

**BORU BÜKME OPERASYONU SONUCUNDA MEYDANA GELEN GERİ  
YAYLANMA MİKTARININ ÖNGÖRÜLMESİ**

**LEVENT SÖZEN**

**YÜKSEK LİSANS TEZİ  
MAKİNE MÜHENDİSLİĞİ ANABİLİM DALI**

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

**2011**

**ANKARA**

Fen Bilimleri Enstitüsü onayı

---

Prof. Dr. Ünver KAYNAK

Müdür

Bu tezin Yüksek Lisans derecesinin tüm gereksinimlerini sağladığını onaylarım.

---

Prof. Dr. Ünver KAYNAK

Anabilim Dalı Başkanı

Levent SÖZEN tarafından hazırlanan BORU BÜKME OPERASYONU SONUCUNDA MEYDANA GELEN GERİ YAYLANMA MİKTARININ ÖNGÖRÜLMESİ adlı bu tezin Yüksek Lisans tezi olarak uygun olduğunu onaylarım.

---

Doç. Dr. Mehmet Ali GÜLER

Tez Danışmanı

Tez Jüri Üyeleri

Başkan: Doç. Dr. Ömer KELEŞ

Üye: Doç. Dr. Mehmet Ali GÜLER

Üye: Yrd. Doç. Dr. Erdem ACAR

## **TEZ BİLDİRİMİ**

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.

Levent SÖZEN

<b>Üniversitesi</b>	<b>: TOBB Ekonomi ve Teknoloji Üniversitesi</b>
<b>Enstitü</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>Tez Türü ve Tarihi</b>	<b>: Yüksek Lisans – 2011</b>

**Levent SÖZEN**

## **BORU BÜKME OPERASYONU SONUCUNDA MEYDANA GELEN GERİ YAYLANMA MİKTARININ ÖNGÖRÜLMESİ**

### **ÖZET**

Otomobil, uçak ve gemi imalatı endüstrileri başta olmak üzere; tesisat elemanları, hidrolik sistemler ve ısı değiştiricilerinin bazı parçalarının imalatlarında boru bükme operasyonlarından yararlanılmaktadır. Boru bükme operasyonları geleneksel biçimde operatör yardımıyla gerçekleştirilebileceği gibi, CNC boru bükme tezgahları kullanılarak sayısal kontrollü bir şekilde de gerçekleştirilebilir. Bükme operasyonları sonucunda elde edilen ürünlerde; et kalınlığında incelme, ovalleşme, kırışma ve geri yaylanma gibi ürün kalitesini düşüren kusurlar meydana gelebilmektedir. Bükme operasyonu bitiminde bükülmüş borunun kalıplardan çıkarılmasının ardından; malzeme, geometrik ve süreçsel parametrelere bağlı olarak borunun sahip olmasının beklendiği açıdan bir miktar sapmasına geri yaylanma, bu sapma açısına da geri yaylanma açısı denir. Geri yaylanma açısının operasyon öncesinde öngörülmesi hem hurda miktarlarını azaltarak maliyetleri düşürecek hem de operasyon sonrasında ara ürünün kullanılacağı montaj aşamalarında meydana gelebilecek zorlukları bertaraf edecektir. Yapılan bu çalışmada boru bükme operasyonu sonlu elemanlar analizinden (SEA) faydalanılarak, açık sonlu elemanlar kodu olan LS-DYNA® vasıtasıyla modellenmiş, sonuçlar literatürdeki deneysel verilerle karşılaştırılmıştır. Devamında farklı geometrik ve süreçsel parametrelere bağlı olarak çeşitli modeller hazırlanmış, simülasyonlar gerçekleştirilerek elde edilen geri yaylanma açıları kaydedilmiştir. Elde edilen bu geri yaylanma açıları birer tasarım noktası kabul edilerek bunların kullanımıyla farklı veki modeller oluşturulmuştur. Bu veki modellerden tasarım noktalarındaki sonuçlara en yakın sonuçların elde edildiği model olan polinom yanıt yüzey (PYY) yöntemi seçilerek, geri yaylanma açısını farklı parametrelere bağlı olarak ifade eden matematiksel bağıntı elde edilmiştir.

**Anahtar Kelimeler:** CNC boru bükme, geri yaylanma, sonlu elemanlar analizi (SEA), LS-DYNA, polinom yanıt yüzey (PYY).

**University** : TOBB University of Economics and Technology  
**Institute** : Institute of Natural and Applied Sciences  
**Science Programme** : Mechanical Engineering  
**Supervisor** : Assoc. Prof. Mehmet Ali GÜLER  
**Degree Award and Date** : M.Sc. – 2011

**Levent SÖZEN**

**PREDICTION OF SPRINGBACK OCCURENCE AFTER TUBE BENDING  
OPERATION**

**ABSTRACT**

Tube bending operations are mainly used in the industries such as automotive, aerospace and shipbuilding; they are also utilized in the production of piping equipment, hydraulic systems and some parts of the heat exchangers. Tube bending operations can be carried out in a traditional manner that needs the help of an operator; they are also performed by using CNC tube bending machines. Some of the bent tubes; which are the products of the tube bending machines, include some defects such as thinning, flattening, wrinkling and springback. Springback is defined as the deviation from the predefined bend angle after the end of the bending operation, and is affected by certain operational parameters related to the mechanical and geometrical properties of the tubes. The amount of the deviation from the predefined angle is also called as springback angle. Prediction of the springback angle reduces the production cost by reducing the amount of scrap as well as that eliminates the difficulties may occur in assembling the semi-manufactured tubes. In this study, finite element analyses (FEA) of tube bending operations are performed with the help of an explicit finite element code LS-DYNA® and the results are compared to the experimental results from the literature. Later on, various models are generated and finite element analyses are performed to obtain springback results for different values of effective geometrical and operational parameters. Various surrogate models are generated by treating these springback results as training points. A mathematical relation between the mentioned parameters and the springback angle is developed by using Polynomial Response Surface (PRS) model; which is one of the surrogate models used in this study that gives the closest results to the simulations.

**Keywords:** CNC tube bending, springback, finite element analysis (FEA), LS-DYNA, polynomial response surface (PRS).

## TEŞEKKÜR

Çalışmalarım boyunca değerli yardım ve katkılarıyla beni yönlendiren hocam Doç. Dr. Mehmet Ali GÜLER'e, maddi ve manevi desteklerinden dolayı aileme, çalışmalarım süresince kıymetli tecrübelerinden yararlandığım değerli hocam Yrd. Doç. Dr. Erdem ACAR'a ve diğer tüm TOBB Ekonomi ve Teknoloji Üniversitesi Makine Mühendisliği Bölümü öğretim üyelerine, matematiksel modellerin oluşturulması aşamasında yardımlarını esirgemeyen değerli arkadaşım Deniz BEKAR'a, tez çalışmasının simülasyon ayağında yardımlarını aldığım değerli arkadaşlarım Mehmet Fatih AYCAN, Muhammed Emin CERİT, Recep Muhammet GÖRGÜLÜARSLAN ve Engin KAPLAN'a, haftalık tez toplantılarındaki değerli katkılarından dolayı arkadaşlarım Fırat ÖZER ve Yusuf Fuat GÜLVER'e, çalışmanın imalat ayağı ile ilgili bilgi paylaşımında bulunan Doğaner Makina San. Tic. Ltd. Şti. ve çalışmanın deneysel verilerini sağlayan Öz Aksen Otomotiv San. Tic. Ltd. Şti. çalışanlarına, koşturmalar için bilgisayarlarımı kullandığım TOBB Ekonomi ve Teknoloji Üniversitesi Endüstri Mühendisliği Bölümü eski öğretim üyesi Fatih MUTLU ve öğrencisi Oytun ERDEN'e, tez yazımı aşamasında tecrübelerini aktaran ve çalışmam sırasında manevi desteğini esirgemeyen değerli arkadaşım Büryan APAÇOĞLU'ya, ayrıca çalışmanın farklı aşamalarında benimle birlikte olan ve manevi desteklerini aldığım 117 numaralı ofisin tüm sakinlerine teşekkür ederim.

## İÇİNDEKİLER

TEZ BİLDİRİMİ.....	iii
ÖZET.....	iv
ABSTRACT.....	v
İÇİNDEKİLER .....	vii
ÇİZELGELERİN LİSTESİ.....	x
ŞEKİLLERİN LİSTESİ .....	xi
KISALTMALAR .....	xiii
SEMBOL LİSTESİ .....	xiv
1. GİRİŞ.....	1
1.1 Boru Bükme Operasyonu Terminolojisi .....	3
1.2 Temel Boru Bükme Yöntemleri .....	5
1.2.1 Döner-Çekme (Rotary Draw) Boru Bükme Yöntemi .....	5
1.3 Literatür Araştırması .....	12
2. LS-DYNA ve SONLU ELEMENLAR ANALİZİ.....	21
2.1 Sonlu Elemanlar Yönteminin Temel Prensipleri.....	21
2.2 Temel Denklemler .....	22
2.3 Zaman İntegrasyonu .....	23
2.3.1 Merkezi Farklar Yöntemi .....	25
2.4 Zaman Adımı Hesaplaması .....	26
2.4.1 Kabuk(Shell) Eleman İçin Zaman Adımı Kontrolü.....	27
2.4.2 Simülasyon İçin Örnek Zaman Adımı Hesaplaması.....	28
2.5 Eleman Seçimi.....	29
2.6 Birimler .....	31
2.7 LS-DYNA Analizleri İçin Tanımlanan Anahtar Kelimeler .....	31
2.7.1 Hareket Kısıtları .....	32
2.7.2 Konum Kısıtları.....	33
2.7.3 Temas Tanımlaması .....	34
2.7.4 Eğri ve Vektör Tanımlanması .....	35
2.7.5 Malzeme Tanımlaması .....	36
2.7.6 Parça Tanımlaması .....	38

2.7.7	Atalet Tanımlaması .....	39
2.7.8	Bölüm Tanımlaması .....	40
2.7.9	Süre Tanımlaması.....	41
2.7.10	Enerji Kontrolü.....	42
2.7.11	Hourglass Kontrolü .....	43
2.8	LS-DYNA Geri Yaylanma Simülasyonları.....	43
2.8.1	Seamless Geri Yaylanma Yöntemi .....	43
2.8.2	Dynain Geri Yaylanma Yöntemi .....	44
2.8.3	Geri Yaylanma Simülasyonları İçin Noktasal Hareket Kısıtları Tanımlanması.....	44
2.8.4	Geri Yaylanma Simülasyonları İçin Kapalı (Implicit) Çözüm .....	46
3.	DÖNER-ÇEKME (ROTARY-DRAW) BORU BÜKME OPERASYONU .....	48
3.1	Şekil Verme Simülasyonu .....	48
3.2	Geri Yaylanma Simülasyonu.....	56
3.3	Parametrik Çalışma .....	58
4.	GERİ YAYLANMA MİKTARINI ÖNGÖREBİLMEK İÇİN MATEMATİKSEL MODEL OLUŞTURULMASI .....	64
4.1	En etkili Parametrelerin Belirlenmesi .....	64
4.2	Vekil Modellerin Oluşturulması.....	67
4.3	Deneysel Tasarım (DoE).....	67
4.4	Vekil Modeller .....	68
4.4.1	Polinom Yanıt Yüzey (PYY) .....	68
4.4.2	Radyal Tabanlı Fonksiyonlar (RTF) .....	68
4.4.3	Kriging (KR).....	69
4.5	Vekil Modellerin Doğruluğunun Belirlenmesi.....	70
4.6	Matematiksel Modellerden Elde Edilen Geri Yaylanma Sonuçlarının Deneysel Verilerle Karşılaştırması.....	73
5.	MAKARALI-İTME (PUSH ROLLING) BORU BÜKME OPERASYONU İÇİN SEA .....	77
5.1	Şekil Verme Simülasyonu .....	77
5.2	Bükme Yarıçapının Analitik Olarak Hesaplanması .....	79
5.3	Bükme Yarıçapının Sonlu Elemanlar Yöntemiyle Hesaplanması.....	81



6. TARTIŞMALAR.....	84
6.1 Çalışma Kapsamında Elde Edilen Sonuçlar .....	84
6.2 Gelecekte Yapılabilecek Çalışmalar.....	87
7. EKLER.....	89
7.1 Bükülmüş Borunun Kesitinde Normal Gerinim Dağılımı .....	89
7.2 Kesitteki Et Kalınlığı Dağılımı.....	90
8. KAYNAKÇA.....	92
ÖZGEÇMİŞ .....	96

## ÇİZELGELERİN LİSTESİ

Çizelge	Sayfa
Çizelge 1.1. Boru bükme yöntemlerinin birbirleriyle kıyaslanması .....	12
Çizelge 2.1. LS-DYNA için uyumlu birim örnekleri.....	31
Çizelge 3.1. Döner-çekme boru bükme operasyonu geometrik özellikleri.....	49
Çizelge 3.2 Döner-çekme boru bükme operasyonu mekanik özellikleri .....	50
Çizelge 3.3. Müşterek etkinin belirlenmesinde kullanılacak modeller (L25-Taguchi array) .....	62
Çizelge 3.4. Farklı şekil verme parametreleri için geri yaylanma açıları .....	63
Çizelge 4.1. Parametrelerin yüzde etkilerinin sunulduğu ANOVA çizelgesi .....	64
Çizelge 4.2. Çapraz doğrulama hataları .....	71
Çizelge 4.3. Latin hiperküp örnekleme sistemi ile oluşturulmuş test noktaları .....	71
Çizelge 4.4. Hesaplanan geri yaylanma değerleri (derece) ve test noktalarında oluşan hata miktarları (%) .....	72
Çizelge 4.5 Çalışmada kullanılan vekil modeller için hata yüzdeleri .....	72
Çizelge 4.6. Parametrelerin farklı değerleri için deneysel geri yaylanma sonuçları..	75
Çizelge 4.7. Deneysel geri yaylanma sonuçları ile matematiksel modellerin karşılaştırılması .....	75
Çizelge 5.1. Makaralı-itme boru bükme simülasyonu geometrik özellikleri.....	78

## ŞEKİLLERİN LİSTESİ

Şekil	Sayfa
Şekil 1.1. Sayısal kontrollü (CNC) boru bükme tezgahı.....	1
Şekil 1.2. Boru bükme operasyonu terminolojisi.....	4
Şekil 1.3. Döner-çekme boru bükme tezgahının bükme grubu elemanları.....	6
Şekil 1.4. Farklı çaplarda iki toplu mandreller.....	8
Şekil 1.5 Makaralı-itme boru bükme tezgahının bükme grubu elemanları.....	10
Şekil 2.1. a) 41 elemanla yapılmış olan bölüntüleme. b) 192 elemanla yapılmış ince bölüntüleme .....	21
Şekil 2.2. Tek serbestlik derecesine sahip sönümlü sistem ve üzerine etki eden kuvvetler .....	24
Şekil 2.3. Merkezi farklar yönteminin grafiksel gösterimi .....	25
Şekil 2.4. Üçgen geometrilik kabuk eleman .....	29
Şekil 2.5. Kalıp makarası için hareket kısıtları .....	32
Şekil 2.6. Yan destek için hareket kısıtları.....	33
Şekil 2.7. Kalıp makarası ve mengenenin birbirlerine sabitlenmesi.....	33
Şekil 2.8. LS-Prepost temas tanımlama kartı .....	34
Şekil 2.9. LS-Prepost eğri tanımlama kartı .....	35
Şekil 2.10. LS-Prepost vektör tanımlama kartı .....	36
Şekil 2.11. LS-Prepost rijit malzeme tanımlama kartı .....	37
Şekil 2.12. LS-Prepost hasar görebilen malzeme tanımlama kartı .....	38
Şekil 2.13. LS-Prepost parça tanımlama kartı.....	39
Şekil 2.14. LS-Prepost atalet tanımlama kartı.....	40
Şekil 2.15. LS-Prepost bölüm tanımlama kartı .....	41
Şekil 2.16. LS-Prepost süre tanımlama kartı.....	42
Şekil 2.17. LS-Prepost enerji kontrolü tanımlaması .....	42
Şekil 2.18. LS-Prepost hourglass kontrolü tanımlaması .....	43
Şekil 2.19. Üç farklı nokta için hareket kısıtları .....	45
Şekil 2.20. Hareket kısıtlarının uygulanması .....	46
Şekil 2.21. Kapalı çözüm için anahtar kelime.....	46
Şekil 3.1. Döner-çekme boru bükme operasyonu bölüntülenmiş modeli .....	49
Şekil 3.2. Et kalınlığı değişimi çizimi. Bükme açısı ( $\theta$ ): $90^0$ , bükme yarıçapı ( $R$ ): 50 mm, boru çapı ( $D$ ): 20 mm, boru et kalınlığı ( $t$ ): 1.5 mm.....	51
Şekil 3.3. Et kalınlığı değişimi grafiği. Bükme açısı ( $\theta$ ): $90^0$ , bükme yarıçapı ( $R$ ): 50 mm, boru çapı ( $D$ ): 20 mm, boru et kalınlığı ( $t$ ): 1.5 mm.....	52
Şekil 3.4. Farklı zaman adımlarında etkili plastik gerinim dağılımları. Bükme yarıçapı ( $R$ ): 50 mm, boru çapı ( $D$ ): 20 mm, boru et kalınlığı ( $t$ ): 1.5 mm.....	53
Şekil 3.5. Boru sırt kısmı için etkili plastik gerinim dağılımı.....	54
Şekil 3.6. Boru karın kısmı için etkili plastik gerinim dağılımı.....	54
Şekil 3.7. Bükme simülasyonları sırasındaki enerji değişimleri .....	55

Şekil 3.8. Bükme simülasyonları sırasında toplam enerjinin ilk enerjiye oran.....	55
Şekil 3.9. Bükme açısına bağlı geri yaylanma oluşumu deneysel ve SEA karşılaştırması .....	57
Şekil 3.10. Geri yaylanma öncesi ve sonrası etkili gerilme dağılımı. Malzeme: A573-81 65, Bükme açısı ( $\theta$ ): $90^0$ , bükme yarıçapı ( $R$ ): 50 mm, boru çapı ( $D$ ): 20 mm, boru et kalınlığı ( $t$ ): 1.5 mm .....	57
Şekil 3.11. Geri yaylanma açısının boru çapıyla değişimi. Malzeme: A573-81 65, Bükme açısı ( $\theta$ ): $90^0$ , bükme yarıçapı ( $R$ ): 150 mm.....	59
Şekil 3.12. Geri yaylanma açısının et kalınlığıyla değişimi. Malzeme: A573-81 65, Bükme açısı ( $\theta$ ): $90^0$ , bükme yarıçapı ( $R$ ): 150 mm.....	59
Şekil 3.13. Geri yaylanma açısının sürtünme katsayısıyla değişimi. Malzeme: A573-81 65, Bükme açısı ( $\theta$ ): $90^0$ , bükme yarıçapı ( $R$ ): 150 mm.....	60
Şekil 3.14. Simülasyonlar sırasında kullanılan mandrel modelleri.....	61
Şekil 4.1. Parametrelerin normalize edilmiş değerlerinin geri yaylanma oluşumuna etkileri .....	65
Şekil 4.2. Döner-çekme boru bükme tezgahı kullanılarak hazırlanmış, farklı geometrik özelliklere sahip deney numuneleri .....	74
Şekil 4.3 Deney numunesi üzerinden yapılan geri yaylanma ölçümü. Malzeme: A573-81 65, Bükme açısı ( $\theta$ ): $90^0$ , bükme yarıçapı ( $R$ ): 30 mm, boru çapı ( $D$ ): 15 mm, boru et kalınlığı ( $t$ ): 2 mm.....	74
Şekil 5.1. Makaralı-itme boru bükme operasyonu bölüntülenmiş model .....	77
Şekil 5.2. Et kalınlığı değişimi grafiği. Bükme açısı ( $\theta$ ): $90^0$ , bükme yarıçapı ( $R$ ): 200mm boru çapı ( $D$ ): 20 mm, boru et kalınlığı ( $t$ ): 1.5 mm.....	79
Şekil 5.3. Makaralı-itme boru bükme operasyonu ile ilgili geometri .....	80
Şekil 5.4. Bükme yarıçapı ölçümü. Boru çapı ( $D$ ): 20 mm, bükme açısı ( $\theta$ ): $270^0$ boru et kalınlığı ( $t$ ): 1.5 mm .....	82
Şekil 5.5. Analitik ve SEA sonuçlarından elde edilen bükme açısına bağlı bükme yarıçapı grafiği. Boru çapı ( $D$ ): 20 mm, boru et kalınlığı ( $t$ ): 1.5 mm.....	83
Şekil E.1. Bükülmüş borunun koordinat sistemi.....	89

## KISALTMALAR

<b>Kısaltma</b>	<b>Açıklama</b>
DoE	Deneysel Tasarım
İTN	İlk Teğet Nokta
KR	Kriging
MAE	Ortalama Mutlak Hata
PYY	Polinom Yanıt Yüzey
RMSE	Hata Karelerinin Ortalamasının Karekök Değeri
RTF	Radyal Tabanlı Fonksiyon
SB	Geri Yaylanma Açısı
SEA	Sonlu Elemanlar Analizi
SD	Serbestlik Derecesi
STN	Son Teğet Nokta
TE	Tarafsız Eksen

## SEMBOL LİSTESİ

<b>Simgeler</b>	<b>Açıklama</b>
$\theta$	Bükme Açısı
$\sigma$	Gerilme
$\sigma_{ij}$	Cauchy Gerilmesi
$\rho$	Yoğunluk-öz kütle
$\nu$	Poisson Oranı
$\varepsilon_z$	Kalıcı Gerinme
$\Delta t$	Zaman Adımı
$a$	Ölçeklendirme Faktörü
$A$	Eleman Yüzey Alanı
$c$	Malzeme İçindeki Ses Hızı
$D$	Boru Çapı
$D_i$	Eleman Köşegen Uzunluğu
$E$	Elastik Modül
$f_l$	Ataletten Doğan Kuvvet
$f_D$	Sönümlemeden Doğan Kuvvet
$f_i$	Yüzey Kuvvet Yoğunluğu
$f_{int}$	Yay Kuvveti
$f_s$	Sürtünme Kuvveti
$h$	Boru Üzerinde Seçilen Elemanın Boru Merkezinden Alınan Kesite Olan Uzaklığı
$k$	Boru Yarıçapının Bükme Yarıçapına Oranı
$L$	$h$ Uzaklığındaki Yay Uzunluğu
$L_0$	Boru Merkezinden Alınan Kesitteki Yay Uzunluğu
$L_i$	En Küçük Eleman Uzunluğu
$p(t)$	Dış Kuvvet
$R$	Bükme Yarıçapı
$R_B$	Kılavuz-Destek Makaraları Yarıçapı
$R_M$	Kılavuz Makara ile Kalıp Makarası Merkezleri Arasındaki Mesafe
$R_T$	Kalıp Makarası Yarıçapı
$R_U$	Kılavuz Makara Merkezinin Bükme Merkezine Uzaklığı
$t$	Boru Et Kalınlığı
$t_0$	Boru İlk Et Kalınlığı
$u$	Yer Değiştirme Değeri

## 1. GİRİŞ

Boru bükme operasyonları imalat sanayinde geniş uygulama alanı olan şekil verme işlemlerinin başında yer almaktadır. Otomobil, uçak ve gemi imalat endüstrileri ile tesisat elemanları, hidrolik sistemler, buhar kazanları ve ısı değiştiricilerin bazı yapısal parçalarının imalatları boru bükme tezgahlarının sıklıkla kullanıldığı alanlar olarak sıralanabilmektedir. İnşaat ve mobilya sanayi de bu tezgahların kullanıldığı alanlar olarak öne çıkmaktadır [1].

Boru bükme operasyonları da tıpkı diğer şekil verme operasyonlarında olduğu gibi çeşitli yöntemlerle tahrik edilmiş (hidrolik, pnömatik, elektro-mekanik) elle kumandalı veya sayısal kontrollü şekil verme tezgahları kullanılarak gerçekleştirilmektedir. Geleneksel boru bükme operasyonları operatör odaklı olduğundan oldukça zaman alan şekil verme yöntemlerinden biri olarak görülmekte ve uygulama alanı her geçen gün daralmaktadır. Bilgisayar teknolojilerinin imalat sektörüyle bütünleşmesinin ardından, sayısal kontrollü (CNC) tezgahların boru bükme operasyonlarında kullanılması yaygınlaşmıştır (Şekil 1.1). Bu tezgahların boru bükme operasyonlarında kullanılmasıyla hem zamandan kazanç sağlanmış, hem de elde edilen ürünlerin kalitesi artmıştır [1].



Şekil 1.1. Sayısal kontrollü (CNC) boru bükme tezgahı

Boru terimi esas olarak; ‘Bir yerden başka bir yere sıvı, gaz ve benzeri maddeleri aktarmaya yarayan, içi boş, uçları açık, uzun ve dar silindir’ şeklinde tanımlanmaktadır [2]. Bu çalışmada ise, ne amaçla kullanılacağına bakılmaksızın belirli bir et kalınlığına sahip silindir şeklindeki profil boru olarak tanımlanmaktadır. Diğer şekil verme operasyonlarında olduğu gibi boru bükme operasyonu da boruya dışarıdan kuvvet uygulamak suretiyle boru üzerinde kalıcı şekil değişikliği oluşturma temeline dayanmaktadır. Boruların üretiminde genellikle çelik malzemeler kullanıldığından, malzemenin akma dayanımını geçecek büyüklükte bir gerilmeye maruz bırakılması borunun kalıcı olarak şekil değişikliğine uğramasını sağlamaktadır. Boru bükme işlemi; bükme tezgahı, kalıplarının geometrileri ve uygulamış oldukları kuvvetler sonucunda, borunun sırt yüzeyinde çekme oluşturacak şekilde normal gerilme, karın kısmında ise basma oluşturacak şekilde normal gerilme meydana gelmesiyle borunun kalıcı olarak belirli bir açı ve bükme yarıçapına sahip olması olarak özetlenebilir.

Sac şekil verme operasyonlarında olduğu gibi boru bükme operasyonları sırasında da bükülmüş olan parça üzerinde çeşitli kusurlar oluşabilmektedir. Boru bükme operasyonlarında dikkat edilmesi gereken en önemli unsurlardan birisi, bükme işlemi sırasında boru kesitinin dairesel özelliğini kaybedecek şekilde ovalleşmesinin engellenmesidir. Ovalleşmenin engellenmesi, borunun herhangi bir kesit daralması oluşumuna mahal vermeden bükülmesini sağlamaktadır. Boru bükme operasyonlarında görülebilecek bir diğer problem de boru dış yüzeyinde meydana gelebilecek et kalınlığı azalmasıdır. Borunun özellikle karın kısmında meydana gelmesi muhtemel kırışmalar yine boru bükme operasyonlarındaki sıkıntılardan birisi olarak görülebilir. Bu çalışma kapsamında detaylı olarak incelenecek olan bir diğer şekil verme kusuru da bükme operasyonu sonucunda meydana gelmesi muhtemel geri yaylanmadır. Şekil verme işlemi sonucunda oluşan elastik deformasyonun eski haline gelmesi ile bükülmüş olan boru bir miktar geri yaylanır. Şekil verme kalitesini etkileyen en temel faktörlerden birisi olan bu şekil değişikliği literatürde geri yaylanma veya geri esneme olarak adlandırılır. Meydana gelen bu geri yaylanma imalat limitleri dahilinde değilse bükme işleminin hassasiyetinin beklentileri karşılamayacak seviyelerde olduğu yorumu yapılır. Geri yaylanma oluşumunu



kontrol altında tutmak, boru bükme işleminin kalitesi arttırmak açısından oldukça önemlidir [3].

Bu çalışma kapsamında iki temel boru bükme yöntemi incelenerek, borunun bükme işlemi sonucundaki davranışları sonlu elemanlar yönteminden yararlanılarak belirlenecektir. Sonuçlar deneysel ve analitik çalışmalarla karşılaştırılarak yapılan sonlu elemanlar simülasyonlarının geçerliliği sorgulanacaktır. Bu kapsamda özellikle geri yaylanma probleminin üstesinden gelinmesi üzerinde durularak, geri yaylanma miktarının operasyon öncesinde belirlenebilmesini sağlayacak sonlu elemanlar analizleri gerçekleştirilmeye çalışılacaktır.

### **1.1 Boru Bükme Operasyonu Terminolojisi**

Bu bölümde; boru bükme operasyonlarında bükülen boru ve bükme işlemi ile ilgili bu çalışma kapsamında kullanılmış olan temel terimler tanımlanacaktır. Tanımlanmış olan terimler Şekil 1.2’de gösterilmiştir.

**Boru Çapı (Tube Diameter) (D):** Borunun dış çapını tanımlamaktadır.

**Et Kalınlığı (Wall Thickness) (t):** Borunun et kalınlığını tanımlamaktadır.

**Tarafsız Eksen (Neutral Axis) (TE):** Borunun merkezinde bulunduğu varsayılan eksendir.

**Bükme Yarıçapı (Bend Radius) (R):** Kalıp makarasının merkezi ile boru tarafsız eksenini arasındaki en kısa mesafe olarak tanımlanabilen yarıçaptır.

**Bükme Açısı (Bend Angle) ( $\theta$ ):** Boru bükme işlemi sonucunda borunun başlangıç ve bitiş teğet eksenlerinin birbirleriyle yaptıkları açıdır.

**Boru Sırtı (Extrados):** Bükme işlemi sonucunda en büyük yarıçapa sahip olan boru yüzeyidir.

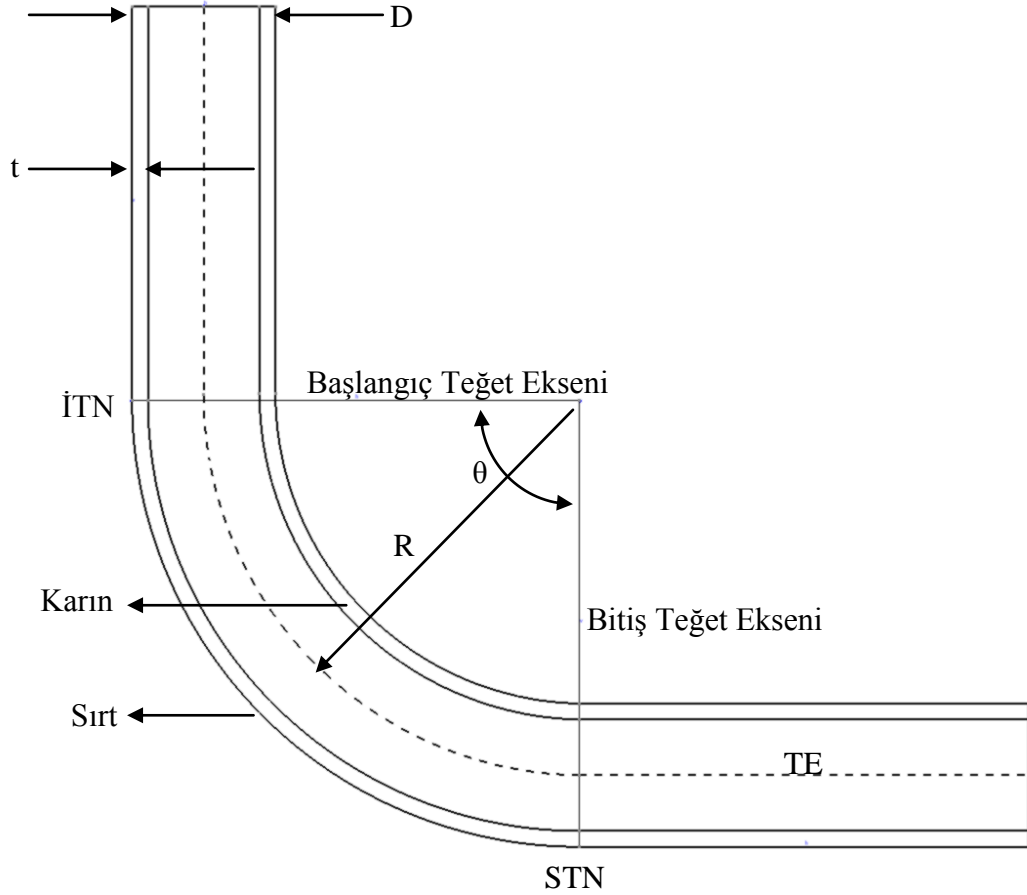
**Boru Karnı (Intrados):** Bükme işlemi sonucunda en küçük yarıçapa sahip olan boru yüzeyidir.

