elemanlar modelinde ve analizinde herhangi bir değişiklik yapılmamıştır. Elde edilen olan sonuçlar Şekil 4.4, 4.5, 4.6 ve 4.7'de verilmiştir.



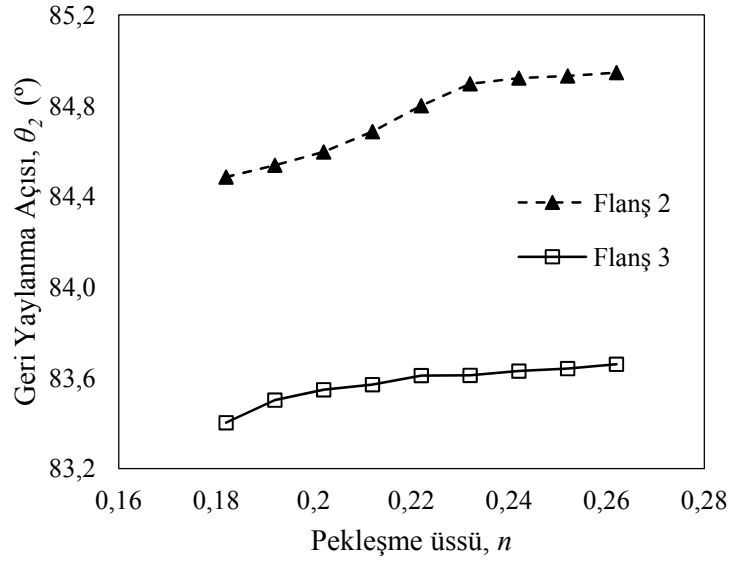
Şekil 4.4. Flanş 2 ve 3 için pekleşme katsayısının geri yaylanma açısı  $\theta_1$  üzerindeki etkisi



Şekil 4.5. Flanş 2 ve 3 için pekleşme katsayısının geri yaylanma açısı  $\theta_2$  üzerindeki etkisi



Şekil 4.6. Flanş 2 ve 3 için pekleşme üstelinin geri yaylanma açısı  $\theta_1$  üzerindeki etkisi

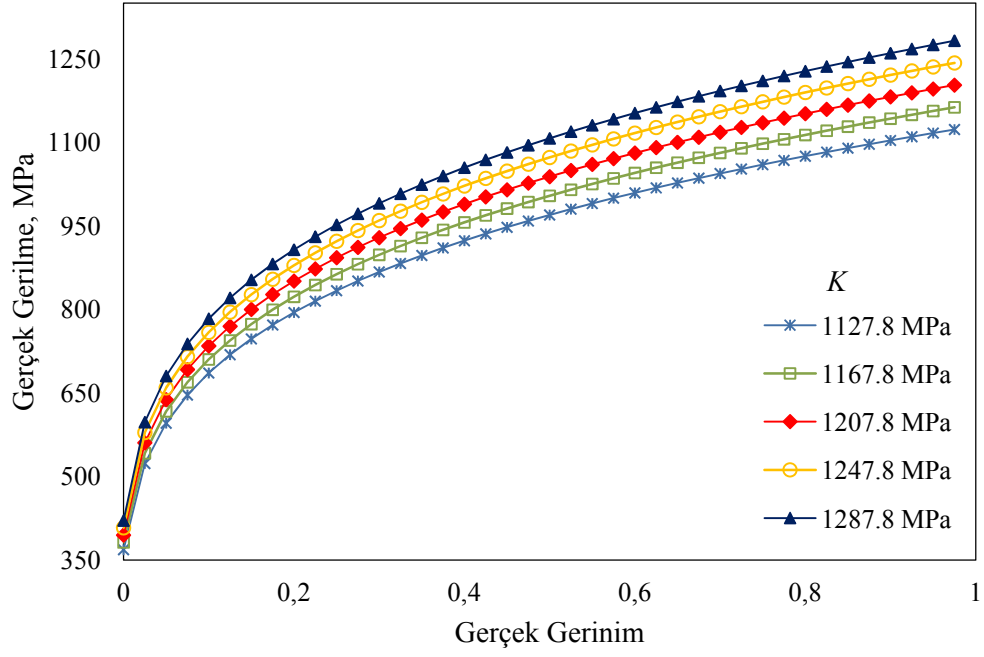


Şekil 4.7. Flanş 2 ve 3 için pekleşme üstelinin geri yaylanma açısı  $\theta_2$  üzerindeki etkisi

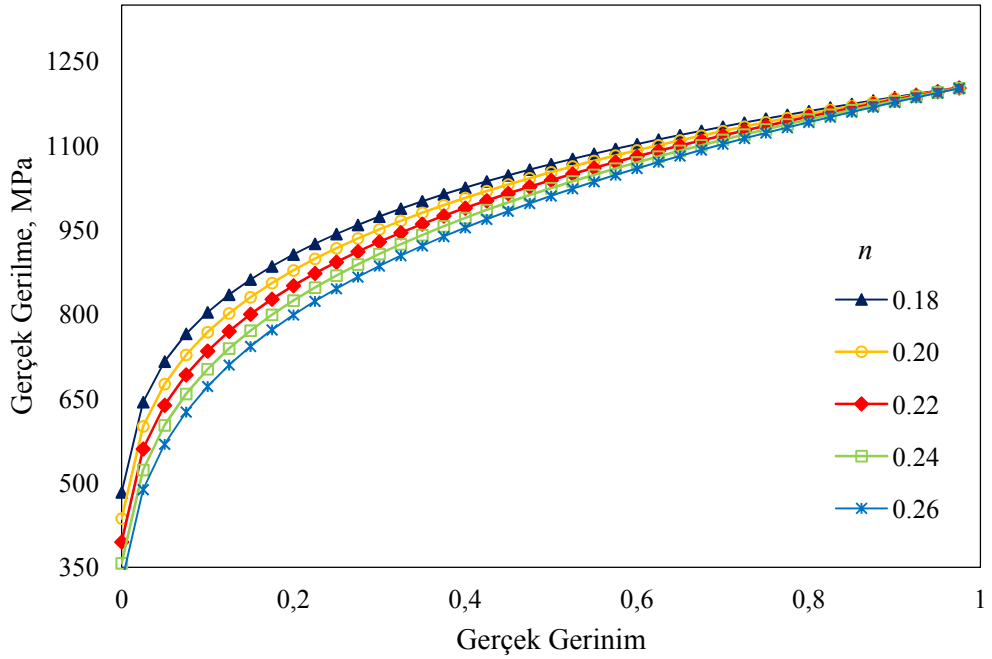
Benzetim sonuçlarına göre, pekleşme katsayısı ( $K$ ) arttıkça, geri yaylanma açısının da arttığı görülmektedir. Bunu temel sebebi,  $K$  değeri arttıkça malzemenin daha mukavemetli hale gelmesi ve plastik deformasyon için daha fazla gerilme uygulanması gerekliliğidir. Diğer bir ifadeyle, aynı gerilme altında, yüksek pekleşme katsayısına sahip malzemede daha az plastik deformasyon görülmektedir.

Pekleşme üstelinin geri yaylanma üzerinde, pekleşme katsayısının tersi bir etkisi söz konusudur. Pekleşme üsteli  $n$ , arttıkça geri yaylanma miktarı azalmaktadır. Pekleşme üsteli malzemenin gerçek gerilme-gerinim eğrisinin eğimini ifade etmektedir. Grafiklerden, pekleşme katsayısının  $\theta_2$  açısı üzerinde  $\theta_1$  açısına kıyasla daha az etkisi olduğu görülmüştür.

Pekleşme katsayısı ve pekleşme üstelinin malzemenin plastik bölgedeki davranışını dolayısıyla geri yaylanma davranışını incelemek için gerilme-gerinim eğrileri çizdirilmiştir. Gerilme-gerinim eğrileri Swift pekleşme kuralına göre oluşturulmuştur. Şekil 4.8 ve Şekil 4.9'da farklı  $K$  ve  $n$  değerleri için Swift pekleşme kuralına göre gerçek gerilme ve gerçek gerinim eğrileri çizilmiştir.



Şekil 4.8. Farklı pekleşme katsayıları ( $K$ , MPa) için gerilme-gerinim (gerçek) eğrileri



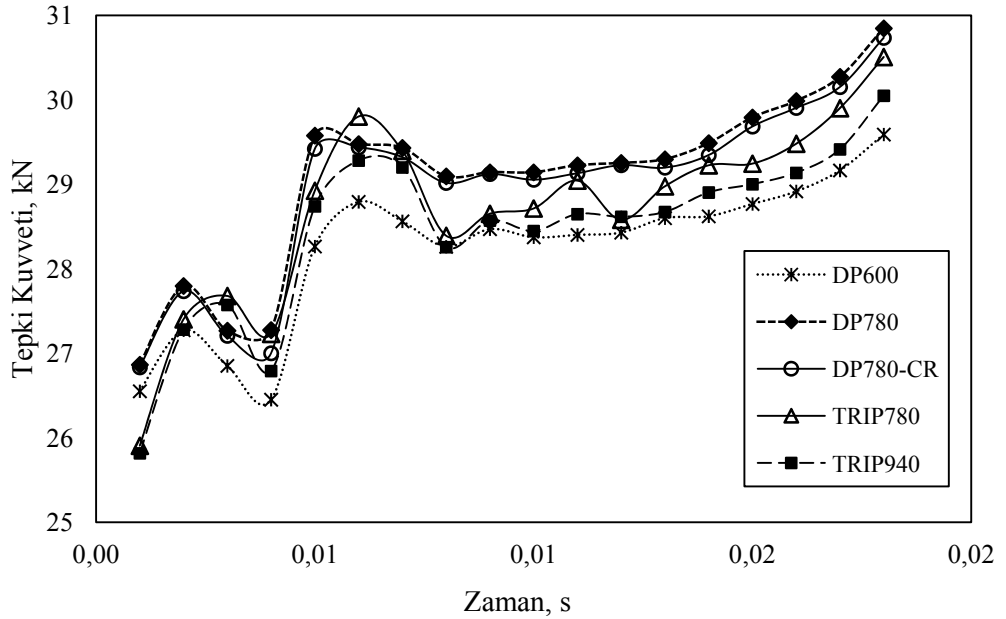
Şekil 4.9. Farklı pekleşme üsteli ( $n$ ) için gerilme-gerinim (gerçek) eğrileri

Pekleşme katsayısı arttıkça, malzemenin plastik bölgedeki davranışı belirgin bir şekilde değişmektedir.  $K$  değeri arttıkça, malzemenin şekil verilebilirliğini düşürmektedir ve aynı büküm işlemi şatları altında daha fazla geri yaylanma gözlenmektedir.

Şekil 4.9’da da gösterildiği gibi,  $n$  değeri arttıkça, Swift pekleşme kuralına göre çizilen eğrinin eğimi artmaktadır. Dolayısıyla  $n$  değerinin artması malzemenin şekil verilebilirliğini artırmaktadır.

#### 4.1.3. Yüksek Mukavemetli Çeliklerin Büküm İşlemi İçin Gereken Pres Kuvvetinin Belirlenmesi

Benzetimlerde kullanılan geliştirilmiş yüksek mukavemetli çeliklerin plastik davranışları birbirinden farklı olduğundan, her bir malzemenin bükümü için de farklı bir pres kuvveti gerekmektedir. Bu doğrultuda benzetimi yapılan büküm işlemi boyunca sac tarafından zımbaya uygulanan tepki kuvveti hesaplanmıştır. Şekil 4.10’da her bir malzemenin bükümü sırasında zımba üzerine etki eden tepki kuvvetindeki değişim verilmiştir.



Şekil 4.10. Farklı malzemeler için sac tarafında zımbaya etki eden tepki kuvvetinin büküm işlemi boyunca değişimi



Tepki kuvveti, zımbanın sac üzerinde oluşturduğu basıncın efektif temas alanına bölünmesi ile belirlenmektedir. Sonuçlarda görülen dalgalanmalar temas durumundaki değişiklikten kaynaklanmaktadır. Ani düşüşler ve yükselmeler büküm sırasında zımba ve sac arasındaki temas durumundaki ani değişimden kaynaklanmaktadır. Benzetim çalışmaları ile elde edilen tepki kuvveti ile büküm işleminin gerçekleştirileceği presin kapasitesi hakkında ön bilgiler sunmaktadır ve tasarım aşamasında elde edilen bu sonuçların dikkate alınması gereklidir.

Sonuçlar incelendiğinde, tepki kuvveti ve akma gerilmesi arasında bir ilişki olduğu görülmüştür. Akma gerilmesi arttıkça daha yüksek bir tepki kuvveti oluşmuştur. Yani, yüksek akma gerilmesine sahip çeliklerin büküm işleminde daha yüksek pres kuvvetleri gereklidir. Malzemelerin akma gerilmeleri, oluşan en yüksek tepki kuvveti ve başlangıç tepki kuvveti Çizelge 4.3'te verilmiştir.

Çizelge 4.3. Malzemelerin akma gerilmeleri, başlangıç durumundaki ve en yüksek zımba tepki kuvvetleri

Malzeme	Akma Gerilmesi (MPa)	Başlangıç tepki kuvveti (kN)	En yüksek tepki kuvveti (kN)
DP600	395.0	26.6	29.6
DP780	523.0	26.9	30.8
DP780-CR	502.0	26.8	30.7
TRIP780	482.0	25.9	30.5
TWIP940	468.1	25.8	30.0

DP600 çeliği daha kolay plastik deformasyona uğramıştır. Bunun temel sebebi, akma gerilmesinin diğer çeliklere kıyasla daha düşük olmasıdır. Ancak DP600 çeliğinin en büyük dezavantajı kopma noktasının düşük değere sahip olmasıdır. Bu da çarpışma gibi yüksek enerji soğurmanın gerekli olduğu durumlarda istenilmeyen bir özelliktir. TWIP940 çeliğinde, DP600 çeliğe kıyasla, daha yüksek geri yaylanma davranışı gözlenmiştir. Ancak, TWIP940 çeliğinin görece çok daha yüksek çekme gerilmesi ve tokluğa sahip olması büyük bir avantaj sağlamaktadır. Ayrıca, DP600 çeliğe nazaran

daha yüksek çekme gerilmesine ve tokluk değerine sahip DP780 ve DP780-CR çeliğine göre daha düşük geri yaylanma görülmüştür. Yine çift fazlı çeliklerle kıyaslandığında, TWIP940 çeliğinde plastik deformasyon için daha düşük kuvvete gereksinim duyulmaktadır.

#### 4.2. Tartışma

Geliştirilmiş yüksek mukavemetli çeliklerin geri yaylanma davranışındaki farklılığın temel sebebi, akma gerilmeleri arasındaki farktır. En fazla geri yaylanma akma gerilmesi en yüksek olan DP 780 çeliğinde, en az geri yaylanma ise akma gerilmesi en düşük olan DP 600 çeliğinde görülmüştür. Büküm sırasında, malzemenin tarafsız düzlemi kaymaktadır. Tarafsız düzlemin etrafındaki belirli bir bölgede, uygulanan büküm işlemine bağlı olarak, gerilme plastik deformasyon yaratacak düzeye ulaşamaz ve elastik deformasyon oluşur. Saca etki eden gerilme durumu, sac malzemenin mekanik özelliklerinden bağımsızdır ve büküm işleminin parametrelerine bağlıdır. Ancak malzemenin akma gerilmesi, mevcut büküm şartları altında malzemenin plastik deformasyon seviyesini belirlemektedir. Bu nedenle yüksek akma gerilmesine sahip geliştirilmiş yüksek mukavemetli çeliklerde daha fazla geri yaylanma görülmüştür.

Akma gerilmesinin yanı sıra pekleşme katsayısı ve pekleşme üstelinin de geri yaylanma davranışı üzerinde belirgin etkileri bulunmaktadır. Pekleşme katsayısı  $K$  arttıkça geri yaylanma artmakta, pekleşme üsteli  $n$  arttıkça geri yaylanma azalmaktadır. Çizelge 4.1'de verildiği üzere, en düşük  $K$  değerine DP600 ve en yüksek  $K$  değerine TWIP940 çeliği sahiptir. Yine düşük  $n$  değerine DP600 ve en yüksek  $n$  değerine TWIP940 çeliği sahiptir. Akma gerilmesi, pekleşme katsayısı ve pekleşme üsteli değerlerine bütünsel bir şekilde bakıldığında DP600 çeliğinde en düşük geri yaylanma gözlenmesi beklenmektedir ve Çizelge 4.2'de verilen sonlu elemanlar yöntemi sonuçları bu yaklaşımı doğrulamaktadır. Aynı yaklaşım doğrultusunda TWIP940 çeliği incelendiğinde, pekleşme katsayısının diğer çeliklere kıyasla en yüksek olduğu görülmüştür. Bu durum geri yaylanma miktarının artmasına neden olacaktır. Ancak yine TWIP940 çeliğinde pekleşme üsteli en yüksek

değerdedir ve yüksek pekleşme üstelinde daha düşük geri yaylanma beklenmektedir. Sonuç olarak TWIP940 çeliğinde DP780 ve DP780-CR çeliğine göre daha düşük geri yaylanma görülmüştür.

Malzeme seçiminde geri yaylanma durumunun yanı sıra çeliğin şekil verilebilirliği ve yüksek dayanım özellikleri ön plana çıkmaktadır. Sırasıyla, Şekil 4.1 ve 4.2'de benzetim çalışmalarında kullanılan geliştirilmiş yüksek mukavemetli çeliklerin geçek ve mühendislik gerilme-gerinim eğrileri verilmiştir. Pekleşme üstelinin artması ile malzeme şekil verme sırasında oluşabilecek hasarlara daha dayanıklı hale gelmektedir. Buna göre yüksek pekleşme üsteline sahip çeliklerde hasar oluşumu daha yüksek gerilme altında gözlenmektedir ve bu çeliklerin tokluk değerleri yüksektir. Şekil 4.9'da çizilen eğrilerden de görüleceği gibi Aynı gerilme değeri altında, yüksek  $n$  değerine sahip malzeme daha yüksek bir gerinim değerine ulaşmaktadır. Yani düşük gerilme altında daha yüksek plastik deformasyona uğramaktadır.

## 5. GERİ YAYLANMANIN TELAFİSİ

Geri yaylanma davranışı doğrusal bir sistem olmadığından, pek çok parametreye bağlı olmakla birlikte parametrelerin de birbiri ile olan ilişkisi geri yaylanma davranışını etkilemektedir. Geri yaylanma üzerinde etkili olan parametrelerin en uygun değerlerinin seçilmesi ile geri yaylanma etkili bir şekilde azaltılabilir.

Geri yaylanma üzerine etki eden faktörleri 3 grupta toplayabiliriz,

### 1. Kalıp tasarımından kaynaklanan faktörler

- Zimba ve kalıp yuvarlatma yarıçapları
- Baskı plakası kuvveti
- Yağlama (sürtünme katsayısı)
- Kalıp boşluğu

### 2. Malzemedan kaynaklanan faktörler

- Elastiklik modülü ( $E$ ), pikleşme üssü ( $n$ ), pikleşme katsayısı ( $K$ ), akma gerilmesi ( $\sigma_Y$ ) gibi malzemenin mekanik özellikleri
- Malzeme anizotropisi
- Sürtünme katsayısı

### 3. Geometrik parametreler

- Sac kalınlığı
- Sac genişliği

Geri yaylanma miktarının azaltılmasına yönelik yapılan çalışmalarda öncelikli olarak her bir parametrenin geri yaylanma üzerindeki etkileri incelenmelidir. Samuel vd. [17] U-kanal büküm problemini incelediği çalışmasında, artan baskı plakası kuvveti ile geri yaylanma miktarının ve yan duvardaki kıvrılmanın azaldığını, dişi kalıp yuvarlatmasının yarıçapındaki azalmanın daha fazla geri yaylanmaya mahal verdiğini göstermiştir. Esat vd. [21] farklı kalınlıklarda farklı mekanik özelliklere sahip alüminyum malzemelerin geri yaylanma davranışlarını incelemiştir. Bu çalışmada, akma gerilmesi arttıkça geri yaylanmanın da arttığını gözlemişlerdir.

Gan ve Wagoner [20], geri yaylanma düzeltme metodu adını verdikleri metotta, geri yaylanma miktarını en aza indirecek kalıp geometrisinin elde edilmesini amaçlamışlardır. Bu metotta, geri yaylanmış parçanın ve hedef geometrinin yüzeyleri arasındaki fark ölçülüp, ardaki fark doğrudan dikkate alınarak kalıp geometrisinde yapılan değişiklikler ile hedef geometriye ulaşılabilir. Ancak, karmaşık geometriye sahip yüzeylerde, çok fazla yenileme (iterasyon) çalışması gerekmektedir.

Chou ve Hung [33], geri yaylanma telafisi için kullanılan muhtelif tekniklerin ne kadar etkin olduğunu incelemişlerdir. Çifte büküm yönteminin en etkili yöntem olduğunu söylemişlerdir.

İki boyutlu basit bir büküm probleminde geri yaylama miktarı, günümüzde de kullanılan aşağıdaki metotlarla azaltılabilir;

1. Malzeme istenilen forma gelene kadar aşırı miktarda bükülebilir.
2. Malzeme plastik deformasyon oluşturacak çekme etkisi altında bükülebilir.
3. Kalıp ve zimba arasında negatif boşluk bırakılabilir. Bu durum 2 numaralı madde ile alakalıdır, böylece her iki yüzeyde de malzeme çekme etkisi altında olacaktır.
4. Karmaşık geometrilerde, baskı plakası kuvvetinin artırılması geri yaylanmanın azaltılması için kullanılabilir. Fakat baskı plakası kuvvetinin belirli bir değeri aşması sacın yırtılmasına neden olmaktadır.
5. Vurma (coining) etkisi ile sacın iç ve dış yüzeyleri çekmeye maruz kalır [76].

Bu bölümde, öncelikli olarak U-kanal büküm problemi ele alınmış ve baskı plakası kuvveti, kalıp boşluğu gibi işlem parametrelerinin geri yaylanma davranışı üzerindeki etkileri incelenmiştir. Daha sonra, 7-flanş tasarımında ortaya çıkan geri yaylanma miktarının en aza indirilmesi için baskı plakası kuvveti uygulamasını içeren yeni bir metot sunulmuştur. Bu metotta, baskı plakası kuvveti düzenli dağılmamaktadır ve sacın her bir bölgesine farklı bir baskı plakası kuvveti etkimektedir. Son olarak, yine U-kanal büküm problemi dikkate alınarak, süzdürme çubuğu geometrisinin geri yaylanan davranışı üzerindeki etkisi incelenmiştir.

### 5.1. Büküm Parametrelerinin Geri Yaylanma Davranışı Üzerine Etkileri

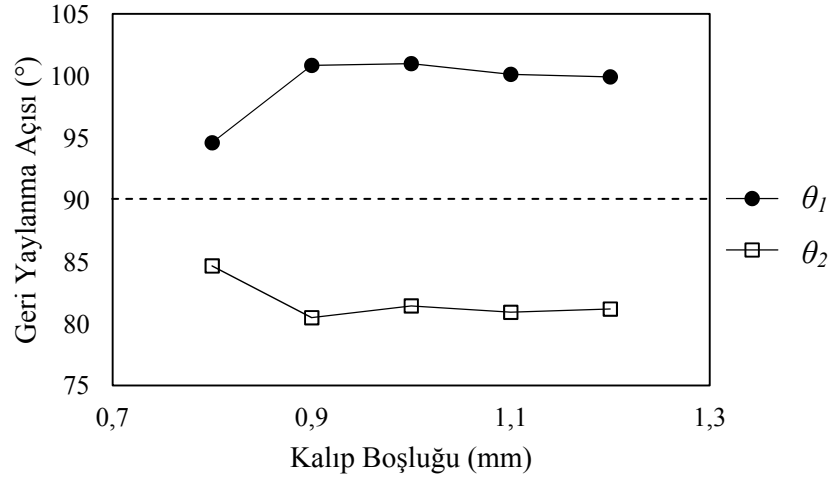
U-kanal büküm için gerçekleştirilen sonlu elemanlar analizlerinin deneylerle doğrulanması 3. bölümde detaylı olarak anlatılmıştır. Bu bölümde, U-kanal büküm işleminde kullanılan büküm parametrelerinin (Çizelge 5.1) geri yaylanma üzerindeki etkileri incelenmiştir.