**Teğet (Tangent Line):** Bükülmüş olan borunun bükülmemiş olan uzantılarını tanımlamaktadır.

**İlk Teğet Nokta (Starting Tangent Point) (İTN):** Bükülmüş olan boru üzerinde bükme yarıçapının başladığı noktayı tanımlamaktadır.

**Son Teğet Nokta (Ending Tangent Point) (STN):** Bükülmüş olan boru üzerinde bükme yarıçapının bittiği noktayı tanımlamaktadır.

**Teğet Eksenini (Tangent Axis):** Borunun karın ve sırt kısımlarındaki ilk ve son teğet noktaları birbirleriyle birleştiren eksenleri tanımlamaktadır.



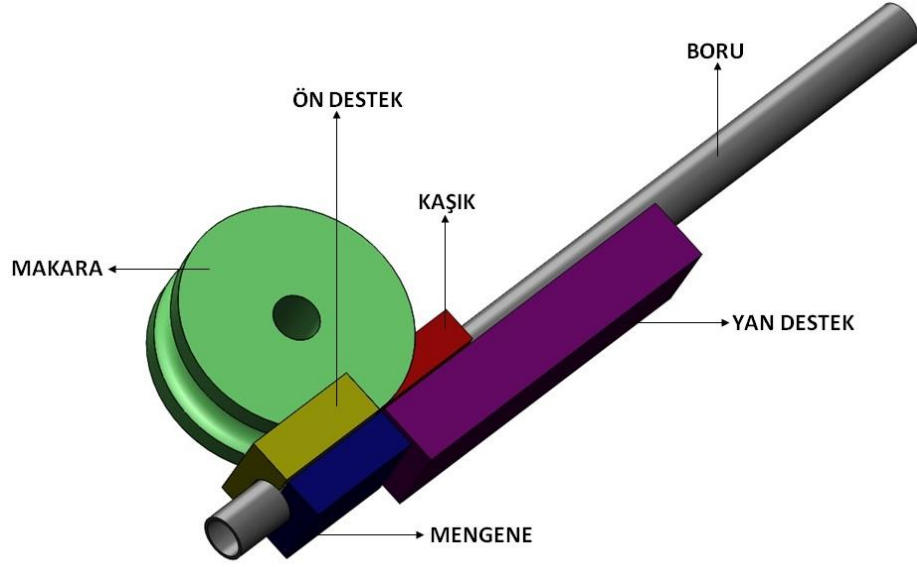
Şekil 1.2. Boru bükme operasyonu terminolojisi

## **1.2 Temel Boru Bükme Yöntemleri**

Bükülmek istenen borunun nihai geometrisi, kullanım amacı ve bükme açısı kullanılacak yöntemin seçiminde yol gösterici olmaktadır. Aynı zamanda seçilen yöntem sonucunda elde edilecek ürünün kalitesi, üretim hızı ile birlikte kullanılan borunun çapı, et kalınlığı ve bükme yarıçapı hangi yöntemin kullanılacağına seçiminde göz önünde bulundurulmuş hususlar olarak öne çıkmaktadır [4].

### **1.2.1 Döner-Çekme (Rotary Draw) Boru Bükme Yöntemi**

Sanayide en çok kullanılan boru bükme yöntemidir. Esnek bir yöntem oluşu ve bükme işlemini hassas bir şekilde yürütebilmesi bu yöntemin en göze çarpan avantajlarıdır. Endüstride gerçekleştirilen boru bükme operasyonlarının %95'i bu yöntem kullanılarak yapılmaktadır [4]. Bu yöntemin kullanımıyla ince cidarlı borular, düşük bükme yarıçaplarında, 180<sup>0</sup>'lik bükme açılara kadar rahatlıkla bükülebilmektedir. Çelik malzemeler için boru et kalınlığının 0.3 mm'den düşük olmaması tavsiye edilmektedir [4]. Döner-çekme boru bükme operasyonları hem universal tezgahlarda hem de CNC kontrollü tezgahlarda gerçekleştirilebilir. CNC kontrollü tezgahların bükme hassasiyetleri daha yüksek olduğundan daha kaliteli nihai ürünler ortaya çıkmaktadır. Tekrar eden bükme işlemlerinde operasyon süreleri ciddi ölçüde düşmekte bu doğrultuda operasyon maliyetleri de azalmaktadır. Daha güvenli ve temiz çalışma ortamı sunmaları da göz önünde bulundurulduğunda bu tezgahların sanayide daha çok tercih ediliyor olmaları beklenen bir durum olarak ortaya çıkmaktadır. CNC kontrollü bir boru bükme tezgahının bükme grubunun temel elemanları aşağıda sıralanmış olup [4], Şekil 1.3'te de gösterilmiştir.



Şekil 1.3. Döner-çekme boru bükme tezgahının bükme grubu elemanları

**Makara (Bend Die):** Bükme grubunu oluşturan en temel parçadır. Operasyona tahrik makara üzerinden verilmektedir. Bükme yarıçapını kullanılan makaranın yarıçapı belirlemektedir ve farklı bükme yarıçapları elde edebilmek için farklı çaplarda makara kullanılmalıdır. Makaralar genellikle düşük karbonlu veya alaşımlı çelikler kullanılarak bütün bir bloktan işlenip, 55-62 Rockwell C sertliğe getirilmek suretiyle üretilmektedir.

**Ön destek (Bend Die Assistant):** Makara üzerine ayrıca kaynaklanmış veya vidalanmış olan ön destek mengene ile birlikte boruyu kavramakta ve operasyon sırasında makaradan gelen momenti kuvvet olarak boruya iletmektedir. Makaradan ayrı olarak üretilmelidir.

**Mengene (Clamp Die):** Operasyon sırasında boru, bu parça ile ön destek arasına sıkıştırılır ve kayması engellenir. Operasyon sırasında makara döndükçe mengene de makara merkezinden geçen eksen etrafında döner ve borunun bükülmesini sağlar. Genellikle düşük karbonlu çeliklerden üretilir ve aşınmaya karşı sertleştirilir. Boruyu kavrayan kısmın en küçük uzunluğu, boru çapının iki katı olacak şekilde tasarlanır. Boru çapı değiştirilirse değiştirilmesi gerekir, boru çapı aynı kaldığı sürece farklı bükme açıları ve yarıçapları için aynı büyüklükte mengene kullanılabilir.

**Yan destek (Pressure Die):** Bükme işlemi sırasında borunun serbest ucundan moment uygulamak suretiyle borunun serbest ucunun besleme ekseninde kalmasını sağlayan destekleyici parçadır. Mengene ve makara hareket ederken borunun istenilen bükme yarıçapına sahip olmasını sağlamaktadır. Üç farklı tasarıma sahip olmak suretiyle; (i) Sabit, (ii) hareketli ve (iii) makaralı olanları mevcuttur. Sabit olanları yüksek sürtünme kuvvetleri ürettiklerinden boru yüzeyinde incelemelere ve boru kesitinde ovalleşmelere yol açmaktadırlar. Bu sebeplerden çoğunlukla hareketli olanları tercih edilmektedir. Böylelikle sürtünme kuvvetleri düşürülerek yukarıda bahsedilen kusurların engellenmesi sağlanabilir. Makaralı olanlar ise et kalınlığı büyük olan boruları büyük bükme yarıçaplarında bükülebilmek için kullanılmaktadırlar. Uzunluğu genellikle, boru çapının 2 katının bükme yayı kadar fazlası olacak şekilde tasarlanır (Denklem 1.1).

$$L = \frac{2\pi R\theta}{360} + 2D \quad (1.1)$$

**Kaşık (Wiper Die):** İnce cidarlı sert boruların küçük bükme yarıçaplarında bükülmeleri sırasında borunun karın kısmında kırışma oluşabilmektedir. Bu kırışmaların engellenmesi ve boruya yan destek tarafından uygulanan kuvvetin karşılanması amacıyla borunun karın teğet noktasına yakın yere kaşık yerleştirilebilir. Bu parça iyi işlenmelidir, aşınmaya karşı korumak adına yağlanması veya zaman zaman yenilenmesi gerekebilir [1].

**Mandrel:** Bükme işlemi sırasında borunun içe doğru çökmesini engellemek amacıyla boruyu iç kısımdan destekleyen bükme grubu elemanıdır. Aynı zamanda borunun karın kısmında oluşması muhtemel kırışmaları önleyici rolü de bulunmaktadır. Topsuz, tek toplu ve çok toplu olarak farklı geometrilerde mandreller bulunmaktadır (Şekil 1.4). Toplu olan mandreller de topların birbirlerine olan mesafelerine göre, standart adımlı ve yanaşık adımlı olarak ayrılmaktadırlar. Kullanılacak olan mandrelin cinsi; boru çapına, et kalınlığına ve bükme açısına göre belirli kılavuzlar kullanılarak seçilmektedir. Mandrelin boru içindeki konumunu belirlemek için de boru çapına bağlı

olarak mandrelin STN'ye göre mesafesini belirten kılavuzlar mevcuttur [4]. Mandreller kullanılacak olan borunun çapına gore, boru ile mandrel arasında belirli miktarda boşluk oluşacak şekilde tasarlanmaktadırlar.

Bu bolumde, doner-çekme boru bukme operasyonunun nasıl gerçekleştiğinin tam olarak anlaşılabilmesi ve bukme grubu elemanlarının gorevlerinin bir butun halinde incelenebilmesi amacıyla, doner-çekme boru bukme sureci adım adım tanımlanmıştır. CNC kontrollu tezgahlarda operator bukme işlemi ile ilgili parametreleri tezgaha tanımlamaktadır ve gerekli boyutlarda takım montajlarını tezgah üzerinde gerçekleştirmektedir. Operasyon öncesinde boru, yan destek ve mengene birbirlerine paralel duracak şekilde konumlandırılır. Borunun bukulecek kısmının belirlenmesi için makaraya gore konumlandırılması işlemi operasyon öncesinde tezgah tarafından operatorn daha önceden belirlemiş olduğu değişkenlere gore otomatik olarak gerçekleştirilir. Borunun iç kısmına STN'ye gore mandrel yerleştirilmesi işlemi de yine operasyon öncesinde tezgah tarafından gerçekleştirilmektedir. Operasyon borunun mengene vasıtasıyla sıkıştırılması ile başlar. Bu sıkıştırma sırasında boruya verilecek n gerilmenin bykluğ borunun operasyon sırasında mengene ile n destek arasından kaymasını engelleyecek yeterlilikte olmalıdır.



şekil 1.4. Farklı çaplarda iki toplu mandreller

Makaranın hareketiyle boru yan destek ve kaşık arasından kayarak makaraya sarınmaya başlar ve bu şekilde makaranın yarıçapı büyüklüğünde bir bükme yarıçapına sahip olacak şekilde bükülür. Yan destek, mengenenin çizdiği yay kadar büyüklükte ileri hareket ederek borunun serbest ucunun besleme eksenini doğrultusunda kalmasını sağlar. Bükme açısını makaranın dönme açısı belirler. Makara operatörünün operasyon öncesinde tanımladığı bükme açısına ulaştığında otomatik olarak durur, mengene ve yan destek açılır, boru serbest kalır ve böylelikle bükme işlemi sonlanır. Yukarıda bahsedilen süreç tek bir bükme işlemi içindir. Eğer operasyon öncesinde aynı boru için birden fazla bükme işlemi tanımlandıysa, tezgah yukarıda anlatılan süreci her bir bükme işlemi için operatörünün müdahalesine gerek kalmaksızın otomatik olarak tekrarlar.

### **1.2.2 Makaralı-İtme (Push Rolling) Boru Bükme Yöntemi**

Bu çalışma kapsamında incelenecek olan ve kullanım yaygınlığı bakımından döner-çekme yönteminden sonra gelen diğer boru bükme yöntemidir. Bu yöntem çoğunlukla büyük bükme yarıçapı elde edilmesi istenen bükme işlemlerinde tercih edilmektedir. Yöntemin avantajı kalıp markasının boyutundan bağımsız şekilde bükme yarıçapı elde edilebilmesidir. CNC kontrollü döner-çekme boru bükme tezgahlarının birçoğu aynı zamanda bu bükme yöntemini operasyona ara vermeksizin uygulayabilmektedir. Operasyon sırasında kalıp makarasında bir değişiklik yapılmaksızın farklı yarıçapta yaylar elde edilebiliyor olması da yöntemin operasyon sürelerini kısaltan bir diğer avantajı olarak öne çıkmaktadır. Şekil 1.5'te makaralı-itme bükme grubunun temel elemanları gösterilmiştir.

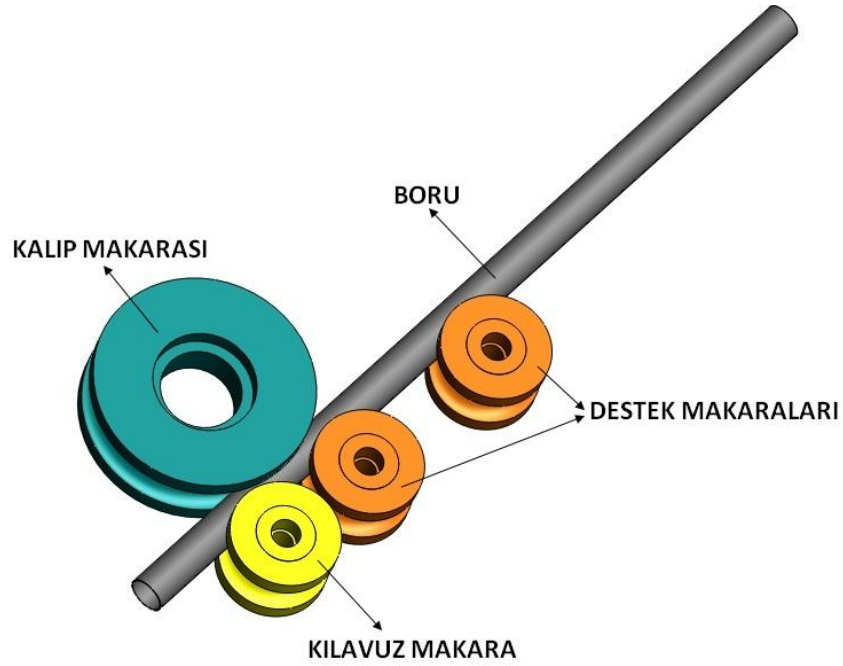
Makaralı-itme boru bükme yönteminin bükme grubunda bulunan temel elemanların bükme operasyonu esnasındaki görevleri aşağıda sıralanmıştır.

**Kalıp Makarası (Bend Die):** Makaralı-itme boru bükme operasyonu sırasında boruyu karın kısmından destekleyerek bükme yarıçapı oluşmasına yardımcı olur. Operasyon sırasında konumu sabittir, döner-çekme boru bükme operasyonundan farklı olarak sisteme hareket veren unsur değildir, borunun hareketiyle birlikte hareket etmektedir. Farklı yarıçaplarda bükme

işlemlerini aynı kalıp makarası ile sürdürebilmek için diğer makaralardan daha büyük olarak tasarlanmaktadır.

**Kılavuz Makara (Adjustable Roll):** Bükme işlemi sırasında borunun yarıçapını belirleyen unsurdur. Operasyon sırasında hareket edebilir olduğundan sahip olduğu konuma göre boru farklı bükme yarıçapları kazanır. Güç iletimi yapmaz, borunun hareketiyle birlikte hareket kazanır.

**Destek Makaraları (Roller):** Kılavuz makaranın boru üzerine uygulamış olduğu eğme momentinin etkisiyle borunun serbest ucunun besleme ekseninden sapmasını engelleyen makara grubudur. Döner-çekme boru bükme operasyonundan farklı olarak makaraların konumları sabittir.



Şekil 1.5 Makaralı-itme boru bükme tezgahının bükme grubu elemanları

Bu yöntemdeki işlem basamakları şu şekildedir: i) Operasyon öncesinde operatör süreçle ilgili parametreleri CNC kontrollü tezgaha tanımlar. ii) Operasyon başlamadan önce kılavuz makara destek makaraları ile aynı doğrultuda konumlanır. iii) Sistemdeki makaralar hareket unsuru oluşturmadığından operasyon borunun hareketiyle başlar. iv) Boru, bükme yarıçapı uygulanması istenen konuma ulaştığında kılavuz makara operasyon öncesinde tanımlanmış olan noktaya gelerek borunun



hareket doğrultusunu değiştirir. v) Kılavuz makaranın bu merkezden kaık konumu boru üzerinde bir eğilme momenti oluşturur, bu momentin destek makaraları tarafından karşılanmasıyla da boru hareketine bir yay çizerek devam eder. vi) Operasyon öncesinde tanımlanan yay uzunluğuna ulaşıldığında boru itme işlemi durur, kılavuz makara eski konumuna gelir ve operasyon sonlandırılmış olur. Döner-ekme boru bükme operasyonunda olduğu gibi, makaralı-itme boru bükme operasyonunda da yukarıda tanımlanmış olan süreç herhangi bir tezgah ayarına gerek kalmaksızın durmadan tekrarlanabilir. Hatta her iki yöntemi de uygulayabilen bükme tezgahlarında, operatörün yaptığı tanımlamalara bağlı kalınarak döner-çekme ve makaralı-itme boru bükme operasyonları sıralı olarak arka arkaya gerçekleştirilebilir. Kılavuz makaranın konumuna bağlı olarak aynı kalıp makarası kullanılarak aynı boru üzerinde farklı bükme yarıçapına sahip yaylar oluşturulabilir. Bu yöntemde, kılavuz makaranın konumuna göre elde edilecek olan bükme yarıçapının kestirilebilmesi çok kolay bir süreç değildir ve tecrübeli bir operatör ihtiyaını haklı kılar.

### **1.2.3 Sıkıştırmayla (Compression) Boru Bükme Yöntemi**

Prensip olarak döner-çekme boru bükme yöntemine çok benzeyen bu yöntem bu çalışma kapsamında incelenmemiştir. Bu yöntemin bükme grubunda kullanılan elemanlar döner-çekme boru bükme operasyonunda kullanılanlar ile neredeyse aynıdır. Bu yöntemde makara sabittir. Boru bükme işlemi sırasında hareket etmez. Mengene kullanılarak boru, makaraya sıkıştırılır. Mengene önünde makaralı veya kayar şekilde monte edilmiş bir pabuç boruyu serbest ucundan tutarak makara çevresine sarar ve makaranın yarıçapında bir bükme yarıçapı ile bükülmesini sağlar. Bükme açısını pabucun konumu belirlemektedir. Borunun mengene ile sabitlenmesi gerektiğinden arka arkaya yapılacak bükme işlemlerinde borunun zlp tekrar konumlandırılması gerekir ki bu durumda zaman kayıplarına yol açacağından pek de pratik olmayan bir boru bükme yöntemidir.

#### 1.2.4 Pres Kütüğü (Ram) ile Boru Bükme Yöntemi

En eski ve en basit boru bükme yöntemlerinden biridir. İki destek kalıbı boruyu tutarken yukarıdan bir hidrolik pres ve kalıp vasıtasıyla boruya yeterli kuvvet uygulanması ile bükme prensibine dayanır. İstenilen açı ve yarıçapta bükme işlemi yapılabilir. Kalın cidarlı boruların bükülmesinde kullanımları yaygındır. Bu yöntemin dezavantajı, düşük toleranslarda bükme işlemi yapamaması ve çelik borularda bükme yarıçapının boru çapının altı katından küçük olduğu durumlarda kullanılamamasıdır.

Yukarıda detaylarıyla açıklanmış olan boru bükme yöntemlerinden, farklı bükme açısı değerleri için, farklı geometrik beklentileri karşılayabilecek olan en uygun yöntemin seçilmesi gerekmektedir. Bu boru bükme yöntemlerinden bazılarında bükme açısı sınırlaması olduğu gibi bazı yöntemler de farklı yarıçaplarda arka arkaya bükme işlemlerini gerçekleştirememektedirler. Çizelge 1.1’de yukarıda açıklanmış olan yöntemler, bükme kapasiteleri ve maksimum bükme açıları yönünden karşılaştırılmışlardır.

Çizelge 1.1. Boru bükme yöntemlerinin birbirleriyle kıyaslanması [4]

Boru Bükme Yöntemi	Bükme Kapasitesi	Maksimum Bükme Açısı
Döner-çekme	Tek, sürekli, farklı açılarda	180 <sup>0</sup>
Makaralı-itme	Tek, sürekli, farklı açı ve yarıçaplarda	360 <sup>0</sup>
Sıkıştırma	Tek, farklı açılarda	180 <sup>0</sup>
Pres Kütüğü	Tek, farklı açılarda	165 <sup>0</sup>

#### 1.3 Literatür Araştırması

Boru bükme operasyonları ile ilgili çalışmaların temelleri 60’lı yıllarda atılmış olmakla birlikte, sayısal ortamda yapılan çalışmalar 90’lı yıllardan itibaren yaygınlaşmaktadır. Literatür araştırmasına bu alanda yapılmış olan analitik çalışmalar incelenerek başladığında Pan ve Stelson’a ait olan 1995 tarihli çalışma

göze çarpmaktadır. Bu çalışmada bükme yarıçapı ile boru kesitinde oluşan bozulmalar arasında analitik bir ilişki olduğu gösterilmiştir [5].

Boru bükme operasyonları hakkında kapsamlı bir tez çalışması da Shr tarafından 1998 yılında yapılmıştır. Shr, çalışmasında bükme işlemi sonrasında et kalınlığı değişiminin ve geri yaylanma miktarının hesaplanabilmesini sağlayan analitik bağıntılara yer vermiştir. Çalışmada sonlu elemanlar analizi de kullanılmış olup sonuçlar analitik ve deneysel sonuçlarla karşılaştırılmıştır [1].

Döner-çekme boru bükme operasyonları için literatür kapsamında referans niteliğinde olan bir deneysel çalışma da Khodayari tarafından gerçekleştirilmiştir [6]. Bu çalışmada; döner-çekme boru bükme operasyonlarını gerçekleştirebilen bir tezgah üzerinde hem çelik hem de alüminyum malzemelerden imal edilmiş borular kullanılarak gerçekleştirilen bükme işlemleri sonucunda boruların şekil değiştirme ve geri yaylanma karakteristikleri gözlemlenmiştir.

Boru bükme operasyonları, malzeme üzerinde kalıcı şekil değişikliğine yol açtığından plastik deformasyon teorisi ile açıklanabilir. Tang yapmış olduğu analitik çalışmada, boru bükme operasyonlarını plastik deformasyon teorisinden yararlanarak incelemeye çalışmıştır. Düz bir boruyu dirsek şekline sokmak için yapılan bükme işlemi metal plastik akma sürecine örnek teşkil eder. Borudaki tüm ölçüler plastik akma kurallarına göre değişiklikler gösterir ki bu da plastik deformasyon teorisine açıklanır. Plastik deformasyon teorisinin boru bükme sürecini ifade eden en uygun yaklaşım olduğu yorumu yapılabilir. Çalışmada boru bükme operasyonlarındaki bazı olguları ifade edecek pratik bağıntıların çıkarımları yapılmıştır. Bu çalışmaya göre boru bükme operasyonlarını etkileyen yedi temel problem bulunmaktadır, bunlar; bükmede oluşan gerilme, et kalınlığı değişimi, boru kesitinde bozulmalar, normal ekseninde kayma, bükme için yeterli boru boyu, eğilme momenti ve yassılaşıma (ovalleşme) olarak sıralanabilir [7].

Wang ve Agarwal'da bu alanda analitik ve sonlu elemanlar yöntemlerinden yararlanarak bir çalışma yapmışlardır. Çalışmada, bükme işlemi sonucunda et kalınlığı ve ovalleşme gibi geometrik değişimlerin analitik olarak hesaplanabileceği bir model hazırlamış, aynı zamanda bükme işlemi sonlu elemanlar yönteminden

yararlanarak modellenmiştir. Çalışmada, boruya iç basınç ve aksel kuvvet uygulanarak boru üzerinde geometri kontrolü sağlanmaya çalışılmıştır [8].

Boru kesitli parçalara uygulanan ve kullanımı oldukça yaygın olan bir diğer şekil verme operasyonu da hidroformingdir. Boru şekilli ve karmaşık geometri parçalar bu yöntem kullanılarak kolaylıkla üretilebilir. Hidroforming operasyonlarının başarısı büyük oranda kendisinden önce yapılan boru bükme operasyonlarının başarısına bağlıdır [6]. Yapılan bu ön bükme operasyonunun amacı boruyu hidroforming kalıbına yerleştirebilecek şekle sokmaktır. Ön bükme işlemi devamında yapılacak olan hidroforming operasyonu için malzemenin kalıntı sünekliğini arttırmak amacıyla; kendisinden önce yapılan ön bükme işlemi sırasında boru üzerinde meydana gelen gerinim ve et kalınlığı değişimlerini iyi anlamak gerekmektedir [9,10]. Hidroforming operasyonunda bükülmüş olan metal boru bir kalıba yerleştirilerek içerisine bir akışkan vasıtası ile basınç uygulanır böylelikle basıncın etkisiyle genişleyen boru, içerisine konulduğu kalıbın şeklini almaya başlamaktadır. Grantab döner-çekme boru bükme ve devamında hidroforming operasyonu ile şekillendirilmiş boru profilli parçaların çarpışma dayanımları üzerine bir tez çalışması gerçekleştirmiştir [10]. Takip eden yıl içinde Sorine de bu alanda kapsamlı bir tez çalışması ortaya çıkarmış, çalışmasında yüksek mukavemetli çift fazlı çelikleri kullanmak suretiyle döner-çekme boru bükme operasyonları ve hidroforming operasyonlarını deneysel olarak gerçekleştirmiş, çalışmalarını sonlu elemanlar yaklaşımıyla desteklemiştir [11].

Yang vd. 2001 yılında yaptıkları çalışmada hem boru bükme operasyonunu hem de hidroforming operasyonunu sonlu elemanlar yönteminden yararlanarak modellemişler sonuçları da deneysel sonuçlarla karşılaştırmışlardır. Çalışmada boru bükme operasyonu için yapılan sayısal çalışmalar doğrultusunda, farklı bükme yarıçapları veya mandrel kullanımına bağlı olarak meydana gelen kesit bozulmaları ile et kalınlığı değişimleri elde edilmiş devamında geometriler hidroforming operasyonuna sokularak nihai et kalınlıkları deneysel sonuçlarla karşılaştırılmıştır. Çalışma, boru bükme operasyonları açısından değerlendirildiğinde, küçük bükme yarıçaplarının borunun dış kısmında daha fazla incelmeye yol açtığı ve daha büyük miktarda kesit yüzey kaymasına sebep olduğu yorumu yapılabilir [12].

İnce cidarlı borular kullanılarak gerçekleştirilen boru bükme işleminde meydana gelen çökme davranışlarını inceleyen çalışmalar da mevcuttur. Enerjinin korunumu yasasından yararlanılarak borulara uygulanan moment ile eğilme açısı arasındaki bağıntıyı veren denklemler çıkarılabilir. Bu tip ince cidarlı yapıların çarpmaya maruz kaldıklarındaki tepkilerinin incelenmesi, araştırmacıların ilgisini çeken farklı bir alandır. Eksenel yükleme ile eksenel yer değiştirme arasındaki ilişki, bununla birlikte uygulanan momentle burulma açısı arasındaki ilişkileri tanımlayan bağıntıların farklı tiplerde ince cidarlı yapılar için çıkarılması üzerine çalışmalarda bulunulmuştur. İnce cidarlı yapıların çarpma davranışlarını doğru bir şekilde tahmin etmek açısından elde edilmiş olan bu bağıntıların önemi büyüktür. Özellikle boru kesitli ince cidarlı yapıların, eksenel yönde maruz kaldıkları çarpma sonucu ezilmesi olgusu hem deneysel hem analitik hem de teorik olarak incelenmiş ve ifade edilmiştir [13]. İnce cidarlı boruların çarpma davranışlarının LS-DYNA programında 3 nokta eğme simülasyonları hazırlanarak incelendiği çalışmalar literatürde mevcuttur. İnce cidarlı boru yapılar, farklı konum ve açılarda 3 noktadan eğilmek suretiyle yüklemelere maruz bırakılmış, darbe yutma kapasiteleri belirlenmeye çalışılmıştır. Elde edilen simülasyon verileri deneysel eğme işlemleri ile karşılaştırılmıştır. Bu çarpma davranışlarının incelendiği çalışmalar özellikle otomotiv endüstrisinde darbe yutma kabiliyeti yüksek otomobillerin üretilmesi amacıyla hizmet ettiğinden önem arz etmektedir [14].

Boru bükme operasyonlarında istenilen ürün kalitesine ulaşılmasını engelleyen bir sorun olarak ortaya çıkan geri yaylanma oluşumu da literatürde incelenmiş olan diğer bir olgudur. Bu alanda, deneysel olarak elde edilmiş veriler ışığında yeni bükme işlemlerine yön veren algoritmaların kullanıldığı çalışmalar mevcuttur [15,16]. Bu çalışmalarda; bir hat üzerinde yapılan bükme işlemleri sonucunda elde edilen geri yaylanma sonuçları kaydedilerek, devamında yapılacak olan bükme işlemlerinde bu verilerin kullanılması ve meydana gelebilecek geri yaylanma açılarını tahmin edilmesiyle daha etkin sonuçların elde edilmesi amaçlanmıştır. Bu işleme uyarlamalı büküm disiplini (Adaptive Bend Correction) adı verilmektedir.