Çizelge 5.1. U-kanal büküm işlemi için belirlenen büküm parametreleri

Parametre			
Kalıp Boşluğu (mm)	Sürtünme Katsayısı	Baskı Plakası Kuvveti (Üst Değeri) (kN)	Sac Kalınlığı (mm)
0.8	0.090	52	0.70
0.9	0.108	61.5	0.75
1.0	0.125	71	0.80
1.1	0.143	80.5	0.85
1.2	0.160	90	0.90

Baskı plakası kuvveti büküm işlemi boyunca doğrusal olarak artmaktadır. Çizelge 5.1'de baskı plakasının büküm sonunda ulaştığı üst değer verilmiştir. 70 mm'lik kurs boyunca baskı plakası alt değerinden 1.52 eğimle doğrusal olarak artmaktadır. Kuvvetteki artış belirlenirken, 3. Bölümde sunulan U-kanal büküm problemi için gerçekleştirilen deneyler dikkate alınmıştır.

Her bir parametrenin, Çizelge 5.1'de verilen değerleri değiştirilip, diğer parametreler sabit tutularak benzetimler gerçekleştirilmiştir. Böylece, her bir parametredeki değişimin geri yaylanma davranışı üzerindeki etkileri incelenmiştir. Kalıp boşluğundaki değişimin geri yaylanma üzerindeki etkisi Şekil 5.1'de verilmiştir.



Şekil 5.1. Kalıp boşluğunun geri yaylanma açıları  $\theta_1$  ve  $\theta_2$  üzerindeki etkisi. Hedef açı  $90^\circ$ 'dir.

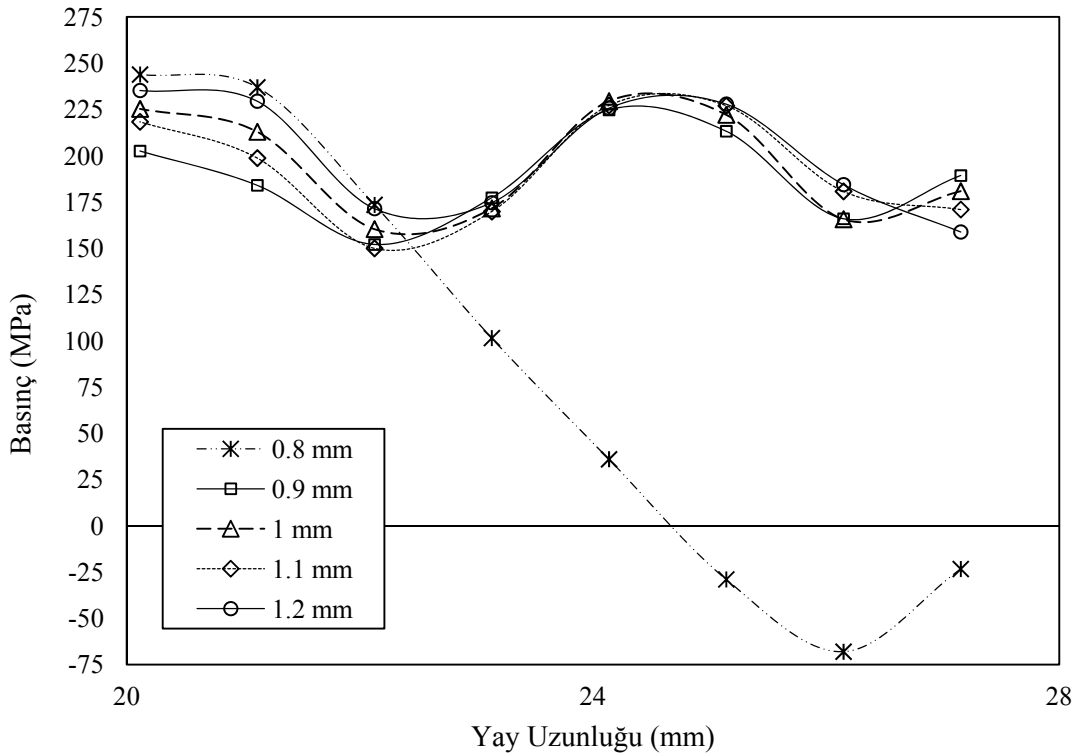
Analizlerde sac kalınlığı 0.8 mm olarak kullanılmıştır. Şekil 5.1'e göre kalıp boşluğu sac kalınlığı ile aynı olduğunda en az geri yaylanma gözlenmiştir. Diğer bir deyişle, kalıp boşluğu arttıkça geri yaylanma ilk olarak artmış ve kalıp boşluğu 0.9 mm'nin üzerine çıktığında tekrar azalmıştır. Bu durumun oluşmasında iki faktörün temel olarak etkili olduğu düşünülmektedir. İlk olarak, kalıp boşluğu arttıkça büküm açısı küçük miktarda da olsa artmaktadır. Açıdaki bu küçük değişim, geri yaylanma açısının da artmasına sebep olmaktadır.

Bir diğer muhtemel etki, kalıp boşluğunun değişmesi ile temas durumunun değişmesidir. Temas durumunun değişmesiyle vurma (coining) kuvveti ortaya çıkmaktadır. Vurma kuvvetinin etkisi ile sac yüzeyine kalıp elemanları tarafından baskı uygulanmaktadır. Basmanın etki ettiği temas yüzeyinde normal ve kayma olmak üzere iki kuvvet oluşmaktadır. Kaymanın etkisi ile sac çekmeye maruz kalmaktadır. Normal kuvvet ise, büküm işlemi sonrasında oluşan geri yükleme (unloading) momentinin etkisini yok etmektedir. Sonuç olarak vurma etkisi ne kadar yüksekse geri yaylanma o kadar azalacaktır.

Kalıp boşluğu değiştikçe vurma etkisinin nasıl değiştiğini görmek için, sac büküldükten sonra, sac yüzeyine etki eden basınç dağılımı üç farklı bölge için

incelenmiştir. Birinci bölge sacın zımba etrafında büküldüğü bölge, ikinci bölge sacın dişi kalıp etrafında büküldüğü bölgedir ve üçüncü bölge yan duvar olarak belirlenmiştir. Birinci ve ikinci bölgede, sacın iç yüzeyinden basınç etki etmektedir ve sacın üst yüzeyi herhangi bir yüzeyle temas halinde değildir. Üçüncü bölgede, sacın her iki yüzeyi de kalıp elemanları (zımba ve dişi kalıp) ile temas halindedir.

Şekil 5.2’de zımba bölgesi için farklı kalıp boşluğu durumlarında saca etki eden basınç dağılımı verilmiştir.



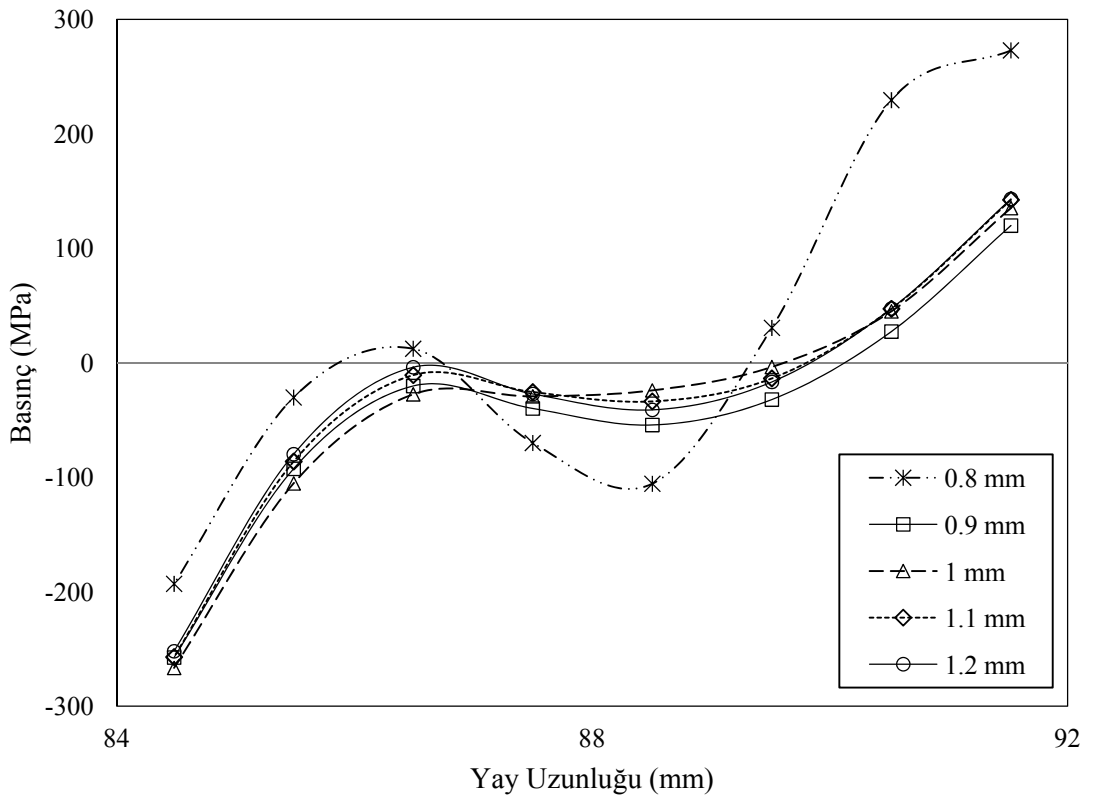
Şekil 5.2. Zımba bölgesi için farklı kalıp boşluğu durumlarında sac yüzeyine etki eden basınçtaki değişim

Kalıp boşluğunun sac kalınlığına eşit olduğu durumda, yüzeye etki eden basınç yan duvara yaklaştıkça azalmış ve negatif değere ulaşmıştır. Basıncın negatif olması vurma etkisinin oluştuğunu göstermektedir. Kalıp boşluksuz kapandığından, bükümün son aşamasında dişi kalıp yan yüzeyinin saca baskı uyguladığı düşünülmektedir. Dişi kalıbın uyguladığı basınç ters yönde olduğundan, 0.8 mm’lik kalıp boşluğunda sacın iç yüzeyine etki eden basınç gittikçe azalmıştır. Kalıp



boşluğu arttıkça sac boşluklu bir şekilde büküleceğinden böyle bir etki görülmemiştir.

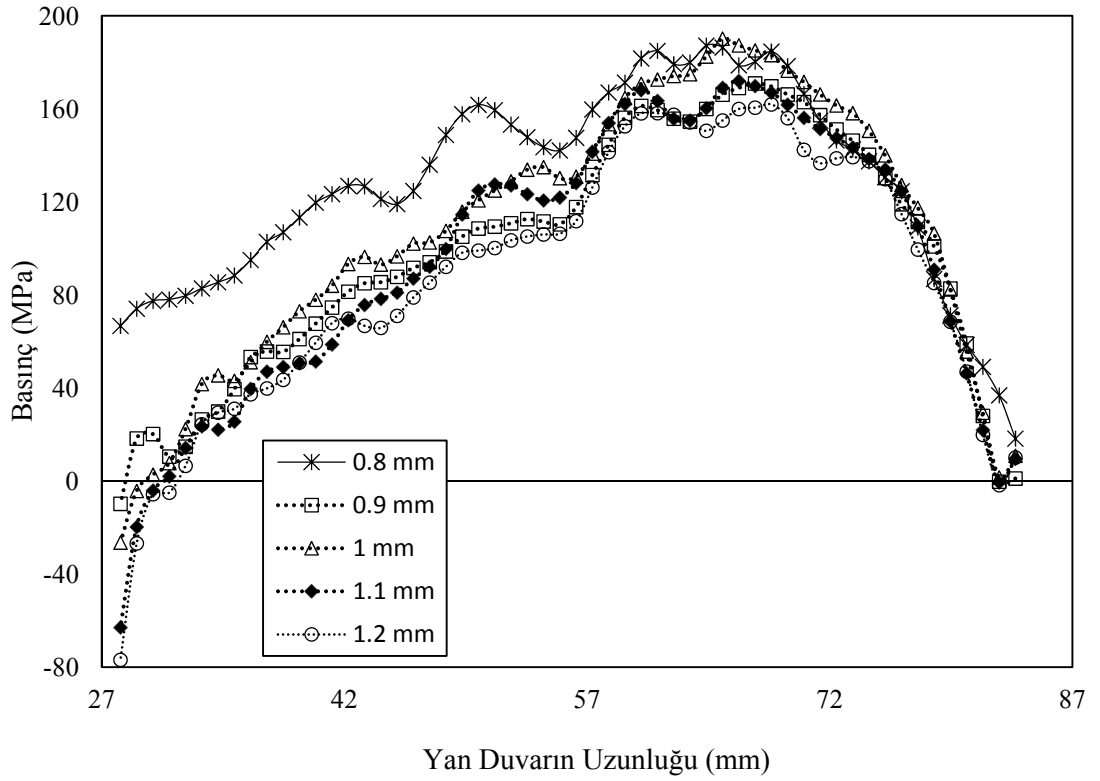
Zımba bölgesindeki benzer bir durum, 0.8 mm'lik kalıp boşluğu için dişi kalıp bölgesinde de görülmüştür. Şekil 5.3'te dişi kalıp bölgesi için sac yüzeyine etki eden basıncın kalıp boşluğu ile değişimi gösterilmiştir. Dişi kalıp bölgesinde yan duvara yakın bölgede basınç negatifken, sacın eteklerine doğru basınç artmaktadır.



Şekil 5.3. Dişi kalıp bölgesi için farklı kalıp boşluğu durumlarında sac yüzeyine etki eden basınçtaki değişim

Özellikle yan duvardaki kıvrım, geri yaylanmayı artırıcı yönde etki etmektedir. Zımba ve dişi kalıp bölgelerinde yapılan incelemelerde, bu bölgelerde geri yaylanma miktarının çok düşük olduğu ve farklı kalıp boşluğu için önemli bir miktarda değişim oluşmadığı görülmemiştir. Ancak, yan duvardaki kıvrılma geri yaylanma davranışını büyük ölçüde tetiklemektedir.

İncelenen problemde, sac gerdirilerek bükülmektedir. Sac öncelikle dişi kalıp yuvarlatması etrafında bükülmekte, daha sonra ise gerdirme kuvvetinin etkisi ile çekmeye maruz kalmaktadır. Gerilme durumundaki bu değişim ve sacın bükülürken kalıp yüzeyleriyle temas durumu dikkate alındığında, yan duvarda karmaşık bir deformasyon durumu beklenmektedir. Yan duvara etki eden basıncın değişimi farklı kalıp boşluğu durumları için Şekil 5.4'te gösterilmiştir. Yan duvar hem dişi kalıp hem de zımba yüzeyi ile temas halinde olduğundan, saca etki eden net basınç değeri dikkate alınmıştır.

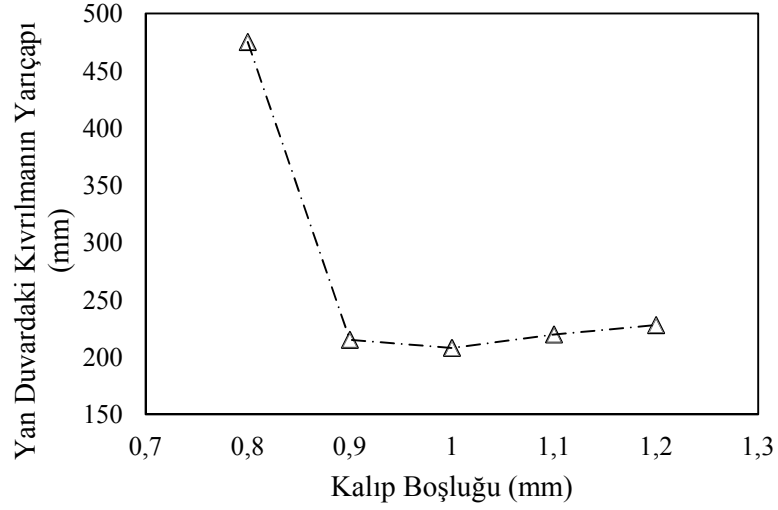


Şekil 5.4. Yan duvar bölgesi için farklı kalıp boşluğu durumlarında sac yüzeyine etki eden basınçtaki değişim

0.8 mm kalıp boşluğunda, özellikle yan duvar bölgesindeki basınç durumu oldukça farklıdır. Bu kalıp boşluğunda, yan duvarda basınç çok daha üst değerlere ulaşmaktadır. Kalıp boşluğu değeri sac kalınlığı ile aynı olduğunda, sac boşluksuz olarak bükülmektedir ve her bir kalıp elemanı yüzeyiyle temas halindedir. Kalıp boşluğu arttıkça, sacın daha rahat bir şekilde bükümü gerçekleşmektedir ve sacın temasta olduğu yüzey alanı azalmaktadır. Böylece saca etkiyen sürtünme etkisi ve

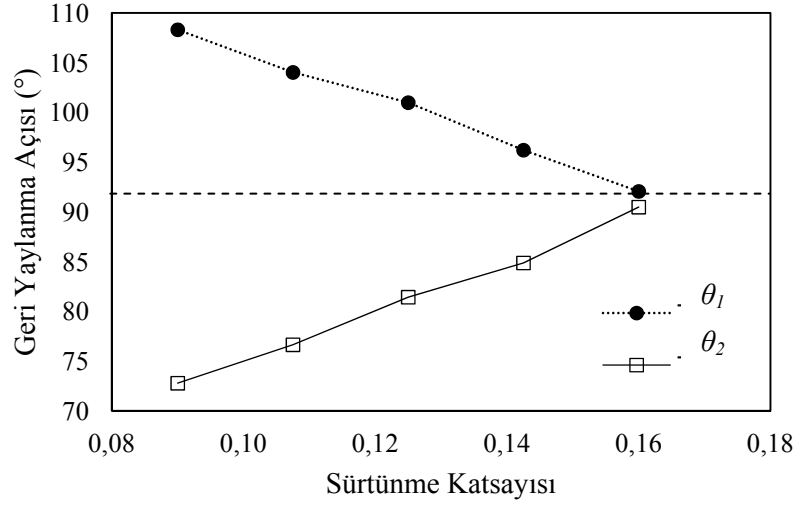
dolayısıyla basınç değişmektedir. Şekil 5.5'te de gösterildiği gibi kalıp boşluğu arttıkça basınç azalmaktadır. Sonuç olarak vurma etkisi azalmakta, geri yaylanma ve yan duvardaki kıvrılma artmaktadır.

Basıncıdaki bu değişim sürtünme ve dolayısıyla gerdirme durumunu etkileyeceğinden, yan duvara etki eden basınç arttıkça kıvrılmanın da azalması beklenmektedir. Şekil 5.5'te kalıp boşluğunun yan duvardaki kıvrılma yarıçapının arasındaki ilişki verilmiştir.



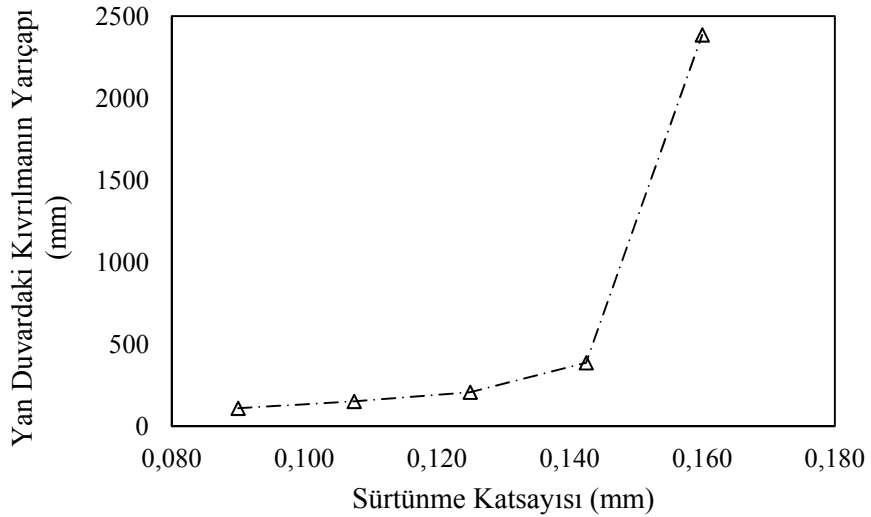
Şekil 5.5. Kalıp boşluğunun yan duvardaki kıvrılma üzerindeki etkisi

Şekil 5.6'da sürtünme katsayısındaki değişimin geri yaylanma üzerindeki etkisi verilmiştir. Sürtünme katsayısı arttıkça geri yaylanma azalmıştır.



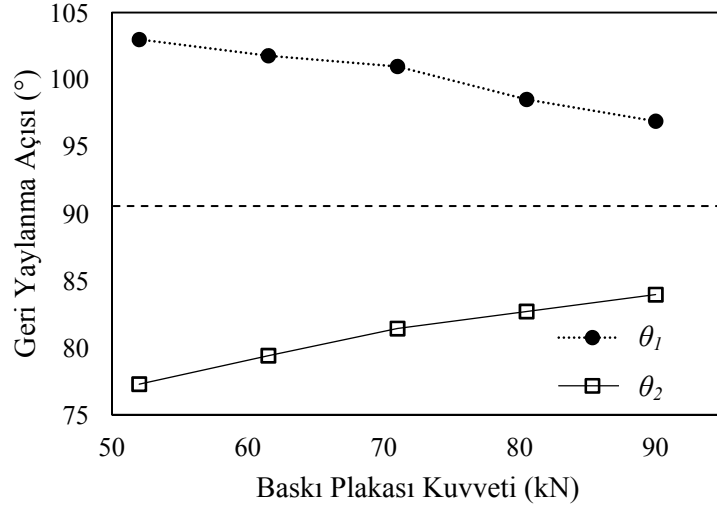
Şekil 5.6. Sürtünme katsayısının geri yaylanma açıları  $\theta_1$  ve  $\theta_2$  üzerindeki etkisi. Hedef açı  $90^\circ$ .

Sac gerdirilerek büküldüğünden, sürtünme katsayısı arttıkça saca etki eden çekme kuvveti artmaktadır. Yan duvar bölgesinde de benzer bir durum olduğundan, Şekil 5.7'de de verildiği gibi sürtünme katsayısı arttıkça yan duvardaki kıvrılma azalacaktır.

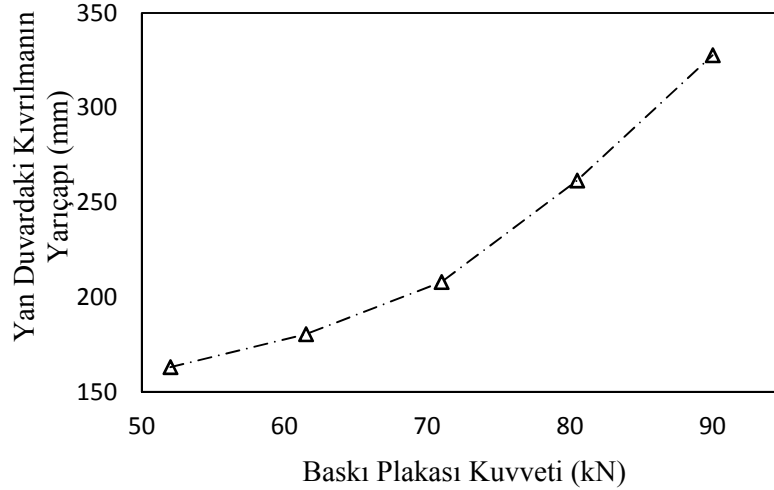


Şekil 5.7. Sürtünme katsayısının yan duvardaki kıvrılma üzerindeki etkisi

Sürtünme katsayısındaki artışın yarattığı etkiye eş bir durum, baskı plakası kuvvetinin artmasında da gözlenmiştir. Baskı plakası kuvveti arttıkça hem geri yaylanma hem de yan duvardaki kıvrılma azalmıştır (Şekil 5.8 ve Şekil 5.9).