Geri yaylanma oluşumu üzerine kapsamlı bir çalışma da Gu vd. tarafından 2006 yılında gerçekleştirilmiştir. Bu çalışmada, geri yaylanma oluşumu LS-DYNA

kullanılarak sonlu elemanlar yöntemiyle modellenmiş, geri yaylanma miktarı bazı süreçsel parametrelere bağlı olarak tespit edilmeye çalışılmıştır [17]. Gu vd. 2 yıl sonra gerçekleştirmiş oldukları çalışmada [18] ise boru bükme süreci üç temel aşamadan meydana gelecek şekilde sınıflandırılmıştır: Bükme işlemi, mandrel çekilmesi ve geri yaylanma. Şekil vermenin kalitesi bu üç aşamanın ardından oluşan geometrinin tasarlananla olan yakınlığıyla belirlenir. Boru bükme ve mandrel çekme süreçleri dinamik olduklarından çözüm için dinamik açık algoritma gerekmektedir. Borunun geri yaylanması ise statik olduğundan statik kapalı algoritmayla geriye kalan çözüm sonlandırılmaktadır. Böylelikle sayısal simülasyonlar; şekil verme ve mandrel çekme simülasyonları birinci aşama; geri yaylanma simülasyonları ise ikinci aşama olacak şekilde toplamda 2 aşamada gerçekleştirilmiştir. Simülasyon çalışmasında kullanılan LS-DYNA programı sadece dinamik açık çözüm yapmakla kalmaz aynı zamanda da statik kapalı çözümü de gerçekleştirmektedir. Böylelikle çözümün 2 aşamasında da bu programdan yararlanılabilmektedir [3].

Geri yaylanma üzerine yapılmış bir diğer çalışma da Da-xin vd.'ne aittir [19]. Bu çalışma göstermektedir ki; boru şekilli olan çekme numunelerinin mekanik özellikleri çubuk şeklinde olanlardan farklıdır, bu yüzden de boru üzerinde bir geri yaylanma açısı hesap edebilmek istenirse mekanik özelliklerdeki bu farklılıklar ile bükme yarıçapı ve boru et kalınlığı değerleri göz önünde bulundurulmalıdır.

Operasyon sırasında meydana gelen ve ürün kalitesinde düşüşe sebep olan bir diğer kusur da kırışmadır. Literatürde kırışma oluşumu üzerine yoğunlaşmış olan çalışmalar da mevcuttur. Heng ve arkadaşları [20] yaptıkları sayısal çalışmada kırışma oluşumunu açıklamak için mandrel kullanımının gerilme dağılımı üzerindeki etkilerini incelemişlerdir. Bu çalışmada döner-çekme boru bükme simülasyonları çelik ve alüminyum malzemeler kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Bu alanda yapılmış olan bir diğer çalışmada da kırışma oluşumu boru çapı, kalıp boşlukları ve sürtünme katsayısı gibi parametrelere bağlı olarak tespit edilmeye çalışılmıştır [21].

Bükme operasyonlarının simülasyonları sadece boru kesitli malzemeler üzerinde değil aynı zamanda dikdörtgen kesitli malzemeler kullanılarak da gerçekleştirilmiştir [22]. Çalışmada dikdörtgen kesitli alüminyum profillerin sonlu elemanlar

yönteminden faydalanılarak analizleri yapılmış, profil üzerindeki teğet gerilmeler tespit edilmiştir.

Boru bükme simülasyonlarının gerçekleştirilebildiği bir diğer analiz programı da ABAQUS dır. Literatürde bu program kullanılarak yapılmış çalışmalar da bulunmaktadır. Ceclan vd.'nin ABAQUS kullanarak yapmış oldukları çalışma göstermektedir ki boru cidarlarında oluşan et kalınlığı değişimlerinin bükme yarıçapı ile doğrudan ilişkisi vardır [23].

Gantner ve Bauer yaptıkları çalışmada, sabit eksen etrafında yapılan bükme işlemi simülasyonlarının LS-DYNA programında gerçekleştirilmesi üzerine yoğunlaşmışlardır. Simülasyon sırasında boru, kabuk veya katı eleman olarak modellenebilmektedir. İnce cidarlı borularda çoğunlukla kabuk eleman kullanılması tavsiye edilir. Katı eleman kullanımı eleman sayısını çok arttırmakta bunun sonucunda da simülasyon süreleri oldukça uzamaktadır. Bükme işlemi gerçekleştirilecek olan borunun malzemesine göre simülasyon farklı malzemeler için koşturulabilir. Düşük anisotropiye sahip çelik malzemeler için malzeme tanımı olarak vonMises (Mat 24), alüminyum gibi yüksek anisotropiye sahip malzemeler için malzeme tanımı olarak Barlat veya Hill (Mat 36) kullanılabilir [24].

Boru bükme operasyonlarında elastik ve plastik şekil değiştirme durumlarının analitik olarak incelendiği ve sonuçların deneysel sonuçlarla karşılaştırıldığı bir çalışma da 1999 yılında Al-Qureshi tarafından gerçekleştirilmiştir [25]. Çalışmada, boru bükme operasyonu sonucu meydana gelen geri yaylanma ve kalıntı gerilme dağılımını veren sayısal yaklaşımlar elde edilmeye çalışılmış, bunlar deneysel verilerle karşılaştırılmıştır. Bükme işlemi mandrel kullanımı göz önünde bulundurularak modellenmiştir. Yapılan analitik çalışma kapsamında; geri yaylanma analizi, atalet momenti hesaplaması, bükme işlemi için gerekli gücün hesaplanması, iç basınç için gerekli gücün hesaplaması (mandrelin uygulayacağı kuvvet), plastik şekil verme için gerekli güç hesaplaması, sürtünme kayıpları ve dış kuvvetler için gerekli hesaplamalar yapılmıştır. Özellikle geri yaylanma için analitik ve deneysel veriler farklı malzeme çeşitleri için karşılaştırılmış; bakır hariç, çelik, alüminyum, ve titanyum malzemeler için oldukça tutarlı sonuçlar elde edilmiştir. Kalıntı gerilmeler

analitik yaklaşımla hesaplanmış sonuçlar grafik halinde sunulmuştur. Bunlara ek olarak teorik bükme yüklemelerinin büyüklüğü ile deneysel yükleme değerleri karşılaştırılmalı olarak sunulmuştur. Mandrel kullanımının üretim kalitesini arttırdığı görülmektedir fakat üretim hızını düşürmesi ve büyük çaplı borularda kullanımının sıkıntılı olması dezavantajları arasındadır. Bunlara ek olarak yüzey sürtünmelerini engellemek için yağlayıcılar kullanılması, yüzeyde oluşması muhtemel hasarları azaltacaktır.

Büyük çapta boruların, küçük yarıçaplarda büküldükleri koşullarda indüksiyonla bükme işlemi faydalı bir yaklaşım olabilmektedir. Bu alanda yapılmış olan çalışmada 10CrMo910 çeliğinden imal edilmiş farklı çap ve boyutlarda 3 borunun bükülmesi süreci, hem analitik yöntemle hem sonlu elemanlar yönteminden yararlanılarak modellenmiştir. Burada bükme işleminden önce boru ısıtılmaktadır. Isıtma işlemi sonlu elemanlar yönteminde de hesaplamalara katılmış, aynı zamanda borunun geri yaylanma analizi de hem analitik hem sonlu elemanlar yöntemiyle gerçekleştirilmiştir. Bu çalışmada görülmektedir ki sonlu elemanlar yöntemi kullanılarak hem bükme işlemi hem ısıtma işlemi analitik sonuçlarla örtüşecek şekilde modellenebilmektedir. Ayrıca geri yaylanma miktarı; bükme açısı ve bükme yarıçapı/boru çapı oranıyla doğru orantılıdır [26].

Cheng ve vd.'nin [27] gerçekleştirmiş oldukları çalışma kapsamında sayısal kontrollü tezgahlarda yapılan boru bükme işlemleri alüminyum alaşım, büyük çaplı ve ince cidarlı borular için incelenmiş, bükme işlemi parametrelerinin boru üzerindeki kesit ovalleşmesine ve et kalınlığı azalmasına olan etkileri deneysel olarak belirlenmeye çalışılmıştır. Bu çalışma büyük çaptaki borularda oluşan et kalınlığı değişimi ve ovalleşme problemlerine ilişkin literatürde bulunan boşluğu doldurmak adına yapılmıştır. Malzeme olarak 5052-O alüminyum alaşımı kullanılmıştır. Deneysel ölçümler için de ultrasonik yöntemlerden yararlanılmıştır. Bükme işlem parametreleri olarak iki farklı değişken üzerinde durulmuştur, bunlardan birisi destek (pressure die) ve boru arasındaki sürtünme katsayısı, diğeri ise aksel itme (push assistant) hızıdır. Bu iki parametredeki değişime göre boru dış yüzeyindeki incelleme grafiksel olarak sunulmuştur. Bükme sürecini etkileyen bir diğer parametre ise bükme hızıdır, deneysel çalışmalar göstermektedir ki yüksek



bükme hızları alüminyum borularda yırtılmalara sebebiyet vermektedir. Mandrelin, boru içinde bükülen kısımdaki uzantısının büyüklüğünün, boru bükme operasyonlarında et kalınlığı değişimine etki eden bir diğer parametre olduğu ve mandrel uzantısı arttıkça yüzey incelmesinin arttığı deneysel olarak belirlenmiştir. Eğer uzantı çok kısa ise boru yüzeyinde kırışmalar meydana gelebilmektedir. Çalışmada alınması gereken maksimum mandrel uzantısını ifade eden bir bağıntıya da yer verilmiştir. Sürece etki eden son parametre olarak mandrel toplarının çapı ele alınmış, çap büyüdükçe yüzeyde oluşan incelme artmış, ama kesit ovalleşmesinde azalma gözlenmiştir. Bu çalışma sonucunda görülmüştür ki; büyük çaplı ve düşük et kalınlığına sahip borular, küçük çaplı olanlara göre süreç parametrelerine daha hassas tepkiler vermektedirler.

Literatürde bu alanda yapılmış olan çalışmalar incelendiğinde, özellikle döner-çekme boru bükme operasyonları için analitik, deneysel ve sayısal yaklaşımlarla boru şekil verme süreçleri ve sonrasında meydana gelen şekil verme kusurlarının farklı çalışmalar dahilinde çeşitli yönlerden ele alındığı görülmüştür. Ayrıca geri yaylanma üzerine yapılmış olan çalışmalarda da, hem deneysel hem de sayısal ortamda geri yaylanma oluşumu gözlemlenmiş, bu oluşuma etki eden parametreler incelenmiş, geri yaylanma açısı çeşitli durumlarda tespit edilmeye çalışılmıştır. Geri yaylanma oluşumunu operasyon öncesinde daha önceki bükme işlemlerinden elde edilen deneysel veriler ışığında öngörmeye yönelik olarak yapılmış olan çalışmaya da literatürde rastlanmıştır. Geri yaylanma oluşumunun belirli süreçsel parametrelerden etkilendiği ve yine bu parametrelere bağlı olarak nasıl değiştiiği de yine önceki yıllarda yapılan çalışmalarda ele alınmıştır.

Yapılmış olan bu çalışmada literatürdeki diğer çalışmalardan farklı olarak, döner-çekme boru bükme operasyonları için geri yaylanma oluşumuna etki etmesi muhtemel parametreler; bükme açısı ( $\theta$ ), bükme yarıçapı ( $R$ ), boru çapı ( $D$ ), boru et kalınlığı ( $t$ ) ve sürtünme katsayısı ( $f_s$ ) olarak belirlenmiş, bu parametrelerin geri yaylanma oluşumu üzerindeki etki miktarları sonlu elemanlar analizi kullanılarak belirlenmeye, yine bu parametrelerden geri yaylanma oluşumuna etki eden en baskın parametre tespit edilmeye çalışılmıştır. Devamında bu parametrelerin geri yaylanma oluşumuna müşterek bir etkide buldukları göz önüne alınarak, bu müşterek etkiye

bağlı olarak geri yaylanma miktarının tespit edilmesi amacıyla, bu parametrelerin farklı değerleri için belirli sayıda sonlu elemanlar analizleri gerçekleştirilmiş, elde edilen sonuçlar ışığında geri yaylanma açısını verecek olan matematiksel bir ifade oluşturulmaya çalışılmıştır.

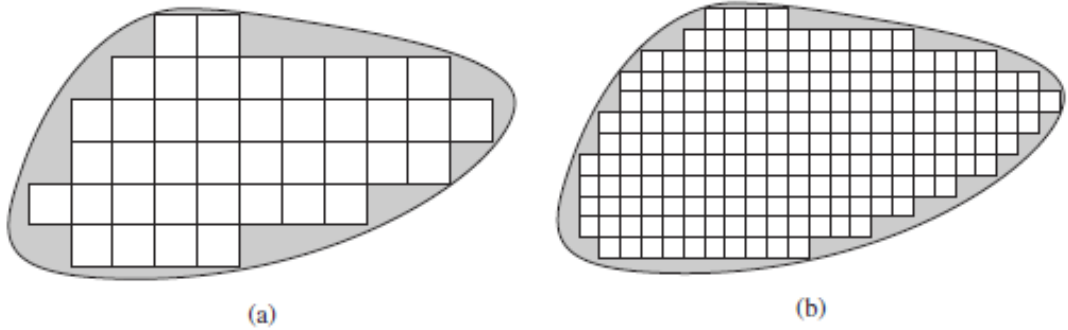
Makaralı-itme boru bükme operasyonları için literatürde herhangi bir çalışma yapılmamış olduğu fark edilmiş, bu sebepten bu alanda da sayısal ortamda ve analitik olarak çeşitli çalışmalar yapılmıştır. Sonlu elemanlar analizi kullanılarak makaralı-itme boru bükme simülasyonları gerçekleştirilmiş, et kalınlığı değişimleri ve gerinim dağılımları incelenmiş, kılavuz makaranın konumuna bağlı olarak bükme yarıçapı ( $R$ ) simülasyon sonuçlarından tespit edilmeye çalışılmıştır. Ayrıca kılavuz makaranın konumuna, boru ve diğer makaraların da boyutlarına bağlı olarak bükme yarıçapını veren analitik bir bağıntı elde edilmiş, bu bağıntıdan elde edilen bükme yarıçapı değeri ile simülasyondan elde edilen değer karşılaştırılmıştır.

## 2. LS-DYNA ve SONLU ELEMANLAR ANALİZİ

### 2.1 Sonlu Elemanlar Yönteminin Temel Prensipleri

Sonlu elemanlar yöntemi, mühendislik bilimlerinde analitik olarak çözümlenmesi zor olan sınır değer problemlerine sayısal teknikleri kullanarak yaklaşık çözümler getiren yöntem olarak tanımlanmaktadır. Matematiksel bir problem olan sınır değer problemleri, bağımsız değişkenlerle tanımlanan bir alanın her yerinde bir veya birden fazla bağımlı değişkenin bir diferansiyel denklemi sağladığı ve bu alanın sınırlarında da özel koşulların sağlandığı durum olarak basitçe tanımlanabilir. Sınır değer problemlerine, alan problemleri de denilmektedir. Burada alan olarak tanımlanan kısım çoğunlukla fiziksel bir yapıdır. Bu alan içerisindeki değişkenler bir diferansiyel denklem ile tanımlanan bağımlı değişkenler olup, sınır değerler ise, alan değişkenlerinin alanın sınırlarında almış oldukları özel değerler olarak tanımlanabilir. Fiziksel problemin durumuna göre bu alan değişkenleri yer değiştirme, sıcaklık, ısı akısı ve akışkan hızı olabilir [28].

Sonlu elemanlar analizinde, fiziksel olarak tanımlanabilen bu alan belirli büyüklüklerde sonlu sayıda elemanlara bölüntülenerek (Meshing) yeniden tanımlanmaktadır. Alan değişkenlerinin değerlerinin açık (Explicit) yöntemle hesaplanabildiği bölüntülerin köşelerinde bulunan ve bunları birbirine bağlayan kısımlara da nokta (node) adı verilir. Bölüntü büyüklüğü ne kadar küçültülürse alan o kadar gerçeğe yakın tanımlanmaktadır (Şekil 2.1) [28].



Şekil 2.1. a) 41 elemanla yapılmış olan bölüntüleme. b) 192 elemanla yapılmış ince bölüntüleme [28]

## 2.2 Temel Denklemler

Şekil verme problemleri, içerisinde temas algoritmalarını da bulunduran büyük yer değiştirme, şekil değiştirme, sürtünme ve temas durumlarını içeren doğrusal olmayan problemlerdir. Bu şekil verme süreçlerinde, yapının şekil değiştirme işlemi sonucunda zamana karşı nasıl bir tepki verdiği incelenmektedir. Şekil değiştirme işlemi aşağıda verilen temel denklem ile ifade edilebilir [29].

$$\sigma_{ij,j} + \rho f_i = \rho \ddot{x}_i \quad (2.1)$$

Burada,  $\sigma_{ij}$  Cauchy gerilmesini,  $f_i$  yüzey kuvveti yoğunluğu,  $\ddot{x}_i$  ivmeyi ve  $\rho$  yoğunluğu ifade etmektedir.

Aşağıdaki traksiyon sınır değeri yukarıdaki denklemin bir çözümüdür.

$$\sigma_{ij} n_j = t_i(t) \quad (2.2)$$

$n_j, j = 1,2,3$  için yüzey normali ve  $t_i, i = 1,2,3$  için yüzey kuvvetini tanımlamaktadır.

Yer değiştirme için sınır değeri ise;

$$x_i(a_i, t) = D_i(t) \quad (2.3)$$

$D_i(t), i = 1,2,3$  için yer değiştirme fonksiyonu,  $x_i(a_i, t)$  ise  $a_i$  parçacığının  $t$  anındaki ilk konumunu tanımlamaktadır.

Temas yüzeylerindeki süreksizlik durumu için,

$$(\sigma_{ij}^+ - \sigma_{ij}^-) n_j = 0 \quad (2.4)$$

İç kısımdaki temas durumu için

$$x^+ = x^- \quad (2.5)$$

Yukarıda yazılan denklemler ve sınır değerler kullanılarak edimsiz iş ilkesine göre aşağıdaki formül elde edilmektedir.

$$\delta\pi = \int_v \rho \ddot{x}_i \delta x_i dv + \int_v \sigma_{ij} \delta x_{i,j} dv - \int_v \rho f_i \delta x_i dv - \int_{S_f} t_i \delta x_i ds = 0 \quad (2.6)$$

Yukarıdaki denklem ayrıklaştırıldıktan sonra aşağıdaki sonlu elemanlar yöntemiyle çözülebilen denklem elde edilir.

$$M\ddot{x}(t) = P(x, t) - F(x, \dot{x}) \quad (2.7)$$

Burada;

$M$  : Küresel kütle matrisi

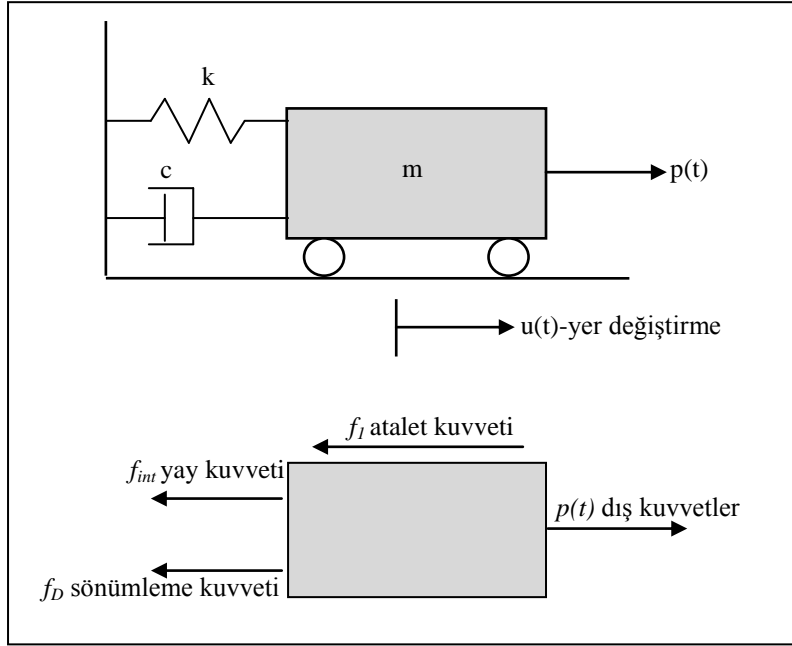
$\ddot{x}(t)$  : Küresel ivme vektörü

$P$  : Küresel kuvvet vektörü(noktasal kuvvetler, yüzey kuvvetleri)

$F$  : Eleman gerilmelerinden doğan eşdeğer noktasal kuvvet

### 2.3 Zaman İntegrasyonu

Yapıların büyük şekil değişikliklerine karşı verdikleri dinamik cevapları analiz edebilmek için çok amaçlı açık sonlu elemanlar kodu olan LS-DYNA kullanılmaktadır. Bunun için kullanılan en temel çözüm yöntemi açık zaman integrasyonuna dayanmaktadır [29]. Yaklaşım doğrusal olmayan hareket denklemlerinin sayısal yöntemlerden yararlanılarak çözülmesidir. Aşağıda örnek olarak tek serbestlik derecesine sahip sönümlü kütle yay problemi gösterilmiş ve hareket denklemleri elde edilmiştir. Örnekte gösterilen sistemin (Şekil2.2) hareket denklemleri sayısal yöntemlerden yararlanılarak çözülebilir ki bu da bize LS-DYNA kodunun temel çalışma mantığının anlaşılması konusunda yardımcı olmaktadır.



şekil 2.2. Tek serbestlik derecesine sahip sönümlü sistem ve üzerine etki eden kuvvetler [29]

d'Alembert prensibinden yararlanılarak denge denklemi yazılırsa,

$$f_I + f_D + f_{int} = p(t) \quad (2.8)$$

Burada,

$$\begin{aligned} f_I &= m\ddot{u} \quad ; \quad \ddot{u} = \frac{d^2u}{dt^2} \longrightarrow \text{ivme} \\ f_D &= c\dot{u} \quad ; \quad \dot{u} = \frac{du}{dt} \longrightarrow \text{hız} \\ f_{int} &= ku \quad ; \quad u \longrightarrow \text{yer değiştirme} \end{aligned} \quad (2.9)$$

$c$  sönümlenme katsayısı ve  $k$  rijitlik katsayısı olmak üzere kritik sönümlenme değeri  $c = c_{cr}$  şeklinde ifade edilebilir. Sistemin doğrusal davranış gösterdiği durum için hareketi aşağıda verilen doğrusal adi diferansiyel denklem ile ifade edilebilir.

$$m\ddot{u} + c\dot{u} + ku = p(t) \quad (2.10)$$

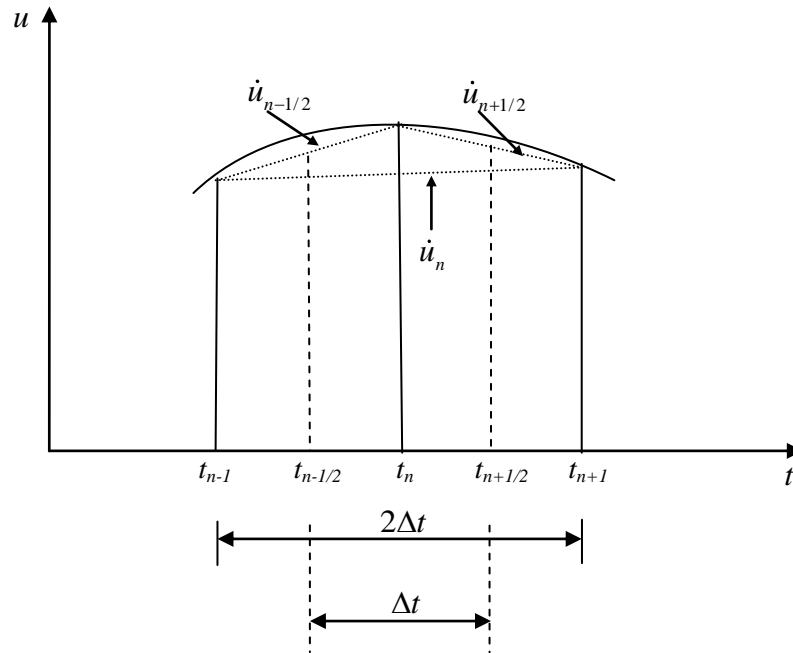
Doğrusal olmayan durum göz önünde bulundurulduğunda iç kuvvetler yer değiştirmenin doğrusal olmayan bir fonksiyonu olarak kabul edilmekte ve denklem aşağıda gösterilen şekli almaktadır.

$$m\ddot{u} + c\dot{u} + f_{\text{int}}(u) = p(t) \quad (2.11)$$

Doğrusal adi diferansiyel denklemlerin analitik çözümleri mevcuttur fakat doğrusal olmayan denklemlerin integrasyonları için LS-DYNA açık merkezi farklar yönteminden faydalanmaktadır.

### 2.3.1 Merkezi Farklar Yöntemi

Doğrusal olmayan diferansiyel denklemlerin çözümü için açık merkezi farklar yönteminden yararlanılabilir. Bu yöntemde öncelikle sistemin konumunu tanımlayan fonksiyon çok küçük zaman adımlarına ayrıştırılır (Discretization), sonrasında sistemin davranışını çözmek için gerekli olan hız ve ivme ifadeleri, hareketi ifade eden fonksiyonun bir önceki ve bir sonraki zaman adımlarındaki değerlerini içerecek şekilde açılır. Şekil 2.3'te merkezi farkların uygulanışı grafiksel olarak gösterilmiştir.



Şekil 2.3. Merkezi farklar yönteminin grafiksel gösterimi [29]

Sistemin hareketini ifade eden denklem aşağıda gösterildiği gibidir [29].

$$M\ddot{u}_n + C\dot{u}_n + Ku_n = P_n \quad (2.12)$$

Denklem 2.12 'de  $M$  kütle matrisini,  $C$  sönümlenme matrisini,  $K$  rijitlik matrisini ve  $P_n$ ' de dış kuvvetleri ifade eden matristir. Aynı zamanda denklemde hız ve ivmeyi ifade eden türevsel ifadeler mevcuttur, bu ifadeleri merkezi farklar yönteminden yararlanarak açarsak,

$$\begin{aligned} \text{Hız} \longrightarrow \dot{u}_n &= \frac{1}{2\Delta t} (u_{n+1} - u_{n-1}) \\ \text{İvme} \longrightarrow \ddot{u}_n &= \frac{1}{\Delta t} (\dot{u}_{n+1/2} - \dot{u}_{n-1/2}) \\ &= \frac{1}{\Delta t} \left( \frac{u_{n+1} - u_n}{\Delta t} - \frac{u_n - u_{n-1}}{\Delta t} \right) \\ &= \frac{1}{\Delta t^2} (u_{n+1} - 2u_n + u_{n-1}) \end{aligned} \quad (2.13)$$

ifadeleri elde edilir.

Denklem 2.13'teki hız ve ivme ifadeler sırası ile Denklem 2.12'de yerlerine yazılırsa sistem için hareket denklemi aşağıdaki gibi ifade edilir.

$$\left( \mathbf{M} + \frac{1}{2} \Delta t \mathbf{C} \right) u_{n+1} = \Delta t^2 \mathbf{P}_n - (\Delta t^2 \mathbf{K} - 2\mathbf{M}) u_n - \left( \mathbf{M} - \frac{\Delta t}{2} \mathbf{C} \right) u_{n-1} \quad (2.14)$$

#### 2.4 Zaman Adımı Hesaplaması

Her bir eleman için zaman adımı büyüklüğü LS-DYNA yazılımı tarafından otomatik olarak hesaplanır (Courant-Lewy kararlılık kriteri, Courant-Lewy Stability Criterion). Evrensel zaman adımı olarak bütün elemanların zaman adımlarından en küçük olanı dikkate alınır. Zaman adımı değerini belirli oranda düşürmek kullanıcının elindedir. Bu amaçla ölçeklendirme faktörü (Scaling Factor) adı verilen bir katsayı, her bir eleman için hesaplanan zaman adımı değeri ile çarpılabilir [29].



$$\Delta t = a \left( \frac{L_i}{c} \right) \quad \text{Courant-Lewy Kriteri} \quad (2.15)$$

$a$  : Ölçeklendirme faktörü (Scaling Factor)

$L_i$  : En küçük eleman ölçüsü

$c$  : Malzeme içindeki ses hızı değeri

#### 2.4.1 Kabuk(Shell) Eleman İçin Zaman Adımı Kontrolü

Çalışma kapsamında kullanılan eleman tipi 'kabuk eleman' olduğundan aşağıda bağıntıları verilen yöntem tercih edilmiştir [29].

$$\Delta t_e = \frac{L_s}{c} \quad (2.16)$$

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho(1-\nu^2)}} \quad (2.17)$$

Burada,

$E$  : Young modülü

$\rho$  : Öz kütle

$\nu$  : Poisson oranı

Karakteristik boy olan  $L_s$  değeri aşağıda bağıntıları verilen 3 ayrı yaklaşımla bulunabilir. Çözüm sırasında hangi bağıntının kullanılacağı kullanıcı tercihine bırakılmıştır.

$$(1) \quad L_s = \frac{(1+\beta)A_s}{\max(L_1, L_2, L_3, (1-\beta)L_4)} \quad (2.18)$$

$A_s$ : Alan

$\beta = 0$  Dörtgen eleman için

$\beta=1$  Üçgen eleman için

$L_i$  ( $i = 1, \dots, 4$ ) Elemanı tanımlayan uzunluklar

$$(2) \quad L_s = \frac{(1+\beta)A_s}{\max(D_1, D_2)} \quad (2.19)$$

$D_i$  ( $i = 1, 2$ ) Köşegen uzunlukları

$$(3) \quad L_s = \max \left[ \frac{(1+\beta)A_s}{\max(L_1, L_2, L_3, (1-\beta)L_4)}, \min(L_1, L_2, L_3, L_4 + \beta 10^{20}) \right] \quad (2.20)$$

Bu çalışma kapsamında yapılan simülasyonlarda zaman adımı hesaplaması 1 numaralı yöntem kullanılarak yapılmıştır.

#### 2.4.2 Simülasyon İçin Örnek Zaman Adımı Hesaplaması

LS-DYNA kodunun simülasyon sırasında model üzerindeki en küçük elemanı göz önünde tutarak hesaplamış olduğu zaman adımı değeri, bir önceki bölümde sunulmuş olan bağıntılar kullanılarak da hesap edilebilir. LS-DYNA kullanılarak yapılan doğrulama koşturması sırasında programın hesaplamış olduğu zaman adımı değeri  $0.41 \times 10^{-6}$  saniye olarak okunmuştur.

Modeldeki en küçük eleman dörtgen geometrili olup, elemanın kenar uzunlukları,  $L_1 = 2.39$ ,  $L_2 = 2.41$ ,  $L_3 = L_4 = 3.28$ , olarak ölçülmüştür. Dörtgen eleman için  $\beta = 0$  alınır. Elemanın yüzey alanı ise  $A_s = 7.86 \text{ mm}^2$  olarak ölçülmüştür. Bu veriler kullanılarak karakteristik boy Denklem 2.18 kullanılarak aşağıdaki gibi hesaplanabilir.

$$L_s = \frac{(1+\beta)A_s}{\max(L_1, L_2, L_3, (1-\beta)L_4)} = \frac{(1+0)7.86}{3.28} = 2.4 \text{ mm}$$

Simülasyonda çelik malzeme kullanıldığından; elastik modül  $E = 201 \text{ GPa}$ , yoğunluk  $\rho = 7850 \text{ kg/m}^3$ , poisson oranı  $\nu = 0.3$  olarak alınır. Buradan malzeme içindeki ses hızı değeri Denklem 2.17 kullanılarak hesaplanabilir.

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho(1-\nu^2)}} = \sqrt{\frac{219.4 \times 10^9}{7850(1-0.3^2)}} = 5542 \text{ m/s}$$

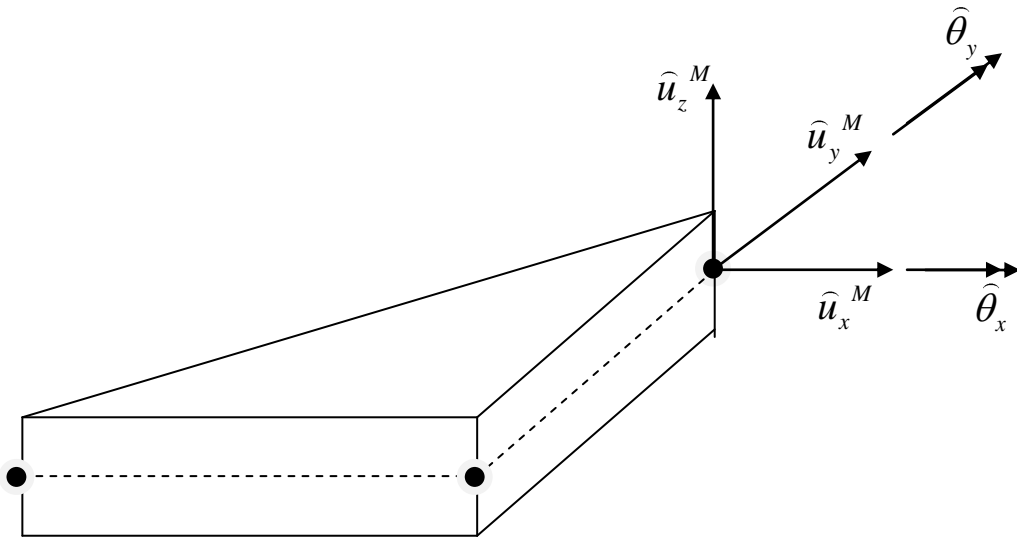
Karakteristik boy ve ses hızı büyüklükleri Denklem 2.16'da yerlerine yazılarak zaman adımı büyüklüğü hesaplanabilir.

$$\Delta t_e = \frac{L_s}{c} = \frac{2.4}{5542 \times 10^3} = 0.43 \times 10^{-6} \text{ s}$$

Hesaplanan  $0.43 \times 10^{-6}$  saniyelik zaman adımı değeri program üzerinden okunan  $0.41 \times 10^{-6}$  saniyelik zaman adımı değerine %5 hatayla yaklaşmıştır.

## 2.5 Eleman Seçimi

İnce yapıların modellenmesi için katı elemanlar yerine kabuk elemanların seçilmesi, modelleme sırasında kullanılması gereken eleman sayısını azalttığından daha uygundur. Kabuk elemanlar, üç boyutlu uzayda kıvrımlı yüzeylere giriş elemanların uygulanmış hali olarak düşünülebilir. Kabuk elemanların daha iyi anlaşılabilmesi amacıyla üçgen geometrili bir kabuk elemanın görünümü, eleman orta yüzeyi üzerindeki yer değiştirme vektörleri ve dönme eksenleri Şekil 2.4'te gösterilmiştir [30].



Şekil 2.4. Üçgen geometrili kabuk eleman [30]

Burada;  $\hat{u}_x^M$ ,  $\hat{u}_y^M$  ve  $\hat{u}_z^M$  eleman orta yüzeyindeki yer değiştirme değerlerini tanımlamaktadır. Eleman yer değiştirme değerleri ise dönme miktarlarına bağlı olarak;

$$\begin{aligned}\hat{u}_x &= \hat{u}_x^M - \hat{z}\hat{\theta}_y \\ \hat{u}_y &= \hat{u}_y^M - \hat{z}\hat{\theta}_x \\ \hat{u}_z &= \hat{u}_z^M\end{aligned}\quad (2.21)$$

şeklinde yazılabilir. Burada  $\hat{z}$  et kalınlığını temsil etmektedir. Dönme ifadeleri, yer değiştirme değerlerine bağlı olarak aşağıda görüldüğü gibi yazılabilir [30].

$$\begin{aligned}\hat{\theta}_x &= -\frac{\partial \hat{u}_z}{\partial \hat{y}} \\ \hat{\theta}_y &= \frac{\partial \hat{u}_z}{\partial \hat{x}}\end{aligned}\quad (2.22)$$

Yer değiştirme değerlerine bağlı olarak gerinim ifadeleri ise;

$$\hat{\varepsilon}_{xx} = \frac{\partial \hat{u}_x^M}{\partial \hat{x}} - \hat{z} \frac{\partial^2 \hat{u}_z}{\partial \hat{x}^2}\quad (2.23)$$

$$\hat{\varepsilon}_{yy} = \frac{\partial \hat{u}_y^M}{\partial \hat{y}} + \hat{z} \frac{\partial^2 \hat{u}_z}{\partial \hat{y}^2}\quad (2.24)$$

$$\hat{\gamma}_{xy} = \frac{\partial \hat{u}_x^M}{\partial \hat{y}} + \frac{\partial \hat{u}_y^M}{\partial \hat{x}} - 2\hat{z} \frac{\partial^2 \hat{u}_z}{\partial \hat{x} \partial \hat{y}}\quad (2.25)$$

$$\hat{\varepsilon}_{zz} = \hat{\gamma}_{xz} = \hat{\gamma}_{yz} = 0\quad (2.26)$$

olarak yazılabilir [30].

Kabuk elemanlar üçgen geometrili olabilecekleri gibi, dörtgen geometrili olarak da seçilebilirler. Üçgen elemanlar 3 veya 6 noktalı, dörtgen elemanlar da 4, 8 veya 9 noktaya sahip olacak şekilde seçilebilir. Bütün eleman tiplerinde noktalar orta yüzey üzerinde bulunmaktadır. Kabuk elemanlar, üçü yer değiştirme ikisi dönme olacak

şekilde toplam 5 serbestlik derecesine sahip olabilecekleri gibi, üçü yer değiştirme üçü dönme olacak şekilde toplam 6 serbestlik derecesine de sahip olabilirler [30].

Bu çalışma dahilinde; dört noktaya sahip, dörtgen geometrili, 6 serbestlik derecesine sahip, Belytschko-Lin-Tsay kabuk elemanı seçilmiştir. Az sayıda hesaplama gerektirmesi dolayısıyla da simülasyon sürelerinin kısa oluşu bu kabuk eleman tipinin en önemli avantajıdır. Et kalınlığı boyunca 5 integrasyon noktasına sahip Belytschko-Lin-Tsay kabuk elemanı 725 matematiksel işlem gerektirirken, Hughes-Liu kabuk elemanında bu sayı 4050'ye çıkmaktadır [29].

## 2.6 Birimler

LS-DYNA kullanılarak yapılan analizler sırasında herhangi bir birim tanımlaması yapılmamaktadır. LS-DYNA üzerinde tanımlanan bir değişkenin sahip olduğu birim, tanımlanacak olan diğer birimlerle Çizelge 2.1'de gösterilen şekilde uyumlu olmalıdır [31].

Çizelge 2.1. LS-DYNA için uyumlu birim örnekleri

	(a)	(b)	(c)
Uzunluk	m	mm	mm
Zaman	s	s	ms
Kütle	kg	ton	kg
Kuvvet	N	N	kN
Basınç	Pa	MPa	GPa
Enerji	J	Nmm	kNmm
Çeliğin Young Modülü	210.0E+09	210.0E+03	210.0
Çeliğin Yoğunluğu	7.85E+03	7.85E-09	7.85E-06
Çeliğin Akma Dayanımı	200.0E+06	200.0	0.200
Yer Çekimi İvmesi	9.81	9.81E+03	9.81E-03

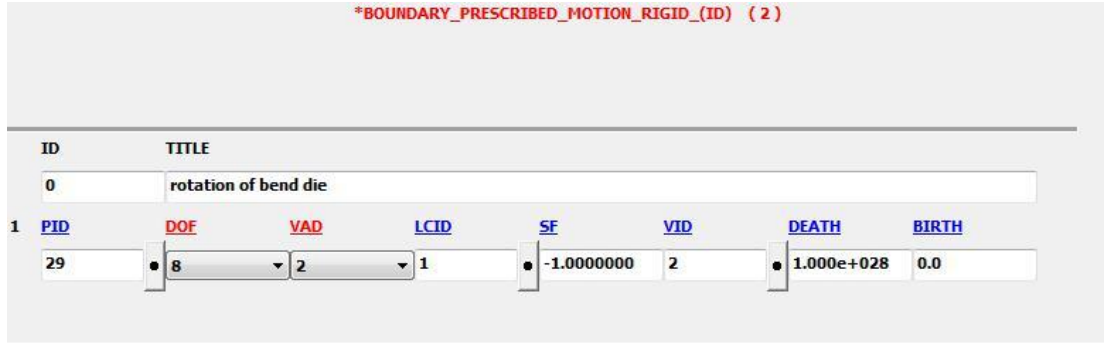
## 2.7 LS-DYNA Analizleri İçin Tanımlanan Anahtar Kelimeler

LS-DYNA simülasyonları, simülasyon sonuçlarına etki edecek olan her bir simülasyon parametresi için tanımlanan anahtar kelimeler doğrultusunda gerçekleştirilmektedir. Bu simülasyon parametreleri; simülasyon süresi, simülasyon hızı, temas durumu ve sürtünme kuvveti, malzeme modeli ve cinsi, atalet

momentleri, et kalınlıkları, parçaların serbestlik dereceleri, yükleme durumları ve çeşitli simülasyon kontrol parametreleri olarak sıralanabilir. Bu anahtar kelimeler sisteme el ile girilebileceği gibi LS-Prepost ara yüzü kullanılarak da giriş yapılabilir.

### 2.7.1 Hareket Kısıtları

LS-DYNA üzerinde tanımlı parçaların simülasyon süresince yapacakları hareketlerin çeşitleri, serbestlik dereceleri, doğrultuları ve hareketleri süresince takip edecekleri konum eğrileri BOUNDARY\_PRESCRIBED\_MOTION\_RIGID anahtar kelimesi kullanılarak belirlenmektedir. Çalışmada hareketli parçalar olan kalıp makarası ve yan desteğin hareketleri bu anahtar kelime kullanılarak tanımlanmıştır. Şekil 2.5'te kalıp makarasının hareketi için tanımlanan anahtar kelimenin LS-Prepost üzerinden nasıl girildiği gösterilmiştir.



ID	TITLE	PID	DOF	VAD	LCID	SF	VID	DEATH	BIRTH
0	rotation of bend die	29	8	2	1	-1.0000000	2	1.000e+028	0.0

Şekil 2.5. Kalıp makarası için hareket kısıtları

Burada,

PID (Part Identification): Parça Numarası

DOF (Degree of Freedom): Parçanın serbestlik derecesi (Bir vektör ile tanımlı eksen etrafında döner serbestlik '8' rakamıyla tanımlanmış)

LCID (Load Curve Identification): Hareketi tanımlayan konum eğrisi (Bkz Bölüm 2.7.4)

SF (Scale Factor): Hareket ölçek faktörü ('+' veya '-' olarak tanımlanması hareketin yönünü belirlemektedir)

VID (Vector Identification): Hareket eksenini belirleyen vektörün numarası

Benzer şekilde yan desteğin hareketi için tanımlanan anahtar kelime Şekil 2.6'da sunulmuştur.

\*BOUNDARY\_PRESCRIBED\_MOTION\_RIGID\_ID ( 2 )

ID	TITLE
0	x displacement of pressure die

1	PID	DOF	VAD	LCID	SF	VID	DEATH	BIRTH
	24	1	2	3	-1.0000000	0	1.000e+028	0.0

Şekil 2.6. Yan destek için hareket kısıtları

## 2.7.2 Konum Kısıtları

Fiziksel olarak sabitlenmiş veya birbirlerine tutturulmuş olan parçalar konumlama kısıtları kullanılarak simülasyona aktarılırlar. Burada mengene ile kalıp makarası operasyon sırasında beraber hareket edeceklerinden CONSTRAINED\_RIGID\_BODIES anahtar kelimesi kullanılarak birbirlerine sabitlenmişlerdir. Anahtar kelimenin uygulaması Şekil 2.7'de gösterildiği gibidir.

\*CONSTRAINED\_RIGID\_BODIES ( 1 )

1	PIDM	PIDS	IFLAG
	29	33	0

Şekil 2.7. Kalıp makarası ve mungenenin birbirlerine sabitlenmesi

Burada,

PIDM (Master Rigid Body Part Identification): Tahrikli parçanın numarası (Kalıp Makarası)

PIDS (Slave Rigid Body Part Identification): Takipçi parçanın numarası (Mengene)

### 2.7.3 Temas Tanımlaması

LS-DYNA uygulamaları sırasında birbirleriyle temas eden hareketli parçaların temas koşullarının belirlenmesi büyük önem arz etmektedir. Çalışmada temas tanımlaması için CONTACT\_ONE\_WAY\_SURFACE\_TO\_SURFACE anahtar kelimesi kullanılmaktadır. Bu anahtar kelime vasıtası ile temas halinde olan hareketli parçaların aralarındaki sürtünme katsayıları belirlenebilmekte böylelikle dinamik etkilerden doğan kuvvetler hesaplamalarda göz önünde bulundurulabilmektedir. Şekil 2.8’ de LS-Prepost üzerinden yapılan temas tanımlamalarından birisi örnek olarak sunulmuştur.

\*CONTACT\_ONE\_WAY\_SURFACE\_TO\_SURFACE\_(ID/TITLE/MPP)\_(THERMAL) ( 4 )

CID	TITLE	MPP1		MPP2				
1	tube-bend_die	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>			
IPTRACK	BSORTFQ	UNUSED	TRACK	INITIER	PARMAX	UNUSED	BEAMPART	
0	200		3	3	0.0005		0	
UCP								
1								
1	SSID	MSID	SSTYP	MSTYP	SBOXID	MBOXID	SPR	MPR
	22	29	3	3	0	0	0	0
2	FS	FD	DC	VC	VDC	PENCHK	BT	DT
	0.3000000	0.3000000	0.0	0.0	20.000000	0	0.0	1.000e+020

Şekil 2.8. LS-Prepost temas tanımlama kartı

Burada;

SSID (Slave Segment Set Identification): Temasta bağımlı parçanın numarası

MSID (Master Segment Set Identification): Temasta hakim parçanın numarası

SSTYPE (Slave Segment Set Type): Bağımlı parçanın tanımlanma şekli

MSTYPE (Master Segment Set Type): Hakim parçanın tanımlanma şekli

FS (Static Coefficient of Friction): Statik sürtünme katsayısı



FD (Dynamic Coefficient of Friction): Dinamik sürtünme katsayısı

VDC (Viscous Damping Coefficient): Akma sönümlenme katsayısı

#### 2.7.4 Eğri ve Vektör Tanımlanması

Model üzerindeki parçaların zamana göre konumlarını tanımlayan eğriler, malzemelerin mekanik davranışlarını tanımlayan eğriler, kuvvet ve basınç şeklinde yükleme durumlarının zamana göre değişimlerini tanımlayan eğriler, DEFINE\_CURVE anahtar kelimeleri kullanarak tanımlanmaktadır. Kalıp makarasının zamana göre konumunu tanımlayan eğrinin tanımlandığı ara yüz Şekil 2.9'da sunulmuştur.

\*DEFINE\_CURVE\_(TITLE) (6)

TITLE  
rotation bend die

1 LCID SIDR SFA SFO OFFA OFFO DATIYP  
1 0 6.0000000 1.0000000 0.0 0.0 0

Repeated Data by Button and List

2 A1 O1  
0.000 0.000

1	0.0000e+000	0.0000e+000
2	2.5000e-003	7.8540e-002
3	5.0000e-003	1.5708e-001
4	7.5000e-003	2.3562e-001
5	1.0000e-002	3.1416e-001
6	1.2500e-002	3.9270e-001
7	1.5000e-002	4.7124e-001
8	1.7500e-002	5.4978e-001

Data Pt. 1 Load XYData

Replace	Insert	Plot	Raise
Delete	Help	New	Padd

Şekil 2.9. LS-Prepost eğri tanımlama kartı

Burada;

LCID (Load Curve Identification): Tanımlanan Eğrinin Numarası

SFA (Scale Factor for Abscissa): Apsis için ölçeklendirme faktörü

SFO (Scale Factor for Ordinate): Ordinat için ölçeklendirme faktörü

A1-O1: Apsis ve ordinat değerlerinin tanımlandığı sekme

Kalıp makarasının dönüşünü gerçekleştirdiği merkez eksenini tanımlayan vektör Şekil 2.10'da gösterildiği şekilde tanımlanmıştır.

\*DEFINE\_VECTOR\_(TITLE) ( 1 )

---

TITLE

1

VID	XT	YT	ZT	XH	YH	ZH	CID
2	317.47699	472.33401	-2.4010000	317.47699	472.33401	8.0990000	0

COMMENT:

Şekil 2.10. LS-Prepost vektör tanımlama kartı

VID (Vector Identification): Tanımlanan Vektörün Numarası

XT, YT, ZT: Vektörün tepe noktasının tanımlayan koordinatlar

XH, YH, ZH: Vektörün taban noktasını tanımlayan koordinatlar

### 2.7.5 Malzeme Tanımlaması

Modeldeki elemanlar için kullanılan malzemeler, malzeme modelleri ve malzeme modellerindeki çeşitli parametreler, elemanların rijit veya şekil değişikliğine uğrayabilir olup olmadıkları göz önünde bulundurularak tanımlanır. Çalışmada rijit malzemeler için 020-MAT\_RIGID malzeme modeli, şekil değişikliğine uğrayan malzemeler içinse 024-PIECEWISE\_LINEAR\_PLASTIC malzeme modeli kullanılmıştır. Şekil 2.11'de rijit elemanlar için anahtar kelime tanımlamasının nasıl yapıldığı gösterilmiştir. Rijit malzeme modeli boru haricindeki elemanlar için kullanılmaktadır.

**\*MAT\_RIGID\_(TITLE) (3)**

---

**TITLE**  
pressure die

1	<b>MID</b>	<b>RO</b>	<b>E</b>	<b>PR</b>	<b>N</b>	<b>COUPLE</b>	<b>M</b>	<b>ALIAS</b>
	5	5.783e-008	2.070e+005	0.3000000	0.0	0	0.0	
2	<b>CMO</b>	<b>CON1</b>	<b>CON2</b>					
	1.0	5	7					
3	<b>LCO OR A1</b>	<b>A2</b>	<b>A3</b>	<b>V1</b>	<b>V2</b>	<b>V3</b>		
	0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0		

Şekil 2.11. LS-Prepost rijit malzeme tanımlama kartı

Burada,

MID (Material Model Identification): Tanımlanan malzeme modelinin numarası

RO (Mass Density): Tanımlanan malzemenin yoğunluğu

E (Modulus of Elasticity): Tanımlanan malzemenin elastik modülü

PR (Poisson Ratio): Tanımlanan malzemenin Poisson oranı

CMO (Center of Mass Constraint Option): Ağırlık merkezi kısıtlarının yerel veya evrensel koordinatlarda uygulanmasının denetlenmesi

CON1: Yer değiştirme kısıtları

CON2: Dönme kısıtları

PIECEWISE\_LINEAR\_PLASTIC malzeme modeli için anahtar kelime uygulanması

Şekil 2.12’de gösterildiği gibidir. Bu malzeme modeli boru için uygulanmıştır.

\*MAT\_PIECEWISE\_LINEAR\_PLASTICITY\_(TITLE) (1)

---

**TITLE**  
tube

1	MID	RO	E	PR	SIGY	ETAN	FAIL	TDEL
	1	7.850e-009	2.194e+005	0.3000000	270.00000	900.00000	1.000e+021	0.0

2	C	P	LCSS	LCSR	VP
	0.0	0.0	0	0	0.0

Şekil 2.12. LS-Prepost hasar görebilen malzeme tanımlama kartı

Burada;

MID (Material Model Identification): Tanımlanan malzeme modelinin numarası

RO (Mass Density): Tanımlanan malzemenin yoğunluğu

E (Modulus of Elasticity): Tanımlanan malzemenin elastik modülü

PR (Poisson Ratio): Tanımlanan malzemenin Poisson oranı

SIGY (Yield Stress): Tanımlanan malzemenin akma dayanımı

ETAN (Modulus of Tangent): Tanımlanan malzemenin tanjant modülü

LCSS (Load Curve Identification): Malzeme için mekanik özellikleri belirleyen bir eğri tanımlanmış ise bu bölümde seçilebilir

### 2.7.6 Parça Tanımlaması

Eleman ve nokta şeklinde atanan geometriler, farklı mekanik ve geometrik özelliklerde parçalar oluşturacak şekilde LS-DYNA' ya Şekil 2.13' te gösterildiği gibi tanımlanmaktadır. Bu tanımlama modeldeki parça sayısı kadar yapılmalıdır.

\*PART\_(TITLE) (4)

---

1 **TITLE**  
tube middle

2 **PID**    **SECID**    **MID**    **EOSID**    **HGID**    **GRAV**    **ADPOPT**    **TMID**  
22    22    1    0    0    0    0    0

Şekil 2.13. LS-Prepost parça tanımlama kartı

Burada;

PID (Part Identification): Tanımlanan parçanın numarası

SECID (Section Identification): Parça olarak tanımlanan bölümün numarası (Bkz Bölüm 2.7.8)

MID (Material Model Identification): Tanımlanan parçanın malzemesi (Bkz Bölüm 2.7.5)

### 2.7.7 Atalet Tanımlaması

LS-DYNA simülasyonlarında hareketli parçaların özellikle büyük hareket hızlarında kütleleriyle doğru orantılı olarak sahip oldukları atalet momentlerinin de tanımlanması, simülasyonların gerçeğe yakınlığının sağlanması açısından oldukça önemlidir. Çalışmada kalıp makarası dairesel hareket yapmaktadır ve modeldeki diğer parçalara nispeten yüksek bir atalet değerine sahiptir. Şekil 2.14’de makaranın sahip olduğu atalet değerinin LS-Prepost üzerinden nasıl tanımlandığı gösterilmiştir. Atalet değerleri çelik malzeme için modelin tasarımının yapıldığı aşamada katı modellerin hazırlandığı program üzerinden okunmuştur.

**\*PART\_INERTIA\_(TITLE) (1)**

1	<b>TITLE</b>					
	bend_die					
2	<b>PID</b>	<b>SECID</b>	<b>MID</b>	<b>EOSID</b>	<b>HGID</b>	<b>GRAV</b>
	29	29	2	0	0	0
3	<b>XC</b>	<b>YC</b>	<b>ZC</b>	<b>TM</b>	<b>IRCS</b>	<b>MODEID</b>
	317.47699	472.33401	-2.4010000	0.0040000	0	0
4	<b>DX</b>	<b>DY</b>	<b>DZ</b>	<b>IYY</b>	<b>IYZ</b>	<b>IZZ</b>
	1.0000000	0.0	0.0	2.0000000	0.0	1.0000000

Şekil 2.14. LS-Prepost atalet tanımlama kartı

PID (Part Identification): Atalet değeri tanımlanan parçanın numarası

SECID (Section Identification): Atalet değeri tanımlanan bölümün numarası

MID (Material Model Identification): Atalet değeri tanımlanan parçanın malzemesi

XC, YC, ZC: Parçanın dönme merkezinin koordinatları

IXX, IYY, IZZ: Tarafsız eksenlere göre atalet değerleri

### 2.7.8 Bölüm Tanımlaması

Modeldeki her bir parçayı oluşturan, birbirlerine noktalar ile bağlı elemanların oluşturduğu kümeler, LS-DYNA' da birer bölüm olarak tanımlanmaktadır. Her bir bölüm kendine ait geometrik ve simülasyon ile ilgili özellikleri bulundurmakta ve bu özellikler her bir bölüm için ayrı ayrı tanımlanabilmektedir. Bölüm tanımlamasının nasıl yapılacağı Şekil 2.15'te gösterilmiştir.

\*SECTION\_SHELL\_(TITLE) ( 5 )

---

TITLE

\_\_\_\_\_

1	SECID	ELFORM	SHRF	NIP	PROPT	QR/IRID	ICOMP	SETYP
	22	2	1.0000000	10	1	0	0	1
2	T1	T2	T3	T4	NLOC	MAREA	IDOF	EDGSET
	1.5000000	1.5000000	1.5000000	1.5000000	0.0	0.0	0.0	0

Repeated Data by Button and List

Şekil 2.15. LS-Prepost bölüm tanımlama kartı

Burada;

SECID (Section Identification): Tanımlanan bölümün numarası

ELFORM (Element Formulation): Eleman denklemi tanımlaması (Belytschko-Lin-Tsay kabuk eleman için 2 seçilmiş)

SHRF (Shear Factor): Kayma gerilmesi ölçeklendirme faktörü

NIP (Number of Integration Points): Kesit boyunca integrasyon noktası sayısı

T1, T2, T3, T4: Elemanın her bir köşesindeki et kalınlığı değeri

### 2.7.9 Süre Tanımlaması

Simülasyon süreleri kullanıcı tarafından tanımlanmalıdır. Simülasyon sürelerinin belirlenmesi sırasında, simülasyonların gerçeğe yakınlık derecesi ve simülasyonların gerçekleştirildiği bilgisayarın kapasitesi göz önünde bulundurularak bir denge sağlanmalıdır. Bunun içinse CONTROL\_TERMINATION anahtar kelimesi kullanılmaktadır (Şekil 2.16).

**\*CONTROL\_TERMINATION (1)**

---

1	ENDTIM	ENDCYC	DTMIN	ENDENG	ENDMAS
	0.3018000	0	0.0	0.0	0.0

Şekil 2.16. LS-Prepost süre tanımlama kartı

Burada;

ENDTIM (Termination Time): Simülasyonun sonlanacağı zaman

ENDCYC (Termination Cycle): Simülasyonun sonlanacağı çevrim sayısı

### 2.7.10 Enerji Kontrolü

Toplam enerji miktarının ve enerji kayıplarının hesaplanması simülasyon sonrasında modelin kararlılığının gözlenebilmesi için önem arz etmektedir. CONTROL\_ENERGY anahtar kelimesi yardımıyla hangi enerji kayıplarının simülasyon sırasında göz önünde bulundurulacağı belirlenebilir. Şekil 2.17’de enerji kontrolü uygulaması gösterilmiştir.

**\*CONTROL\_ENERGY (1)**

---

1	HGEN	RWEN	SLNTEN	RYLEN
	2	2	2	2

Şekil 2.17. LS-Prepost enerji kontrolü tanımlaması

Burada,

HGEN (Hourglass Energy): Hourglass enerjisi hesaplanması seçeneği

RWEN (Stonewall Energy): Stonewall enerji kayıpları hesaplanması seçeneği

SLNTEN (Sliding Interface): Kayma yüzeyi enerji kayıpları hesaplanması seçeneği

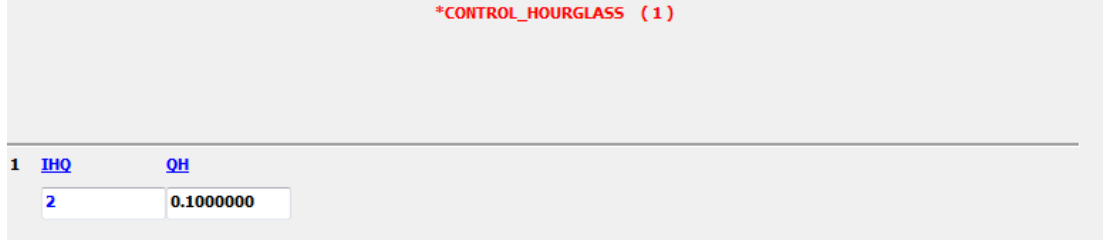
RYLEN (Rayleigh Energy): Rayleigh enerji kayıpları hesaplanması seçeneği



Çalışmada yukarıdaki seçeneklerin hepsi '2' olarak seçilmiş böylelikle bu enerji şekillerinin hepsi hesaplamalarda göz önünde bulundurulmuştur.

### 2.7.11 Hourglass Kontrolü

Şekil 2.18' de LS-DYNA için tanımlanan hourglass kontrol kartı sunulmuştur.



\*CONTROL\_HOURLASS ( 1 )

1	IHQ	QH
2		0.1000000

Şekil 2.18. LS-Prepost hourglass kontrolü tanımlaması

IHQ (Default Hourglass Viscosity Type): Hourglass akma türü

IHQ < 4 Yüksek operasyon hızlarında tavsiye edilir (Viskoz form)

IHQ = 4, 5, 6 Düşük operasyon hızlarında tavsiye edilir (Katı form)

QH (Hourglass Coefficient): Hourglass katsayısı

## 2.8 LS-DYNA Geri Yaylanma Simülasyonları

LS-DYNA' da geri yaylanma simülasyonları kapalı (Implicit) olarak, 'seamless' ve 'dynain' isimli iki farklı yöntem kullanılmak suretiyle gerçekleştirilebilmektedir. Bu yöntemlerin nasıl uygulanacakları aşağıda kısaca açıklanmıştır.

### 2.8.1 Seamless Geri Yaylanma Yöntemi

Bu yöntemde süreç açık (Explicit) şekil verme simülasyonu ile başlamaktadır. Şekil verme simülasyonu sonlandığında LS-DYNA otomatik olarak kapalı yönteme geçer ve geri yaylanma simülasyonu bu şekilde başlamış olur. Aynı anda kullanıcı tarafından daha önce tanımlandığı şekilde geri yaylanma işleminin uygulanacağı parçalar aktif hale gelip diğerleri modelden silinir. Geri yaylanma simülasyonu süresince temas yüzeylerine gerek kalmadığından, tüm temas tanımlamaları da model üzerinden kaldırılır. Geri yaylanma simülasyonunun gerçekleştiği parça

üzerinde belirli kurallar çerçevesinde noktasal hareket kısıtları atanır (Bknz Bölüm 2.8.3) [32].

### **2.8.2 Dynain Geri Yaylanma Yöntemi**

LS-DYNA şekil verme simülasyonunun sonlanmasıyla anahtar kelimeler formatında 'Dynain' isimli bir dosya yazdırabilir. Bu dosya içinde, şekil değişikliğine uğramış elemanlar ile gerinim ve gerilme değerleri hakkında veriler bulunmaktadır. Dynain dosyası şekil verme simülasyonu sırasında INTERFACE\_SPRINGBACK\_DYNA3D anahtar kelimesinin uygulanmasıyla yazdırılır. Bu anahtar kelime uygulanırken Dynain dosyasının içerisinde verileri bulunması istenen parçaların parça numaraları tanımlanır. Kapalı geri yaylanma simülasyonunun gerçekleştirilmesi için gereken noktasal hareket kısıtları bu dosya üzerinde gerekli değişiklikler yapılarak parçaya uygulanır. Bu yöntem şekil verme ve geri yaylanma simülasyonlarını ikiye ayırdığından, geri yalanma simülasyonları öncesinde model üzerinde müdahale imkanı sağlamakta, bu durum da bu yöntemin daha yaygın olarak kullanılmasına sebep olmaktadır [32].