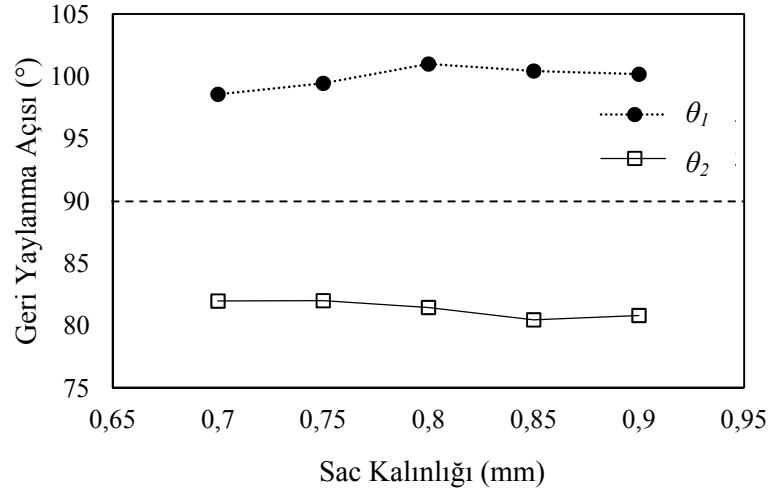
Şekil 5.8. Baskı plakası kuvvetinin geri yaylanma açıları  $\theta_1$  ve  $\theta_2$  üzerindeki etkisi. Hedef açı  $90^\circ$ 'dir.



Şekil 5.9. Baskı plakası yan duvardaki kıvrılma üzerindeki etkisi

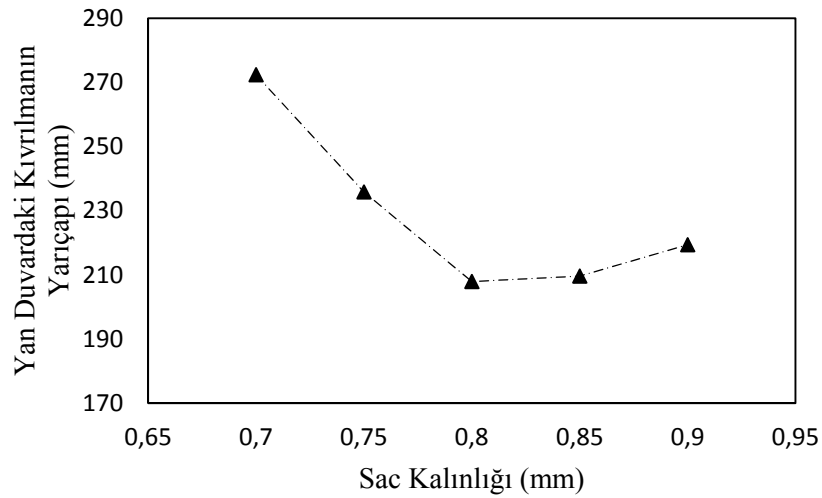
Sürtünme kuvveti ve baskı plakası kuvvetinin artırılması geri yaylanma miktarını azaltmaktadır. Ancak, bu iki parametredeki artış sac kalınlığının azalmasına neden olmaktadır ve belirli bir değerin üstüne çıkılması ile sacda aşırı incelme ve yırtılma oluşabilir.

Geri yaylanma üzerindeki etkisi incelenen bir diğer parametre sac kalınlığıdır. Şekil 5.10 incelendiğinde, sac kalınlığı arttıkça geri yaylanma miktarının da artma eğiliminde olduğu söylenebilir.



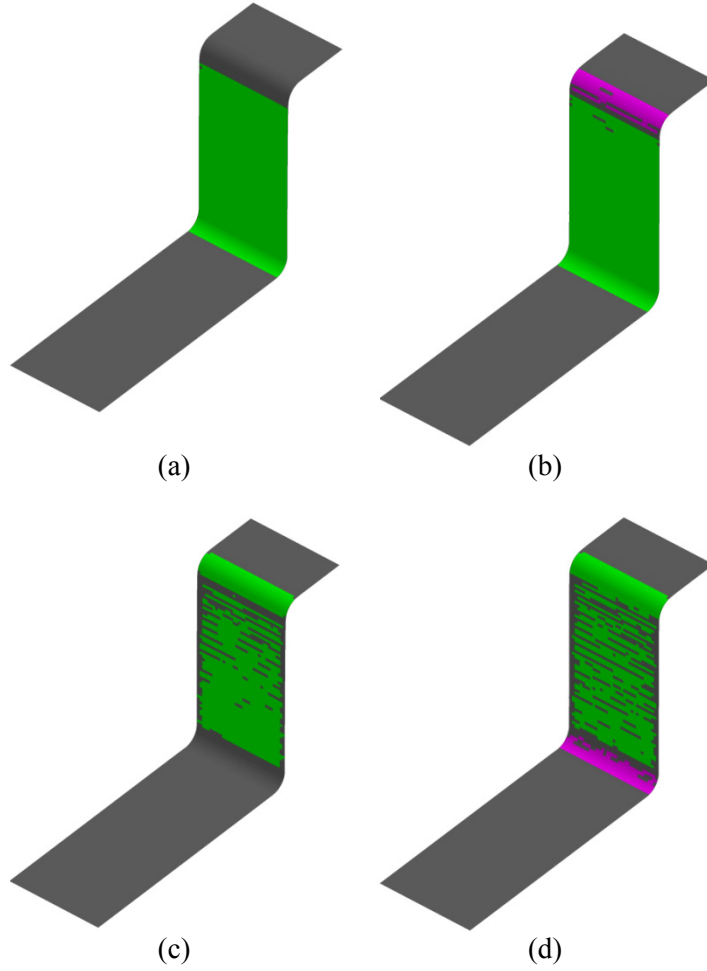
Şekil 5.10. Sac kalınlığının geri yaylanma açıları  $\theta_1$  ve  $\theta_2$  üzerindeki etkisi. Hedef açısı  $90^\circ$  dir.

Sac kalınlığının yan duvardaki kıvrılma üzerindeki etkisinin görece daha yüksek olduğu söylenebilir. Şekil 5.11’den de görüleceği üzere, sac kalınlığı arttıkça kıvrımın yarıçapı azalmıştır, diğer bir deyişle kıvrılma artmıştır. Ancak, sac kalınlığı 0.8 mm’nin üzerine çıktığında kıvrılmada, küçük miktarda da olsa, tekrar bir azalma görülmüştür.



Şekil 5.11. Sac kalınlığının yan duvardaki kıvrılma üzerindeki etkisi

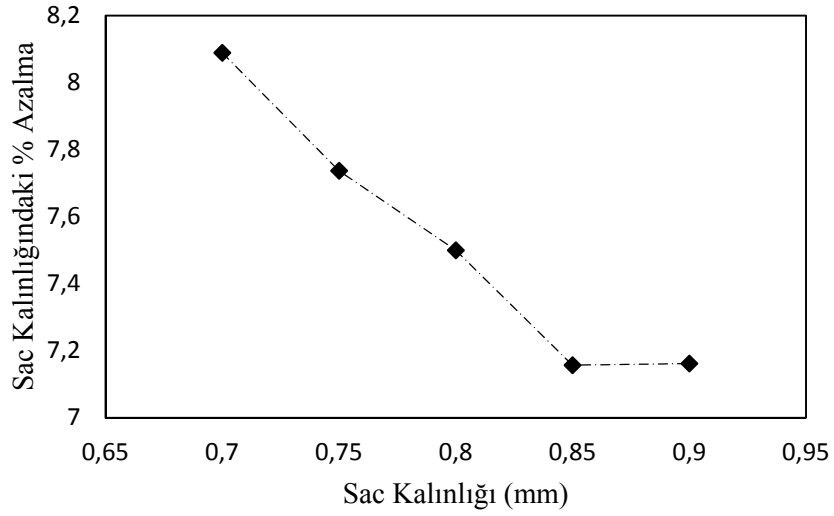
Geri yaylanmanın yanı sıra, sac kalınlığındaki değişim Şekil verilebilirliği de değiştirmektedir. Kulak oluşumu ve incelme gibi büküm işlemi sonunda oluşan kusurlar diğer işlem parametreleri kadar sac kalınlığından da etkilenmektedir. Sac kalınlığındaki değişimi incelemek için geręekleřtirilen benzetim sonuçları iğerisinden 0.7 mm ve 0.9 mm sac kalınlığı için Şekil verme limit diyagramları incelenmiştir. Şekil 5.12’de 0.7 ve 0.9 mm sac kalınlığında, sacın alt ve üst yüzeyleri için elde edilen Şekil verme limit durumları verilmiştir. Şekil verme limit durumu hakkında detaylı bilgi Bölüm 2.1.4’te sunulmuştur.



Şekil 5.12. İki ayrı sac kalınlığı için Şekil verme limit diyagramlarında sac yüzeyinin incelenmesi. Gri renk; yetersiz gerdirme kuvvetini, yeşil renk; yeterli gerdirme kuvvetini, pembe renk; kulak oluşumunu ifade etmektedir. (a) 0.7 mm sac kalınlığı için alt yüzeyin Şekil verme limit durumu. (b) 0.9 mm sac kalınlığı için alt yüzeyin Şekil verme limit durumu. (c) 0.7 mm sac kalınlığı için sacın üst yüzeyinin Şekil verme limit durumu. (d) 0.9 mm sac kalınlığı için üst yüzeyinin Şekil verme limit durumu.

Şekil verme limit diyagramlarında, izin verilebilir en fazla incelme sac kalınlığının %15'i, kalınlaşma limiti için ise sac kalınlığının %4'ü kıstas olarak belirlenmiştir.

Sac kalınlığı arttıkça geri yaylanma artma eğiliminde de olsa, sac kalınlığındaki azalma miktarı azalmaktadır (Şekil 5.13). Özellikle yüksek baskı plakası kuvveti uygulamalarında, yüksek sac kalınlığı aşırı incelme ve yırtılmaya karşı bir avantaj yaratabilir.



Şekil 5.13. Sac kalınlığı ve sac kalınlığındaki azalmanın ilişkisi

## 5.2. Düzgün Dağılmayan Baskı Plakası Kuvveti (BPK) Uygulaması

Baskı plakası kuvvetinin (BPK) yüksek değerlerde olması saca etki eden gerdirmeden kaynaklı gerilmenin artmasına neden olmaktadır. Geri yaylanmanın telafisinde etkili bir şekilde kullanılan baskı plakası kuvvetinin incelenen büküm problemlerine uygun olarak seçilmemesi, büküm işlemi sırasında sacın aşırı incelmesi, hatta yırtılma ile sonuçlanabilir. Karmaşık geometriye sahip büküm işlemlerinde, yüksek deformasyon görülen bölgelerde karşılaşılan iki temel problem, aşırı incelme ve kulak oluşumudur. Kulak oluşumu malzeme anizotropisi ve büküm geometrisi ile doğrudan ilişkili bir problemdir ve bükülmüş parça üzerinde geri yaylanmada olduğu gibi istenmeyen geometrik bozukluklara neden olmaktadır.



Kulak oluşumunu engellemenin en yaygın yolu yüksek baskı plakası kuvveti seçimi ya da süzdürme çubuğu kullanımıdır. Her iki yöntemde de sacın kulak oluşumuna mahal vermeyecek şekilde bükülmesi ve nihai ürünün yüksek kalitede olması amaçlanmaktadır.

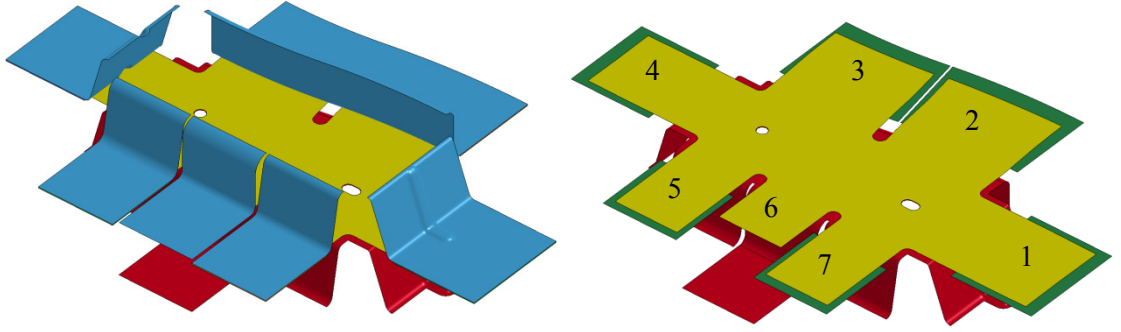
Geri yaylanma ve özellikle kulak oluşumu, bükülmüş parçanın belirli bölgelerinde daha baskın bir şekilde görülmektedir. Mevcut yöntemlerde, kulak oluşumu görülen bölgelerde süzdürme çubuğu kullanılarak ya da baskı plakası kuvveti artırılarak problem giderilmeye çalışılmaktadır. Ancak, sacın belirli bölgesinde daha yoğun bir şekilde görülen geri yaylanma ve/veya kulak oluşumunu gidermeye çalışırken, sacın geri kalanında aşırı incelme ve yırtılma oluşabilir. Bu sorunu giderebilmek için, tezin bu bölümünde yeni bir baskı plakası kuvveti uygulaması önerilmiştir.

Mevcut kalıplarda, baskı plakası kuvvetini sağlayan gazlı yaylar, sacın her bölgesine aynı miktarda etki edecek şekilde kalıbın alt grubuna yerleştirilmektedir (açıklamada tek etkili kalıp dikkate alınmıştır). Önerilen yeni yöntemde, sacın her bölgesi için ayrı baskı plakası kuvveti seçilmesi gerektiğine işaret edilmiştir. Böylelikle, aşırı incelme ve yırtılma oluşmaksızın geri yaylanmanın etkili bir biçimde azaltılması hedeflenmektedir.

Önerilen yeni yöntem, 3. Bölümde doğrulama çalışmaları gerçekleştirilmiş olan 7-flanş geometrisine uygulanmıştır. Bu problemin seçilmesindeki en büyük etken kalıbın farklı geometrik konfigürasyonlarda flanşlara sahip olması ve her bir flanşa farklı geri yaylanma açıları gözlenmiş olmasıdır. Geri yaylanma miktarını azaltmak ve önerilen yeni metodu uygulayabilmek amacıyla, öncelikli olarak, kalıbın bükme prensibi değiştirilmiştir. Deneyleri gerçekleştirilen ve LSDYNA'da doğrulama çalışmaları yapılan 7-flanş büküm probleminde sac gerdirme olmaksızın bükülmektedir.

Yapılan ilk iyileştirme ile kalıp gerdirerek büküm prensibine uygun haline getirilmiştir. Daha önceki tasarımda olduğu gibi bu tasarımda da dişi kalıp hareketli, zımba ise sabit durumdadır. Kalıbın alt grubuna baskı plakası yerleştirilmiştir ve

büküm işlemin doğru bir şekilde gerçekleştirileceği en küçük baskı plakası kuvveti yapılan benzetim çalışmaları ile belirlenmiştir. Ayrıca, sacı zımbaya doğru bastıran ve hareketini kısıtlayan plaka (tampon) iptal edilmiştir. Büküm işleminin kurs boyu, kalıp hızı, sürtünme katsayısı gibi diğer özellikleri değiştirilmemiştir. Ancak, 6 numaralı flanşın şekil verme işlemi gerdirerek büküme izin vermemektedir. Bu flanş kenar kıvrırma (bükme) yöntemi ile bükülmektedir. Büküm işleminin bu fiziksel sınırlamasından ötürü 6 numaralı flanşın büküm işlemi değiştirilmemiştir. Yapılan değişiklikler ile kalıbın ulaştığı son hal Şekil 5.17’de verilmiştir.



Şekil 5.14. Tek etkili 7 flanş çekme-bükme kalıbı katı modeli (kırmızı: zımba, sarı: sac, mavi: dişi kalıp, yeşil: baskı plakası)

İlk benzetimlerde sac, 80 kN’luk sabit baskı plakası altında bükülmüştür. Baskı plakası kuvveti sacın her yerine eşit miktarda etki edecek şekilde dağıtılmıştır.

Her bir flanş farklı geometrik özelliklere sahip olduğundan, her birinin yırtılmadan dayanabileceği baskı plakası kuvveti değeri de farklılıklar içermektedir. Her bir flanşın dayanabileceği en yüksek kuvvet değerini bulabilmek için, her bir flanş bükümü için alt modeller oluşturulmuş ve deneme yanılma yöntemi ile birbirini takip eden benzetim çalışmaları sonucunda baskı plakası kuvvetinin üst değeri belirlenmiştir.

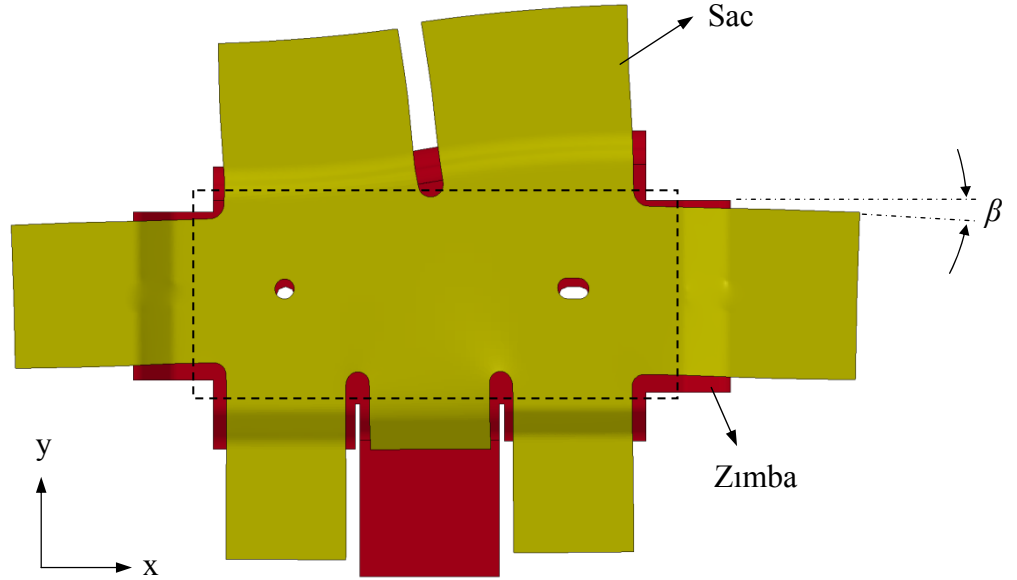
Benzetim sonuçlarında, önceden tahmin edildiği gibi, her bir flanşın dayanabileceği üst baskı plakası kuvvetinin birbirinden farklı olduğu görülmüştür. Benzetimler sabit baskı plakası kuvveti altında gerçekleştirilmiştir. Flanşların dayanımı belirlenirken,

sac kalınlığında en fazla %15'lik azalma kısıt olarak dikkate alınmıştır. Flanşların dayanabileceği üst kuvvet değerleri Çizelge 5.2'de verilmiştir.

Çizelge 5.2. Flanşların dayanabileceği üst kuvvet değerleri

Flanş Numarası	1	2	3	4	5	6	7
BPK Üst Değer (kN)	71	132	132	68	86	-	88

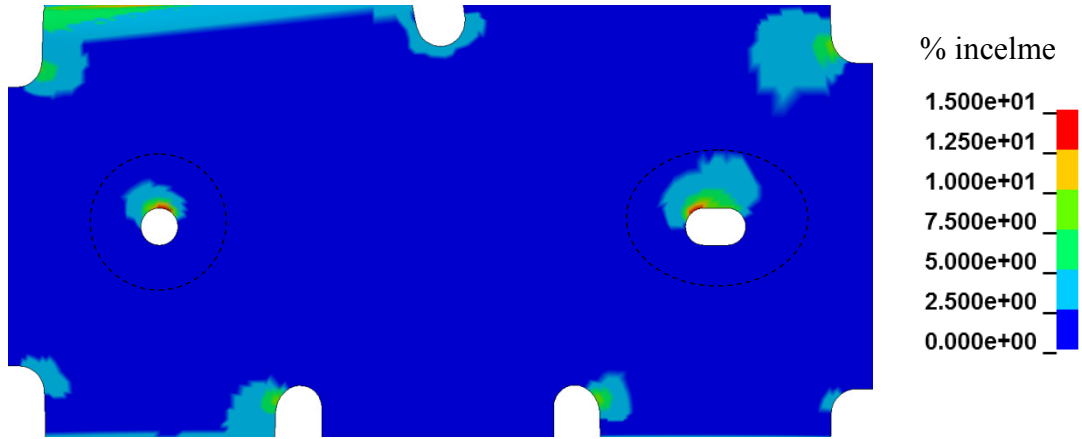
Alt modeller üzerinden her bir flanşın dayanabileceği üst kuvvet değeri bulunduktan sonra, tam model üzerinden yapılan değişiklik ile kalıp, her flanş farklı baskı plakası kuvveti altında bükülecek hale getirilmiştir. Benzetim modeli oluşturulurken, her bir flanşın alt grubuna farklı gaz miktarları içeren gazlı yaylar kullanıldığı düşünülmüştür. Ancak büküm sırasında kuvvetlerin birbirinden farklı olması nedeniyle, yüksek kuvvet bölgelerinde sac, kuvvetin etkisiyle hareket etmeyip, düşük kuvvet bölgelerinden hareket etmeye çalışmıştır. Diğer bir deyişle sac kalıbın yüksek kuvvet bölgelerinde çekme yapmıştır. Sonuçta sacın büküm geometrisi bozulmuştur. Karşılaşılan problem Şekil 5.15'te gösterilmiştir.



Şekil 5.15. Farklı büyüklükteki BPK nedeniyle sacda oluşan istenmeyen deformasyon. Sac y doğrultusunda hareket etmiştir ve z eksenini etrafında bir miktar dönmüştür.

Şekil 5.15'te gösterilen ve siyah kesik çizgiler ile belirtilmiş olan bölgede (sacın zımbanın üst düzlemi ile temasta olan bölgesi) sac, 2 ve 3 numaralı flanşlar daha yüksek baskı plakası kuvveti ile büküldüğünden +y doğrultusunda hareket etmeye çalışmıştır. Ayrıca, yine kuvvet dengesizliğinden kaynaklı olarak 1 ve 4 numaralı flanşlarda açısall sapma görülmüştür.

Kuvvet farklılığından kaynaklanan bu problemi gidermek için, sacın hareketi öncelikle slotlar kullanılarak kısıtlanmıştır. Ancak bu durumda da Şekil 5.16'da gösterildiği gibi slotların etrafında sac aşırı deformasyona uğramıştır. Slotların etrafında sac %15'lik incelme limitini geçmiştir.



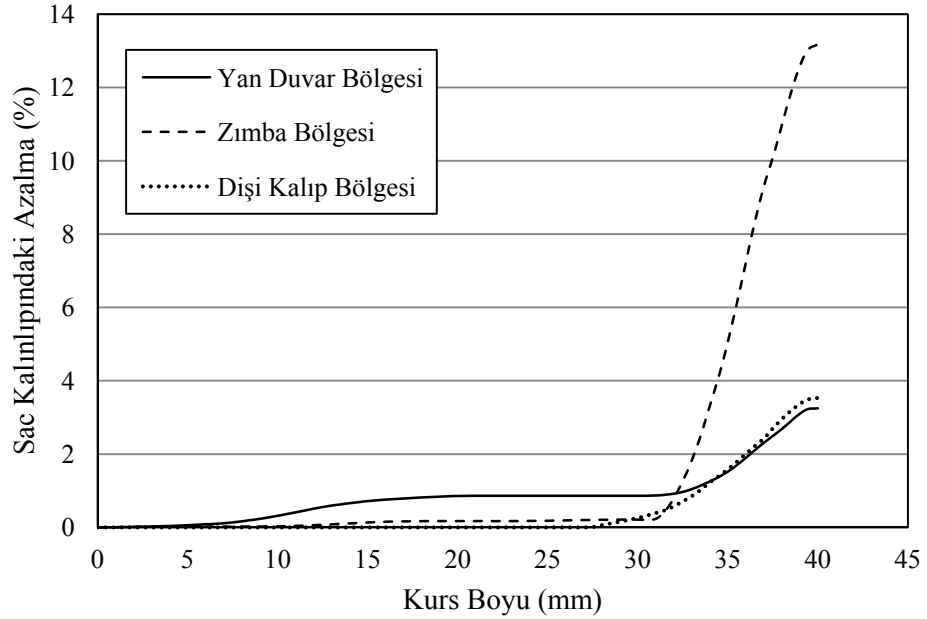
Şekil 5.16. Sacın hareketini kısıtlamak için kullanılan slotların etrafında şekil verme sırasında görülen aşırı incelme

Sacın zımba ile temas eden bölgesindeki, x, y ve z doğrultularındaki hareketini kısıtlamak amacıyla tampon kullanım gerekliliği tekrar arz etmiştir. Tasarım değiştirilirken iptal edilen tampon tekrar tasarıma eklenip yapılan benzetim çalışmaları ile tamponun uygulaması gereken en düşük kuvvet 200 kN olarak belirlenmiştir. Tasarımda yapılan iyileştirmeler ile şekil verme benzetim sonuçlarında bükümün arzu edilen kalitede gerçekleştiği görülmüştür. Ardından geri yaylanma miktarının azaltılmasını sağlayacak uygun kuvvetlerin değerini belirlemek için çalışmalara başlanmıştır. İki ayrı baskı plakası kuvveti (BPK) uygulaması, mevcut tasarıma uygulanmıştır. İlk kuvvet uygulamasında baskı plakası kuvveti

doğrusal olarak artmaktadır. İkinci uygulama ise Liu vd.'nin [18] literatüre kazandırdığı basamak olarak artan değişken baskı plakası kuvveti uygulamasıdır. Her iki uygulama ile geri yaylanma telafi edilmeye çalışılmış ve birbirlerine olan üstünlükleri kıyaslanmıştır.