### **2.8.3 Geri Yaylanma Simülasyonları İçin Noktasal Hareket Kısıtları Tanımlanması**

Statik kapalı simülasyonların gerçekleştirilmesi sırasında katı cismin hareketlerini engelleyecek kısıtların tanımlanması gerekmektedir. Kısıtlar; üçü hareket üçü de dönel serbestlikler olmak üzere toplam altı hareketin kısıtlanması amacıyla uygulanır. Bu kısıtların uygulanması için INTERFACE\_SPRINGBACK anahtar kelimesi kullanılabileceği gibi, BOUNDARY\_SPC\_NODE anahtar kelimesi de kullanılabilir [32]. Bu çalışmada kısıtlar BOUNDARY\_SPC\_NODE anahtar kelimesinin uygulanmasıyla gerçekleştirilmiştir. Altı serbestlik derecesinin kısıtlanması için toplamda üç noktaya kısıt uygulanmalıdır. Kısıtların uygulanması Şekil 2.19'da gösterildiği şekilde sağlanmıştır.

\*BOUNDARY\_SPC\_NODE\_(ID) ( 3 )

---

ID	TITLE							
1								
1	NID	CID	DOFX	DOFY	DOFZ	DOFRX	DOFRY	DOFRZ
	6760	0	0	0	1	0	0	0

\*BOUNDARY\_SPC\_NODE\_(ID) ( 3 )

---

ID	TITLE							
2								
1	NID	CID	DOFX	DOFY	DOFZ	DOFRX	DOFRY	DOFRZ
	7263	0	1	1	1	0	0	0

\*BOUNDARY\_SPC\_NODE\_(ID) ( 3 )

---

ID	TITLE							
3								
1	NID	CID	DOFX	DOFY	DOFZ	DOFRX	DOFRY	DOFRZ
	8518	0	0	1	1	0	0	0

Şekil 2.19. Üç farklı nokta için hareket kısıtları

Burada

NID (Node Identification): Kısıt uygulanan noktanın numarası

DOFX, DOFY, DOFZ: x, y ve z eksenlerinde hareket serbestlikleri, '1' için kısıtlı, '0' için serbest.

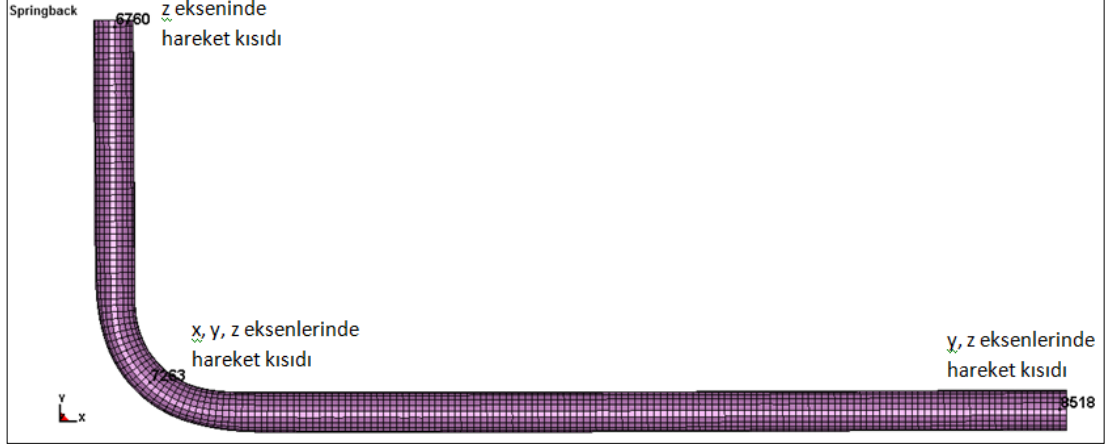
DOFRX, DOFRY, DOFRZ: x, y ve z eksenlerinde dönme hareketi serbestlikleri, '1' için kısıtlı, '0' için serbest.

'6760' numaralı noktanın z eksenindeki hareketi kısıtlanmıştır.

'7263' numaralı noktanın x, y, ve z eksenlerindeki hareketleri kısıtlanmıştır.

'8518' numaralı noktanın y ve z eksenlerindeki hareketleri kısıtlanmıştır.

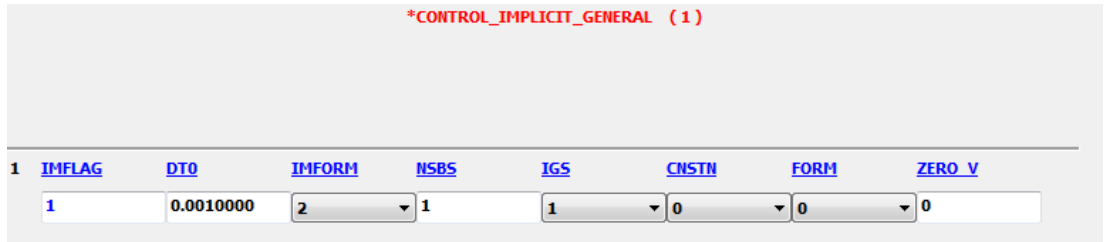
Bu şekilde geri yaylanma oluşumu sırasında ortaya çıkabilecek olan katı cisim hareketleri hem konum olarak hem de dönme hareketi olarak kısıtlanmıştır. Şekil 2.20’ de kısıtların uygulandığı noktalar gösterilmiştir.



Şekil 2.20. Hareket kısıtlarının uygulanması

#### 2.8.4 Geri Yaylanma Simülasyonları İçin Kapalı (Implicit) Çözüm

LS-DYNA’ da geri yaylanma simülasyonları kapalı şekilde gerçekleştirilmektedir. Bu koşulun sağlanması için CONTROL\_IMPLICIT\_GENERAL anahtar kelimesi kullanılmalıdır. Tanımlama Şekil 2.21’ de gösterildiği şekilde yapılmıştır.



Şekil 2.21. Kapalı çözüm için anahtar kelime

Burada,

IMFLAG (Implicit/Explicit Switching Flag): Kapalı-açık çözüm için seçim anahtarı. ‘1’ için kapalı çözüm.

DT0 (Initial Time Step Size): Kapalı çözüm için ilk zaman adımı değeri.

INFORM (Element Formulation Switching Flag): Eleman formülü seçimi. '2' için var olan eleman formülü korunur. '1' içinse tam bütünleşmiş formül kullanılır.

Geri yaylanma simülasyonlarında kullanılan diğer anahtar kelimeler, şekil verme simülasyonlarında kullanılanlar ile aynı olduğundan bu bölümde tekrar verilmesine gerek görülmemiştir.

### 3. DÖNER-ÇEKME (ROTARY-DRAW) BORU BÜKME OPERASYONU

Döner-çekme boru bükme simülasyonları gerçek döner-çekme boru bükme operasyonları temel alınarak gerçekleştirilmiştir, bu sebepten döner-çekme boru bükme tezgahının temel parçaları ve çalışma biçimleri simülasyon çalışması öncesinde tamamıyla irdelenmiştir. Bu bölümde öncelikle tipik bir döner-çekme boru bükme operasyonunun nasıl gerçekleştiği anlatılacak, devamında ise döner-çekme boru bükme tezgahının bükme grubunun modellerinin nasıl hazırlandığı ve sonlu elemanlar analizlerin nasıl gerçekleştirildiği anlatılacaktır.

Tipik bir döner-çekme boru bükme operasyonu öncesinde ön destek, mengene ve boru birbirine paralel olacak şekilde hizalanır. Boru; mengene ve ön destek arasına sıkıştırılarak operasyon sırasında kayması engellenir. Operasyon makaranın dairesel hareketiyle başlar. Makara döndükçe, makaraya monte edilmiş olan ön destek ve boruyu sıkıştıran mengene makara ile birlikte dairesel harekete başlar. Bu hareket, borunun makaraya sarınmak suretiyle makaranın sahip olduğu yarıçapta bir bükme yarıçapıyla bükülmesine sebep olur. Operasyon sonucunda bükülmüş borunun karın ve sırt bölgelerinde plastik deformasyonlar oluşmaktadır. Yan destek bükme sırasında boruya moment uygulayarak operasyonun tamamlanmasına yardımcı olmaktadır ve yan desteğin boru ile birlikteki hareketi boru kesit incelmesini azaltmaktadır [1]. Bükme grubundaki diğer bir parça olan kaşığın kullanılmasındaki temel amaç ise, bükme sırasında borunun makaraya teğet olduğu noktanın hemen arkasında boruya ek bir destek sağlamak suretiyle boru karnında oluşan kırışmaların önlenmesini sağlamaktır [33]. Kaşık aynı zamanda yüzeysel sürtünme kuvvetini de düşürmektedir [10]. İnce cidarlı ve büyük çaplı borularını bükülmesi sırasında kesit bozulmalarını ve ovalleşmeyi engellemek amacıyla boru içinde mandrel kullanılması tavsiye edilmektedir. Kullanılan mandrel boru çapı ve et kalınlığı göz önünde bulundurularak, topsuz veya 1-3 toplu olarak seçilebilir [10].

#### 3.1 Şekil Verme Simülasyonu

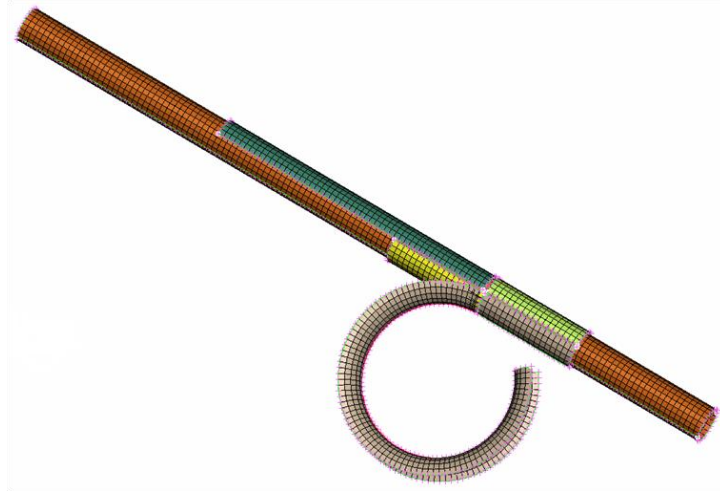
Döner-çekme boru bükme operasyonunda kullanılan bükme grubunun ve borunun bölüntülenmiş modeli ANSA® [34] kullanılarak hazırlanmıştır. Doğrulaması ise literatürdeki analitik ve deneysel çalışmalardan yararlanılarak yapılmıştır [1,6]. Katı

modellerin geometrileri Khodayari'nin [6] deneysel çalışması ışığında hazırlanmış, kullanılan parametreler Çizelge 3.1'de sunulmuştur [6].

Çizelge 3.1. Döner-çekme boru bükme operasyonu geometrik özellikleri

Boru dış çapı (mm)	20
Boru et kalınlığı (mm)	1.5
Bükme yarıçapı (mm)	50
Mengene uzunluğu (mm)	55
Destek kalıbı uzunluğu (mm)	160
Kaşık uzunluğu (mm)	55

Yapılmış olan bölüntüleme çalışmaları sonucunda 3 mm boyutunda bölüntüler yeterli görülmüş ve Şekil 3.1'de sunulmuş olan bölüntülenmiş kabuk model hazırlanmıştır. Modelde 10 integrasyon nokta sayısına sahip Belytschko-Tsay kabuk elemanların kullanılması uygun görülmüş ve modeller bu karar ışığında hazırlanmıştır.



Şekil 3.1. Döner-çekme boru bükme operasyonu bölüntülenmiş modeli

Geri yaylanma simülasyonlarının doğruluğu büyük ölçüde kendilerinden önce yapılan şekil verme simülasyonlarının verimliliğine bağlıdır. Bu çalışmada şekil verme simülasyonları açık sonlu elemanlar kodu LS-DYNA kullanılarak gerçekleştirilmiştir. LS-DYNA'da sonlu elemanlar simülasyonu öncesinde tanımlanması gereken belli başlı simülasyon parametreleri bulunmaktadır. Bunlardan biri operasyon hızıdır. Açık şekil verme simülasyonlarında en uygun operasyon

hızlarını belirlemek hem simülasyon sürelerini düşürmek adına hem de yapay dinamik etkileri (atalet etkileri) azaltmak için önem arz etmektedir [31]. Tanımlanması gereken en önemli parametrelerden birisi de malzeme modelidir. Modeldeki boruya, LS-DYNA malzeme kütüphanesindeki MAT-024 koduna sahip ‘PIECEWISE\_LINEAR\_PLASTIC’ isimli malzeme modeli atanmıştır. Bu malzeme modelinde kullanılması gereken temel parametreler olan Young modülü, tanjant modülü, akma gerilmesi, ve Poisson oranı Çizelge 3.2’de verilen değerler kullanılarak tanımlanmıştır. Bükme grubunda bulunan diğer kalıplar deforme olmamaları gerektiğinden MAT-20 malzeme modeli kullanılmak suretiyle rijit olarak tanımlanmışlardır. Simülasyonlar sırasında tanımlanması gereken bir diğer parametre ise temasdır. Boru ve kalıplar arasındaki temas durumunu tanımlamak için LS-DYNA içinde bulunan ‘CONTACT\_ONE\_WAY\_SURFACE\_TO\_SURFACE’ temas algoritması kullanılmış, sürtünme katsayısı 0.3 olarak seçilmiştir.

Çizelge 3.2 Döner-çekme boru bükme operasyonu mekanik özellikleri

Malzeme	Çelik A573-81 65
Akma dayanımı (MPa)	270
Tanjant modülü (MPa)	900
Young modülü (MPa)	219,400
Poisson oranı	0.3
Sürtünme katsayısı	0.3

Yukarıda tanımlanmış olan simülasyon parametreleri ile Çizelge 3.1 ve Çizelge 3.2’deki veriler kullanılarak, 90<sup>0</sup> bükme açısına sahip doğrulama koşturması yapılmıştır. Koşturma sonucunda elde edilmiş olan et kalınlığı değişimi çizimi Şekil 3.2’de sunulmuş, en büyük ve en küçük et kalınlığı değerleri çizim üzerinden sırasıyla 1.709 ve 1.378 mm olarak okunmuştur.



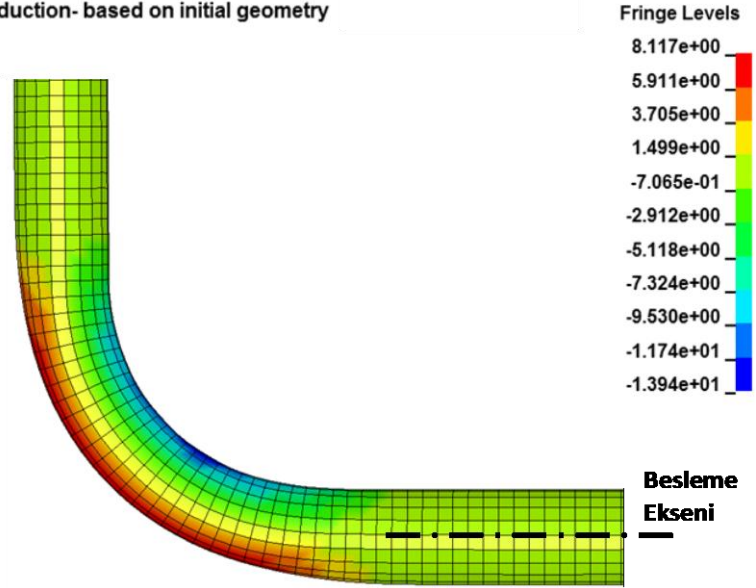
### ROTARY DRAW TUBE BENDING DIAMETER 20MM

Time = 0.3018

Contours of % Thickness Reduction- based on initial geometry

min=-13.9419, at elem# 3839

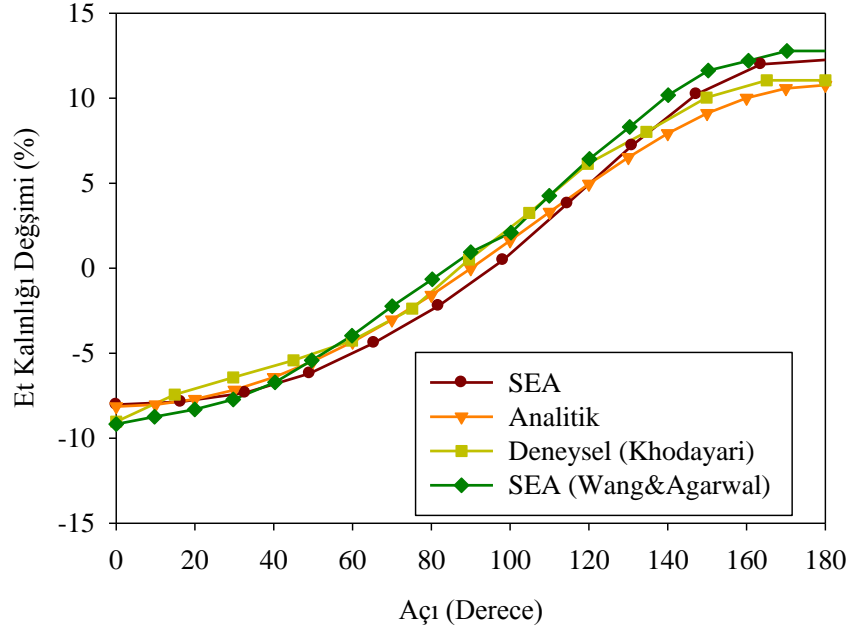
max=8.11705, at elem# 5770



Şekil 3.2. Et kalınlığı değişimi çizimi. Bükme açısı ( $\theta$ ):  $90^0$ , bükme yarıçapı ( $R$ ): 50 mm, boru çapı ( $D$ ): 20 mm, boru et kalınlığı ( $t$ ): 1.5 mm

Et kalınlığı değişimi grafiği ise Şekil 3.3 'te verilmiş olup, et kalınlığı ölçümleri  $90^0$  bükülmüş olan borunun  $45^0$ 'ye karşılık gelen kesiti üzerinden veriler alınarak gerçekleştirilmiştir. Sonuçlar; Denklem 3.1'den (Ek 7.2) elde edilmiş olan analitik sonuç, Khodayari'nin [6] çalışmasından elde etmiş olduğu deneysel sonuçlar ve Wang'ın [8] SEA sonuçları ile karşılaştırılmıştır. Şekil 3.3 incelendiğinde tüm sonuçların yeterince örtüştüğü görülmektedir.

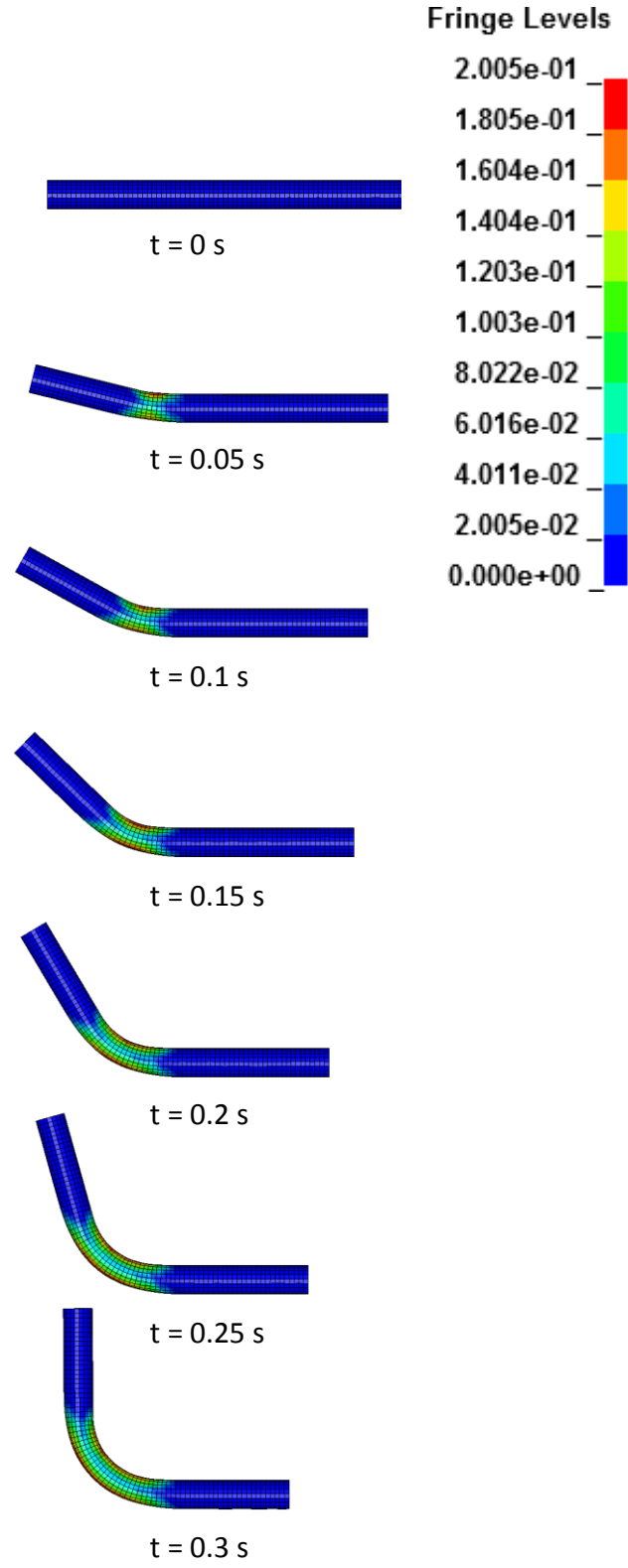
$$\text{Thinning (\%)} = \frac{t - t_0}{t_0} = \left( \frac{1}{\sqrt{1 + k \sin \phi}} - 1 \right) \cdot 100\% \quad (3.1)$$



Şekil 3.3. Et kalınlığı değışimi grafiği. Bükme açısı ( $\theta$ ):  $90^0$ , bükme yarıçapı ( $R$ ): 50 mm, boru çapı ( $D$ ): 20 mm, boru et kalınlığı ( $t$ ): 1.5 mm

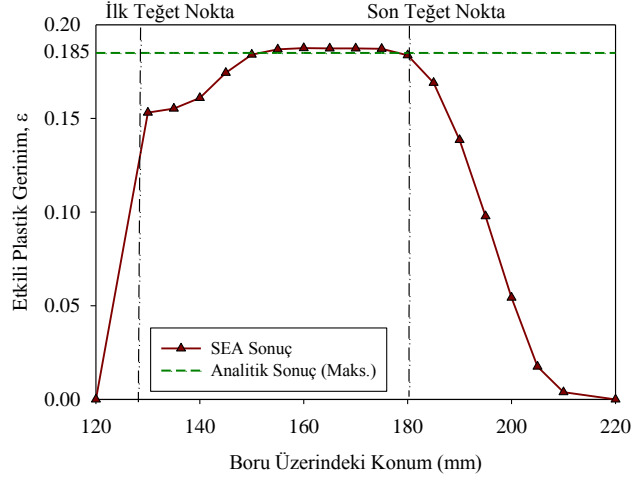
Boru bükme operasyonları sonucunda borunun kalıcı olarak deforme olmasına sebep olan etkili plastik gerinim hem sayısal ortamda hem de analitik olarak tespit edilebilir. SEA sonuçlarının geçerliliğini tespit etmek amacıyla kullanabileceğimiz bir diğer yöntem de etkili plastik gerinim dağılımı değerlerini analitik olarak hesaplanan en büyük değerler ile karşılaştırmaktır. Şekil 3.4'te yedi farklı zaman adımı için etkili plastik gerinim dağılımı çizimleri sırasıyla verilmiştir.  $90^0$ 'lik bükme işlemi sonucunda boru üzerinde oluşan en büyük plastik gerinim değerleri ise analitik olarak Denklem 3.2 (Ek 7.1) kullanılarak hesaplanabilmektedir.

$$\varepsilon_z = \frac{L - L_0}{L_0} = \frac{h}{R} = \frac{r \cdot \sin \phi}{R} \quad (3.2)$$



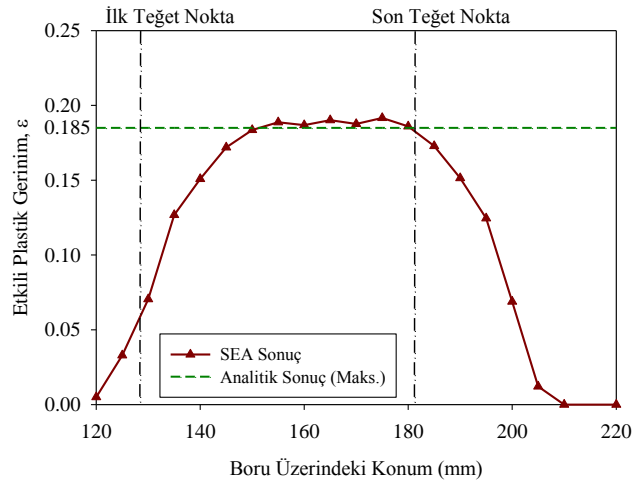
Şekil 3.4. Farklı zaman adımlarında etkili plastik gerinim dağılımları. Bükme yarıçapı ( $R$ ): 50 mm, boru çapı ( $D$ ): 20 mm, boru et kalınlığı ( $t$ ): 1.5 mm

Şekil 3.5'te  $90^0$ 'lik bükme işlemi sonucunda boru sırt kısmı için elde edilen etkili plastik gerinim dağılımı grafiği çizdirilmiş ve analitik olarak hesaplanmış en büyük değer ile karşılaştırılmıştır.



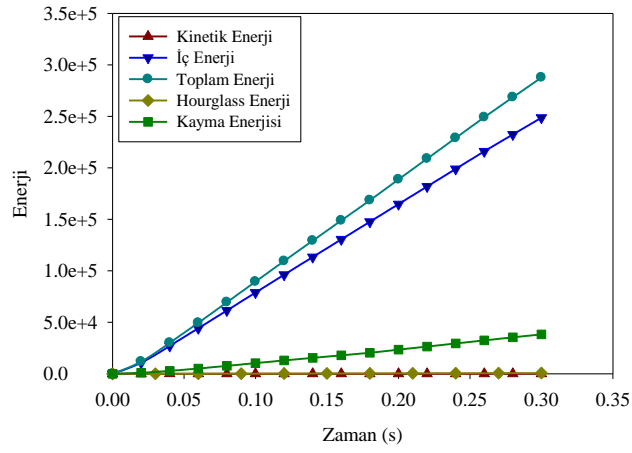
Şekil 3.5. Boru sırt kısmı için etkili plastik gerinim dağılımı

Benzer şekilde boru karın kısmı için de etkili plastik gerinim değerleri model üzerinden ölçülmüş, yine analitik olarak hesaplanmış en büyük değer ile karşılaştırılmıştır (Şekil 3.6). Grafiklerde görüldüğü gibi borunun hem sırt hem de karın bölümlerinden alınan simülasyon sonuçları, analitik olarak hesaplanan sonuçlarla uyum içerisindedir.



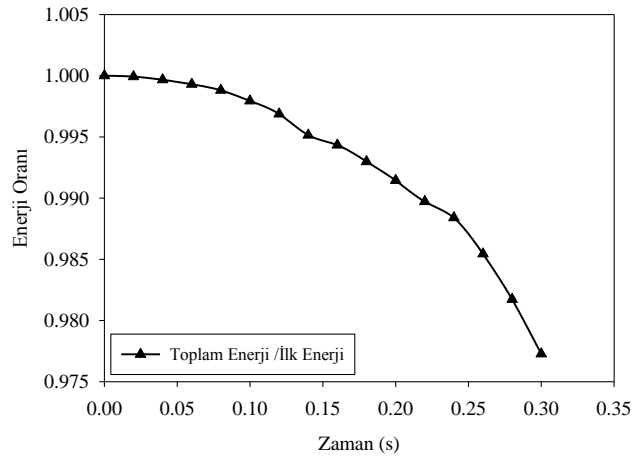
Şekil 3.6. Boru karın kısmı için etkili plastik gerinim dağılımı

Sonlu elemanlar analizi sonuçlarının kararlılığını gözlemlemek için kullanabileceğimiz bir diğer yöntem de simülasyon sonucunda meydana gelen enerji değişimi miktarlarını incelemektir. Şekil 3.7 bükme simülasyonu sonucunda kinetik, iç, toplam, hourglass ve kayma enerjilerindeki değişimleri göstermektedir. Görüldüğü gibi kinetik ve hourglass enerji değişimleri toplam enerji değişimlerinin oldukça altındadır.



Şekil 3.7. Bükme simülasyonları sırasındaki enerji değişimleri

Bununla birlikte Şekil 3.8’ de görüldüğü üzere simülasyonlardaki enerji kaybının ilk enerji miktarına oranı %0.03’ün oldukça altındadır. Bu bilgilerin ışığında gerçekleştirilmiş olan SEA’nın kararlı olduğu yorumu yapılabilir.

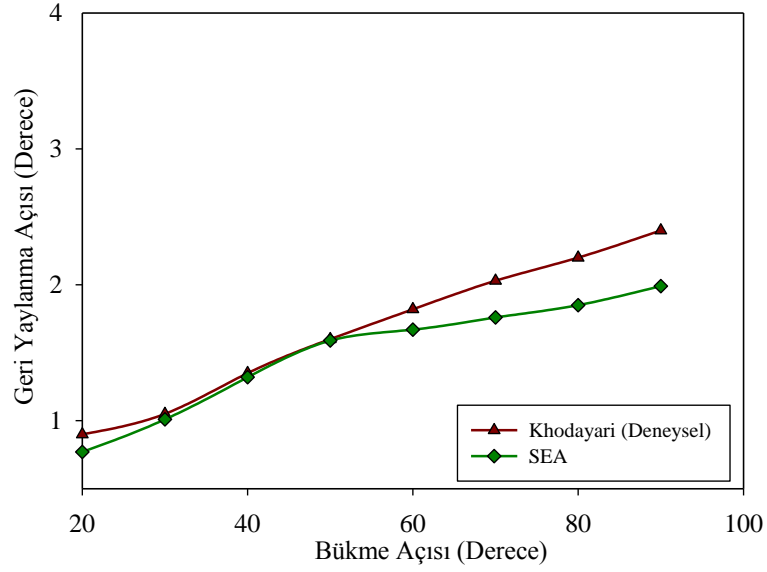


Şekil 3.8. Bükme simülasyonları sırasında toplam enerjinin ilk enerjiye oran

### 3.2 Geri Yaylanma Simülasyonu

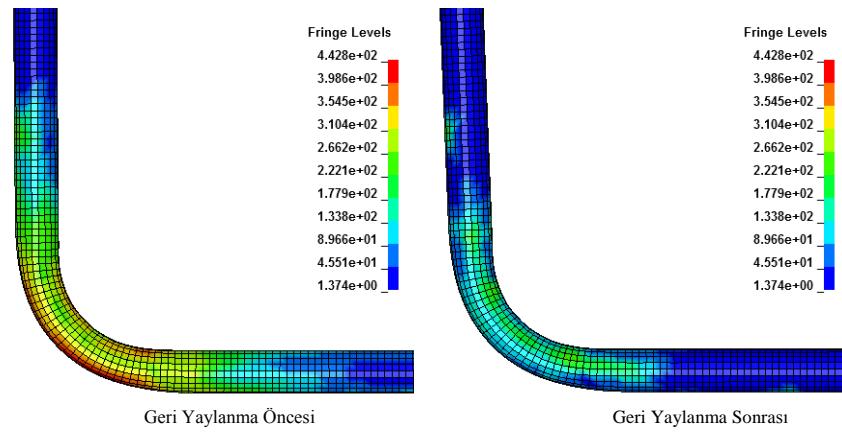
Bükme operasyonu sonrasında, borunun bükme işlemi öncesi öngörölmüş olan bükme açısından sapması geri yaylanma olarak adlandırılmaktadır. Boru üzerinde elastik olarak deforme olan kısımların eski hallerine dönmeleri geri yaylanma oluşumunun en önemli sebebi olarak görölmektedir. Bu çalışmada, geri yaylanma simülasyonları implicit olarak 'DYNAIN' geri yaylanma yöntemi kullanılmak suretiyle LS-DYNA'da gerçekleştirilmiştir. Bu yöntemin temelinde, şekil verme simülasyonu sonrasında, içerisinde bükölmüş olan borunun üzerindeki elemanların gerilme ve gerinim verilerini bulunduran bir dosyanın kullanılması yatmaktadır. Implicit geri yaylanma simülasyonlarında, daha yakın sonuçlar elde etmek amacıyla daha hassas çözümlere yapan 'Double Precision' kod kullanılmıştır. Geri yaylanma simülasyonları sonucunda verimli sonuçlar elde etmek, geri yaylanma sürelerine ve bu sürelerin kaç basamağa bölüneceğine de bağlıdır. Bu çalışmada 0.01 saniyelik simülasyon süresi 10 basamağa bölünmek suretiyle geri yaylanma simülasyonları gerçekleştirilmiştir. Geri yaylanma oluşumunun simülasyon süresi dahilinde eşit aralıklarla gerçekleşmesini sağlamak amacıyla 'IMPLICIT\_STABILITION' komutu kullanılmalıdır. Geri yaylanma oluşumunun simülasyon başlarında da serbestçe ortaya çıkmasını sağlamak amacıyla, bu komut içerisinde tanımlanması gereken ölçek katsayısı (Scale Factor) ise 0.1 olarak seçilmiştir. Modeldeki elemanlar, şekil verme simülasyonunda olduğu gibi kabuk elemandır fakat bu sefer eleman tipleri 'Fully Integrated' olarak seçilmiştir.

Modelin doğrulanması amacıyla, geri yaylanma doğrulama koşturması A573-81 65 çeliği için Çizelge 3.1 ve Çizelge 3.2'de sunulmuş olan geometrik ve mekanik parametreler kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Şekil 3.9'da farklı bükme açıları için Khodayari'nin [6] deneysel sonuçları ile bu çalışmadan elde edilen simülasyon sonuçlarının karşılaştırılması sunulmuştur. Grafik incelendiğinde simülasyon sonuçlarının A573-81 65 malzemesi için deneysel sonuçlarla yeterince örtüştüğü yorumu yapılabilir ki bu doğrultuda elde edilen model rahatlıkla parametrik çalışma kapsamında kullanılabilir.



Şekil 3.9. Bükme açısına bağlı geri yaylanma oluşumu deneysel ve SEA karşılaştırması

Geri yaylanma oluşumunun temel sebebi operasyon sonrasında malzeme üzerindeki elastik deformasyonun eski haline gelmesidir. Bu durumun varlığı, boru üzerinde geri yaylanma öncesi ve sonrasında gerilme dağılımlarında değişikliklere sebebiyet vermektedir. Bu durumun gözlenebilmesi adına Şekil 3.10 incelenmiştir.



Şekil 3.10. Geri yaylanma öncesi ve sonrası etkili gerilme dağılımı. Malzeme: A573-81 65, Bükme açısı ( $\theta$ ):  $90^0$ , bükme yarıçapı ( $R$ ): 50 mm, boru çapı ( $D$ ): 20 mm, boru et kalınlığı ( $t$ ): 1.5 mm

### 3.3 Parametrik Çalışma

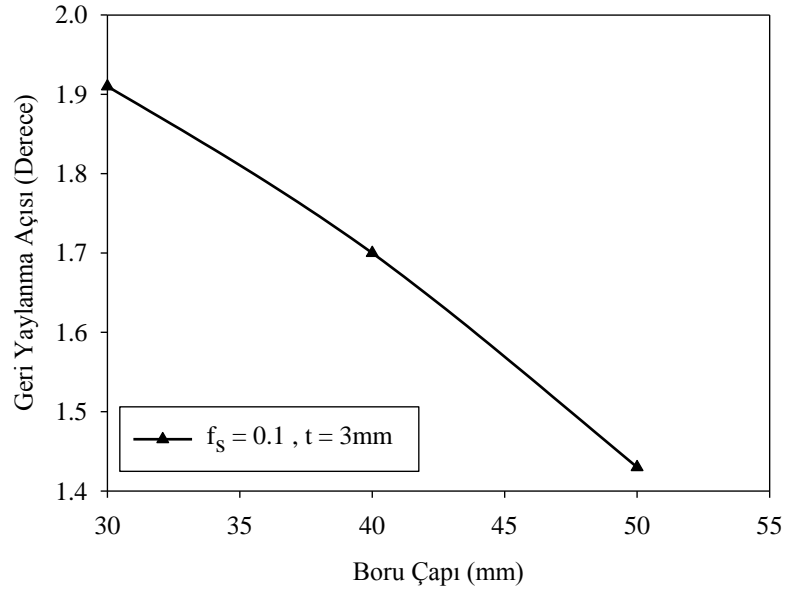
Bükme açısı ( $\theta$ ), boru çapı ( $D$ ), boru et kalınlığı ( $t$ ) ve sürtünme katsayısı ( $f_s$ ) geri yaylanma açısını belirleyen temel parametreler olarak öne çıkmaktadır. Bu parametreler teker teker ele alındıklarında geri yaylanma oluşumuna olan etkileri oransal olarak elde edilebilmektedir, fakat bu parametrelerin birbirlerinden bağımsız olarak değiştikleri koşullar altında geri yaylanma oluşumunun tespiti sonlu elemanlar yöntemiyle bile oldukça güçleşebilmektedir. Bu bölümde, öncelikle yukarıda sıralanmış olan parametrelerin geri yaylanma oluşumuna olan etkileri birer parametre değiştirilip diğer parametreler sabit tutulmak suretiyle teker teker incelenecek, devamında ise parametrelerin L-25 Taguchi tablosu kullanılarak hazırlanan kombinasyonları için geri yaylanma miktarları tespit edilmeye çalışılacaktır.

Bükme açısı geri yaylanma oluşumuna etki eden en önemli parametrelerden birisidir. Şekil 3.9' da hem deneysel olarak hem de sonlu elemanlar yaklaşımıyla elde edilmiş geri yaylanma değerleri bükme açısına bağlı olarak sunulmuştur. Grafikten de görülebileceği gibi geri yaylanma açısı bükme açısına bağlı olarak neredeyse doğrusal olarak artış göstermektedir.

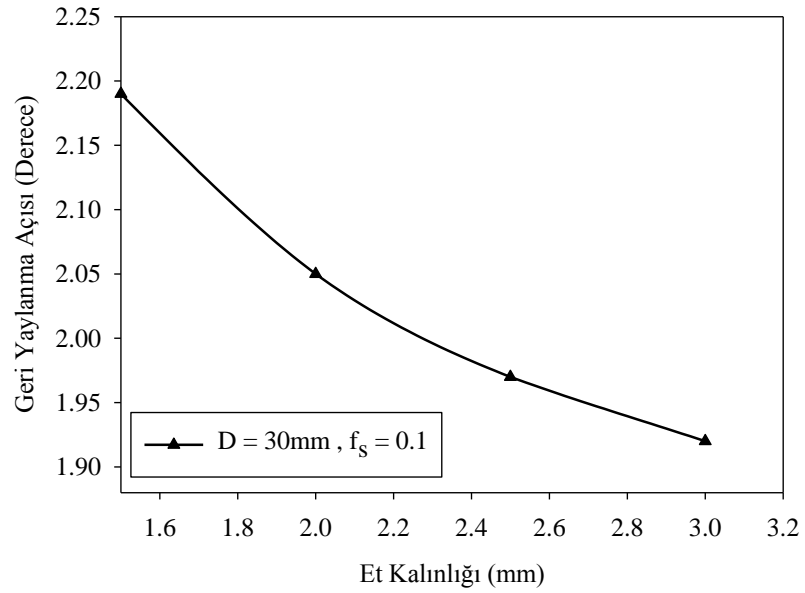
Boru çapı geri yaylanma oluşumunu etkileyen bir diğer parametre olarak öne çıkmaktadır. Yapılan çalışmada diğer parametreler sabit tutulmak suretiyle boru çapı sırasıyla 30, 40 ve 50 mm olacak şekilde arttırılmış, bu değerler için geri yaylanma miktarları ölçülmüştür. Şekil 3.11'de görüldüğü üzere boru çapında yapılan artışlar geri yaylanma açısını düşürmektedir.

Et kalınlığı değerinin etkisini de gözlemleyebilmek adına, şekil verme ve geri yaylanma simülasyonları diğer parametreler sabit tutularak farklı et kalınlığı değerleri için gerçekleştirilmiştir. Boru çapı 30 mm, sürtünme katsayısı 0.1, bükme açısı  $90^0$  alınarak et kalınlığının sırasıyla 1.5, 2.0, 2.5 ve 3.0 mm değerleri için simülasyonlar yapılmıştır. Şekil 3.12'deki grafik göstermektedir ki et kalınlığını arttırmak geri yaylanma açısını neredeyse doğrusal olarak azaltmaktadır.



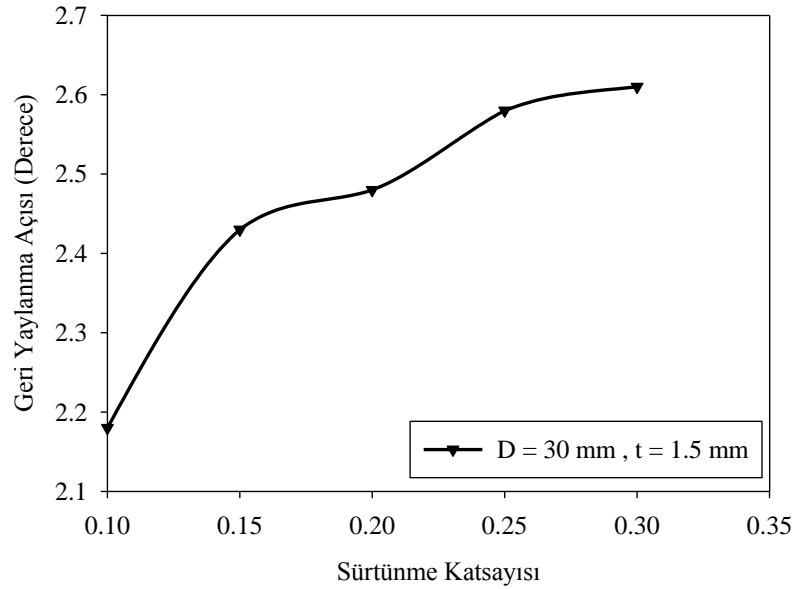


Şekil 3.11. Geri yaylanma açısının boru çapıyla değişimi. Malzeme: A573-81 65,  
Bükme açısı ( $\theta$ ):  $90^0$ , bükme yarıçapı ( $R$ ): 150 mm



Şekil 3.12. Geri yaylanma açısının et kalınlığıyla değişimi. Malzeme: A573-81 65,  
Bükme açısı ( $\theta$ ):  $90^0$ , bükme yarıçapı ( $R$ ): 150 mm

Kalıplar ve boru arasındaki sürtünme katsayısını değiştirmek de geri yaylanma açısını değiştirmektedir. Yine  $90^0$ 'lık bükme açısına sahip simülasyonlar sonucunda farklı sürtünme katsayısına sahip modellerden elde edilmiş olan veriler Şekil 3.13'de grafik haline getirilmiştir. Grafik yorumlanırsa, diğer bütün parametreler sabit tutulmak suretiyle sürtünme katsayısını 0.10 ile 0.15 arasında arttırmak geri yaylanma açısını gözle görülür bir şekilde arttırmaktadır, buna rağmen daha büyük sürtünme katsayısı değerleri geri yaylanma açısı üzerinde beklenen artışı gerçekleştirmemiştir.



Şekil 3.13. Geri yaylanma açısının sürtünme katsayısıyla değişimi. Malzeme: A573-81 65, Bükme açısı ( $\theta$ ):  $90^0$ , bükme yarıçapı ( $R$ ): 150 mm

Geri yaylanma oluşumunu önemli ölçüde yönlendiren bu parametrelerin geri yaylanma oluşumuna müşterek bir şekilde etki ettikleri bilinmektedir. Bu müşterek etkiyi tespit edebilmek için bu parametrelerin çeşitli değerlerini kullanarak oluşturulmuş 25 katı model hazırlanmıştır. Bu modeller hazırlanırken bükme yarıçapı ( $R$ ) değerinin de geri yaylanma oluşumuna etki edebileceği göz önünde bulundurularak, bükme yarıçapı/boru çapı ( $R/D$ ) oranı parametreler arasına dahil edilmiştir. Bu modellerin içinde ince cidarlı ve büyük boru çapına sahip olanlar, tıpkı gerçek boru bükme operasyonlarında olduğu gibi kesit bozulması veya kırışma



Çizelge 3.3. Müşterek etkinin belirlenmesinde kullanılacak modeller (L25-Taguchi array)

Model	D (mm)	R (mm)	Mengene (mm)	Yan Destek.(mm)	Kaşık (mm)	Mandrel	Teğet Uzantı (mm)
1	30	60.0	60	100	51	RP-2	4.8
2	30	75.0	60	150	51	RP-1	4.8
3	30	90.0	60	200	51	P	4.8
4	30	105.0	60	250	51	-	4.8
5	30	120.0	60	300	51	-	4.8
6	40	100.0	80	200	64	RP-2	3.9
7	40	120.0	80	300	64	RP-1	3.9
8	40	140.0	80	350	64	P	3.9
9	40	160.0	80	200	64	-	3.9
10	40	80.0	80	200	64	RP-2	3.9
11	50	150.0	100	400	76	RP-2	4.8
12	50	175.0	100	200	76	P	4.8
13	50	200.0	100	300	76	-	4.8
14	50	100.0	100	250	76	RP-3	4.8
15	50	125.0	100	300	76	RP-2	4.8
16	60	210.0	120	350	76	RP-1	5.8
17	60	240.0	120	400	76	RP-1	5.8
18	60	120.0	120	350	76	CP-4	4.8
19	60	150.0	120	400	76	RP-3	5.8
20	60	180.0	120	250	76	RP-3	5.8
21	70	280.0	140	550	102	RP-1	6.4
22	70	140.0	140	450	102	CP-4	5.8
23	70	175.0	140	250	102	CP-4	5.8
24	70	210.0	140	350	102	RP-3	6.4
25	70	245.0	140	450	102	RP-1	6.4

P: Topsuz mandrel,

RP-N: Standart adım 'N' top sayılı mandrel

CP-N: Yanaşık adım 'N' top sayılı mandrel.

Hazırlanan bu 25 farklı model kullanılarak hem şekil verme simülasyonları hem geri yaylanma simülasyonları gerçekleştirilmiş, sonuçlar kaydedilmiştir. Bu sonuçlar kullanılarak geri yaylanma oluşumuna etki eden en baskın parametre belirlenebilir. Çizelge 3.4'de farklı şekil verme parametreleri için elde edilmiş olan geri yaylanma sonuçları sunulmuştur.

Çizelge 3.4. Farklı şekil verme parametreleri için geri yaylanma açıları

No	$D$ (mm)	$t$ (mm)	$R/D$	$\theta$ (°)	$f_s$	SB (°)
1	30	1.5	2	30	0.05	1.09
2	30	2	2.5	45	0.1	1.05
3	30	3	3	60	0.15	1.38
4	30	4	3.5	75	0.2	1.65
5	30	6	4	90	0.25	1.41
6	40	1.5	2.5	60	0.2	1.01
7	40	2	3	75	0.25	1.43
8	40	3	3.5	90	0.05	1.68
9	40	4	4	30	0.1	1.01
10	40	6	2	45	0.15	1.04
11	50	1.5	3	90	0.1	0.94
12	50	2	3.5	30	0.15	0.96
13	50	3	4	45	0.2	1.28
14	50	4	2	60	0.25	0.89
15	50	6	2.5	75	0.05	1.06
16	60	1.5	3.5	45	0.25	1.05
17	60	2	4	60	0.05	1.17
18	60	3	2	75	0.1	0.87
19	60	4	2.5	90	0.15	1.15
20	60	6	3	30	0.2	0.68
21	70	1.5	4	75	0.15	0.63
22	70	2	2	90	0.2	0.93
23	70	3	2.5	30	0.25	0.77
24	70	4	3	45	0.05	1.04
25	70	6	3.5	60	0.1	0.78

## 4. GERİ YAYLANMA MİKTARINI ÖNGÖREBİLMEK İÇİN MATEMATİKSEL MODEL OLUŞTURULMASI

### 4.1 En etkili Parametrelerin Belirlenmesi

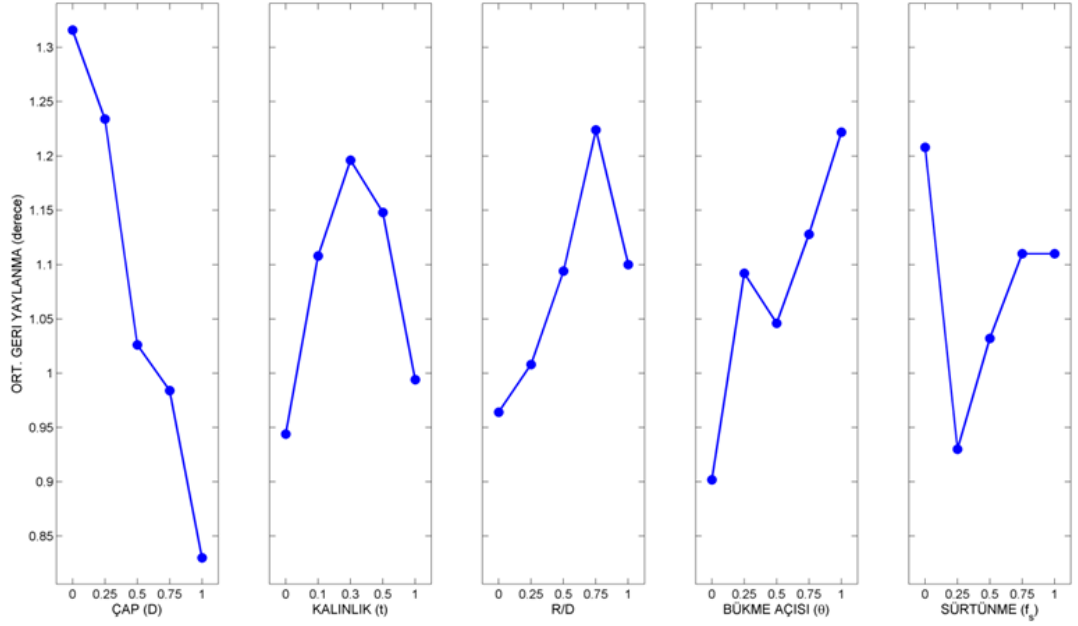
Bir önceki bölümde bahsi geçen geometrik ve süreçsel parametrelerin geri yaylanma miktarı üzerindeki etkileri ANOVA yöntemi kullanılarak belirlenmiştir. ANOVA yöntemi, MATLAB® [35] programındaki ‘anovan’ fonksiyonundan yararlanılarak uygulanmıştır. Bahsedilen bu fonksiyon ile bahsi geçen parametrelerin geri yaylanmanın ortalama değeri üzerindeki etkilerini çok yönlü ANOVA analizleri gerçekleştirerek görebilmek mümkündür. Çizelge 4.1’de ANOVA analizleri sonucunda elde edilen veriler sunulmuştur. Bu analiz sonucunda tüm değişkenler içinden boru çapı ( $D$ ) en etkili parametre olarak belirlenmiştir.

Çizelge 4.1. Parametrelerin yüzde etkilerinin sunulduğu ANOVA çizelgesi

Kaynak	Kareler toplamı	SD	Kareler ortalaması	F	Olasılık>F	Etki %
$D$	0.77012	4	0.19253	10.4	0.0218	<b>43.76</b>
$t$	0.22368	4	0.05592	3.01	0.1553	12.71
$R/D$	0.19976	4	0.04994	2.69	0.1805	11.35
$\theta$	0.27716	4	0.06929	3.73	0.1150	15.75
$f_s$	0.21484	4	0.05371	2.89	0.1640	12.21
Hata	0.07424	4	0.01856			
Toplam	1.75980	24				

SD: Serbestlik derecesi.

Bahsi geçen parametrelerin değer aralıkları 0-1 aralığında normalize edilerek bunlara bağlı geri yaylanma değerleri de Şekil 4.1’de sunulmuştur. Çizelge 4.1 ve Şekil 4.1 irdelendiğinde etkin olarak belirlenen tüm parametrelerin etkileri %10’dan fazla olduğundan geri yaylanmanın saptanmasındaki etkileri göz ardı edilmemelidir. Bu sebepten ileriki bölümde oluşturulmuş olan vekil modellerde bu değişkenlerin tamamı hesaplamalara dahil edilmiştir. Eğer %10 değerinin altında etkiye sahip bir parametre belirlenmiş olsaydı hesaplamalar sırasında etkisi ihmal edilebilirdi.



Şekil 4.1. Parametrelerin normalize edilmiş değerlerinin geri yaylanma oluşumuna etkileri

Bahsi geçen parametrelerin geri yaylanma oluşumuna ayrı ayrı etkileri Bölüm 3.3'te incelenmişti. Gerçekleştirilen ANOVA analizleri ile elde edilen geri yaylanma sonuçları olan Şekil 4.1 de sunulmuş grafikler ve Bölüm 3.3'te diğer parametreler sabit tutularak her bir parametrenin değişimiyle elde edilmiş olan geri yaylanma grafikleri karşılaştırılabilir. Şekil 3.9'da geri yaylanma açısının bükme açısı ile değişimi incelenmiş, artan bükme açısıyla geri yaylanma açısının da arttığı görülmüştür. Şekil 4.1'deki ANOVA analizi sonucu incelendiğinde de bükme açısı arttıkça geri yaylanma açısının arttığı yorumu yapılabilir.

Şekil 3.11'de geri yaylanma açısının boru çapıyla nasıl değiştiği incelenmiş, geri yaylanma açısının boru çapındaki artışla doğrusal olarak düştüğü görülmüştür. Şekil 4.1 incelendiğinde de boru çapındaki artışa bağlı olarak geri yaylanma açısının neredeyse doğrusal olarak düştüğü yorumunu yapmak zor değildir.

Geri yaylanma açısının et kalınlığıyla değişimi Şekil 3.12'de verilmiş, et kalınlığındaki artışla geri yaylanma açısında neredeyse doğrusal olarak düşüş olduğu görülmüştür. Şekil 4.1'deki sonuçlara bakılırsa da geri yaylanma açısının belli bir et kalınlığı değerine kadar arttığı fakat devamında da düşüş gösterdiği görülmüştür. Bu

noktada bu iki grafik tam örtüşmemekle beraber daha fazla veri noktası kullanımıyla Şekil 4.1'deki grafiğin Şekil 3.12'de sunulan grafikteki davranışa yaklaştırılabileceği düşünülebilir veya geri yaylanma açısının et kalınlığıyla değişimini ifade eden daha verimli bir grafik elde edilmesi sağlanabilir.

Şekil 3.13 incelendiğinde, geri yaylanma açısının sürtünme katsayısındaki artışla artma eğiliminde olduğu görülmüştür. Şekil 4.11'de sunulan ANOVA analizi sonuçlarında ise benzer bir durumla karşılaşılmamıştır. Bu durum şu şekilde yorumlanabilir; sürtünme katsayısındaki artışın sürtünme kuvvetlerini arttırdığı bilinmektedir, sürtünme kuvvetlerindeki artış da boru üzerindeki geçici şekil değişikliğine uğrayan yüzey miktarını arttıracığından, artan sürtünme katsayısının geri yaylanma oluşumunu arttırabileceği yorumu yapılabilir. Fakat bu noktada sürtünme kuvvetlerinin, sürtünme katsayısı dışında, kalıplardan boruya aktarılan yüzey normal kuvvetlerine de bağlı olduğu unutulmamalıdır. Bu normal kuvvetler de boru geometrisine ve kalıp geometrilerine bağlı olarak değişmektedir. Bu noktada da aynı sürtünme katsayısı için farklı geometrilerdeki borular üzerine etki eden sürtünme kuvvetlerinin farklı olacağı yorumunu yapmak zor değildir. Bu sebepten yapılan ANOVA analizleri sonucunda, sürtünme katsayısının etkisi kalıp geometrilerinin boyutlarından bağımsız olarak tespit edilememiş, bu durum sonuçlara da yansımış ve çeşitli tutarsızlıklar görülmüştür.

Bölüm 3.3'de bükme yarıçapının geri yaylanma oluşumuna etkisi incelenmemiş olsa da yapılan 25 adet simülasyonun sonucunda gerçekleştirilen ANOVA analizlerinde bu parametrenin etkisi de gözlemlenmiş, Şekil 4.1'de artan bükme yarıçapı ile geri yaylanma açısının da artış eğiliminde olduğu görülmüştür. Bükme yarıçapının artışıyla elastik şekil değişikliğine uğrayan boru yüzeyi artmaktadır, bu durum düşünüldüğünde de geri yaylanma açısının bükme yarıçapıyla artışı öngörülmesi zor olan bir sonuç olarak düşünülmemektedir.

ANOVA analizleri ile elde edilen sonuçların, veri noktalarından elde edilen geri yaylanma sonuçlarıyla sınırlı olduğu, dolayısıyla veri noktası sayısının arttırılmasıyla daha gerçekçi ANOVA analizi sonuçlarına ulaşılabileceği gerçeği unutulmamalıdır.



## 4.2 Vekil Modellerin Oluşturulması

Vekil modeller, bir problemin girdileri ve çıktıları arasında matematiksel bir bağıntı oluşturmayı sağlarlar. Elde edilen bu matematiksel bağıntının kullanımı ile fazla sayıda analiz gerektiren ve uzun hesaplama sürelerine sahip mühendislik uygulamalarının sonuçlarının tahmin edilmesi sağlanır. Bu matematiksel ilişkinin belirlenmesi için öncelikle girdilerin farklı değerleri için belirli sayıda tasarım noktaları oluşturulmalı devamında da bu tasarım noktaları için deneyler veya analizler yapılmalıdır. Tasarım noktaları, deneysel tasarım yöntemleri (Design of experiment, DoE) ile belirlenir ve sonra her bir tasarım noktası için gerekli analiz yapılarak yanıt değerleri hesaplanır. En son aşama olarak, tasarım noktaları ve bu noktalar için elde edilen yanıtlar kullanılarak, girdiler ve yanıtlar arasında matematiksel model oluşturulur. Girdilerin farklı değerleri için çok hızlı ve basit bir şekilde yanıt tahmini, matematiksel modelin bir kez oluşturulmasının ardından kolaylıkla yapılabilir. Deneysel tasarım yöntemleri ve bu çalışmada kullanılan vekil modeller hakkında özet halindeki bilgiler takip eden bölümlerde sunulmuştur.

## 4.3 Deneysel Tasarım (DoE)

Deneysel tasarım tipinin belirlenmesi, vekil model oluşturulmanın ilk aşamasıdır. Deneysel tasarımlar iki kategoride incelenebilir [36];

- (i) Klasik tasarımlar
- (ii) Uzay doldurma (space filling) tasarımlar.

En çok tercih edilen klasik deneysel tasarımları; kesirli çok etmenli tasarım (fractional factorial design), merkezi karma tasarım (central composite design) ve Box-Behnken tasarımıdır [36]. Öte yandan en çok bilinen uzay doldurma tasarımları; maksimum entropi tasarımı [37], Latin hiperküp (Latin hypercube) örneklemeli tasarım [38], minimax ve maximin tasarımları [39] ve dikey sıralar (orthogonal arrays) deneysel tasarımlarıdır. Bu çalışmada, Taguchi dikey sıralar deneysel tasarım tipi kullanılarak hesaplama yükü en düşük düzeyde tutulmaya çalışılmıştır. L25-Taguchi dizisi (5-faktör, 5-seviye) kullanılarak Çizelge 3.4'te gösterilen tasarım noktaları ve bu noktalara karşılık gelen sonlu elemanlar modelleri

oluşturulmuştur. Bu modeller oluşturulduktan sonra, Çizelge 3.4'ün son sütununda gösterilen geri yaylanma değerleri LS-DYNA programı ile deneme noktalarındaki veriler kullanılarak hesaplanmıştır.

#### 4.4 Vekil Modeller

Bu çalışmada Polinom Yanıt Yüzey (PYY), Radyal Tabanlı Fonksiyon (RTF) ve Kriging (KR) vekil model tipleri kullanılmıştır. Bu vekil modeller hakkında kısa bilgiler takip eden bölümlerde verilmiştir.

##### 4.4.1 Polinom Yanıt Yüzey (PYY)

Kullanılan değişken sayısına bağlı olarak ( $x_i$ ,  $i = 1 \dots L$ ) PYY modelleri istenilen şekilde uyarlanabilir. En sık kullanılan PYY modeli ikinci derece polinomdur ve şu şekilde ifade edilebilir [40];

$$\hat{y}(x) = b_0 + \sum_{i=1}^L b_i x_i + \sum_{i=1}^L b_{ii} x_i^2 + \sum_{i=1}^{L-1} \sum_{j=i+1}^L b_{ij} x_i x_j \quad (4.1)$$

Burada  $\hat{y}$ , asıl yanıt fonksiyonu olan  $f$  ile yaklaşık olarak aynı yanıtı veren fonksiyondur.  $L$  kullanılan değişken sayısını,  $b_0$ ,  $b_i$ ,  $b_{ii}$ , ve  $b_{ij}$  de en küçük kareler yöntemi ile belirlenecek olan bilinmeyen katsayıları göstermektedir.