Doğrusal olarak değişen baskı plakası kuvvetinin (BPK) her bir flanş için uygun değerini belirlemek için benzetim setleri oluşturulmuştur. U-kanal büküm problemi için hazırlanan deney düzeneği için seçilen gazlı yaylar dikkate alınarak, kuvvetin büküm işlemi sonunda ilk değerinin 1.3 katına ulaştığı kabul edilmiştir.

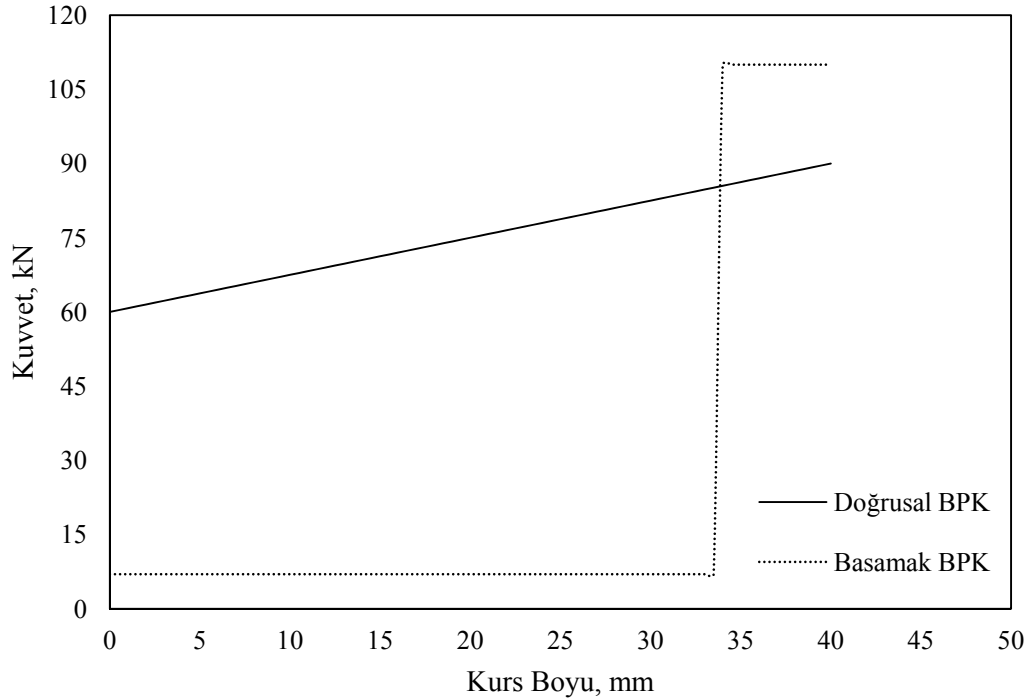
Basamak olarak artan baskı plakası kuvveti uygulamasında, sac belirli bir kurs boyuna kadar gerdirme etkisi ihmal edilecek seviyede bükülmektedir. Daha sonra baskı plakası kuvveti ani bir şekilde artırılıp, yüksek kuvvet seviyesinde büküm işlemi sonuçlanmaktadır. Düşük seviye kuvvetin etkili olacağı kurs boyu sacdaki kabul edilebilir incelme miktarına bağlıdır. Şekil 5.17'de basamak BPK uygulaması için 7 numaralı flanşa, büküm işlemi boyunca sac kalınlığındaki yüzde azalma gösterilmiştir.



Şekil 5.17. Basamak BPK uygulamasında 7 numaralı flanşın farklı bölgelerinde büküm işlemi boyunca kalınlıktaki azalma

Üç ayrı bölge için seçilen elemanların büküm işlemi boyunca kalınlıklarındaki % azalma miktarları gösterilmiştir. İncelenen problemde, %15'lik incelme kısıt olarak belirlendiğinden, yüksek kuvvetin devreye alınacağı kurs boyu 34 mm olarak seçilmiştir. Toplam kurs boyu ise 40 mm'dir. Düşük seviyedeki kuvvetin etkili olacağı kurs boyunda sac kalınlığındaki azalma ihmal edilebilecek seviyededir. Son 6 mm kurs boyunda ise sac baskı plakası kuvvetinin etkisiyle sıkıştırılıp sadece çekme kuvvetine maruz kalır.

Basamak olarak artan kuvvet uygulaması, doğrusal olarak artan kuvvet uygulamasına kıyasla saca çok daha yüksek kuvvetler altında şekil verilmesine izin vermektedir. Her iki baskı plakası kuvveti uygulamasında, baskı plakasının büküm işlemi boyunca nasıl değiştiği karşılaştırmalı olarak Şekil 5.18'de gösterilmiştir.



Şekil 5.18. Doğrusal BPK ve basamak BPK uygulamalarında kuvvetin kurs boyunca değişimi

Yapılan parametrik analizler sonucunda bulunan ve her iki BPK metodu için de sacın yırtılmadan dayanabileceği kuvvet değerleri belirlenmiştir. Geri yaylanma miktarını en aza indirecek olan bu kuvvet değerleri Çizelge 5.3'te verilmiştir.

Çizelge 5.3. Doğrusal BPK ve basamak BPK için geri yaylanmayı en aza indiren kuvvet değerleri

Flanş	Doğrusal BPK		Basamak BPK	
	BPK 1 (kN)	BPK 2 (kN)	BPK 1 (kN)	BPK 2 (kN)
1	54.6	71	9.4	75
2	101.5	132	11.3	149
3	101.5	132	10.7	145
4	52.3	68	7.9	85
5	65.4	86	6.5	110
7	66	88	7.4	112

Çizelge 5.3'te BPK 1 kuvvetin başlangıç değerini, BPK 2 ise kuvvetin ulaştığı en yüksek değeri ifade etmektedir. Doğrusal BPK uygulamasında BPK 1 ve BPK 2 değerleri birbirine bağımlı olduğundan, düşük kuvvet değeri sacın dayanabileceği üst kuvvet değeri bulunarak belirlenmiştir. Basamak BPK uygulaması için en düşük kuvvet değerleri ise Liu vd.'nin [18] yaptığı çalışmadaki Denklem 5.1 kullanılarak belirlenmiştir.

$$BPK\ 1 = Aq \quad (5.1)$$

Denklemden  $A$  baskı plakasının sac ile temas ettiği efektif alanı ifade etmektedir,  $q$  ise çelikler için  $2.0\sim 2.5\text{ MPa/mm}^2$ 'dir.

Basamak BPK uygulamasında sacın yırtılmadan dayanabileceği üst kuvvet değeri, yine Liu vd.'nin [18] önerdiği algoritmaya göre belirlenmiştir. BPK 2 olarak ifade edilen üst kuvvet değeri bulunurken, alt modeller üzerinden yine birbirini takip eden bir dizi benzetim çalışması yapılmıştır.

Çizelge 5.4'te her iki BPK uygulaması sonucunda, her bir flanşa elde edilen geri yaylanma ve telafinin % olarak değeri verilmiştir.

Çizelge 5.4. Doğrusal BPK ve basamak BPK telafi uygulamalarının telafisiz model ile kıyaslanması. Açılar hedef geometriden farkı ifade etmektedir.

Flanş	Telafisiz Model		Telafi				% Telafi			
	LSDYNA		Doğrusal BPK		Basamak BPK		Doğrusal BPK		Basamak BPK	
	$\theta_1$	$\theta_2$	$\theta_1$	$\theta_2$	$\theta_1$	$\theta_2$	$\theta_1$	$\theta_2$	$\theta_1$	$\theta_2$
1	0.6	1.7	0.5	1.2	0.2	0.7	16.7	29.4	66.7	58.8
2	6.6	5.2	2.5	0.3	1.3	1.8	62.1	94.2	80.3	65.4
3	8.4	6.3	3.9	0.1	2.3	1	53.6	98.4	72.6	84.1
4	0.6	4.1	0.5	1.5	0.1	1	16.7	63.4	83.3	75.6
5	5.2	4.4	1.3	0.7	0.5	0.3	75.0	84.1	90.4	93.2
7	5.7	6.4	1.5	0.1	0.6	0.4	73.7	98.4	89.5	93.8

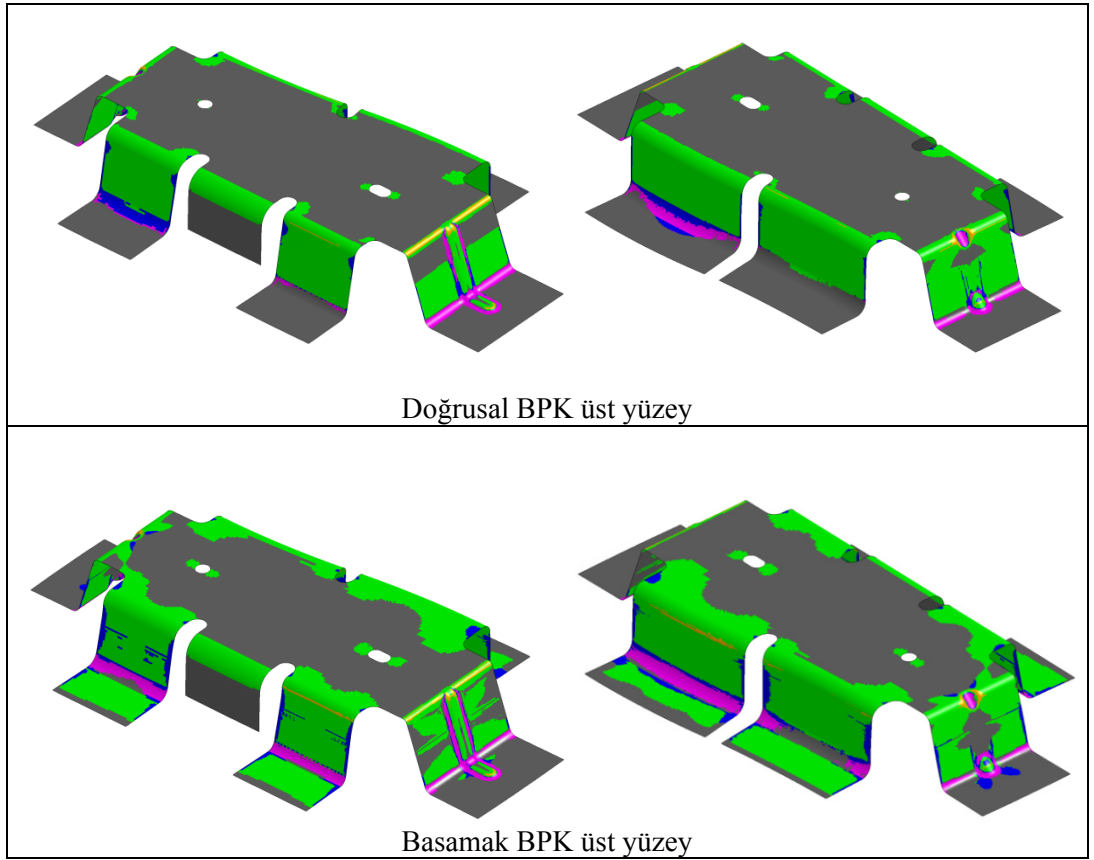
Flanş 1 ve 4 tasarımlarında geri yaylanmayı azaltmak amacıyla süzdürme kullanılmıştır ve geri yaylanma açıları diğer flanşlara kıyasla çok daha düşük değerlerdedir. Bu nedenle, bu iki flanştaki geri yaylanmanın baskı plakası kuvvetinden çok süzdürme geometrisine bağlı olduğu düşünülmektedir. Süzdürme çubuğu kullanılarak geri yaylanma telafisine yönelik olarak yapılmış olan daha detaylı inceleme Bölüm 5.3'te sunulmuştur.

Çizelge 5.4'ten de görüleceği üzere, basamak BPK uygulaması ile geri yaylanma telafisinde daha düşük geri yaylanma açıları elde edilmiştir. Basamak BPK'da sacı yırtılmadan daha yüksek kuvvetler altında bükme mümkündür. Çünkü doğrusal BPK uygulamasında BPK 1 kuvveti ve BPK 2 kuvveti birbirine bağımlıdır ve seçilebilecek kuvvet aralığı da kullanılan gazlı yaylara bağlıdır. Diğer yandan basamak BPK uygulamasında, üst kuvvet ve başlangıç kuvveti birbirinden bağımsızdır.

Basamak BPK'nın geri yaylanma açısından sağladığı avantajlarının yanında, kulak oluşumu ve aşırı incelmeye daha kolay mahal vermesi açısından dezavantajları



bulunmaktadır. Basamak BPK uygulamasında sac 34 mm'lik kurs boyunca çok düşük bir kuvvet altında bükülmektedir. Düşük kuvvet nedeniyle sacda kulak oluşumu riski artmaktadır. Şekil 5.19'da her iki BPK uygulaması sonucunda şekil verme işlemi tamamlanmış sacın üst yüzeyleri için şekil verme limit durumları gösterilmiştir. Şekil verme limit durumu hakkında detaylı bilgi Bölüm 2.1.4'te sunulmuştur.

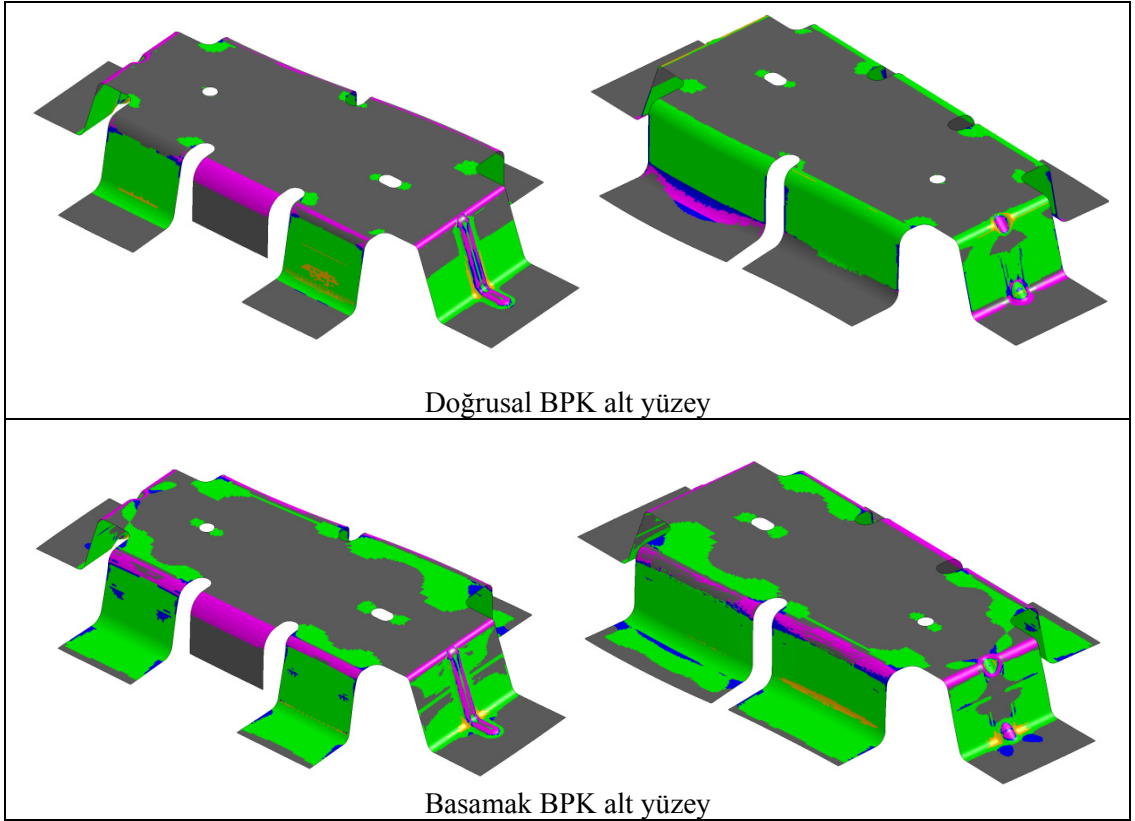


Şekil 5.19. Doğrusal BPK ve basamak BPK uygulamaları için sacın büküldükten sonraki üst yüzeyi için şekil verme limit durumları. Gri; yetersiz gerdirme, yeşil; yeterli gerdirme, mavi; kulak oluşum riski, pembe; kulak oluşumu, turuncu; aşırı incelme.

1 ve 2 numaralı flanşlarda, her iki BPK uygulamasında da zımba bölgesinde aşırı incelme görülmüştür. Bu bölgedeki aşırı incelme (turuncu renk), yüksek baskı plakası kuvvetinden çok büküm çapının diğer flanşlara göre çok daha düşük değerlerde olmasından kaynaklanmaktadır. Basamak BPK uygulamasında kulak oluşumu ve kulak oluşum riski çok daha baskın bir şekilde görülmüştür. Sacın üst

düzlemi dikkate alındığında, kulak oluşumu flanşların etek bölgelerinde yoğunlaşmıştır.

Şekil 5.20’de her iki BPK uygulaması sonucunda şekil verme işlemi tamamlanmış sacın, alt yüzeyleri için şekil verme limit durumları gösterilmiştir.



Şekil 5.20. Doğrusal BPK ve basamak BPK uygulamaları için sacın büküldükten sonraki alt yüzeyi için şekil verme limit durumları. Gri; yetersiz gerdirme, yeşil; yeterli gerdirme, mavi; kulak oluşum riski, pembe; kulak oluşumu, turuncu; aşırı incelme.

Sacın alt yüzeyi incelendiğinde, doğrusal BPK uygulamasında 7 numaralı flanşın duvar bölgesinde aşırı incelme söz konusudur. Kuvvet değerindeki küçük bir azalma ile bu durum ortadan kaldırılabilir.

Basamak olarak artan baskı plakası kuvvetini, endüstriyel kalıplara uygulayabilmek için kalıbın alt grubuna iki ayrı seviyede gazlı yaylar yerleştirilebilir. Birinci seviyedeki yaylar, belirlenen kurs boyuna ulaşıncaya kadar düşük baskı plakası

kuvveti uygulayıp, daha sonra ikinci seviye yaylar devreye girip büküm işlemi tamamlanabilir.

Basamak BPK'da her bir flanş'ta farklı bir incelme değeri elde etmek mümkündür. Böylece, önerilen baskı plakası kuvveti uygulaması basamak BPK ile birleştirilirse sacın her bölgesindeki incelmeyi kontrol etmek mümkün hale gelmektedir. Ancak, basamak BPK'da büküm işleminin büyük bir kısmı düşük baskı plakası kuvveti altında gerçekleştiğinden kulak oluşumuna mahal vermektedir.

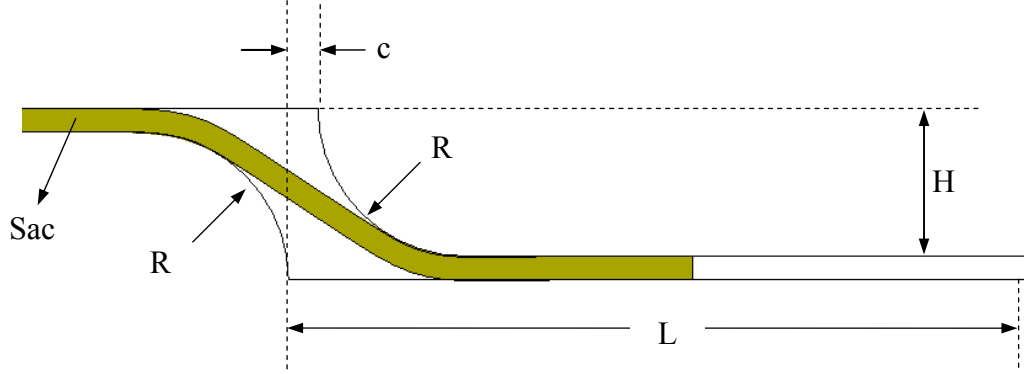
### **5.3. Süzdürme Çubuğu Uygulaması**

Geri yaylanma telafisinde uygulanan bir diğer yöntem süzdürme çubuğu kullanımıdır. Süzdürme çubuğunda temel prensip sacı sıkıştırıp gerdirme kuvvetini artırmaktır. Böylece hem geri yaylanma azaltılırken hem de kulak oluşumu önlenmektedir. Yüksek baskı plakası kuvveti uygulaması, kimi karmaşık geometriye sahip büküm işlemlerinde her zaman istenilen sonuçları vermemektedir. Bu gibi durumlarda, süzdürme çubuğu kullanımı ön plana çıkmaktadır.

Süzdürme çubuğu kullanımı ile geri yaylanmayı etkili bir şekilde azaltmak mümkündür. Ancak, sacın mekanik özelliklerine ve büküm geometrisine bağlı olarak, en doğru geometrik özelliklere sahip süzdürme çubuğu seçimi bükümün işleminin kalitesi açısından son derece önemlidir.

Tezin bu bölümünde, U-kanal büküm işlemi sonucu ortaya çıkan geri yaylanma açısı basamaklı süzdürme çubuğu kullanarak telafi edilmeye çalışılmıştır. Sonlu elemanlar çözüm süresinin nispeten daha kısa olmasından ötürü U-kanal büküm problemi seçilmiştir. Sonlu elemanlar modelinde, dişi kalıp ve baskı plakasına basamaklı süzdürme çubuğu eklenmiştir. Süzdürme çubuğu, dişi kalıbın baskı plakası ile kapanması sonucu sacı sıkıştırmaktadır. Ardından, dişi kalıbın hareketi ile birlikte sac gerdirilerek bükülmektedir. Süzdürme çubuğunun etkisi ile saca daha fazla gerdirme kuvveti etki ettiğinden, geri yaylanma ve yan duvardaki kıvrımda azalma

görülecektir. Şekil 5.21’de U-kanal büküm probleminde kullanılan basamaklı süzdürme çubuğunun şekli ve geometrik parametreleri verilmiştir.



Şekil 5.21. Basamaklı süzdürme çubuğunun geometrik özellikleri. H süzdürme yüksekliği, R süzdürme yarıçapı, c süzdürme boşluğu ve L süzdürme etki uzunluğudur. Sac alt bölgedeki baskı plakası ve üst bölgedeki dişi kalıbın etkisiyle sıkışmaktadır.

Şekilde c süzdürme boşluğunu, H süzdürmenin yüksekliğini, R süzdürme yuvarlatmasının yarıçapını, L süzdürme çubuğunun etki mesafesini ifade etmektedir. L parametresi ile süzdürme çubuğunun büküm işleminin hangi aşamasına kadar kullanılması gerektiği kontrol edilebilir. Genel olarak süzdürme çubuğu büküm işleminin sonuna kadar etkili olmaktadır ancak tez kapsamında yapılan incelemede süzdürme çubuğunun bükümün hangi aşamasına kadar etki etmesi gerektiği de bir parametre olarak ele alınmıştır.

Süzdürme çubuğunun her bir parametresinin geri yaylanma üzerindeki etkisini görebilmek için Çizelge 5.5’te verilen değerler için analizler gerçekleştirilmiştir.

Çizelge 5.5. Süzdürme çubuğu parametrik analizlerinde kullanılan parametreler ve değerleri

Uzunluk, mm (L)	Boşluk, mm (c)	Yükseklik, mm (H)	Yarıçap, mm (R)
L1=25	c1=1.0	H1=5	R1=5
L2=30	c2=1.2	H2=5.5	R2=4.5
L3=35	c3=1.4	H3=6	R3=4
L4=40	c4=1.6	H4=6.5	R4=3.5
L5=45	c5=1.8	H5=7	R5=3
L6=50	c6=2.0	H6=7.5	R6=2.5

Her bir geometrik parametrenin etkisi diğer parametrelerden bağımsız olarak incelenmiştir. Parametrik analizlerde, Çizelge 5.5'in birinci satırı temel alınarak diğer parametreler değiştirilmiş ve sonlu elemanlar modelleri hazırlanmıştır. Sacın sonlu elemanlar ağ yapısında, süzdürme çubuğu yuvarlatması dikkate alınarak, 0.5x1.0 mm ölçülerinde dörtgen kabuk elemanlar kullanılmıştır.

Benzetim modeli, kapanma, şekil verme ve geri yaylanma aşamalarından oluşmaktadır. Her bir aşama ayrı ayrı çözülmüştür ve elde edilen “dynain” dosyaları bir sonraki aşamanın girdisi olarak kullanılmıştır. LSDYNA benzetimlerinde kapanma aşamasında ve şekil verme aşamasında kalıp hızı 1000 mm/s alınmıştır. Sac kalınlığı boyunca, gerilme-gerinim durumu tahmin etmek için 7 katman kullanılmıştır.

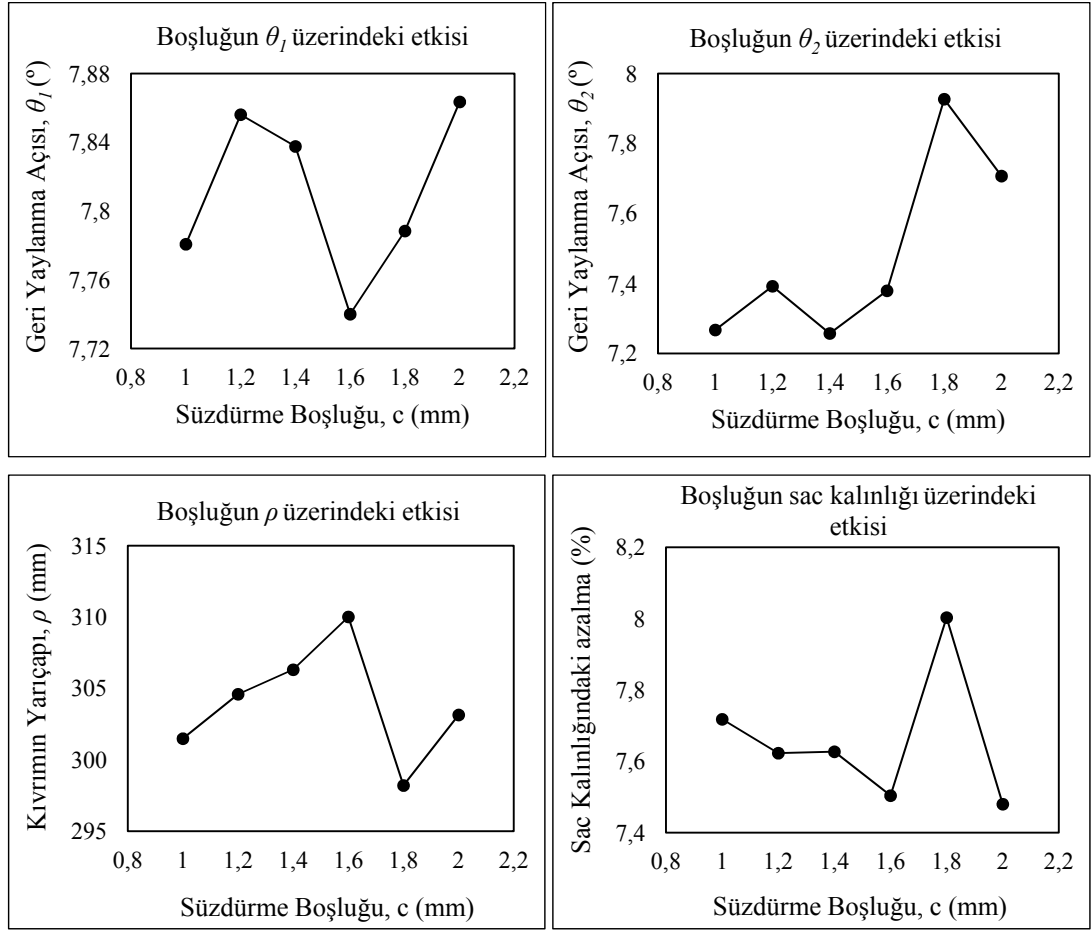
Süzdürmesiz modelde elde edilen geri yaylanma açıları, yan duvardaki kıvrılmanın yarıçapı ve sac kalınlığındaki azalma Çizelge 5.6'da verilmiştir.

Çizelge 5.1. Süzdürmesiz model sonuçları

$\theta_1$ (°)	$\theta_2$ (°)	$\rho$ (mm)	Sac kalınlığındaki azalma (%)
7.78	7.27	301.5	7.6

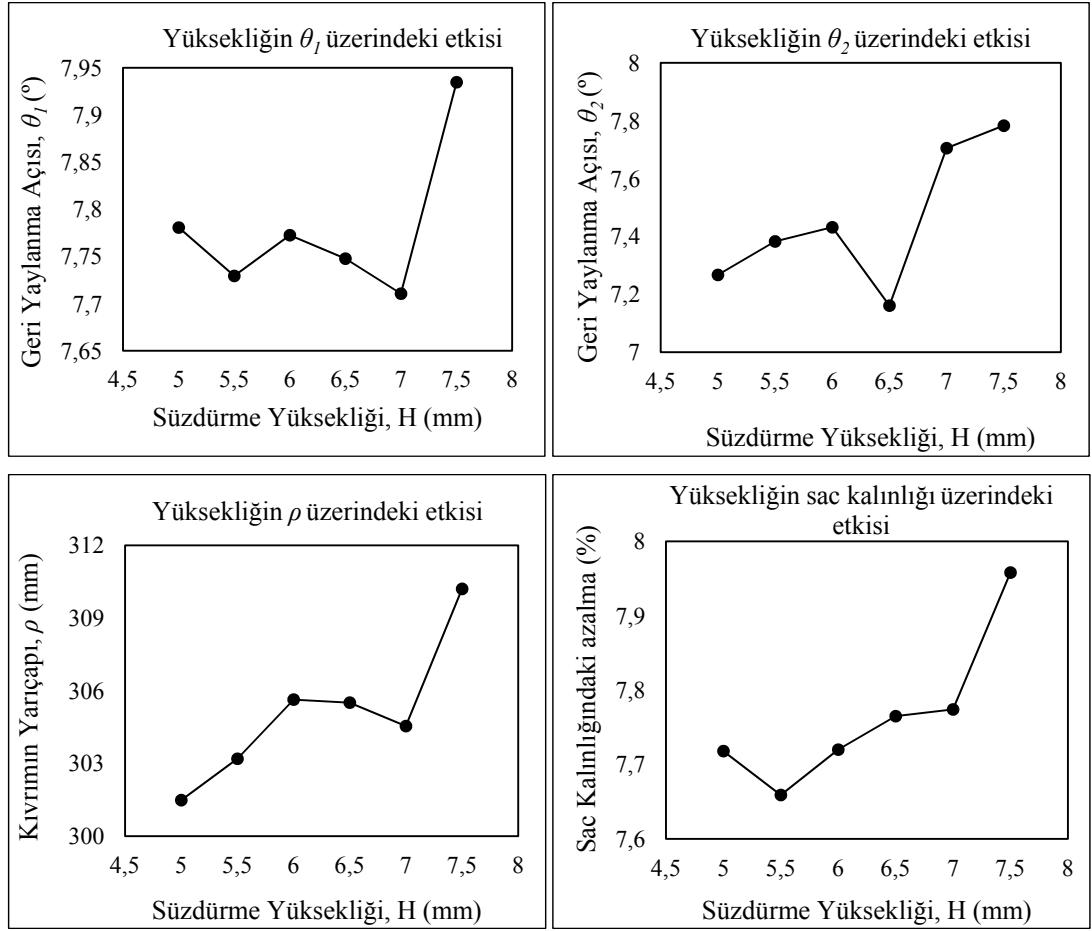
U-kanal büküm işleminde hedeflenen açı 90°'dir. U- kanal büküm doğrulama çalışmalarında (3. Bölüm), geri yaylanma benzetimi sonucunda ölçülen açı değeri doğrudan geri yaylanma açısı olarak kullanılmıştır. Bu bölümde ise geri yaylanma açıları hesaplanırken elde edilen açı değerinin 90°'den farkı, yani hedef açıdan farkı, alınmıştır.

Geri yaylanma ölçümlerinde 3. Bölüm Şekil 3.7'de verilen yöntem kullanılmıştır. Her bir süzdürme çubuğu parametresindeki değişimin geri yaylanma, yan duvardaki kıvrılma ve sac kalınlığındaki azalma üzerine etkileri, Şekil 5.22, 5.23, 5.24 ve 5.25'te verilmiştir.



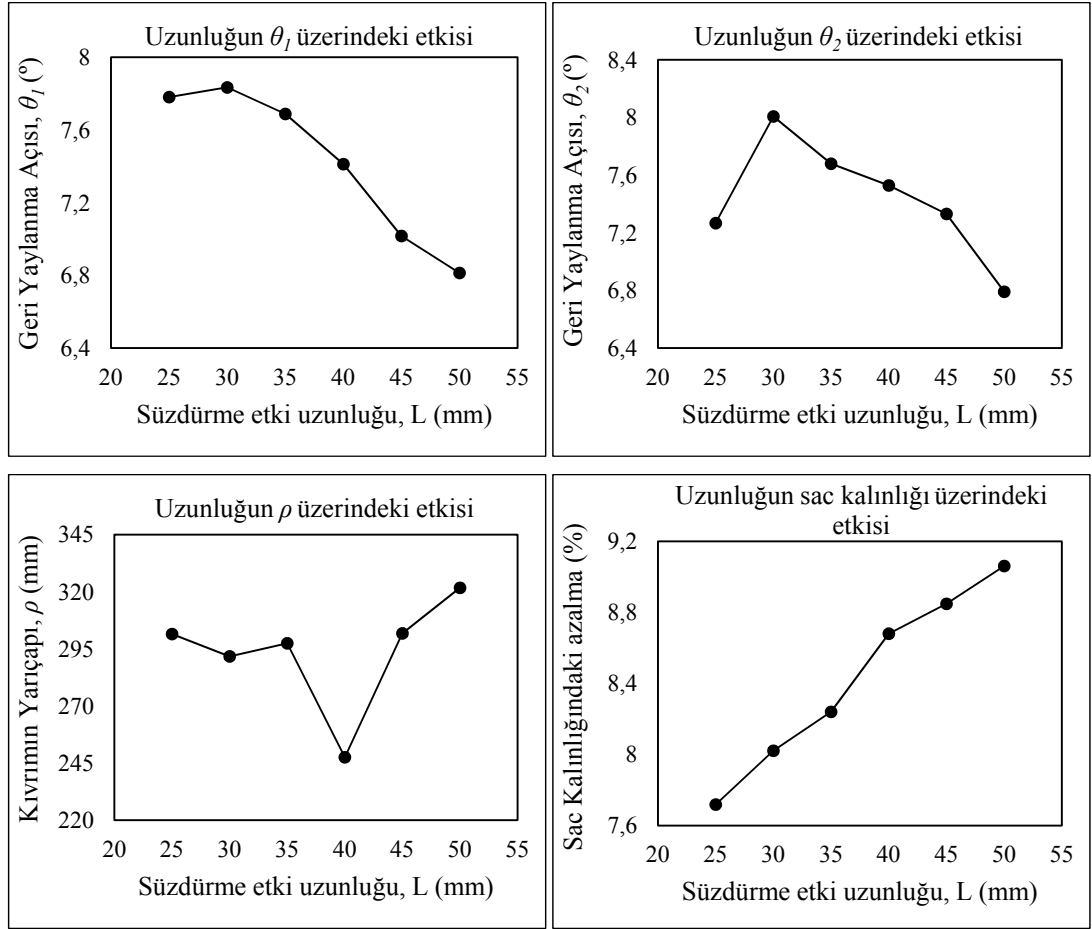
Şekil 5.12. Süzdürme boşluğundaki değişimin etkileri

Süzdürme boşluğunun  $\theta_1$  üzerinde neredeyse hiç bir etkisi olmadığı görülmüştür.  $\theta_1$  açısı değişen süzdürme boşluğu ile 7.7° ile 7.9° arasında salınım yapmıştır. 1.8 mm boşlukta ise istenmeyen bir durum oluşmuştur. Sac kalınlığındaki azalma artmış ancak  $\theta_2$  açısında da artma görülmüştür. Bunun yanı sıra, yan duvardaki kıvrım da artmıştır. Metal şekillendirme operasyonları sonucunda görülen sac kalınlığındaki azalma, ancak geri yaylanma telafisinde olumlu sonuçlar elde edilmiş ise kabul edilebilir bir durumdur.



Şekil 5.23. Süzdürme yüksekliğindeki değişimin etkileri

Süzdürme yüksekliğindeki değişim, sacın daha fazla sıkışması dolayısıyla sac daha fazla gerdirme kuvveti etki etmesine neden olmaktadır. Yüksekliğin artması ile yan duvardaki kıvrımda azalma görülmüştür. Diğer yandan, geri yaylanma açılarında benzer bir eğilimden bahsetmek söz konusu değildir.

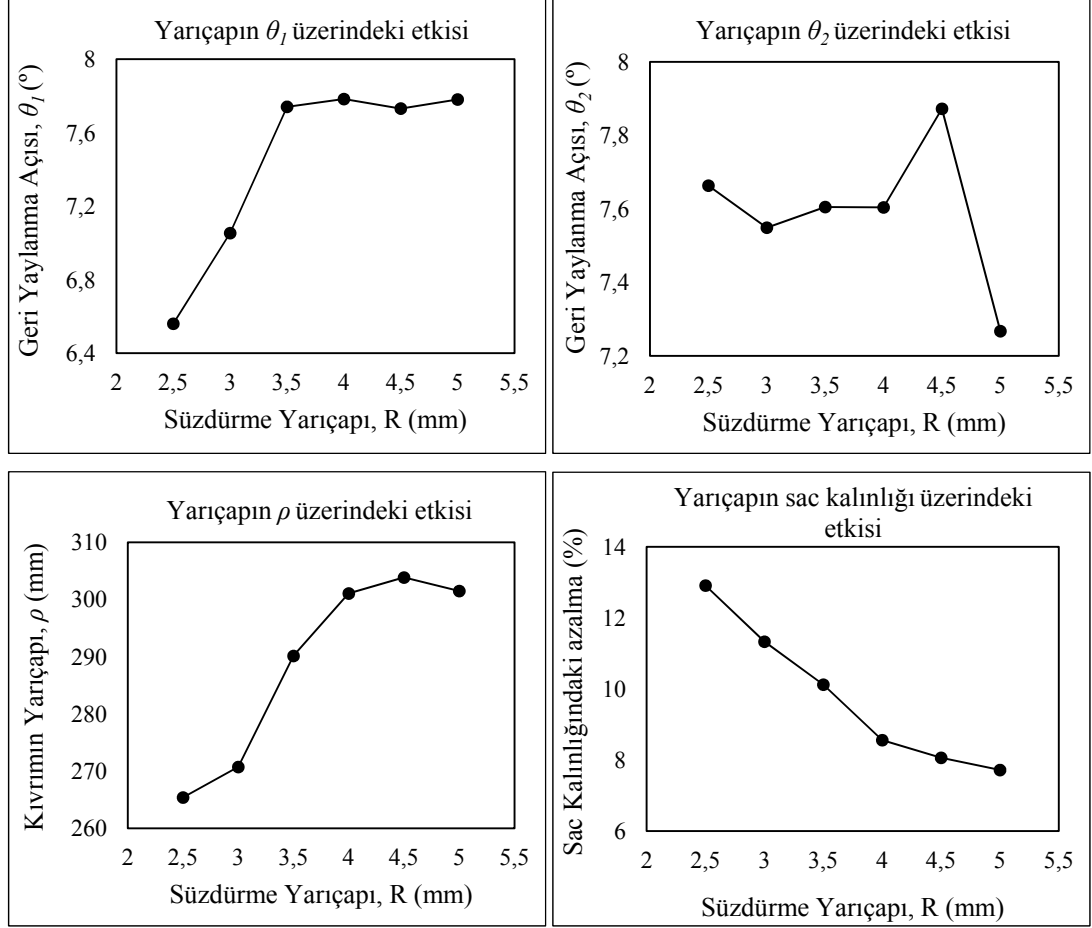


Şekil 5.24. Süzdürme çubuğunun etki uzunluğundaki değişimin etkileri

Literatürden farklı olarak, sacın bükümün belirli bir aşamasından sonra süzdürme çubuğundan kurtulacağı düşünülerek süzdürme çubuğunun etki uzunluğu dikkate alınmıştır. Süzdürme çubuğunun bükümün hangi aşamasına kadar etki edeceğini kontrol etmek, büküm işleminin de kontrol edilmesi anlamına gelmektedir. Her ne kadar Şekil 5.24'te süzdürme etki uzunluğundaki değişimin tek başına büküm işlemine etkisi verilmiş olsa da, etki uzunluğu süzdürme çubuğunun diğer geometrik parametrelerinin etkisini de kontrol etmektedir. Etki uzunluğu arttıkça, her iki geri yaylanma açısında da azalma görülmüştür. Sac kalınlığındaki incelmede artış gözlenmiştir. Yan duvar kıvrım yarıçapında ise 40 mm etki uzunluğu dışında çok büyük bir değişim görülmemiştir. 40 mm etki uzunluğunda kıvrım yarıçapında ani bir düşüş olmuştur. Kıvrım yarıçapındaki azalma kıvrılmanın arttığı anlamına gelmektedir. 40 mm etki uzunluğunda, sonuçlardaki ani değişim, bükümün diğer



parametrelerden de etkilendiği düşünülürse, etki uzunluğun sonuçlar üzerindeki etkisi diğer parametrelerden bağımsız yorumlanamaz.



Şekil 5.25. Süzdürme yarıçapındaki değişimin etkileri

Süzdürme yarıçapı azaldıkça,  $\theta_1$  geri yaylanma açısının etkili bir şekilde azaldığı görülmüştür. Ancak,  $\theta_2$  açısında benzer bir değişim görülmemiştir. 4 mm yarıçap değerine kadar  $\theta_2$  açısında nerdeyse hiçbir değişim görülmemiştir. 4,5 mm yarıçap değerinde ise geri yaylanmada yaklaşık 1°'lik bir artış olmuştur. Yarıçap değeri 5 mm'ye ulaştığında açıda ani bir azalma gözlenmiştir.  $\theta_1$  geri yaylanma açısındaki değişimin aksine süzdürme yarıçapı azaldıkça yan duvardaki kıvrılma artmıştır.

Her bir parametrenin en uygun değerinin seçimi ve geri yaylanma açılarının telafi edilmesi, optimizasyon problemi çözümünü gerektirmektedir. Optimizasyon bu tez

çalışmasında kullanılan temel metotlardan biri olmadığı için, bundan sonraki kısımda süzdürme çubuğu parametrelerinin büküm sonuçlarına etkileri istatistiksel bir yaklaşım ile incelenecektir.

Büküm parametrelerini aynı anda değiştirerek, Latin hiperküp örnekleme metodu [77] kullanılarak 30 setlik bir tasarım grubu hazırlanmıştır. Tasarım uzayını daha iyi temsil edebilmek için süzdürme geometri parametrelerinin uç değerleri kullanılarak 8 adet daha tasarım noktası oluşturulmuştur. Latin hiperküp metodu kullanılarak tasarım noktaları arasındaki mesafeyi minimum tutmak ve noktaların uzayı homojen bir şekilde temsil etmesi amaçlanmıştır.

Çizelge 5.7’de her bir tasarım noktası (Girdiler) ve elde edilen LSDYNA benzetim sonuçları (Çıktılar) verilmiştir.

Çizelge 5.2. Tasarım noktaları ve elde edilen benzetim sonuçları

Analiz No	GİRDİLER				ÇIKTILAR			
	L (mm)	c (mm)	H (mm)	R (mm)	$\theta_1$ (°)	$\theta_2$ (°)	$\rho$ (mm)	% İncelme
1	44.1	1.2	6.5	3.8	4.5	7.4	312.2	8.7
2	36.4	1.4	6.5	5.0	7.3	7.8	250.3	8.7
3	47.0	1.9	5.5	4.3	6.3	7.6	253.3	10.0
4	31.9	1.4	5.2	3.4	3.0	7.5	247.1	10.4
5	25.2	1.3	5.6	3.3	7.3	7.7	265.8	10.2
6	38.5	1.2	7.2	4.7	7.2	7.7	239.6	9.3
7	32.6	1.5	7.3	4.8	7.6	7.5	263.5	8.8
8	51.2	1.4	6.6	4.1	4.4	6.6	375.7	11.0
9	50.6	1.1	6.7	3.1	2.1	6.0	1214.6	14.3
10	35.5	1.5	5.5	2.6	7.7	7.0	242.7	14.0
11	26.3	1.1	6.4	4.6	3.4	7.7	276.7	8.5
12	43.1	1.7	7.1	4.0	5.6	7.6	274.7	10.4
13	49.7	1.0	5.9	4.9	7.4	7.3	284.8	9.4
14	53.3	1.7	7.5	2.5	1.3	3.6	4792.7	18.8
15	27.0	1.8	5.1	3.9	7.8	7.8	263.8	8.5
16	37.9	1.2	5.9	3.2	4.2	7.4	234.1	12.5
17	40.4	1.5	6.1	4.5	6.9	7.7	239.6	9.2
18	45.6	1.6	5.0	3.0	3.4	6.7	388.5	12.7
19	47.7	1.0	6.8	3.7	3.0	6.5	482.1	12.1

20	42.7	1.6	6.3	3.6	4.7	7.4	316.5	12.2
21	48.2	1.7	6.2	4.5	6.2	7.3	281.5	9.7
22	34.0	1.2	7.2	4.3	7.0	7.5	127.6	9.9
23	39.8	1.9	7.3	3.1	4.1	7.2	258.6	12.4
24	29.2	2.0	6.9	3.4	7.0	7.7	261.6	10.5
25	28.8	1.9	5.8	2.7	5.7	7.3	254.4	12.3
26	54.0	1.6	6.0	4.2	4.9	7.3	358.2	10.6
27	33.2	1.3	6.9	3.9	6.2	7.6	242.2	10.3
28	41.6	1.8	5.3	2.9	3.6	7.5	311.3	12.0
29	52.3	1.3	5.3	2.8	1.8	5.2	2643.2	15.0
30	30.5	1.9	5.7	3.7	7.3	7.7	265.9	9.7
31	25.0	1.0	5.0	2.5	6.6	7.7	238.9	12.9
32	25.0	2.0	5.0	2.5	6.7	7.7	264.8	11.2
33	55.0	2.0	7.5	2.5	1.4	3.9	16105.9	17.4
34	25.0	1.0	5.0	5.0	7.8	7.3	260.4	7.7
35	25.0	2.0	5.0	5.0	7.9	7.7	257.5	7.5
36	25.0	1.0	7.5	5.0	8.0	7.8	267.6	8.0
37	55.0	1.0	5.0	5.0	6.1	7.5	290.1	9.3
38	55.0	2.0	5.0	5.0	6.3	7.5	273.0	9.0

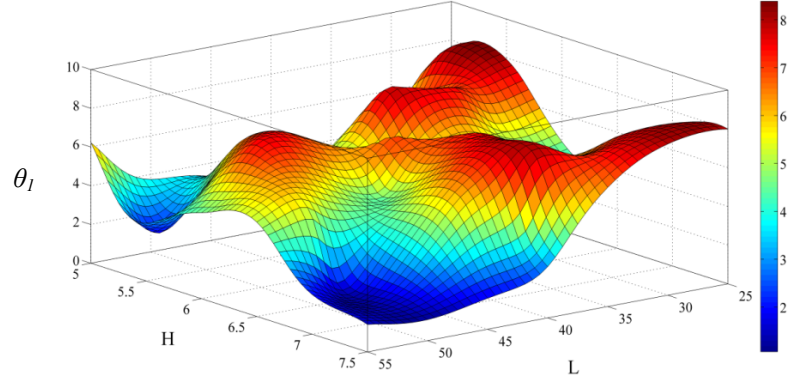
İlk 30 parametre Latin hiperküp metodu ile oluşturulmuştur. Son 8 parametre ise parametrelerin sınır noktalarını içermektedir. Tasarım değişkenleri ve değişim aralıkları Çizelge 5.8’de verilmiştir.