##### 4.4.2 Radyal Tabanlı Fonksiyonlar (RTF)

Radyal tabanlı fonksiyonların öncelikli uygulama amacı; çok değişkenli dağınık verilere uygulanarak çok değişkenli fonksiyonlar elde etmektir [41]. Bir yarıçap tabanlı fonksiyon şu şekilde gösterilebilir;

$$y(x) = \sum_{i=1}^n \lambda_i \varphi(\|x - x_i\|) \quad (4.2)$$

Burada  $\lambda_i$  interpolasyon katsayılarını,  $n$  veri sayısını ve  $\varphi$  de  $i$ . örnekleme noktasından elde edilen Öklid normundaki  $\|x - x_i\|$  yarıçap tabanlı fonksiyonu ifade etmektedir. Öklid normu, tasarım noktası  $x$ 'in örnekleme noktasından veya merkez  $x_i$  noktasından olan radyal mesafesini ( $r$ ) göstermektedir.

$$r = \|x - x_i\| = \sqrt{(x - x_i)^T (x - x_i)} \quad (4.3)$$

Bilinmeyen interpolasyon katsayıları ( $\lambda_i$ ) artık hataların ( $R$ ) minimizasyonu gerçekleştirilerek hesaplanabilir;

$$R = \sum_{k=1}^n \left[ f(x_k) - \sum_{i=1}^n \lambda_i \varphi(\|x_k - x_i\|) \right]^2 \quad (4.4)$$

Genelde kullanılan RTF modelleri ince-levha yivi (thin-plate-spline), Gauss (Gaussian) ve çok değişkenli ikinci dereceden (multi-quadric) denklemlerdir. Bunların içinde en çok kullanılan RTF formülasyonu, çok değişkenli ikinci dereceden denklemdir (Denklem 4.5). Bu yöntemde  $c$  değişkeni sabit bir sayı olarak kabul edilmektedir. Tüm örnekleme noktaları 0 ila 1 arasında normalize edildiğinde görülmüştür ki,  $c$ 'yi 1'e eşit almak birçok problem türü için yeterli olmaktadır [42]. Yaptığımız bu çalışmada çok değişkenli ikinci dereceden denklem yöntemi kullanılmış ve  $c = 1$  olarak alınmıştır.

$$\varphi(r) = \sqrt{r^2 + c^2} \quad (4.5)$$

#### 4.4.3 Kriging (KR)

Temel olarak Kriging modeli, kullanılan verilerin eğilimini ve olasılıksal dağılımlarını birleştiren bir yöntemdir.

$$\hat{y} = \sum_{i=1}^k \beta_i f_i(x) + Z(x) \quad (4.6)$$

Burada eğilim modeli yanıtı genel olarak tahmin eder ve olasılıksal bileşen olan  $Z(x)$ 'de ortalamayı 0 alıp ve kovaryans değerini Denklem 4.7'de gösterilen şekliyle kullanarak sapmaları hesaplar.

$$COV[Z(x_i), Z(x_j)] = \sigma^2 \mathbf{R}[R(x_i, x_j)] \quad (4.7)$$

Bu denklemde  $\sigma^2$  varyasyonu ve  $R$  de  $N$  adet örnekleme noktasından oluşturulan  $N \times N$  korelasyon matrisini ifade etmektedir.  $R(x_i, x_j)$  iki örnekleme noktası,  $x_i$  ve  $x_j$  arasındaki korelasyon fonksiyonudur. Yaptığımız bu çalışmada, eğilim modeli sabit bir sayı ve korelasyon modeli de Simpson vd. [43] tarafından da önerildiği şekilde

Gauss olarak seçilmiştir. Ayrıca Kriging modeli hesaplamaları için Lophaven vd. [44] tarafından geliştirilen MATLAB® Kriging araç kutusu kullanılmıştır.

#### 4.5 Vekil Modellerin Doğruluğunun Belirlenmesi

Çapraz doğrulama hata ölçüğü kullanılarak bahsi geçen vekil modellerin doğrulukları belirlenebilir. Çapraz doğrulama hatası şu şekilde hesaplanabilir; herhangi bir vekil model türü  $N-1$  tane deneme noktası kullanılarak  $N$  kez oluşturulur. Her seferinde bir deneme noktası, kullanılan modelin doğruluğunu test edebilmek için diğer deneme noktalarının içinden ayrılır. Daha sonra sırasıyla Denklem 4.8 ve 4.9'da belirtildiği gibi RMSE (hata karelerinin ortalamasının karekök değeri) ve MAE (ortalama mutlak hata değeri) hata ölçekleri hesaplanabilir.

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \left( \frac{y_i - \hat{y}_{(i)}}{y_i} \times 100 \right)^2} \quad (4.8)$$

$$MAE = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \left| \frac{y_i - \hat{y}_{(i)}}{y_i} \times 100 \right| \quad (4.9)$$

Burada  $y_i$ , alıkoyulan deneme noktası olan  $x_i$  de hesaplanmış yanıt değerini,  $\hat{y}_i$  ise vekil model kullanılarak hesaplanan tahmini yanıt değerini ifade etmektedir.

Vekil modellerin iki farklı durumu için hesaplanan çapraz doğrulama hata miktarları Çizelge 4.2' de gösterilmiştir. Birinci durumda doğrusal PYY modeli için 25 adet deneme noktası kullanılarak çapraz doğrulama hataları hesaplanmıştır. İkinci durumda ise 25 adet deneme noktasının Latin hiperküp örnekleme yöntemi kullanılarak oluşturulan 10 adet test noktası (Çizelge 4.3) ile birleştirildiği zaman elde edilen 35 adet veri noktasında çapraz doğrulama hataları hesaplanmıştır. Yapılan bu son işlem ile çapraz doğrulama hatalarında azalma görülmüştür [45].

Çizelge 4.2. Çapraz doğrulama hataları

Durum	Veri seti	RMSE %	MAE %
1	25 adet deneme noktası	23.7	17.9
2	35 adet deneme noktası (25 adet asıl deneme noktasının 10 adet test noktasıyla birleştirilmiş hali)	21.3	15.8

Çizelge 4.3. Latin hiperküp örnekleme sistemi ile oluşturulmuş test noktaları

Test noktaları	$D$ (mm)	$t$ (mm)	$R/D$	$\theta$ (°)	$f_s$	SB (°)
t1	32	4.2	2.8	65	0.25	1.19
t2	34	4.4	2.5	59	0.21	1.40
t3	38	2.7	3.4	30	0.15	0.99
t4	44	5.4	3.1	72	0.05	1.13
t5	50	3.8	3.9	31	0.13	0.91
t6	54	5.8	4	43	0.07	1.06
t7	57	1.5	2.9	75	0.2	0.93
t8	60	1.9	2.3	45	0.09	0.96
t9	63	4.8	2.1	90	0.12	0.93
t10	66	2.9	3.6	81	0.24	1.48

Ayrıca çapraz doğrulama yönteminden farklı olarak, test noktalarında vekil modeller ile geri yaylanma tahminleri yapılmış ve bu tahminler sonlu elemanlar yöntemi ile hesaplanan geri yaylanma değerleri karşılaştırılmıştır (Çizelge 4.4). Burada şunu belirtmek gerekir ki, bu test noktaları vekil modeller oluşturulurken kullanılmamıştır. Her bir test noktası için hata hesaplandıktan sonra, RMSE ve MAE hata ölçüleri belirlenmiştir (Çizelge 4.5). Çizelge 4.5 'den de görüleceği üzere doğrusal PYY ve KR modelleri kullanılarak hesaplanan hata değerleri en düşük çıkmıştır [45].

Çizelge 4.4. Hesaplanan geri yaylanma değerleri (derece) ve test noktalarında oluşan hata miktarları (%)

Test noktaları	Doğrusal PYY		İkinci dereceden PYY		RTF	KR			
	SB*	SB**	Hata (%)	SB**	Hata (%)	SB**	Hata (%)	SB**	Hata (%)
t1	1.19	1.30	8.99	0.71	40.16	1.38	16.14	1.30	8.99
t2	1.4	1.22	13.43	0.58	58.63	1.23	13.08	1.22	13.43
t3	0.99	1.13	14.04	0.95	3.98	1.05	5.64	1.13	14.04
t4	1.13	1.22	7.86	0.82	27.37	1.28	13.01	1.22	7.86
t5	0.91	1.04	13.90	0.83	8.59	0.99	9.29	1.04	13.90
t6	1.06	1.05	0.89	0.46	56.38	0.89	16.40	1.05	0.89
t7	0.93	1.05	12.93	0.90	2.71	0.89	3.79	1.05	12.93
t8	0.96	0.82	14.12	0.72	24.54	0.77	20.04	0.82	14.12
t9	0.93	0.97	3.89	1.53	64.80	1.09	17.42	0.97	3.89
t10	1.48	1.03	30.46	1.07	27.90	1.03	30.56	1.03	30.46

SB\* : Simülasyonlardan elde edilen geri yaylanma açısı.

SB\*\* : Matematiksel modellerden elde edilen geri yaylanma açısı.

25 deneme noktası kullanılarak oluşturulan doğrusal PYY modeli Denklem 4.10'da verilmiştir.

$$\hat{s}_b = 1.1334 - 0.0122D - 0.0009t + 0.0976(R/D) + 0.0045\theta - 0.0320f_s \quad (4.10)$$

Çizelge 4.5 Çalışmada kullanılan vekil modeller için hata yüzdeleri

	Doğrusal PYY	İkinci dereceden PYY	RTF	KR
RMSE %	14.2	38.3	16.3	14.2
MAE %	12.1	31.5	14.5	12.1

Başlangıçta iki farklı durum göz önüne alınmış, 25 ve 35 adet deneme noktası kullanılarak çapraz doğrulama yöntemi ile hata miktarları hesaplanmıştır. Daha sonra sadece 25 adet deneme noktasını kullanarak vekil modeller oluşturulmuş ve 10 adet test noktası verisi ile bu modellerin doğruluk miktarları hesaplanmıştır [45].

Çizelge 4.2 ile Çizelge 4.5 kıyaslandığı zaman görülebilir ki, 25 adet deneme noktası için çapraz doğrulama yöntemi ile doğrusal yanıt yüzey yöntemi kullanılarak oluşturulan vekil modeller aracılığıyla hesaplanan hata miktarları, yine aynı yanıt

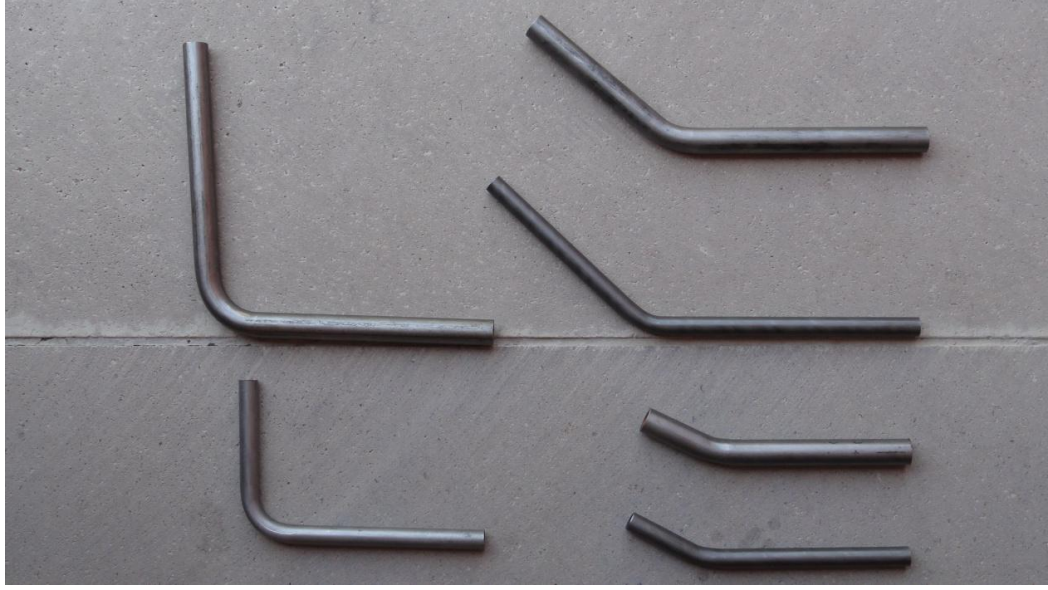
yüzey yöntemi ile test noktalarında hesaplanan hata miktarlarından daha yüksektir. Ayrıca, 25 adet deneme noktası ile 10 adet test noktası birleştirildiği zaman çapraz doğrulama yöntemi ile hesaplanan hata miktarlarında azalma görülmüştür. Buna bağlı olarak 35 adet veri noktası kullanılarak yeni bir doğrusal PYY modeli oluşturulmuştur. Oluşturulan bu model Denklem 4.11 'de verilmiştir. Buradan yola çıkarak şöyle bir sonuç elde edilebilir; eğer 35 adet veri noktasına ek olarak 10 tane daha test noktası oluşturulabilir ve yeni oluşturulmuş olan doğrusal PYY modelinin doğruluğu bu yeni test noktalarında hesaplanabilirse, yeni doğrusal modelin RMSE ve MAE hata ölçekleri Çizelge 4.5' de gösterilen değerlerden daha düşük olarak elde edilebilir. [45].

$$\hat{s}_b = 1.0096 - 0.0109D - 0.0023t + 0.0984(R/D) + 0.0051\theta + 0.1739f_s \quad (4.11)$$

#### **4.6 Matematiksel Modellerden Elde Edilen Geri Yaylanma Sonuçlarının Deneysel Verilerle Karşılaştırması**

Farklı geometrik ve süreçsel parametreler kullanılarak gerçekleştirilen sonlu elamanlar analizlerinden elde edilen geri yaylanma açıları kullanılarak elde edilmiş olan matematiksel bağıntılar bir önceki bölümde sunulmuştu. Bu bölümde ise bahsi geçen parametrelerin farklı değerleri için yapılan döner-çekme boru bükme deneylerinden elde edilen geri yaylanma sonuçları, matematiksel modellerden elde edilen geri yaylanma sonuçları ile karşılaştırılacaktır.

Döner-çekme boru bükme deneyleri CNC döner-çekme boru bükme tezgahı kullanılarak, Çizelge 3.2'de verilen mekanik özelliklere sahip borular üzerinde gerçekleştirilmiştir. Borular, farklı çaplarda ve et kalınlıklarında seçilerek; farklı bükme açısı ve yarıçaplarına sahip olacak şekilde döner-çekme boru bükme işlemlerine maruz bırakılmışlardır (Şekil 4.2).



Şekil 4.2. Döner-çekme boru bükme tezgahı kullanılarak hazırlanmış, farklı geometrik özelliklere sahip deney numuneleri

Elde edilen bükülmüş boruların fotoğrafları çekilmiş, CATIA® [46] programı kullanılarak sayısal ortamda Şekil 4.3'te örneği gösterildiği gibi boruların fotoğrafları üzerinden geri yaylanma ölçümleri alınmıştır.



Şekil 4.3 Deney numunesi üzerinden yapılan geri yaylanma ölçümü. Malzeme: A573-81 65, Bükme açısı ( $\theta$ ):  $90^0$ , bükme yarıçapı (R): 30 mm, boru çapı (D): 15 mm, boru et kalınlığı (t): 2 mm



CNC döner-çekme boru bükme tezgahı kullanılarak 6 farklı boru bükme işlemi gerçekleştirilmiştir. Bükme işlemlerinde kullanılan numunelerin geometrik özellikleri, operasyon sırasında uygulanan bükme açıları ve farklı deneyler için elde edilmiş geri yaylanma sonuçları Çizelge 4.6’da sunulmuştur.

Çizelge 4.6. Parametrelerin farklı değerleri için deneysel geri yaylanma sonuçları

Deney noktaları	$D$ (mm)	$t$ (mm)	$R/D$	$\theta$ (°)	$f_s$	SB (°)
1	15	2	2	90	0.1	1.30
2	15	2	2	45	0.1	1.10
3	15	2	2	30	0.1	1.40
4	20	4	2	90	0.1	2.20
5	20	4	2	45	0.1	1.30
6	20	4	2	30	0.1	1.00

Polinom yanıt yüzey vekil model tipi kullanılarak 25 veri noktası için hazırlanmış matematiksel ifade olan Denklem 4.10 ve 35 veri noktası kullanılarak hazırlanmış matematiksel ifade olan Denklem 4.11’in kullanımıyla bahsi geçen parametrelerin Çizelge 4.6’da verilmiş değerleri için yapılan geri yaylanma tahmini sonuçları ile deneysel çalışmadan elde edilmiş olan geri yaylanma açılarının karşılaştırılması, hata ve ortalama hata miktarları Çizelge 4.7’de görülmektedir.

Çizelge 4.7. Deneysel geri yaylanma sonuçları ile matematiksel modellerin karşılaştırılması

Deney noktaları	SB (°) Deneysel	SB (°) Denklem 4.10	% Hata 4.10	SB (°) Denklem 4.11	% Hata 4.11
1	1.30	1.63	25.12	1.51	16.51
2	1.10	1.38	25.78	1.29	16.84
3	1.40	1.30	6.96	1.21	13.67
4	2.20	1.56	28.92	1.46	33.84
5	1.30	1.32	1.60	1.23	5.69
6	1.00	1.24	23.98	1.15	14.96
MAE			18.73	16.92	

Çizelge 4.7 incelendiğinde en büyük hatanın 4 numaralı deney noktasında meydana geldiği ve en küçük ortalama hatanın %16.92 olduğu görülmektedir. Bükme işlemi sırasında tezgaha etki eden bir dış etmen buna sebep olabileceği gibi, boru ve kalıplar arasında operasyon sırasında meydana gelmiş bir boşluk veya dikkat eksikliği hatanın nedeni olarak yorumlanabilir. Çizelgede, 25 veri noktası kullanılarak hazırlanmış matematiksel ifade olan Denklem 4.10'dan elde edilmiş geri yaylanma tahminleri ile 35 veri noktası kullanılarak hazırlanmış matematiksel ifade olan Denklem 4.11'in kullanımıyla yapılmış tahminlerin hata yüzdeleri de sunulmuştur. Matematiksel modeli hazırlarken kullanılan veri noktalarının sayısının arttırılmasıyla tahminlerin gerçeğe daha yakın bir şekilde gerçekleştirilebileceği, Çizelge 4.7'deki ortalama hata yüzdelerine bakılarak da rahatlıkla söylenebilir.

## 5. MAKARALI-İTME (PUSH ROLLING) BORU BÜKME OPERASYONU İÇİN SEA

Makaralı-itme boru bükme operasyonu, döner-çekme boru bükme operasyonu ile karşılaştırıldığında iki yöntem arasında süreçsel bazı farklılıklar görülmektedir. Bu yöntemdeki en büyük farklılığın boruya hareketi iletme aşamasında gerçekleştiği söylenebilir. Döner-çekme boru bükme yönteminde hareket boruya tezgah üzerindeki kalıp makarası aracılığı ile iletilirken, makaralı-itme yönteminde makaralar tahriksiz olup operasyon boruyu arkadan itmek suretiyle gerçekleştirilmektedir. Bu yöntemde kullanılan destek makaraları boruyu yandan desteklerken, kılavuz makarası da boruya istenilen bükme yarıçapının kazandırılmasını sağlar. Makaralı-itme boru bükme operasyonunun sonlu elemanlar analizi de gerçek bükme operasyonunun fiziki şartları göz önünde bulundurularak gerçekleştirilmiştir.

### 5.1 Şekil Verme Simülasyonu

Makaralı-itme boru bükme operasyonunda kullanılan makaralar ve borunun katı modelleri CATIA programında oluşturulmuş olup, bölüntüleme işlemi ANSA programında gerçekleştirilmiştir (Şekil 5.1).



Şekil 5.1. Makaralı-itme boru bükme operasyonu bölüntülenmiş model

Tasarlanan modelde borunun et kalınlığı 1.5 mm alınmış olup, kesit boyunca integrasyon nokta sayısı 10 olarak belirlenmiştir. Bölüntü büyüklüğü olarak 3 mm yeterli görülmüştür. Döner-çekme boru bükme simülasyonlarında olduğu gibi

makaralı-itme boru bükme simülasyonlarında da eleman tipi olarak Belytschko-Tsay kabuk eleman kullanılmıştır. Simülasyon için hazırlanan modeldeki geometrik özellikler Çizelge 5.1’ de sunulmuştur.

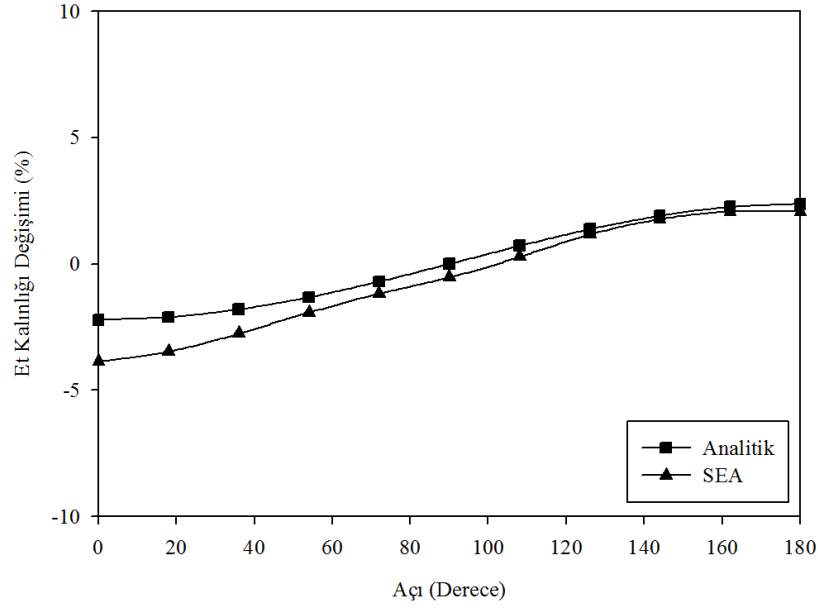
Çizelge 5.1. Makaralı-itme boru bükme simülasyonu geometrik özellikleri [47]

Boru Dış Çapı (mm)	20
Boru Et Kalınlığı (mm)	1.5
Kalıp Makarasının Çapı (mm)	150
Destek Makaralarının Çapı (mm)	70
Kılavuz Makaranın Çapı (mm)	70

Simülasyonlarda malzeme modeli olarak yine `PIECEWISE_LINEAR_PLASTIC` kullanılmıştır. Boru ve kalıplar arasındaki temas durumlarını tanımlamak için de `CONTACT_ONE_WAY_SURFACE_TO_SURFACE` temas algoritması atanmıştır. Simülasyonlar için tanımlanmış olan mekanik özellikler Çizelge 3.2’de sunulmuş olanlar ile aynıdır.

Makaralı-itme simülasyonlarının geçerliliğini doğrulamak adına bu alanda literatürde araştırma yapılmış fakat herhangi bir deneysel çalışmaya rastlanmadığından deneysel veriler kullanılarak bir karşılaştırma yapılamamıştır. Döner-çekme boru bükme operasyonları için daha önceden elde edilmiş olan deneysel veriler ile bu alanda yapılan analitik çalışmaların tutarlı olduğu göz önüne alınarak, Makaralı-İtme simülasyonlarının sonuçlarının da bu analitik bağıntılar kullanılarak doğrulanması uygun görülmüştür.

Simülasyon sonuçlarının değerlendirilmesi işlemine ilk önce boru kesitinden alınan et kalınlığı verileri kullanılarak başlanmıştır.  $90^0$  bükme açısına sahip ve 200 mm bükme yarıçaplı model için gerçekleştirilmiş olan makaralı-itme boru bükme simülasyonu sonucunda boru kesitinden alınan et kalınlığı verileri Denklem 3.1’den elde edilen analitik veriler ile karşılaştırılmış, sonuçlar Şekil 5.2’ de sunulmuştur.

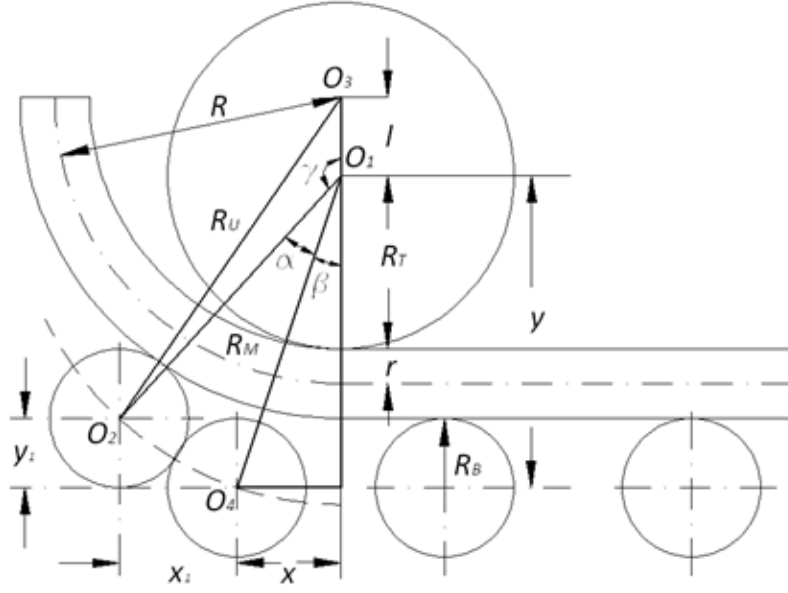


Şekil 5.2. Et kalınlığı değişimi grafiği. Bükme açısı ( $\theta$ ):  $90^0$ , bükme yarıçapı ( $R$ ): 200mm boru çapı ( $D$ ): 20 mm, boru et kalınlığı ( $t$ ): 1.5 mm

Şekil 5.2 incelendiğinde et kalınlığı değişimlerinin analitik olarak hesaplanan değerleriyle, sonlu elemanlar analizi kullanılarak elde edilen değerleri arasında, en büyük et kalınlığı için % 1.6 en küçük et kalınlığı değeri için de % 0.3 kadar bir fark bulunduğu, bu farklılığın da kabul edilebilir seviyede olduğu yorumu yapılabilir.

## 5.2 Bükme Yarıçapının Analitik Olarak Hesaplanması [48]

Makaralı-itme boru bükme operasyonunda bükme yarıçapının operasyon öncesinde belirlenmesi zor bir süreçtir. Bükme yarıçapı kalıp markasının çapından bağımsız şekilde oluştuğundan, kılavuz makaranın konumuna göre bükme yarıçapı değerinin hesaplanabileceği analitik bir bağıntıya ihtiyaç duyulmaktadır. Elde edilen bağıntı, kılavuz makaranın konumu dışında diğer makaraların yarıçap değerleri ile de ilişkilidir. Şekil 5.3' de makaralı-itme boru bükme operasyonundaki makara geometrileri ve boru geometrisi sunulmuştur.



Şekil 5.3. Makaralı-itme boru bükme operasyonu ile ilgili geometri

Şekil 5.3' de gösterilen bükme yarıçapının merkezi ile kılavuz makaranın son konumu arasındaki mesafeyi tanımlayan  $R_u$  büyüklüğünün hesaplanabilmesi için  $O_2O_1O_3$  üçgeni üzerinde kosinüs teoremi uygulanmıştır.

$$R_u^2 = l^2 + R_M^2 - 2 \cdot l \cdot R_M \cdot \cos \gamma \quad (5.1)$$

$R_u$  değeri aynı zamanda aşağıdaki bağıntı kullanılarak da bükme yarıçapı  $R$ , kılavuz makaranın yarıçapı  $R_B$  ve boru yarıçapına  $r$  bağlı olarak da hesaplanabilir.

$$R_u = R + r + R_B \quad (5.2)$$

Şekil 5.3' de gösterilmiş olan  $l$  uzunluğu; bükme yarıçapı  $R$ , boru yarıçapı  $r$  ve kalıp makarası yarıçapı  $R_T$  değerine bağlı olarak Denklem 5.3' de gösterilen şekilde hesaplanabilir.

$$l = R - r - R_T \quad (5.3)$$

Şekil 5.3' de gösterilmiş olan  $R_M$  değeri Pisagor teoremi kullanılarak Denklem 5.4' de görüldüğü gibi hesaplanabilir.

$$R_M = \sqrt{y^2 + x^2} \quad (5.4)$$

Buradaki  $x$  değeri kalıp makarasının merkezi ile kılavuz makaranın ilk konumunun merkezi arasındaki yatay uzaklık,  $y$  değeri de kalıp makarasının merkezi ile kılavuz makaranın ilk konumu arasındaki dikey uzaklığı temsil etmektedir.

$$y = R_T + 2 \cdot r + R_B \quad (5.5)$$

Şekil 5.3'de gösterilmiş olan  $O_2O_1O_3$  üçgeni üzerinde bulunan  $\gamma$  açısı aşağıdaki denklem vasıtası ile bulunabilir.

$$\gamma = 180^\circ - \alpha - \beta \quad (5.6)$$

Burada  $\alpha$  kılavuz makaranın ilk konumu ile son konumu arasında taramış olduğu açığı,  $\beta$  ise kılavuz makaranın ilk konumu ile kalıp makarasının merkezinden geçen eksen arasındaki açığı tanımlamaktadır.

$\beta$  değeri aşağıdaki denklem kullanılarak hesaplanabilir.

$$\beta = \tan^{-1} \frac{x}{y} \quad (5.7)$$

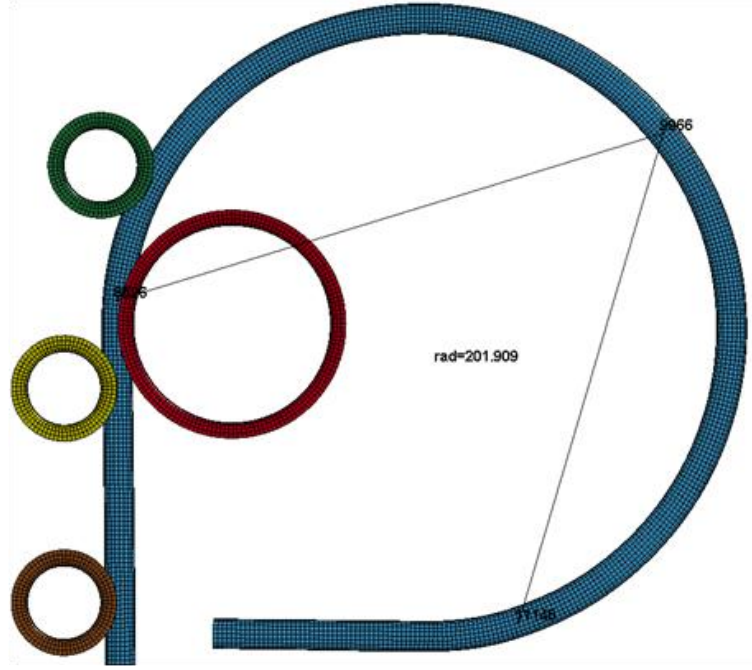
Denklem 5.2'de bükme yarıçapını tanımlayan  $R$  değeri çekilerek, yukarıda tanımlı denklemler yerlerine yazıldığında, bükme yarıçapı değeri Denklem 5.8'de gösterilen şekilde hesaplanabilir.

$$R = \frac{R_M^2 + R_T^2 - R_B^2 + 2r(R_T - R_B) - 2R_M(r + R_T)\cos(\alpha + \beta)}{2(2r + R_T + R_B - R_M \cos(\alpha + \beta))} \quad (5.8)$$

### 5.3 Bükme Yarıçapının Sonlu Elemanlar Yöntemiyle Hesaplanması

Bu bölümde makaralı-itme boru bükme operasyonlarında bükme yarıçapının analitik olarak belirlenen değeri, sonlu elemanlar yönteminden yararlanılarak tespit edilmeye çalışılmıştır. Simülasyonlar Çizelge 5.1'de sunulmuş olan parametreler kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Burada kılavuz makaranın ilk konumunu belirleyen açı olan  $\beta$   $24.5^\circ$ ,  $x$  ve  $y$  mesafeleri ise sırasıyla 59 ve 130 mm olarak alınmıştır.