Çizelge 5.3. Tasarım değişkenleri ve değişim aralıkları

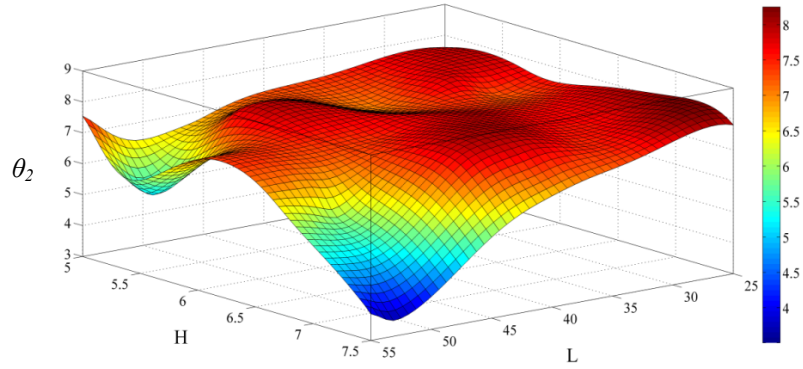
Değişken	L (mm)	c (mm)	H (mm)	R (mm)
Aralık	25.0 – 55.0	1.0 – 2.0	5.0 - 7.5	2.5 – 5.0

Sonuçları daha iyi yorumlayabilmek için tasarım girdileri etki uzunluğu, L ile 2’şerli gruplar halinde ele alınarak çıktılar üzerine etkileri incelenmiştir. Bu doğrultuda MATLAB programı kullanılarak, sonuçlar için yüzey oturtma (surface fitting) yapılmıştır. Yüzey oturtmada tasarım noktaları ve elde edilen çıktıların uzaydaki dağılımını en etkili biçimde temsil eden yüzeyin biharmonik olduğu görülmüştür. Biharmonik yüzey oturtmada regresyon değeri 1, karekök ortalama hatalar karesi (KOHK) değeri ise yaklaşık olarak 0.2’dir. Geri yaylanma açıları, kıvrımın yarıçapı

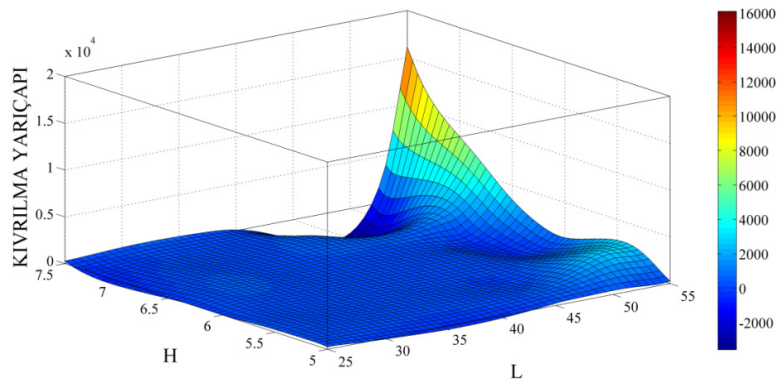
ve sacdaki % incelme için, oluşturulan yüzeyler sırasıyla Şekil 5.26 – 5.37 aralığındaki figürlerde gösterilmiştir.



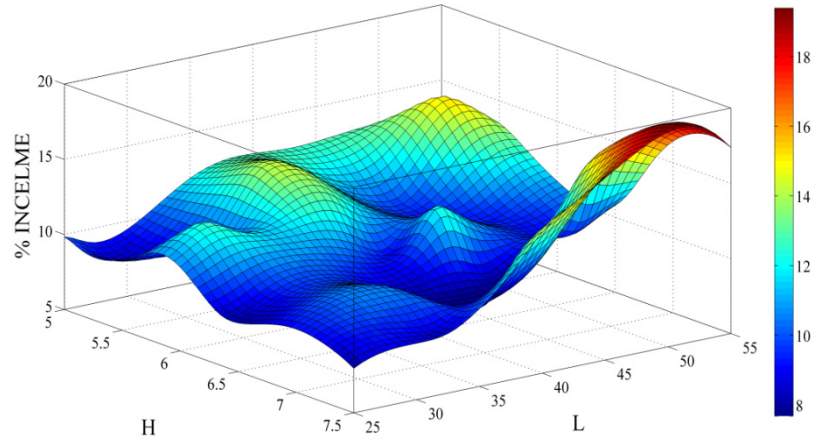
Şekil 5.26. Etki uzunluğu ve süzdürme yüksekliğindeki değişimin geri yansınma açısı  $\theta_1$  üzerindeki etkisi



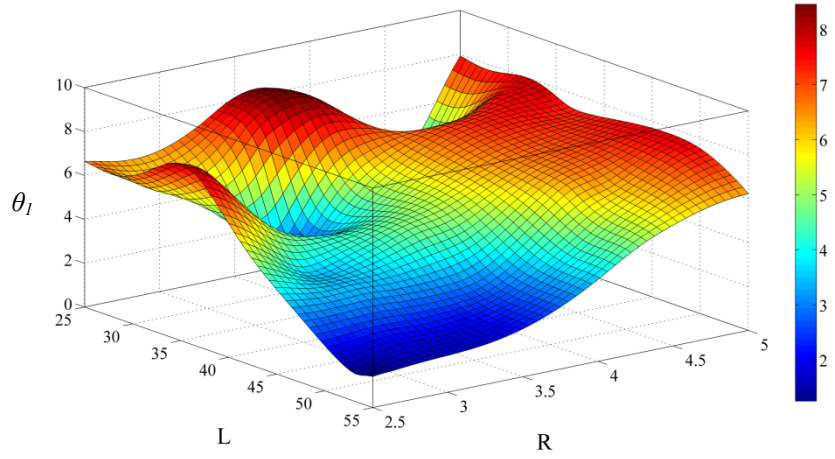
Şekil 5.27. Etki uzunluğu ve süzdürme yüksekliğindeki değişimin geri yansınma açısı  $\theta_2$  üzerindeki etkisi



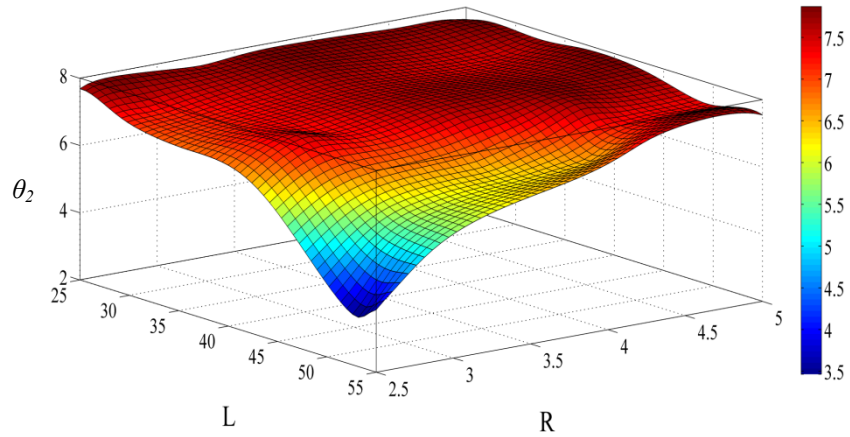
Şekil 5.28. Etki uzunluğu ve süzdürme yüksekliğindeki değişimin kıvrılma yarıçapı üzerindeki etkisi



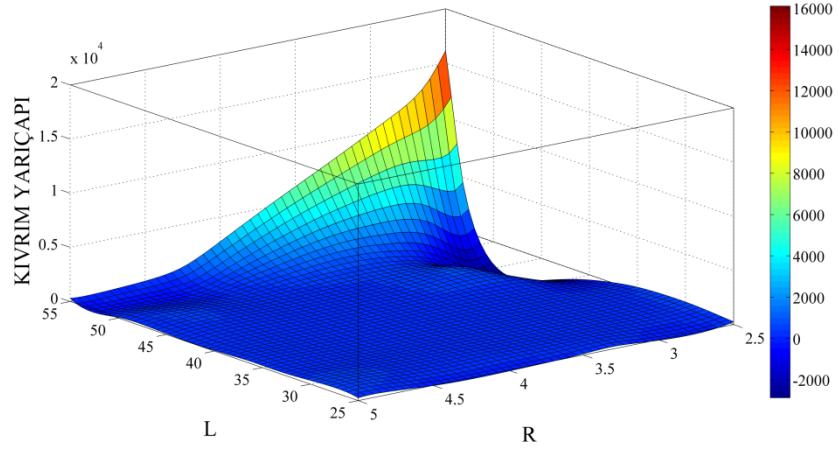
Şekil 5.29. Etki uzunluğu ve süzdürme yüksekliğindeki değişimin sac kalınlığındaki azalma üzerindeki etkisi



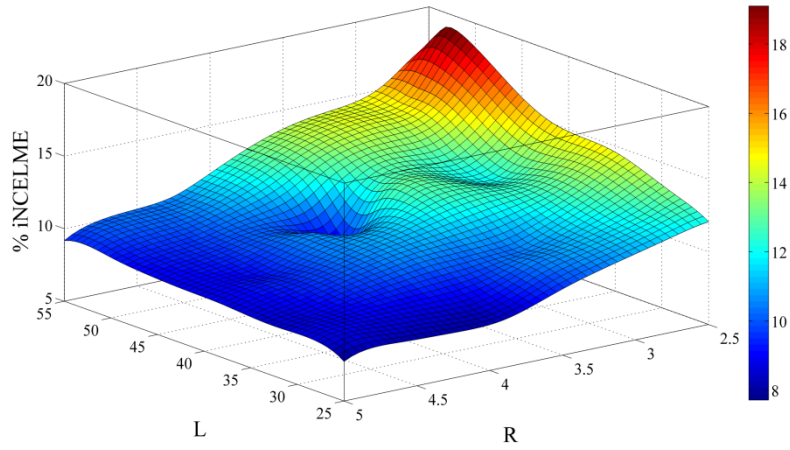
Şekil 5.30. Etki uzunluğu ve süzdürme yarıçapındaki değişimin geri yansınma açısı  $\theta_1$  üzerindeki etkisi



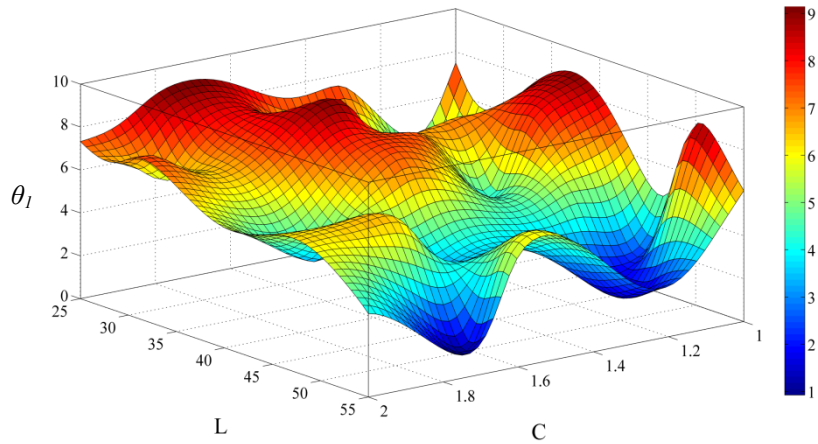
Şekil 5.31. Etki uzunluğu ve süzdürme yarıçapındaki değişimin geri yansınma açısı  $\theta_2$  üzerindeki etkisi



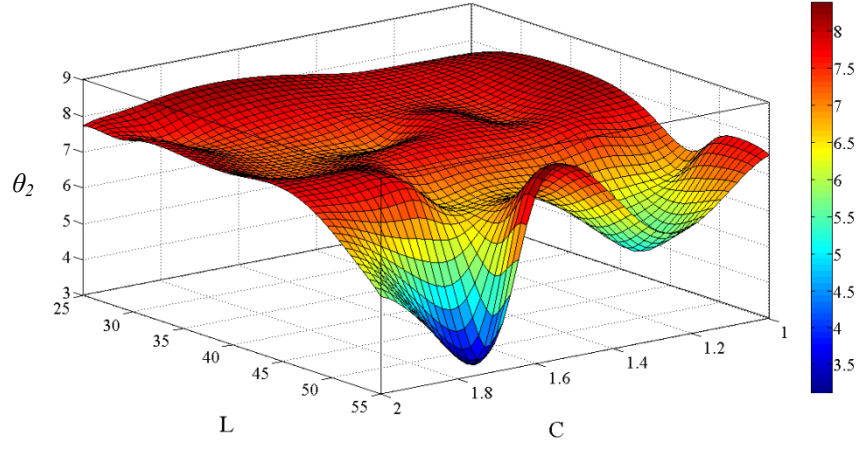
Şekil 5.32. Etki uzunluğu ve süzdürme yarıçapındaki değişimin kıvrılma yarıçapı üzerindeki etkisi



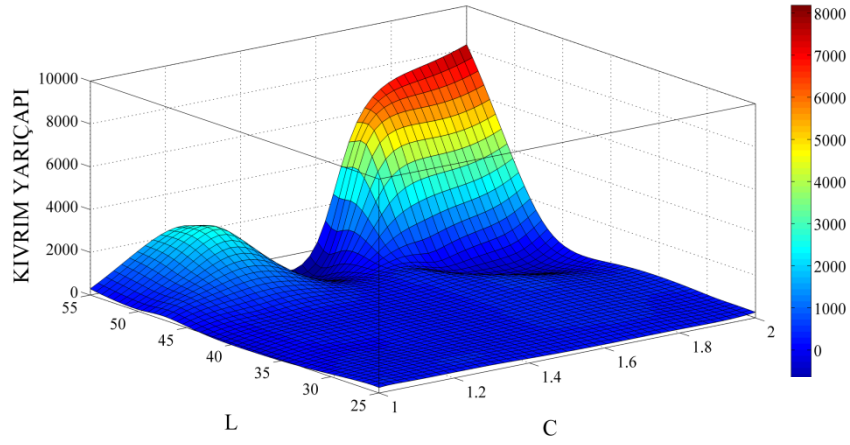
Şekil 5.33. Etki uzunluğu ve süzdürme yarıçapındaki değişimin sac kalınlığındaki azalma üzerindeki etkisi



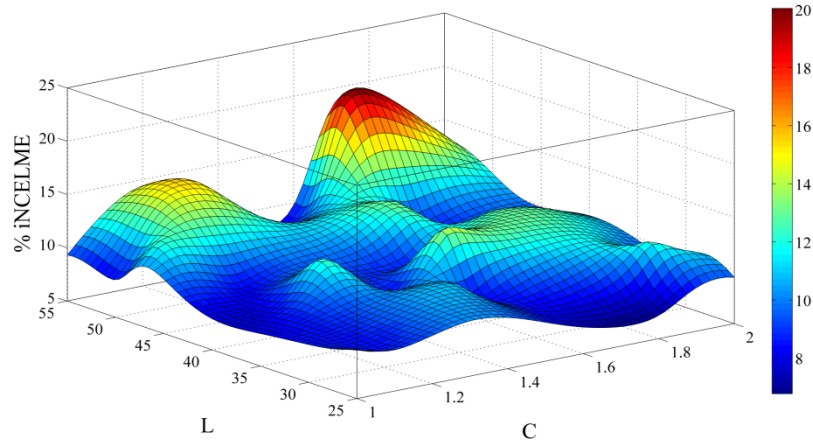
Şekil 5.34. Etki uzunluğu ve süzdürme boşluğundaki değişimin geri yansılma açısı  $\theta_1$  üzerindeki etkisi



Şekil 5.35. Etki uzunluğu ve süzdürme boşluğundaki değişimin geri yansılma açısı  $\theta_2$  üzerindeki etkisi



Şekil 5.36. Etki uzunluğu ve süzdürme boşluğundaki değişimin geri kırılma yarıçapı üzerindeki etkisi



Şekil 5.373. Etki uzunluğu ve süzdürme bocuğundaki değişimin sac kalınlığındaki azalma üzerindeki etkisi

#### 5.4. Tartışma

Kalıp boşluğu azaldıkça vurma (coining) kuvveti olduğu ve geri yaylanmanın azaldığı görülmüştür. Vurma etkisi arttıkça geri yaylanma azalmaktadır, çünkü vurmanın olduğu temas yüzeyinde teğet ve normal doğrultuda oluşan kuvvetlerin büyüklüğü artmaktadır. Teğetsel kuvvet sacı çekmeye zorlamaktadır, normal kuvvet ise yükün boşaltılması ile ortaya çıkan momentin etkisini sönmülemektedir.

Artan sürtünme katsayısı ve baskı plakası kuvveti sac eksenini doğrultusunda oluşan gerdirme kuvvetinin artmasını sağlamaktadır ve geri yaylanma miktarını azaltıcı yönde rol oynamaktadır. Çünkü büküm sırasında tarafsız düzlemin etrafında belirli bir bölgede elastik deformasyon görülmektedir. Bu elastik deformasyon ancak gerdirme kuvveti etkisi ile engellenebilir ve sac kalınlığı boyunca her bölgede plastik deformasyon sağlanabilir. Ancak yüksek sürtünme katsayısı ve baskı plakası kuvveti altında sacda yırtılma oluşması muhtemeldir.

Tez çalışmasında önerilen değişken baskı plakası kuvveti dağılımında her flanş farklı baskı plakası kuvveti (BPK) altında aynı anda bükülmüştür. Uygulanan yöntem ile geri yaylanma etkili bir şekilde azaltılmıştır. Büküm işlemi boyunca saca etki eden kuvvet için iki farklı baskı plakası kuvveti uygulaması kullanılmıştır. Her iki uygulamanın avantaj ve dezavantajları bulunmaktadır. Doğrusal olarak artan baskı plakası kuvvetinde (BPK), kuvvetin ulaşabileceği üst değer ilk değere bağlıdır ve kuvvetin değişim aralığı limitlidir. Diğer yandan basamak olarak artan BPK uygulamasında üst kuvvet değeri ilk kuvvet değerinden bağımsızdır ve kuvvetin değişim aralığı istenildiği gibi seçilebilir.

Basamak baskı plakası kuvveti uygulaması ile geri yaylanma daha fazla azaltılmıştır, ancak sacda kulak oluşumu riski doğmuştur. Basamak BPK uygulamasında sac belirli bir kurs boyuna kadar düşük kuvvetler altında bükülmekte daha sonra ise kuvvet ani olarak artırılarak büküm işlemi tamamlanmaktadır. Düşük kuvvetin uygulandığı süre içerisinde, düşük gerdirme kuvvetinden ötürü sacda kulak oluşumu görülmektedir. Diğer yandan doğrusal olarak artan BPK uygulamasında sac



tüm büküm işlemi boyunca yüksek kuvvet altında bükülmektedir. Sonuç olarak basamak olarak artan baskı plakası kuvveti uygulamasında, Doğrusal olarak artan BPK'ya kıyasla kulak oluşum riski daha yüksektir.

Süzdürme çubuğu üzerine yapılan incelemelerde, süzdürme çubuğunu geometrik parametrelerinin geri yaylanma üzerinde tek başlarına büyük bir etkisi olmadığı görülmüştür. Bunu temel sebebinin parametrelerin birbiriyle olan etkileşimlerinden kaynaklandığı düşünülmektedir. Bu doğrultuda 38 parametrik analiz gerçekleştirilmiştir. Süzdürme geometrisi parametreleri için seçilen mevcut tasarım aralığında,  $\theta_1$  açısı % 15'lik kalınlık azalma sınırı aşılmadan etkili bir biçimde azaltılabilir. Ancak,  $\theta_2$  açısı için aynı şey söylenemez. 38 analiz içerisinde, ancak azalma limiti aşılarak  $\theta_2$  açısı  $7.27^\circ$ 'den  $1.3^\circ$ 'ye telafi edilebilmiştir.  $\theta_2$  açısındaki telafinin  $\theta_1$ 'e kıyasla daha zor olduğu sonucuna varılabilir.

Yüzey oturtma sonuçları incelendiğinde, etki uzunluğu L arttıkça diğer parametrelerin de etki süresi artacağından geri yaylanma ve kıvrılma azalmıştır. Ancak sac kalınlığındaki incelme değeri de artmıştır. Etki uzunluğu ve diğer tasarım parametrelerinin kontrol edilmesi ile sac kalınlığındaki azalma da kontrol edilebilir ve incelme limiti dahilinde etkili bir şekilde geri yaylanma azaltılabilir. Yine de, mevcut sonuçlar süzdürme çubuğu tasarımında yol gösterici olacaktır. Çizelge 5.9'da 29 numaralı analiz sonuçları verilmiştir. Çizelge 5.7'de verilen tasarım uzayı içerisinde, en etkili telafi 29 numaralı analizde elde edilmiştir.

Çizelge 5.4. Süzdürmesiz kalıp ve 29 numaralı analiz için elde edilen sonuçların kıyaslanması

Analiz No	L (mm)	c (mm)	H (mm)	R (mm)	$\theta_1$ (°)	$\theta_2$ (°)	$\rho$ (mm)	% İncelme
29	52.3	1.3	5.3	2.8	1.8	5.2	2643.2	15.0
Süzdürmesiz Kalıp					7.78	7.27	301.5	7.6

$\theta_1$ 'de %77'lik,  $\theta_2$ 'de ise %29'luk bir telafi elde edilmiştir. Yan duvardaki kıvrılma ise neredeyse tamamen ortadan kalkmıştır. Çizelge 5.7'de verilen veri seti

genişletilerek, yapay sinir ağları uygulanması ile süzdürme çubuğu tasarımı için en uygun parametreler bulunabilir.

Süzdürme çubuğu üzerine yapılan çalışmalar içerisinde en fazla dikkati çeken, süzdürme çubuğunun literatürde ve mevcut kalıplarda olduğu gibi tüm büküm işlemleri boyunca etki etmesinin gerekli olmadığıdır. 29 numaralı analizde, sac büküm işleminin son 10 mm kurs boyunda süzdürme çubuğu etkisi olmadan bükülmüştür. Bu süreye kadarki etki bile sacın limit incelme değerine ulaşmasını engelleyememiştir. Eğer süzdürme büküm işleminin sonuna kadar etkisini sürdürse, işlemin muhtemel yırtılma ile sonuçlanması beklenmektedir.

## 6. SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Tez kapsamında üç ayrı büküm problemi incelenmiş sonlu elemanlar analizi sonuçları deneyler ile doğrulanmıştır. Daha sonra geliştirilmiş yüksek mukavemetli çeliklerin geri yaylanma davranışları incelenmiştir. Son olarak ise geri yaylanmanın telafisine yönelik olarak çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Tezin bu bölümünde yapılan çalışmalar ile birlikte elde edilen sonuçlar ve yapılan öneriler açıklanmıştır.

### 6.1. Sonuçlar

Geri yaylanmanın sonlu elemanlar ile tahmininde aşağıdaki sonuçlara varılmıştır;

- U-profil büküm işlemi için hesaplama zamanı ve sonuçların doğruluğu dikkate alınarak, 1x1 mm boyutlarındaki kabuk elemanların uygun olduğu görülmüştür.
- U-profil büküm problemi üzerinden farklı malzeme modelleri kıyaslanmış ve bunlar arasında malzemenin anizotropik özelliğini ve plastik davranışını en iyi temsil eden malzeme modelinin Barlat89 olduğuna karar verilmiştir.
- Basit büküm problemleri için geliştirilmiş olan analitik modellerde yapılan kabuller ve sürtünme katsayısı, baskı plakası kuvveti gibi bir takım işlem parametrelerinin etkilerinin ihmal edilmesi elde edilen sonuçların doğruluğunu ve sonuçlara olan güveni azaltmaktadır. U-kanal büküm probleminde Zhang vd.'nin [12] geliştirmiş olduğu analitik model ile elde edilen geri yaylanma sonuçlarında hata miktarının çok yüksek olduğu görülmüştür.
- 7-flanş büküm problemi özelinde katman sayısının seçimine yönelik olarak gerçekleştirilen analiz sonuçları değerlendirilmiş ve bu problem için hassasiyet ve doğruluk dikkate alınarak 27 katman kullanımı uygun bulunmuştur.
- Büküm analizlerinde dinamik etkileri ortadan kaldırmak ve daha hassas sonuçlar elde etmek için farklı kalıp hızları için analizler tekrar edilmiştir. 2000 mm/s kalıp hızı altında kabul edilebilir sonuçlar elde edilebileceği görülmüştür. Hız 3000 mm/s'nin üzerine çıktığında, sacda istenmeyen kıvrılmalar ve deformasyonlar görülmüştür. Kalıp hızının 1000 mm/s'ye kadar indirilmesi ile

kinetik enerjideki artış en aza indirilmiştir. Ancak, hesaplama süresi de belirgin bir şekilde artmıştır.

- S-ray profil büküm probleminde, Barlat89 malzeme modeli kullanıldığında, deneylere kıyasla daha yüksek geri yaylanma gözlenmiştir, YLD2000 akma kriterinde ise daha az geri yaylanma oluşmuştur.
- S-ray profil büküm probleminde, sonlu elemanlar analiz sonuçlarında elde edilen büküm kalitesinin, sac kalınlığındaki azalmanın ve zımba tepki kuvvetinin deney sonuçlarına yakın olduğu görülmüştür. Barlat89 ve YLD2000 akma kriterleri kullanılarak yapılan bu analiz sonuçları arasında belirgin farklar gözlenmemiştir.

Geliştirilmiş yüksek mukavemetli çeliklerin geri yaylanma davranışları incelendiğinde aşağıdaki sonuçlara varılmıştır;

- Pekleşme üsteli  $n$  arttıkça gerilme-gerinim eğrisinin plastik bölgedeki eğiminin değiştiği görülmüştür.  $n$  değeri arttıkça, Swift pekleşme kuralına göre çizilen eğrinin eğimi artmaktadır. Aynı gerilme değeri altında, yüksek  $n$  değerine sahip malzeme daha yüksek bir gerinim değerine ulaşmaktadır.
- Yüksek  $n$  değerinde malzemenin şekil verilebilirliği artmaktadır. Sonuç olarak artan  $n$  ile geri yaylanma azalmaktadır.
- $K$  değeri arttıkça, malzemenin şekil verilebilirliği düşmektedir ve aynı büküm işlemi şatları altında daha fazla geri yaylanma gözlenmektedir.
- Düşük  $K$  ve yüksek  $n$  değerlerinde geri yaylanma azalırken, şekil verilebilirlik artmaktadır.

Geri yaylanmanın telafisine yönelik olarak yapılan çalışmalarda aşağıdaki sonuçlara varılmıştır;

- Kalıp boşluğu arttıkça geri yaylanmanın arttığı, sürtünme katsayısı ve baskı plakası kuvveti arttıkça geri yaylanmanın azaldığı, artan sac kalınlığı ile birlikte ise geri yaylanmanın artma eğiliminde olduğu görülmüştür.

- Yüksek sürtünme katsayısı ve yüksek baskı plakası kuvvetinde, saca daha fazla gerdirme kuvveti etki edeceğinden geri yaylanma azalmıştır. Ancak, baskı plakası kuvvetinin ve sürtünme katsayısının yüksek değerlerinde sacda aşırı incelme ve yırtılma görülebilir.
- 7-flanş büküm probleminde ortaya çıkan geri yaylanma iki ayrı baskı plakası kuvveti (BPK) uygulamasına göre azaltılmıştır. Bu problemde, her bir flanş farklı bir kuvvet altında bükülmüştür. Geleneksel yöntemlerde sacın her bölgesine aynı kuvvet uygulanmaktadır. Ancak, büküm geometrisine göre sacın farklı bölgelerinde farklı geri yaylanmalar gözlenecektir.
- Önerilen yeni yöntemde her flanş farklı kuvvetler altında aynı anda bükülmüştür ve geri yaylanma etkili bir şekilde azaltılmıştır.
- Basamak BPK uygulaması ile geri yaylanma telafisinde daha düşük geri yaylanma açıları elde edilmiştir. Basamak BPK’da sacı yırtılmadan daha yüksek kuvvetler altında bükmek mümkündür. Çünkü doğrusal BPK uygulamasında üst kuvvet değeri başlangıç kuvvet değerine bağlıdır.
- Basamak BPK uygulamasında, üst kuvvet ve başlangıç kuvveti birbirinden bağımsızdır. Basamak BPK’nın geri yaylanma açısından sağladığı avantajlarının yanında, kulak oluşumu ve aşırı incelmeye daha kolay mahal vermesi açısından dezavantajları bulunmaktadır.
- Basamak BPK da her bir flanşta farklı bir incelme değeri elde etmek mümkündür.
- Süzdürme çubuğunun geometrik parametrelerinin geri yaylanma davranışı üzerindeki etkisi incelendiğinde, etki uzunluğu arttıkça diğer parametrelerin de etkileri artacağından geri yaylanma ve yan duvardaki kıvrılmanın azaldığı görülmüştür.
- Süzdürme yüksekliği 6 mm’nin üzerine çıktığında geri yaylanma azalmıştır. Süzdürme yuvarlatması küçüldükçe, geri yaylanma azalma eğilimindedir. Ancak, sacda aşırı incelmeye neden olabilir.
- Sacın yırtılmadan daha rahat bir şekilde bükülebilmesi için süzdürme boşluğu büyük tutulabilir.

- Yapılan incelemeler sonucunda süzdürme çubuğunun büküm işlemi sonuna kadar etkisini sürdürmek zorunda olmadığı görülmüştür.

## 6.2. Öneriler

- Günümüzde, halen malzeme ve pekleşme modellerinin geliştirilmesi çalışmaları sürdürülmektedir. Sonlu elemanlar yönteminde kullanılan mevcut malzeme modelleri, malzeme içerisindeki boşluk ve kusurları, malzemenin kristal yapısını dikkate almamaktadır. Bu nedenle, sonlu elemanlar yöntemi ile elde edilen sonuçlar doğrudan kalıp tasarımında kullanılamaz. Yapılan deneyler ile yöntemin doğruluğu belirlenmelidir.
- Barlat89 malzeme modeline gerilme-gerinim ilişkisi ise tek eksenli çekme testine dayanmaktadır. Ancak, literatürde yapılan çalışmalar dikkate alındığında, tek eksenli çekme deneyi sonuçlarının yeterli olmadığı görülmüştür. LSDYNA'da malzemenin plastik davranışını daha iyi temsil eden malzeme modelleri bulunmaktadır (örnek YLD2000), ancak bu malzeme modellerinin formulasyonunda kullanılan katsayıların belirlenmesi için yüksek maliyetli deney düzeneklerinin kurulması gerekmektedir.
- Gelişmiş malzeme modellerinin yanı sıra, yine gelişmiş pekleşme modellerinin kullanımı benzetim çalışmalarının doğruluğunu ve hassasiyetini artırmaktadır. Özellikle çevrimsel yüklemelerde, yani malzemenin bir çekme bir basmaya maruz kaldığı problemlerde, kinematik pekleşme kuralının uygulanması gerekmektedir. Çünkü çevrimsel yüklemelerde Bauschinger etkisi ortaya çıkmakta ve malzemenin akma gerilmesi değişmektedir. Yoshida vd. [69] yaptıkları çalışmada, çevrimsel yüklemeye altında malzemenin akma gerilmesindeki değişimin yanında elastiklik modülünün de değiştiğini göstermişlerdir. Yoshida vd.'nin önerdiği bu pekleşme modelinin uygulanabilmesi için çevrimsel yük testleri yapılmalıdır. Tez kapsamında, malzemenin plastik bölgedeki davranışı izotropik pekleşmeye göre belirlenmiştir. Çünkü çevrimsel yük deneyleri maliyetli deney düzeneklerinin kurulmasını gerekli kılmaktadır.

- Hem geri yaylanmayı azaltıcı hem de kulak oluşumu ve aşırı incelme gibi istenmeyen deformasyonları indirgeyen, büküm işlemi süresince değişen (artan-azalan) yeni bir değişken baskı plakası kuvveti önerilebilir. Bu yöntemde, öncelikli olarak, düşük ve yüksek kuvvetler altında sac bükülerek tüm işlem boyunca sac kalınlığının nasıl değiştiği incelenmelidir. Elde edilen sonuçlar dikkate alınarak, büküm işleminin belirli aşamalarında kuvvet artırılıp azaltılabilir.
- Tez kapsamında önerilen baskı plakası kuvveti uygulaması basamak BPK ile birleştirilirse geri yaylanma etkili bir şekilde azaltılırken, sacın her bölgesindeki incelmeyi kontrol etmek mümkün hale gelebilir.
- Yapay sinir ağları uygulanması ile süzdürme çubuğu tasarımı için en uygun parametreler bulunabilir, böylece geri yaylanma ve aşırı incelme kontrol edilebilir.

## KAYNAKLAR

- [1] Akay, K., 2005, Otomotiv endüstrisinde kullanılan çift fazlı çeliklerin fiziksel özelliklerinin araştırılması, *Doktora Tezi, Uludağ Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü*, Bursa.
- [2] Neugebauer, R., Altan, T., Geiger, M., Kleiner, M., Sterzing, A., Sheet Metal Forming at Elevated Temperatures, *Annals of the CIRP*, 55(2), 793-816, 2006.
- [3] Smallman, R.E., Bishop R.J., Modern Physical Metallurgy and Materials Engineering: Science, Process, Applications, *Butterworth-Heinemann*, Linacre House, Jordan Hill, Oxford, 1999.
- [4] Oliver, S., Dual phase versus TRIP strip steels: Microstructural changes as a consequence of quasi-static and dynamic tensile testing, *Materials Characterization*, 58, 390–400, 2007.
- [5] Xu, H., Mechanical properties of fine-grained dual phase low-carbon steels based on dynamic transformation, *Journal of University of Science and Technology Beijing*, 15(5), 556-560, 2008.
- [6] <http://www.worldautosteel.org>, erişim tarihi: 10 Mart 2010
- [7] Huh, H., Kim, S-B., Dynamic Tensile Characteristics of TRIP-type and DP-type Steel Sheet for an Auto-Body, *International Journal of Mechanical Sciences*, 50 918-931, 2008.
- [8] Hayat, F., TRIP Çeliklerinin Otomotiv Endüstrisinde Kullanımının İncelenmesi, *Gazi Üniv. Müh. Mim. Fak. Der.*, 25(4), 701-712, 2010
- [9] Hua, D., Zheng-You, T., Wei, L., Mei, W., Dan, S., Microstructures and Mechanical Properties of Fe-Mn-(Al, Si) TRIP/TWIP Steels, *Journal of Iron and Steel Research, International*, 13(6), 66-70, 2006.
- [10] Dan, W.J., Li, S.H., Zhang, W.G., Lin, Z.Q., The Effect of Stain-induced Martensitic Transformation on Mechanical Properties of TRIP Steel, *Materials and Design*, 29 (2008) 604-612
- [11] Ding, H., Ding H., Song, D., Tang, Z., Yang, P., Strain Hardening Behavior of a TRIP/TWIP steel with 18.8% Mn, *Materials Science and Engineering A*, 528, 868-873, 2011.
- [12] Hamada, S.A., Manufacturing, Mechanical Properties and Corrosion Behaviour of High-Mn TWIP Steels, *Acta Universitatis Ouluensis C Technica*, 281, 2007.
- [13] Lee, S.W., A study on the springback in the sheet metal flange drawing, *journal of material processing technology*, 187–188, 89–93, 2007.
- [14] Geng, L., Role of plastic anisotropy and its evolution on springback, *International Journal of Mechanical Sciences*, 44, 123–148, 2003.
- [15] Gomes, C., Onipede, O., and Lovell, M., Investigation of springback in high strength anisotropic steels, *Journal of Materials Processing Technology*, 159, 91–98, 2005.
- [16] Padmanabhan, R., Effect of anisotropy on the deep-drawing of mild steel and dual-phase steel tailor-welded blanks, *Journal of Material Processing Technology*, 184, 288–293, 2007.
- [17] Samuel, M., 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, 2000.



- [18] Liu, G., Lin, Z., Bao, Y., Cao, J., Eliminating Springback Error in U-Shaped Part Forming by Variable Blank Holder Force, *Journal of Materials Engineering and Performance*, 11, 64-70, 2002.
- [19] Keum, Y.T., Kim, J.H., Ghoo, B.Y., Expert drawbead models for finite element analysis of sheet metal forming process, *International journal of Solids and Structures*, 38, 5335-5353, 2001.
- [20] Gan, W., Wagoner, R.H., Die design method for sheet springback, *International Journal of Mechanical Sciences*, 46, 1097–1113, 2004.
- [21] Esat, V., Darendeliler, H., Gokler, M. I., Finite Element Analysis of Springback in Bending of Aluminum Sheets, *Materials and Design*, 23(2), 223–229, 2002.
- [22] Andersson, A., Numerical and experimental evaluation of springback in a front side member, *Journal of Material Processing Technology*, 169, 352-356, 2005.
- [23] Zhang, D., Zhenshan, C., Xueyu, R., Yuqiang, L., An analytical model for predicting springback and side wall curl of sheet after U-bending, *Computational Materials Science*, 38, 707-15, 2007.
- [24] Behrouzi, A., Dariani, B. M., Shakeri M., Tool shape design in the sheet bending process by inverse analysis of springback, *Journal of Engineering Manufacture*, 223, 1331-1340, 2009.
- [25] Yi, H.K., Kim, D.W., Tyne, C.J., Moon, Y.H, Analytical prediction of springback based on differential strain during sheet metal bending, *Journal of Mechanical Engineering Science*, 222, 117-129, 2008.
- [26] Ruffini, R., Cao, J., Using Neural Network for Springback Minimization in Channel Forming Process, *Journals of Materials and Manufacturing*, 107, 65-73, 1998.
- [27] Farsi, M.A., Arezoo, B., The Determination of Spring-back in L Bending Operation Using Neural Networks, 5th International Advanced Technologies Symposium (IATS'09), Karabük, Turkey, Mayıs 2009.
- [28] Narasimhan, N.,and Lovell, M.R., Predicting springback in sheet metal forming: an explicit to implicit sequential solution procedure, *Finite Elements in Analysis and Design*, 33, 29–42, 1999.
- [29] Leu, D.K., Simplified Approach for Evaluating Bend Ability and Springback in Plastic Bending of Anisotropy Sheet Metals, *Journal of Materials Processing Technology*, 66, 9-17, 1997.
- [30] Li, G.Y., Tan, M.J., and Liew, K.M., Springback Analysis for Sheet Forming Processes by Explicit Finite Element Method in Conjunction with the Orthogonal Regression Analysis, *International Journal of Solids and Structures*, 36, 4653-4668, 1999.
- [31] Gau, J.T., Kinzel, G.L., A new model for springback prediction in which the Bauschinger effect is considered, *International Journal of Mechanical Sciences*, 43, 1813-1832, 2001.
- [32] Firat, M., U-channel forming analysis with an emphasis on springback deformation, *Materials and Design*, 28, 147-154, 2007.
- [33] Chou, I.-N., Hung, C., Finite element analysis and optimization on springback reduction, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 39, 517–536, 1999.

- [34] Lin, Z., Liu, G., Xu, W., and Bao, Y., Study on the effects of numerical parameters on the precision of springback prediction, in: Proceedings of the Sixth International LS-DYNA Users Conference, Dearborn, MI, Nisan 2000.
- [35] Onipede, O., Gomes, C.J., Springback in high strength anisotropic steel, 6th International LS-DYNA Conference, Dearborn, MI, Nisan, 2000
- [36] Papeleux, L., Ponthot, J.P., Finite element simulation of springback in sheet metal forming, *Journal of Materials Processing Technology*, 125-126, 785-791, 2002.
- [37] Zhu, X., Smooth Contact, LSTC 2009
- [38] Xu, W.L., Ma, C.H., Li, C.H., Feng, W.J., Springback factors in springback simulation for sheet metal forming, *Journal of Material Processing Technology*, 151, 217-222, 2004.
- [39] Hallquist, J.D., Stillman, D.W., and Lin, T.L., Nonlinear dynamic analysis in three dimensions, *LS-DYNA3D User's Manual*, 1994.
- [40] Chow, C.L., Tai, W.H., and Chub, E., Computer simulation of sheet metal forming based on damage mechanics approach, *Journal of Materials Processing Technology*, 139, 553–558, 2003.
- [41] Banabic, D., Bunge, H.-J., Pöhlandt, K., Tekkaya, A.E., Formability of Metallic Materials: plastic anisotropy, formability testing, forming limits, *Springer-Verlag*, Berlin Heidelberg, New York, 2000.
- [42] Marciniak, Z., Duncan, J.L., Hu, S.J., *Mechanics of Sheet Metal Forming*, *Butterworth-Heinemann*, Linacre House, Jordan Hill, Oxford, 1998.
- [43] Schey, J. A., *Introduction to Manufacturing Processes*, *McGraw-Hill Co.*, Boston, USA, 2000.
- [44] Boljanovic, V., *Sheet Metal Forming Processes and Die Design*, *Industrial Press Inc.*, Madison Avenue, New York, 2004.
- [45] Lange, K., *Handbook of Metal Forming*, *Society of Manufacturing Engineers*, Dearborn, MI, 1985.
- [46] Chan, K.C., Wang, S.H., Theoretical analysis of springback in bending of integrated circuit lead frames, *Journal of Materials Processing Technology*, 91, 111–115, 1999.
- [47] Arwidson, C., 2005. Numerical Simulation of Sheet Metal Forming for High Strength Steels, *Licentiate Thesis*, *Lulea University of Technology*, Sweden.
- [48] Cinar, G., 2005, Effects of anisotropy on formability in sheet metal forming, *Master Tezi*, *İstanbul Teknik Üniversitesi*, Fen Bilimleri Enstitüsü, İstanbul.
- [49] Worswick, M.J., Finn, M.J., The Numerical Simulation of Stretch Flange Forming, *International Journal of Plasticity*, 16, 701-720, 2000.
- [50] Lumin G., 2000, Application of Plastic Anisotropy and Non-Isotropic Hardening to Springback Prediction, *Doktora Tezi*, *The Ohio State University*, Columbus, Ohio.
- [51] Hill, R., A Theory of the Yielding and Plastic Flow of Anisotropic Metals, *Proceedings of the Royal Society of London, Series A, Mathematical and Physical Sciences*, Volume 193, Issue 1033, 281-297, 1998.
- [52] Dixit, P.M., Dixit, U.S., Modeling of metal forming and machining process: by Finite Element and Soft Computing Methods, *Springer-Verlag*, London, 226-230, 2008.

- [53] Barlat, F., Maeda, Y., Chung, K., Yanagawa, M., Brem, J.C., Hayashida, Y., Lege, D.J., Matsui, K., Murtha, S.J., Hattori, S., Becker, R.C., Makosey, S., Yield function development for aluminum alloy sheets. *J. Mech. Phys. Solids*, 45, 1727–1763, 1997.
- [54] Barlat, F., Brem, J.C., Yoon, J.W., Chung, K., Dick, R.E., Lege, D.J., Pourboghrat, F., Choi, S.-H., Chu, E., Plane Stress Yield Function for Aluminum Alloy Sheets- Part1: Theory, *International Journal of Plasticity*, 19, 1297-1319, 2003.
- [55] Lemoine, X., Aouafi, A., Bauschinger effect correspondence of experimental tests, *International Journal of Material Forming*, 1, 241-244, 2008.
- [56] Gau, J.-T., Kinzel, G.L., An experimental investigation of the influence of the Bauschinger effect on springback predictions, *Journal of Materials Processing Technology*, 108, 369-375, 2001.
- [57] Ragai, I., Experimental and finite element investigation of springback of aerospace/automotive sheet metal products, *Doktora Tezi, McGill University*, Montreal, 2006.
- [58] Tang, B., Lu, X., Wang, Z., Zhao, Z., Springback investigation of anisotropic aluminum alloy sheet with a mixed hardening rule and Barlat yield criteria in sheet metal forming, *Materials and Design* 31, 2043–2050, 2010.
- [59] Roll, K., Wiegand, K., Hora, P., Manopulo, N., Clausmeyer, T., Benchmark 2- Influence Of Drawbeads On The Springback Behavior, 7th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Processes (Numisheet 2008) Benchmark Study, Interlaken, İsviçre, Eylül 2008.
- [60] Wagoner, R.H., Chenot, J.L., *Metal Forming Analysis, Cambridge University Press*, New York, 2001.
- [61] Prior, A.M., Applications of Implicit and Explicit Finite Element Techniques to Metal Forming, *Journal of Material Processing and Technology*, 45, 649-656, 1994.
- [62] Karafillis A.P., Boyce M.C., Tooling And Binder Design For Sheet Metal Forming Processes Compensating Springback Error, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 36, 503-526, 1996.
- [63] Li, K.P., Carden, W.P., Wagoner, R.H., Measurement of springback, *International Journal of Mechanical Sciences* 44, 103–122, 2002.
- [64] Finn M.J., Galbraith P.C., Wu L., Hallquist J.O., Lum L., Lin T.L., Use of coupled explicit – implicit solver for calculating springback in automotive body panels, *Journal of Material Processing and Technology*, 50, 395-409, 1995.
- [65] *Ls-Dyna Theory Manual*, Livermore Software Technology Corporation, Livermore, California, Mart 2006.
- [66] Du Bois, P.A., Crashworthiness and Impact Engineering with LS-DYNA, 9<sup>th</sup> International LS-DYNA Users Conference, Advanced Training, June 7-8, 2006.
- [67] Chen, L., Qui, X., Li, S., A finite model for the prediction of springback of anisotropic aluminum sheet metals, *Proceedings of the 7th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Processes (Numisheet 2008)*, Interlaken, İsviçre, Eylül 2008.

- [68] Wagoner, R.H., Li, M., Advances in Springback, AIP Conference Proceedings, 778 (1), 209-214, 2005
- [69] Makinouchi, A., Sheet metal forming simulation in industry, Journal of Material Processing and Technology, 60, 19-26, 1999.
- [70] <http://www.dynasupport.com/faq/metal-forming/what-is-the-proper-punch-speed-that-could-be-used>, erişim tarihi: 22 Şubat 2010
- [71] Chen, P., Koç, M., Simulation of springback variation in forming of advanced high strength steels, Journal of Materials Processing Technology, 190, 189–198, 2007.
- [72] Hora, P., Benchmark BM02, Influence of Draw Beads on the Springback Behavior, proposed by Daimler AG, 7th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Processes (Numisheet 2008) Benchmark Definition, Interlaken, İsviçre, Eylül 2008.
- [73] Nasser, A., Yadav, A., Pathak, P., Altan, T., Determination of the flow stress of five AHSS sheet materials (DP 600, DP 780, DP 780-CR, DP 780-HY and TRIP 780) using the uniaxial tensile and the biaxial Viscous Pressure Bulge (VPB) tests, Journal of Materials Processing Technology, 210, 429–436, 2010.
- [74] Chung, K., Ahn, K., Yoo, D.-H., Chung, K.-H., Seo, M.-H., Park, S.-H., Formability of TWIP (twinning induced plasticity) automotive sheets, International Journal of Plasticity, 27, 52–81, 2011.
- [75] Gan, W., Babu, S.S., Kapustka, N., Wagoner, R.H., Microstructural Effects on the Springback of Advanced High-Strength Steel, Metallurgical And Materials Transactions A, 37(11), 3221-3231, 2006.
- [76] Leu, D.-K., Hsieh, M.-C., The influence of coining force on spring-back reduction in V-die bending process, Journal of Material Processing and Technology, 196, 230-235, 2008.
- [77] McKay, M.D., Beckman, R.J., Conover, W.J., A comparison of three methods for selecting values of input variables in the analysis of output from a computer code, Technometrics, 21(2), 239-245, 1979.

## EKLER

### EK 1: LSDYNA Anahtar Kelimeleri

#### Parça Tanımlaması

\*PART anahtar kelimesi içerisinde yapılan tanımlamalar Şekil A.1’de verilmiştir. Burada PID parça numarasını, SECID kesit özelliklerinin tanımlandığı kesit numarasını ve MID malzeme numarasını ifade etmektedir.

*PART_(TITLE) (4)							
TITLE							
zimba							
PID	SECID	MID	EOSID	HGID	GRAV	ADPOPT	TMID
1	2	1	0	0	0	0	0

Şekil A.1. \*PART anahtar kelimesinde yapılan tanımlamalar

Eğer yerçekimi altında parçanın davranışı inceleniyorsa GRAV 1 olarak işaretlenmelidir. Adaptif bölüntü uygulamasında ise ADPOPT 1 olarak işaretlenmelidir.