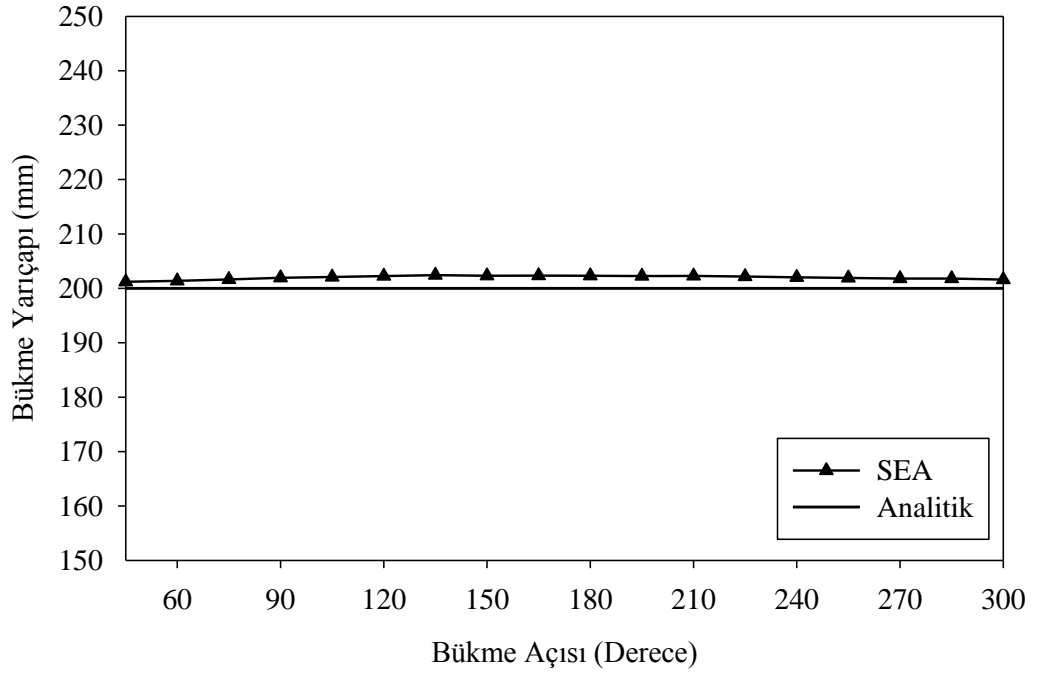
Simülasyonlarda kılavuz makara boru üzerinde 200 mm büyüklüğünde bükme yarıçapı değerini sağlayacak şekilde  $12^\circ$ 'lik  $\alpha$  açısına konumlandırılarak boru  $45^\circ$ 'den  $300^\circ$ 'ye kadar bükülmüş, sonuçlar LS-Prepost vasıtası ile model üzerinden ölçülmüştür. Şekil 5.4' de  $270^\circ$  bükme açısına sahip olacak şekilde bükme simülasyonu gerçekleştirilen borunun 3 nokta yarıçap ölçüm metoduyla LS-Prepost üzerinden yapılmış bükme yarıçapı ölçüm sonucu sunulmuştur.



Şekil 5.4. Bükme yarıçapı ölçümü. Boru çapı ( $D$ ): 20 mm, bükme açısı ( $\theta$ ):  $270^\circ$  boru et kalınlığı ( $t$ ): 1.5 mm

Farklı bükme açıları için Denklem 5.8'in kullanımıyla analitik olarak hesaplanan bükme yarıçapı değerlerinin, yine farklı bükme açıları için simülasyon sonuçlarından ölçülen bükme yarıçapı değerleriyle karşılaştırılması Şekil 5.5'de görülmektedir. Grafik incelendiğinde analitik olarak hesaplanan sonuçlar ile simülasyon sonuçlarının birbirleri ile yeterince uyumlu oldukları görülebilmektedir.





Şekil 5.5. Analitik ve SEA sonuçlarından elde edilen bükme açısına bağlı bükme yarıçapı grafiği. Boru çapı ( $D$ ): 20 mm, boru et kalınlığı ( $t$ ): 1.5 mm

## 6. TARTIŞMALAR

### 6.1 Çalışma Kapsamında Elde Edilen Sonuçlar

Çalışma kapsamında ağırlıklı olarak döner-çekme ve makaralı-itme boru bükme operasyonları olmak üzere çeşitli boru şekil verme süreçleri incelenmiş olup, literatür taraması kapsamında daha önce bu alanda yapılmış olan çalışmalar hakkında etraflı bir araştırma yapılmıştır.

En sık kullanılan boru bükme operasyonlarının çalışma prensipleri, bunların birbirlerinden farklılıkları veya üstünlükleri hakkında bilgiler verilmiş, operasyonların gerçekleştirildiği tezgahlar ve operasyonlar sırasında kullanılan takım veya ekipmanlar hakkında tanımlar ve bilgiler sağlanmıştır.

Boru bükme operasyonlarında ürün kalitesini etkileyen geri yaylanma oluşumu üzerine odaklanılmış, geri yaylanma açısının bükme operasyonu öncesinde tespit edilebilmesi için ne gibi bir yaklaşım sergilenebileceği üzerine araştırmalar yapılmıştır. Çalışmalar sonucunda en düşük maliyetlerle en verimli sonuçların sonlu elemanlar yöntemiyle sağlanabileceği konusunda karara varılmış, çalışmalar bu doğrultuda genişletilmiştir.

Öncelikle döner-çekme boru bükme operasyonu üzerine yoğunlaşmış, özellikle bu alanda daha önce yapılmış deneysel çalışmalar tespit edilmiştir. Sonrasında bu operasyonun gerçekleşmesini sağlayan takımların ve kullanılan borunun literatürdeki deneysel çalışmalar ışığında katı modelleri hazırlanmıştır. Hazırlanan katı modeller sonlu elemanlar analizleri için kabuk eleman haline getirilerek bölüntülenmiştir.

Simülasyonlara hazır hale getirilen modeller açık sonlu elemanlar kodu olan LS-DYNA kullanılarak bazı süreçsel tanımlamalar ve kısıtlar (serbestlik dereceleri, sürtünme katsayıları, atalet değerleri, simülasyon süreleri, vb.) program üzerinden girilmek suretiyle gerçeğe en yakın simülasyonların gerçekleştirilmesi sağlanmıştır. Şekil verme simülasyonları ve geri yaylanma simülasyonları ayrı ayrı olarak sırası ile açık ve kapalı yöntemler kullanılarak gerçekleştirilmiştir.

Şekil verme simülasyonları sonucunda boru üzerinden alınan et kalınlığı değerleri, boru karın ve sırt kısmından okunan gerinim değerleri ile kapalı sonlu elemanlar simülasyonları sonucunda elde edilen geri yaylanma açıları literatürde kabul görmüş olan deneysel [6] ve analitik [4] çalışmalarla karşılaştırılmış sonuçların tutarlı bulunmasının ardından parametrik çalışmalara geçilmiştir.

Parametrik çalışmada, bükme açısı ( $\theta$ ), boru çapı ( $D$ ), boru et kalınlığı ( $t$ ) ve sürtünme katsayısı ( $f_s$ ) olmak üzere 4 temel parametreye yer verilmiş, geri yaylanma açısının bu 4 parametre ışığında değişimi incelenmiştir. Parametrik çalışma sonucunda;

- Geri yaylanma simülasyonları farklı bükme açıları için gerçekleştirildiğinde, bükme açısının artışıyla geri yaylanma açısının neredeyse doğrusal bir şekilde artış gösterdiği tespit edilmiştir.
- Boru çapının geri yaylanma açısına olan etkisi incelenmiştir. Boru çapının artışıyla geri yaylanma açısının neredeyse doğrusal olarak azaldığı tespit edilmiştir.
- Geri yaylanma açısının boru et kalınlığına göre değişimi gözlemlenmiş, boru çapında olduğu gibi boru et kalınlığı artışının da boru geri yaylanma açısını düşürdüğü gözlemlenmiştir.
- Geri yaylanma açısının kalıplar ile boru arasındaki sürtünme katsayısına göre değişimi de ihmal edilmeyerek çalışma kapsamına alınmış, sürtünme katsayısı ile boru geri yaylanma açısı arasında ilişki olduğu belirlenmiş, sürtünme katsayısının artışıyla boru geri yaylanma açısının artma eğiliminde olduğu tespit edilmiştir.

Yukarıda bahsi geçen parametrelerin müşterek etkilerini tespit edebilmek adına 25'i veri, 10 tanesi test noktası olmak üzere toplam 35 farklı katı model yukarıda bahsi geçen süreç tekrarlanarak oluşturulmuştur. Bükme yarıçapı ( $R$ ) değerinin geri yaylanma açısına olan etkisini de göz önünde tutabilmek adına yukarıdaki parametrelere bükme yarıçapı/boru çapı ( $R/D$ ) oranı da eklenmiştir. Modeller L25 Taguchi dizisinden yararlanılarak hazırlanmıştır.

LS-DYNA programı kullanılarak yapılan 35 şekil verme ve geri yaylanma simülasyonunun ardından geri yaylanma açıları ölçülerek kayıt altına alınmıştır. ANOVA yaklaşımından yararlanılarak yukarıda bahsi geçen parametrelerin geri yaylanma açısına olan etkileri oransal olarak tespit edilmiş, geri yaylanma açısına etki eden en baskın parametre %43.76 oranla boru çapı ( $D$ ) olarak tespit edilmiştir.

Bu çalışmada matematiksel modellerin hazırlanması için Polinom yanıt yüzey (PYY), Radyal tabanlı fonksiyon (RTF) ve Kriging (KR) vekil model tipleri kullanılmış, 25 veri noktası kullanımı ve test noktaları ile yapılan doğrulamada, veri noktalarındaki değerlere yakın tespitler doğrusal PYY modeli üzerinden %12.1 MAE (ortalama mutlak hata) ile gerçekleştirilmiştir.

25 veri noktası ile 10 test noktasının birleştirilmesiyle 35 veri noktası kullanılarak yapılan çapraz doğrulama sonuçları ile 25 veri noktası kullanılarak yapılan çapraz doğrulama sonuçları karşılaştırıldığında da veri noktası sayısında yapılan artışın hata miktarlarını düşürdüğü sonucuna varılmıştır.

Çalışma sonucunda 35 veri noktası kullanımı ve doğrusal PYY vekil model tipi aracılığı ile geri yaylanma açısını; boru çapı ( $D$ ), bükme açısı ( $\theta$ ), bükme yarıçapı/boru çapı oranı ( $R/D$ ), boru et kalınlığı ( $t$ ) ve sürtünme katsayısı ( $f_s$ ) olmak üzere 5 farklı parametreye bağlı olarak tespit eden matematiksel ifade aşağıda sunulan şekilde elde edilmiştir.

$$\hat{s}_b = 1.0096 - 0.0109D - 0.0023t + 0.0984(R/D) + 0.0051\theta + 0.1739f_s \quad (6.1)$$

Bahsi geçen parametrelerin birbirlerinden farklı değerleri için CNC döner-çekme boru bükme tezgahı kullanılarak 6 adet boru bükme operasyonu gerçekleştirilmiş, bükme işlemlerinden elde edilen deney numunelerinin fotoğrafları çekilerek bilgisayar ortamında geri yaylanma ölçümü yapılmıştır. Deneysel ölçüm sonuçları aynı parametrik özellikler için Denklem 6.1'den elde edilen geri yaylanma tahminleri ile karşılaştırılmış, hata yüzdeleri belirlenmiş ve ortalama mutlak hata %16.91 olarak tespit edilmiştir.

Çalışmada makaralı-itme boru bükme operasyonun da modelleri hazırlanmış ve simülasyonları gerçekleştirilmiştir. Makaralı-itme-boru bükme operasyonu için de et

kalınlığı dağılımı grafiği elde edilmiş, sonuçlar analitik çalışmalar ile karşılaştırılmıştır.

Makaralı-itme boru bükme operasyonlarında bükme yarıçapının, bükme operasyonu öncesinde belirlenmesi aşamasında yaşanan zorlukların üstesinden gelinebilmesi adına, bükme yarıçapını makara çaplarına ve kılavuz makaranın konumuna göre tespit edecek analitik çalışmaya tez kapsamında yer verilmiştir. Bükme yarıçapının elde edildiği matematiksel ifade aşağıdaki gibidir.

$$R = \frac{R_M^2 + R_T^2 - R_B^2 + 2r(R_T - R_B) - 2R_M(r + R_T)\cos(\alpha + \beta)}{2(2r + R_T + R_B - R_M \cos(\alpha + \beta))} \quad (6.2)$$

Elde edilen analitik bağıntı kullanılarak tespit edilen bükme yarıçapı değeri, aynı parametreler kullanılarak farklı bükme açıları için gerçekleştirilen simülasyon sonuçları ile karşılaştırılmış, elde edilen verilerin birbirleriyle oldukça tutarlı olduğu tespit edilmiştir.

Özet olarak tez çalışması kapsamında;

- Döner-çekme boru bükme operasyonları için: Geri yaylanma açısını veren matematiksel ifade sonlu elemanlar yaklaşımı ve doğrusal PYY yönteminden faydalanılarak elde edilmiştir.
- Makaralı-itme boru bükme operasyonu için: Kılavuz makaranın konumuna bağlı olarak bükme yarıçapını veren analitik bağıntı hazırlanmış, analitik olarak elde edilen bükme yarıçapı değerleri sonlu elemanlar analizlerinden elde edilen veriler ile karşılaştırılmıştır.

## 6.2 Gelecekte Yapılabilecek Çalışmalar

Boru bükme operasyonları üzerine yapılmış olan çalışmalar son yıllarda ivme kazanmaya başladığından literatürde bu alanda doldurulması gereken boşluklar mevcuttur. Özellikle bükme operasyonu kusurlarının saptanarak bertaraf edilmesi üzerine yapılacak olan çalışmalar, bu alanda sanayide yapılan imalatlarda ürün kalitelerinin artırılması amacıyla yönelik olarak oldukça faydalı sonuçlar doğuracaktır. Bu çalışma kapsamında tespit edilen geri yaylanma problemi dışında

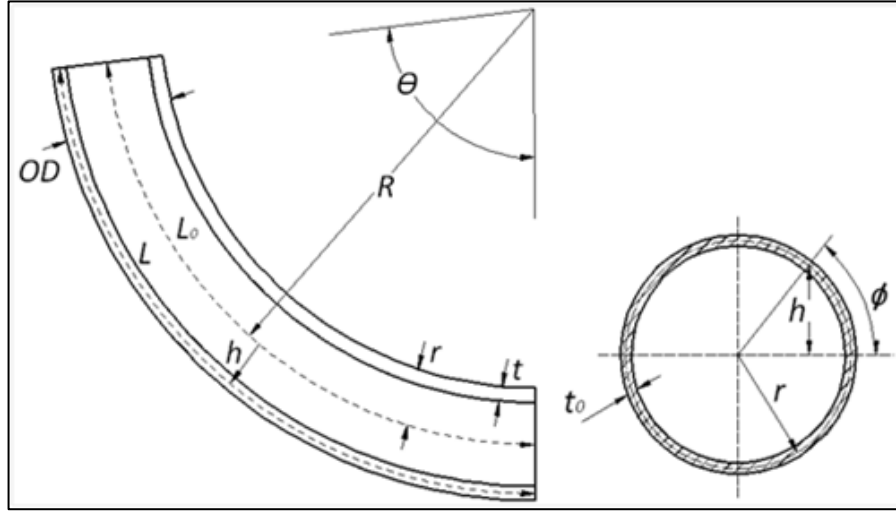
boru üzerinde oluşması muhtemel ovalleşme, kesit bozulması, kırışma ve et kalınlığı değişimleri de üzerinde çalışılabilecek diğer boru bükme kusurları olarak öne çıkmaktadırlar.

Geri yaylanma oluşumu aynı zamanda malzeme özelliklerine bağlı olan bir kusur olduğundan, malzeme özellikleri üzerine yoğunlaşımış bir geri yaylanma öngörme çalışması da gerçekleştirilebilir. Özellikle otomotiv endüstrisinde yaygın olarak kullanılan yüksek mukavemetli çift fazlı çeliklerin geri yaylanma eğilimlerinin yüksek olduğu bilinmektedir. Bu eliklerin kullanımıyla, üretilmiş boruların bükme işleminin sonrası geri yaylanma açılarının tespiti oldukça faydalı bir çalışma olarak görülmektedir.

## 7. EKLER

### 7.1 Bükülmüş Borunun Kesitinde Normal Gerinim Dağılımı [1]

Şekil E.1’de bükülmüş olan borunun koordinat sistemi gösterilmiştir. Şekil üzerinde tanımlanan geometrik parametreler aşağıda açıklanmıştır,



Şekil E.1. Bükülmüş borunun koordinat sistemi

$R$ : Borunun tarafsız eksenini üzerinden ölçülen bükme yarıçapı

$h$ : Boru üzerinde seçilen elemanın boru merkezinden alınan kesite olan uzaklığı

$L$ :  $h$  uzaklığındaki yay uzunluğu

$L_0$ : Boru merkezinden alınan kesitteki yay uzunluğu.

$L_0$  değeri boru bükme operasyonu boyunca sabittir ve aşağıdaki şekilde yazılabilir;

$$L_0 = R \cdot \theta \quad (\text{E.1})$$

$h$  noktasındaki yay uzunluğu da benzer şekilde aşağıdaki gibi yazılabilir,

$$L = \theta \cdot (R + h) \quad (\text{E.2})$$

Denklem E.2’de  $h$  uzunluğu  $h = r \cdot \sin \phi$  şeklinde ifade edilebilir. Burada  $r$  borunun iç ve dış yarıçap değerlerinin ortalaması ve  $\phi$  boru üzerinden alınan elemanın

konumunu belirleyen açıdır. Bu ifadelerden yararlanılarak aksel yöndeki nominal gerinme dağılımı aşağıdaki denklem ile ifade edilebilir.

$$\varepsilon_z = \frac{L - L_0}{L_0} = \frac{h}{R} = \frac{r \cdot \sin \phi}{R} \quad (\text{E.3})$$

Boru kesitindeki plastik gerinim değeri olan  $\varepsilon_z$  ise aşağıdaki denklem kullanılarak hesaplanabilir.

$$\varepsilon_z = \ln \frac{L}{L_0} = \ln \left( 1 + \frac{h}{R} \right) = \ln \left( 1 + \frac{r \cdot \sin \phi}{R} \right) \quad (\text{E.4})$$

Bükülmüş boru üzerinde aksel yönde oluşan plastik gerinim değeri  $\varepsilon_z$  borunun karın kısmında negatif (bası) ve borunun sırt kısmında pozitif (çeki) değer alır.

## 7.2 Kesitteki Et Kalınlığı Dağılımı[1]

Boru üzerindeki et kalınlığı dağılımını basit şekilde elde edebilmek için boru malzemesini tamamıyla homojen ve boru hacmini sabit kabul etmek yararlı olur. Bükülmüş borunun kesitindeki herhangi bir noktada yay uzunluğu borunun geometrik parametrelerinden yararlanarak aşağıda verilmiş olan denklem vasıtası ile bulunabilir.

$$L = L_0 \left( 1 + \frac{r \sin \phi}{R} \right) \quad (\text{E.5})$$

Eğer boru hacmi sabit kabul edilirse, sonsuz küçük eleman üzerinde ayrı doğrultularda meydana gelen gerinim değerlerinin toplamı sıfır olarak kabul edilebilir.

$$\varepsilon_z + \varepsilon_r + \varepsilon_\theta = 0 \quad (\text{E.6})$$

Bükme operasyonu sırasında boru üzerinde eğilme momenti meydana geldiği, bu sebepten de boru boyunca aksel yönde normal gerilme oluştuğu varsayılmıştır. Radyal yönde gerinim oluşumu Denklem E.7'de ifade edildiği gibidir.

$$\varepsilon_r = \varepsilon_\theta = -\frac{1}{2} \varepsilon_z \quad (\text{E.7})$$



Denklem E.4'den elde edilen plastik gerinim değeri denklem E.7'de yerine yazılırsa,

$$\ln\left(\frac{t}{t_0}\right) = -\frac{1}{2}\ln\left(\frac{L}{L_0}\right) \quad (\text{E.8})$$

Denklem E.8'deki  $\frac{L}{L_0}$  oranı denklem E.5'den çekilerek yerine yazılırsa, kesitteki et kalınlığı dağılımı Denklem E.9'da ifade edilen şekilde hesaplanabilir.

$$t = \frac{1}{\sqrt{1+k \sin \phi}} t_0 \quad (\text{E.9})$$

Denklem E.9'daki  $k$  değeri boru yarıçapı  $r$  ile bükme yarıçapı  $R$  arasındaki orandır. Kesitteki yüzde incelme miktarı Denklem E.10'da ifade edilen şekildedir.

$$\text{Thinning (\%)} = \frac{t-t_0}{t_0} = \left(\frac{1}{\sqrt{1+k \sin \phi}} - 1\right) \cdot 100\% \quad (\text{E.10})$$

## 8. KAYNAKÇA

- [1] S.G. Shr, 1998, Bending of tubes for hydroforming: A state of the art review and analysis, Master Thesis, Graduate School of The Ohio State University, Ohio.
- [2] “Türk Dil Kurumu Büyük Türkçe Sözlüğü” erişim adresi: [www.tdk.gov.tr](http://www.tdk.gov.tr) , erişim tarihi: 16 Ağustos 2011.
- [3] R.J. Gu, H. Yang, M. Zhan, H. Li, Springback of thin-walled tube NC precision bending and its numerical simulation, Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 16 (2006) 631-638.
- [4] G.G. Miller, Tube forming processes - A comprehensive guide, Society of Manufacturing Engineers, Michigan, 2003.
- [5] K. Pan, K.A. Stelson, On the plastic deformation of a tube during bending, Journal of Engineering for Industry-Transactions of the ASME, 117 (4) (1995) 494-500.
- [6] G. Khodayari, How the material influences the bending for hydroforming: Effects on ovality springback and wall thickness in tubes, The Tube and Pipe Journal, (2002), January 10.
- [7] N.C. Tang, Plastic-deformation analysis in tube bending, International Journal of Pressure Vessels and Piping, 77 (2000) 751-759.
- [8] J. Wang, R. Agarwal, Tube bending under axial force and internal pressure, Journal of Manufacturing Science and Engineering-Transactions of the ASME, 128 (2006) 598–605.
- [9] F. Dohmann, C. Hartl, Hydroforming-applications of coherent FE-simulations to the development of products and processes, Journal of Materials Processing Technology, 150 (2004) 18–24.
- [10] R. Grantab, 2006, Interaction between forming and crashworthiness of advanced high strength steel S. Rais, Master Thesis, University of Waterloo, Ontario
- [11] M. Sorine, M., 2007, Formability of Avanced of High Strength Steel Tubes in Tube Bending and Hydroforming, Master Thesis, University of Waterloo, Ontario.
- [12] J. Yang, B. Jeon, S. Oh, The tube bending technology of a hydroforming process for an automotive part, Journal of Materials Processing Technology, 111 (2001) 175-181.
- [13] Y. Liu, M. L. Day, Bending collapse of thin-walled circular tubes and computational application, Thin-Walled Structures 46 (2008) 442–450.
- [14] A.G. Mamalis, D.E. Manolakos, M. B. Ioannidis, P.K. Kostazos, Bending of cylindrical steel tubes: numerical modelling, , International Journal of Crashworthiness, 11 (2006) 37-47.

- [15] H. Lou, K. A. Stelson, Three-Dimensional Tube Geometry Control for Rotary Draw Tube Bending, Part 1: Bend Angle and Overall Tube Geometry Control, *Journal of Manufacturing Science and Engineering Transactions of the ASME*, 123 (2001) 258-265.
- [16] H. Lou, K. A. Stelson, Three-Dimensional Tube Geometry Control for Rotary Draw Tube Bending, Part 2: Statistical Tube Tolerance Analysis and Adaptive Bend Correction, *Journal of Manufacturing Science and Engineering Transactions of the ASME*, 123 (2001) 266-271.
- [17] R.J. Gu, H. Yang, M. Zhan, H. Li, Springback of thin-walled tube NC precision bending and its numerical simulation, *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 16 (2006) 631-638.
- [18] R.J. Gu, H. Yang, M. Zhan, H. Li, H.W. Li, Research on the springback of thin-walled tube NC bending based on the numerical simulation of the whole process, *Computational Materials Science*, 42 (4) (2008) 537-549.
- [19] E. Da-xin, H. Hua-hui, L. Xiao-yi, N. Ru-xin, Spring-back deformation in tube bending, *International Journal of Minerals, Metallurgy and Materials*, 16 (2) (2009) 177-183.
- [20] L. Heng, Y. He, Z. Mei, S. Zhichao, G. Ruijie, Role of mandrel in NC precision bending process of thin-walled tube, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 47 (7-8) (2007) 1164-1175.
- [21] Y. He, Y. Jing, Z. Mei, L. Heng, K. Yongle, 3D numerical study on wrinkling characteristics in NC bending of aluminum alloy thin-walled tubes with large diameters under multi-die constraints, *Computational Materials Science*, 45 (2009) 1052-1067.
- [22] G.Y. Zhao, Y.L. Liu, H. Yang, C.H. Lu, R.J. Gu, Three-dimensional finite-elements modeling and simulation of rotary-draw bending process for thin-walled rectangular tube, *Materials Science and Engineering A*, 499 (2009) 257-261.
- [23] V.A. Ceclan, G. Achimaş, L. Lăzărescu, F. M. Groze, 7th International Multidisciplinary Conference, Finite Element Simulation of Tubes Press Bending Process, Baia Mare, Romania, 2007.
- [24] P. Gantner, H. Bauer, D.K. Harrison, A.K.M. De Silva, FEA-Simulation of Bending Processes with Ls-Dyna, 8th International Ls-Dyna Users Conference, Dearborn, USA, 2004.
- [25] H.A. Al-Qureshi, Elastic-plastic analysis of tube bending, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 39 (1999) 87-104.
- [26] F. Ahmedi, M. Farzin, Prediction of springback of tube induction bending process by the FE method and comparison with analytical results, *Proceedings of the 12th International Conference on Metal Forming 1-2*, 2008.

- [27] LI Cheng, YANG He, ZHAN Mei, XU Xu-dong, LI Guang-jun, Effects of process parameters on numerical control bending process for large diameter thin-walled aluminum alloy tubes, Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 19 (2009) 668-673.
- [28] D.V. Hutton, Fundamentals of finite element analysis, Mc Graw Hill, NY 2004.
- [29] J.O. Hallquist, LS-DYNA theoretical manual, Livermore Software Corporation, 1998.
- [30] J. Fish, T. Belytschko, A first course in finite elements, John Wiley & Sons Ltd, West Sussex, England, 2007.
- [31] LS-DYNA, Keyword user's manual version 971, Livermore Software Corporation, 2010.
- [32] B.N. Maker, X. Zhu, Input parameters for springback simulation using LS-DYNA, Livermore Software Technology Corporation, 2001.
- [33] A. Mentella, M. Strano, R. Gemignani, A new method for feasibility study and determination of the loading curves in the rotary draw-bending process, The International Journal of Material Forming, 1 (2008) 165-168.
- [34] ANSA BETA-CAE Systems, User's guide, Thessaloniki, Greece, 2008.
- [35] MATLAB, User's guide and reference guide, The MathWorks Inc., 2007.
- [36] G.G. Wang, S. Shan, Review of metamodeling techniques in support of engineering design optimization, Journal of Mechanical Design, 129(4) (2007) 370-380.
- [37] C. Currin, T.J. Mitchell, M.D. Morris, D. Ylvisaker, Bayesian prediction of deterministic functions, with applications to the design and analysis of computer experiments. Journal of American Statistical Association, 8 (1991) 953-963.
- [38] J.S Park, Optimal Latin-hypercube designs for computer experiments, Journal of Statistical Planning and Inference, 39 (1994), 95-111.
- [39] M.E. Johnson, L.M. Moore, D. Ylvisaker, Minimax and maximin distance designs. Journal of Statistical Planning and Inference, 26 (2) (1990) 131-148.
- [40] R.H. Myers, D.C Montgomery, Response surface methodology: process and product optimization using designed experiments, New York: Wiley, 2002.
- [41] M.D. Buhmann, Radial basis functions: theory and implementations, New York: Cambridge University Press 2003.
- [42] L. Wang, D. Beeson, G. Wiggs, M.A. Rayasam, Comparison of meta-modeling methods using practical industry requirements, AIAA, 1811, 2006.
- [43] T.W. Simpson, T.M. Mauery, J.J. Korte, F. Mistree, Comparison of response surface and kriging models for multidisciplinary design optimization, AIAA-98-

4755. AIAA/USAF/NASA/ISSMO Symposium on Multidisciplinary Analysis and Optimization, 7th, St. Louis, MO, Collection of Technical Papers, Pt. 1 (A98-39701 10-31), Sept. 2-4, 1998.

[44] S.N. Lophaven, H.B. Nielsen, J. Søndergaard, DACE-a MATLAB kriging toolbox, informatics and mathematical modeling, Lyngby: Technical University of Denmark, 2002.

[45] L. Sözen, M. A. Guler, D. Bekar, E. Acar, A thorough investigation and prediction of springback of thin-walled tubes in rotary-draw tube bending processes (İnceleme Aşamasında).

[46] CATIA Version 5.19, Daasault Systemes, 2008.

[47] Doğaner Makina Boru Bükme Makinaları San. Tic. Ltd. Şti, İstanbul 2010.

[48] L. Sözen, M.A. Guler, R.M. Görgülüarslan, E.M. Kaplan, Investigation on Deformation Characteristics of Rotary Draw Tube Bending and Roll Bending Operations, 5th Automotive Technologies Kongress, Bursa, Türkiye, June 07-08, 2010.

,

## ÖZGEÇMİŞ

### Kişisel Bilgiler

Soyadı, adı : SÖZEN, Levent  
Uyruğu : T.C.  
Doğum tarihi ve yeri : 16.04.1985 Ankara  
Medeni hali : Bekar  
Telefon : 0 (533) 443 46 58  
e-mail : Isozen@etu.edu.tr

### Eğitim

Derece	Eğitim Birimi	Mezuniyet tarihi
Lisans	Gazi Üniversitesi Makine Mühendisliği Bölümü	2008

### İş Deneyimi

Yıl	Yer	Görev
2011-	Çalışma ve Sosyal Güvenlik Bakanlığı İş Teftiş Kurulu	İş Müfettişi Yardımcısı
2008-2011	TOBB Ekonomi ve Teknoloji Üniversitesi	Araştırma Görevlisi

### Yabancı Dil

İngilizce

## Yayınlar

- I. L. Sözen, M.A. Guler, R.M. Görgülüarslan, E.M. Kaplan, Investigation on Deformation Characteristics of Rotary Draw Tube Bending and Roll Bending Operations, 5th Automotive Technologies Kongress, June 07-08, 2010, Bursa, Turkey.
- II. L. Sözen, M.A. Guler, R.M. Görgülüarslan, E.M. Kaplan, Prediction of Springback in CNC Tube Bending Process Based on Forming Parameters, 11th International LS-DYNA Users Conference, June 06-08, 2010, Dearborn, USA.
- III. L. Sözen, M. A. Guler, D. Bekar, E. Acar, A thorough investigation and prediction of springback of thin-walled tubes in rotary-draw tube bending processes (*İnceleme Aşamasında.*)