#### Kesit Tanımlaması

Kabuk elemanların kesit özellikleri \*SECTION\_SHELL kartında tanımlanmaktadır. Kabuk elemanın kalınlığı, eleman formülasyonu ve katman sayısı tanımlanan özellikler arasındadır. Şekil A.2’de örnek bir tanımlama gösterilmiştir.

*SECTION_SHELL_(TITLE) (2)							
TITLE							
sac malzemesi							
SECID	ELFORM	SHRF	NIP	PROPT	QR/IRID	ICOMP	SETYP
1	16	1.0000000	7	1	0	0	1
I1	I2	I3	I4	NLOC	MAREA	IDOF	EDGSET
0.8000000	0.8000000	0.8000000	0.8000000	0.0	0.0	0.0	0

Şekil A.2. Kesit tanımlaması kartı

Burada SECID kesit numarasını, ELFORM eleman formülasyonunu, T et kalınlığını ve NIP katman sayısını ifade etmektedir. 2 numara Belytschko-Tsay kabuk eleman formülasyonudur, 16 numara ise tam integrasyonlu kabuk eleman formülasyonudur.

### Malzeme Tanımlaması

Malzeme tanımlamaları LSDYNA malzeme kütüphanesinden seçilerek yapılmıştır. Tez kapsamında yapılan çalışmalarda dört farklı malzeme modeli kullanılmıştır; MAT 18, MAT 36, MAT 37 ve MAT 133. Her bir malzeme modeli için yapılan tanımlamalar sırasıyla Şekil A.3, Şekil A.4, Şekil A.5 ve Şekil A.6’da gösterilmiştir.

**\*MAT\_POWER\_LAW\_PLASTICITY\_(TITLE) (1)**

TITLE							
<input type="text"/>							
MID	RO	E	PR	K	N	SRC	SRP
4	7.800e-009	2.100e+005	0.3000000	1076.0000	0.1890000	0.0	0.0
SIGY		VP					
350.00000		0.0					

**Şekil A.3.** MAT 18 malzeme modeli tanımlamaları

Malzeme kartında yer alan ve malzemeye ait mekanik özellikleri belirten değişkenler ise şu şekildedir;

- RO : Malzeme yoğunluğu
- E : Elastiklik modülü
- PR : Poisson oranı
- K : Pekleşme katsayısı
- N : Pekleşme üsteli
- SIGY : Akma gerilmesi

**\*MAT\_3-PARAMETER\_BARLAT\_(TITLE) (1)**

TITLE

Sac malzemesi

MID	RO	E	PR	HR	P1	P2	ITER
4	7.800e-009	2.100e+005	0.3000000	2.0	1076.0000	0.1890000	0.0
M	R00	R45	R90	LCID	E0	SPI	P3
6.0000000	0.9700000	1.0700001	1.1700000	0	0.0026280	0.0	0.0
AOPT	C	P	VLCID				
2	0.0	0.0	0				
XP	YP	ZP	A1	A2	A3		
0.0	0.0	0.0	1	0.0	0.0		
V1	V2	V3	D1	D2	D3	BETA	
0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	

**Şekil A.4.** MAT 36 malzeme modeli tanımlamaları

HR plastik bölgenin hangi pekleşme kuralına göre ifade edildiğini belirlemek için kullanılmaktadır. HR=2 Swift pekleşme kuralını ifade etmektedir. E0, akma gerilmesine karşılık gelen gerinim değeridir. R00, R45, R90 üç yöndeki anizotropi değeridir. AOPT malzemenin haddelenme yönünün hangi koordinat sistemine göre seçileceğini ifade etmektedir. AOPT'un bir alt satırında A1, A2 ve A3 koordinat sisteminin eksenlerini ifade etmektedir.

**\*MAT\_TRANSVERSELY\_ANISOTROPIC\_ELASTIC\_PLASTIC\_(TITLE) (1)**

TITLE

MID	RO	E	PR	SIGY	ETAN	R	HLCID
4	7.800e-009	2.100e+005	0.3000000	350.00000	0.0	1.0700001	5

**Şekil A.5.** MAT 37 malzeme modeli tanımlamaları

R düzlemsel anizotropi değeridir, HLCID ise plastik bölgedeki gerilme-gerinim ilişkisini veren tablonun numarasını ifade etmektedir.

**\*MAT\_BARLAT\_YLD2000\_(TITLE) (1)**

**TITLE**  
sac malzemesi

MID	RO	E	PR	FIT	BETA	ITER	ISCALE
4	7.800e-009	2.100e+005	0.3000000	0.0	1.0000000	0.0	0.0
K	E0	N	C	P	HARD	A	
603.59998	0.0040280	0.1490000	0.0	0.0	1	6.0000000	
ALPHA1	ALPHA2	ALPHA3	ALPHA4	ALPHA5	ALPHA6	ALPHA7	ALPHA8
0.9587900	1.1016980	0.9412000	0.9546840	0.9639300	0.8756360	0.9722940	1.0035050
AOPT	OFFANG						
2.0000000	0.0						
NULL	NULL	NULL	A1	A2	A3		
0.0	0.0	0.0	1.0000000	0.0	0.0		
V1	V2	V3	D1	D2	D3		
0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0		

**Şekil A.6.** MAT 133 malzeme modeli tanımlamaları

ALPHA1 - 8 YLD2000 akma kriterinin 8 katsayısını ifade etmektedir.

Dişi kalıp, zımba ve baskı plakası rijit olarak modellenmiştir. Rijit malzemelere ait tanımlamalar Şekil A.7’de gösterilmiştir.

**\*MAT\_RIGID\_(TITLE) (4)**

**TITLE**  
rijit zımba

MID	RO	E	PR	N	COUPLE	M	ALIAS
1	7.800e-009	2.054e+005	0.3000000	0.0	0	0.0	
CMO	CON1	CON2					
1.0	7	7					
LCO OR A1	A2	A3	V1	V2	V3		
0.000	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0		

**Şekil A.7.** Rijit parçalar için malzeme tanımlaması



## Temas Tanımlaması

Tez kapsamında yapılan şekil verme benzetimlerinde \*CONTACT\_FORMING\_ONE\_WAY\_SURFACE\_TO\_SURFACE temas algoritması kullanılmıştır. Şekil A.8’de temas tanımlamasının yapıldığı kart gösterilmiştir.

*CONTACT_FORMING_ONE_WAY_SURFACE_TO_SURFACE_(ID/TITLE/MPP)_(THERMAL) (2)							
CID	TITLE						
1	sac ve baskı plakası arasındaki temas						
<input type="checkbox"/> MPP1 <input type="checkbox"/> MPP2							
IGNORE	BUCKET	LCBUCKET	NS2TRACK	INITITER	PARMAX	UNUSED	CPARM8
0	200		3	2	1.0005		0
UNUSED	CHKSEGS	PENSF	GRPABLE				
	0	1.0	0				
SSID	MSID	SSTYP	MSTYP	SBOXID	MBOXID	SPR	MPR
4	3	3	3	0	0	1	1
FS	FD	DC	VC	VDC	PENCHK	BT	DT
0.0420000	0.0420000	0.0	0.0	20.000000	0	0.0	0.0

Şekil A.8. Temas tanımlaması

U-kanal büküm ve 7-flanş büküm problemlerinde statik sürtünme katsayısı 0.1245 olarak girilmiştir. Dinamik sürtünme katsayısı ise 0.06 olarak alınmıştır. Viskoz sönümleme (VDC) ise 20 olarak seçilmiştir.

S-ray profil büküm probleminde \*CONTACT\_FORMING\_ONE\_WAY\_SURFACE\_TO\_SURFACE\_SMOOTH temas algoritması seçilmiştir. Böylece kalıp elemanlarının ağ yapısı nispeten daha büyük elemanlarla örülse bile doğru sonuçlar elde edilmesi amaçlanmıştır.

## Sınır Şartı Tanımlaması

Geri yaylanma benzetimlerinde sacın düzlemde genel hareketini engellemek için kısıtlar tanımlanmıştır. Sacın hareketine verilen kısıtlar \*BOUNDARY anahtar kelimesi içerisinde sınır şartları girilerek uygulanmıştır (Şekil A.9).

*BOUNDARY_SPC_SET_ID ( 2 )							
ID	TITLE						
<u>NSID</u>	<u>CID</u>	<u>DOFX</u>	<u>DOFY</u>	<u>DOFZ</u>	<u>DOFRX</u>	<u>DOFRY</u>	<u>DOFRZ</u>
2	0	1	1	1	1	1	1

Şekil A.9. Sınır şartı tanımlaması

DOFX, Y ve Z dorusal hareketi, DOFRX, Y ve Z ise eksenler etrafındaki dönüş hareketini ifade etmektedir. 1 rakamı hareketin kısıtlandığını, 0 rakamı ise hareketin serbest bırakıldığını ifade etmektedir. U-kanal büküm probleminde simetriden ötürü sacın ve kalıbın sadece yarısı modellenmiştir ve \*BOUNDARY anahtar kelimesi içerisinde simetri sınır şartı girilmiştir.

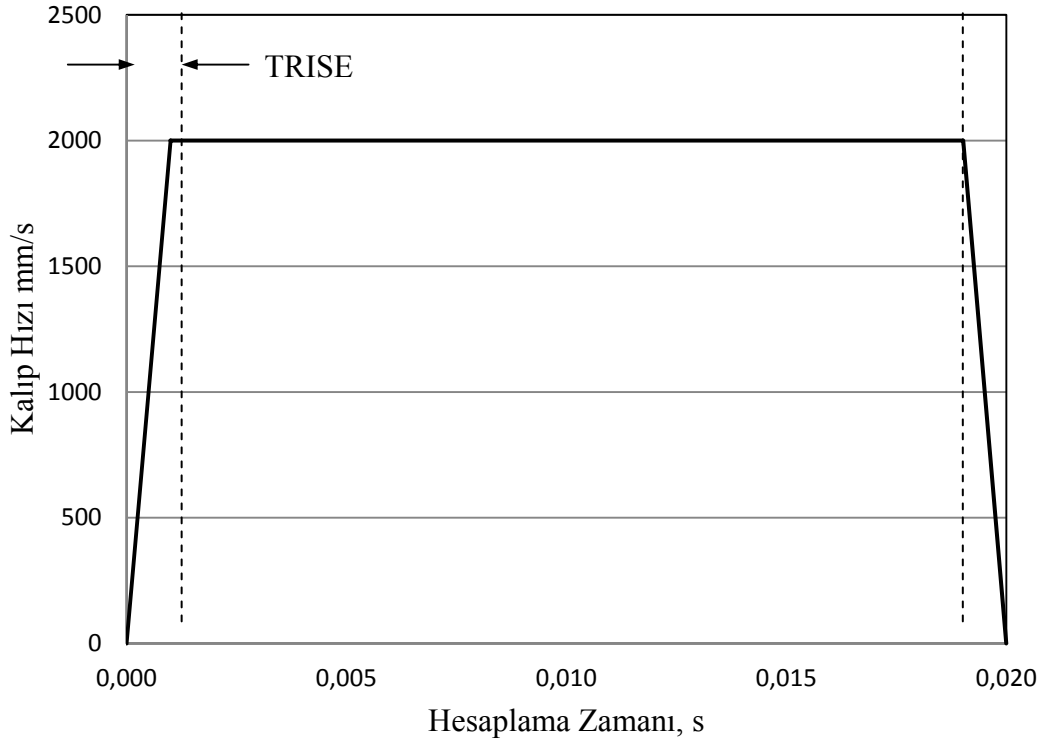
## Kalıp Hızı Tanımlaması

Yapılan benzetimler de farklı kalıp hızları için analizler gerçekleştirilmiştir. Kalıp hızı \*DEFINE anahtar kelimesi içerisinde \*CURVE\_SMOOTH seçeneği ile tanımlanmıştır. Şekil A. 'da tanımlamanın nasıl yapıldığı gösterilmiştir.

*DEFINE_CURVE_SMOOTH_(TITLE) ( 2 )						
TITLE						
dişi kalıp hızı						
<u>LCID</u>	<u>SIDR</u>	<u>DIST</u>	<u>ISTART</u>	<u>TEND</u>	<u>TRISE</u>	<u>VO</u>
1	0	40.000000	0.0	0.0270000	1.000e-004	0.0

Şekil A.10. Kalıp hızı tanımlaması

DIST kalıbın hareket edeceği mesafeyi (kurs boyu), TEND hareketin ne kadar zamanda tamamlanacağını ifade etmektedir. TRISE ise hızın hangi zamandan sonra en yüksek değere ulaşacağını ve ne kadar zaman kala hızın azalacağını ve hareketin sonlanacağını belirlemek için kullanılmaktadır. Hızın artma ve azalma süreleri TRISE ise belirlenmektedir. TRISE'nin çok küçük seçilmesi temas durumunu da etkileyeceğinden sonuçların doğruluğunu etkilemektedir. Şekil A.11'de 7-flaş büküm problemi için hız-zaman değişim grafiği verilmiştir.



Şekil A.11. 7-flaş kalıp hızı-zaman grafiği

### Baskı Plakası Kuvveti Tanımlaması

Baskı plakasının saca ne kadar bir kuvvet uygulayacağı \*DEFINE anahtar kelimesi içerisinde \*CURVE seçeneği kullanılarak tanımlanmıştır. Şekil A.12'de kuvvet tanımlamasının nasıl yapıldığı gösterilmiştir.

\*DEFINE\_CURVE\_(TITLE) (2)

baskı plakası kuvveti

LCID	SIDR	SFA	SFO	OFFA	OFFO	DATTYP
2	0	1.0000000	1.0000000	0.0	0.0	0

Repeated Data by Button and List

A1 O1

0.000	0.000
-------	-------

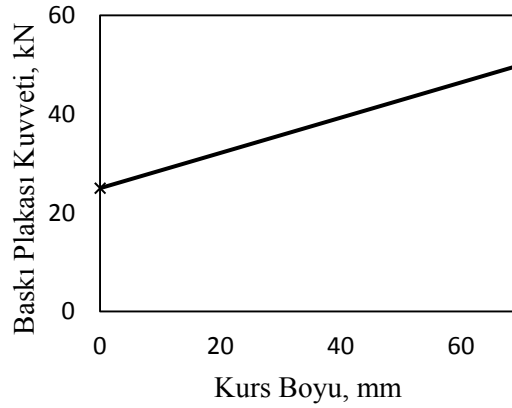
1	0.0000e+000	0.0000e+000
2	1.0000e-004	-2.5000e+004
3	1.7000e-002	-5.0000e+004

Data Pt. 1 Load XYData

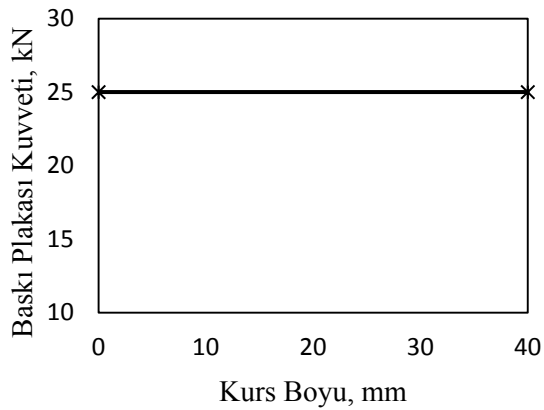
Replace	Insert	Plot	Raise
Delete	Help	New	Padd

**Şekil A.12.** Baskı plakası kuvveti tanımlaması

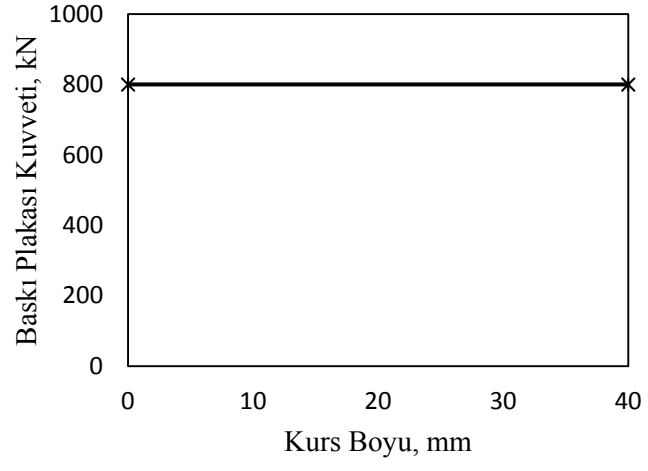
Her üç büküm problemi farkı baskı plakası kuvveti altında gerçekleştirilmiştir. Her bir büküm probleminde baskı plakasının nasıl değiştiği sırasıyla Şekil A.13, Şekil A.14 ve Şekil A.15'te gösterilmiştir.



**Şekil A.13.** U-kanal büküm baskı plakası kuvveti



**Şekil A.14.** 7-flanş büküm baskı plakası kuvveti



**Şekil A.15.** S-ray profil büküm baskı plakası kuvveti

## EK 2: U-kanal Büküm Problemi SE Yöntemi

SE Yönteminin Özellikleri	
SEA kodunun ismi	LSDYNA
Formulasyon	Şekil verme benzetimi için açık kod, geri yaylanma benzetimi için kapalı kod
Eleman tipi	Kabuk, dörtgen eleman
Katman sayısı	7
Eleman formulasyonu	Tam integrasyonlu kabuk eleman (16)
Eleman boyutu	1x1 mm
Temas algoritması	One Way Surface to Surface
Sürtünme katsayısı	0.1245
Toplam düğüm noktası sayısı	18615
Toplam eleman sayısı	18000
Toplam deforme olan eleman sayısı	3740
Toplam rijit eleman sayısı	11875
En küçük elemanın boyutları	1 mm
En küçük elemanın alanı	1 mm <sup>2</sup>
Karakteristik uzunluk hesabı	$L_s = \frac{(1 + \beta) A_s}{\max(L_1, L_2, L_3, (1 - \beta) L_4)}$
Zaman adımı	5.2x10 <sup>-7</sup> s
Kalıp hızı	1000 mm/s
Hesaplama zamanı	109 dk
Malzeme Modeli	
Akma kriteri	Barlat 1989 (MAT 36)
Gerilme - gerinim ilişkisi	Swift
Pekleşme kuralı	İzotropik
Bilgisayar Donanım Özellikleri	
Bilgisayar türü	İş istasyonu
İşlemci tipi	Xeon X5550
İşlemci hızı ve sayısı	2.67 GHz, 16 CPU
İşletim sistemi	WINDOWS

EK 3: 7-flanş Büküm Problemi SE yöntemi

SE Yönteminin Özellikleri	
SEA kodunun ismi	LSDYNA
Formulasyon	Şekil verme benzetimi için açık kod, geri yaylanma benzetimi için kapalı kod
Eleman tipi	Kabuk, dörtgen eleman
Katman sayısı	27
Eleman formulasyonu	Tam integrasyonlu kabuk eleman (16)
Temas algoritması	One Way Surface to Surface
Sürtünme katsayısı	0.1245
Toplam düğüm noktası sayısı	104038
Toplam eleman sayısı	102336
Toplam deforme olan eleman sayısı	90882
Toplam rijit eleman sayısı	11454
En küçük elemanın boyutları	0.35x0.5 mm (dikdörtgen)
En küçük elemanın alanı	0.175 mm <sup>2</sup>
Karakteristik uzunluk hesabı	$L_s = \frac{(1 + \beta) A_s}{\max(L_1, L_2, L_3, (1 - \beta) L_4)}$
Zaman adımı	4.65x10 <sup>-8</sup> s
Kalıp hızı	2000 mm/s
Hesaplama zamanı	30 saat 40 dakika
Malzeme Modeli	
Akma kriteri	Barlat 1989 (MAT 36)
Gerilme - gerinim ilişkisi	Swift
Pekleşme kuralı	İzotropik
Bilgisayar Donanım Özellikleri	
Bilgisayar türü	İş istasyonu
İşlemci tipi	Xeon X5550
İşlemci hızı ve sayısı	2.67 GHz, 16 CPU
İşletim sistemi	WINDOWS

#### EK 4: S-ray Profil Büküm Problemi SE yöntemi

SE Yönteminin Özellikleri	
SEA kodunun ismi	LSDYNA
Formulasyon	Şekil verme benzetimi için açık kod, geri yaylanma benzetimi için kapalı kod
Eleman tipi	Kabuk, dörtgen eleman
Katman sayısı	25
Eleman formulasyonu	Tam integrasyonlu kabuk eleman (16)
Temas algoritması	One Way Surface to Surface Smooth
Sürtünme katsayısı	0.042
Toplam düğüm noktası sayısı	152226
Toplam eleman sayısı	151435
Toplam deforme olan eleman sayısı	140260
Toplam rijit eleman sayısı	11275
En küçük elemanın boyutları	0.7x0.7 mm
En küçük elemanın alanı	0.49 mm <sup>2</sup>
Karakteristik uzunluk hesabı	$L_s = \frac{(1 + \beta) A_s}{\max(L_1, L_2, L_3, (1 - \beta) L_4)}$
Zaman adımı	9.68x10 <sup>-8</sup> s
Kalıp hızı	1500 mm/s
Hesaplama zamanı	28 saat 3 dakika
Malzeme Modeli	
Akma kriteri	YLD200 (MAT 133)
Gerilme - gerinim ilişkisi	Swift
Pekleşme kuralı	İzotropik
Bilgisayar Donanım Özellikleri	
Bilgisayar türü	İş istasyonu
İşlemci tipi	Xeon X5550
İşlemci hızı ve sayısı	2.67 GHz, 16 CPU
İşletim sistemi	WINDOWS



## ÖZGEÇMİŞ

### Kişisel Bilgiler

Soyadı, adı : Özer, Fırat  
Uyruğu : T.C.  
Doğum tarihi ve yeri : 05.10.1986, Ankara  
Medeni hali : Bekar  
Telefon : 0 (533) 338 21 28  
e-posta : [fozer@etu.edu.tr](mailto:fozer@etu.edu.tr)

### Eğitim

Derece	Eğitim Birimi	Mezuniyet tarihi
Lisans	Gazi Üniversitesi Makine Mühendisliği Bölümü	2009

### Deneyim

Yıl	Yer	Görev
2009-2011	TOBB Ekonomi ve Teknoloji Üniversitesi Makine Mühendisliği Bölümü	Araştırma Görevlisi
2010-2012	TMMOB Makine Mühendisleri Odası, Ankara Şube	Yönetim Kurulu Yedek Üyesi
2009-2012	TMMOB Makine Mühendisleri Odası, Ankara Şube Eğitim Birimi ANSYS WORKBENCH	Yardımcı Öğretmen

### Yabancı Dil

İngilizce

### Yayınlar

#### Hakemli Dergilerde Yapılan Yayınlar

- Bekar, D., Acar, E., **Ozer, F.**, Guler, M.A., Robust springback optimization of a dual phase steel seven-flange assembly, *Structural and Multidisciplinary Optimization* (Hakem değerlendirmesinde).
- Bekar, D., Acar, E., **Ozer, F.**, Guler, M.A., “Analyzing batch-to-batch and part-to-part springback variation of DP600 steels using double loop

Monte Carlo simulation”, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B, Journal of Engineering Manufacture* (Hakem değerlendirmesinde).

- Bekar, D., Acar, E., **Ozer, F.**, Guler, M.A., “Constructing surrogate models for springback in U-bending process”, *Advanced Materials Research*, 445, 177-182, 2012.
- Guler, M.A., **Ozer, F.**, Yenice, M., Kaya, M.,”Springback prediction of DP600 steels for various material models”, *Steel Research International, Special Edition Metal Forming 2010*, 81 (9), 801-804, 2010.

#### **Konferans Sunumları**

- Bekar, D., Acar, E., **Ozer, F.**, Guler, M.A., “Robust springback optimisation of DP600 steels for U-channel forming”, *World Congress on Engineering (WCE'11)*, Londra, Birleşik Krallık, 6-8 Temmuz (2011).
- Bekar, D., **Ozer, F.**, Acar, E., Guler, M.A., “Constructing surrogate models for springback in U-bending process”, *14<sup>th</sup> International Conference on Advances in Materials and Processing Technologies (AMPT)*, İstanbul, Türkiye, 13-16 Temmuz (2011).
- Guler, M.A., **Ozer, F.**, Yenice, M., Kaya, M., “Springback prediction of DP600 steels for various material models”, *The 13th International Conference on Metal Forming*, Toyahashi, Japonya, Eylül (2010).