T.C.

YILDIZ TEKNİK ÜNİVERSİTESİ

FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

TİTANYUM SAC MALZEMELERİN SICAK ŞEKİLLENDİRİLMESİ PROSESİNİN İNCELENMESİ VE UYGUN PROSES PARAMETRELERİNİN BELİRLENMESİ

Murat Mert UZ

DOKTORA TEZİ

Metalurji ve Malzeme Mühendisliği Anabilim Dalı

Malzeme Programı

Danışman

Prof. Dr. Afife Binnaz HAZAR YORUÇ

Eş Danışman

Prof. Dr. Güney Güven YAPICI

Şubat, 2023

T.C.

YILDIZ TEKNİK ÜNİVERSİTESİ

FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

TİTANYUM SAC MALZEMELERİN SICAK ŞEKİLLENDİRİLMESİ PROSESİNİN İNCELENMESİ VE UYGUN PROSES PARAMETRELERİNİN BELİRLENMESİ

Murat Mert UZ tarafından hazırlanan tez çalışması 23.02.2023 tarihinde aşağıdaki jüri tarafından Yıldız Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Metalurji ve Malzeme Mühendisliği Anabilim Dalı, Malzeme Mühendisliği Programı **DOKTORA TEZİ** olarak kabul edilmiştir.

Prof. Dr. Afife Binnaz HAZAR YORUÇ
Yıldız Teknik Üniversitesi
Danışman

Prof. Dr. Güney Güven YAPICI
Özyeğin Üniversitesi
Eş-Danışman

Jüri Üyeleri

Prof. Dr. Afife Binnaz HAZAR YORUÇ, Danışman
Yıldız Teknik Üniversitesi _____

Prof. Dr. Mustafa ÇİĞDEM, Üye
Yıldız Teknik Üniversitesi _____

Prof. Dr. Recep ARTIR, Üye
Marmara Üniversitesi _____

Doç. Dr. Alptekin KISASÖZ
Yıldız Teknik Üniversitesi _____

Doç. Dr. Ergün KELEŞOĞLU
Türk Alman Üniversitesi _____

Danışmanım Prof. Dr. Afife Binnaz HAZAR YORUÇ sorumluluğunda tarafımca hazırlanan "Titanyum Sac Malzemelerin Sıcak Şekillendirilmesi Prosesinin İncelenmesi ve Uygun Proses Parametrelerinin Belirlenmesi" başlıklı çalışmada veri toplama ve veri kullanımında gerekli yasal izinleri aldığımı, diğer kaynaklardan aldığım bilgileri ana metin ve referanslarda eksiksiz gösterdiğimi, araştırma verilerine ve sonuçlarına ilişkin çarpıtma ve/veya sahtecilik yapmadığımı, çalışmam süresince bilimsel araştırma ve etik ilkelerine uygun davrandığımı beyan ederim. Beyanımın aksinin ispatı halinde her türlü yasal sonucu kabul ederim.

Murat Mert UZ

İmza

Bu çalışma, Türk Havacılık ve Uzay Sanayii A.Ş.(TUSAŞ) ve Yıldız Teknik Üniversitesi ortaklığında yürütülen TÜBİTAK 2244 Sanayi Doktora Programının 1189B441801030 numaralı projesi ve Türk Havacılık ve Uzay Sanayii Bilimsel Araştırma Programının (TUSAŞ BAP) 202100483 numaralı projesi ile desteklenmiştir.

TEŞEKKÜR

Lisans ve lisansüstü eğitim hayatım boyunca kıymetli tecrübelerini benimle paylaşan, her daim yol gösterici olan saygıdeğer danışmanım Prof. Dr. Afife Binnaz HAZAR YORUÇ'a ve bütün katkılarından dolayı, kendisiyle çalışmaktan onur duyduğum eş danışmanım Prof. Dr. Güney Güven YAPICI'ya içten teşekkürlerimi sunarım.

Doktora tez çalışmamda paylaştıkları imkan ve bilgi birikimiyle mesleki gelişimime büyük katkı sağlayan, başta Cahit Sertaç AYDOĞAN olmak üzere tüm Türk Havacılık ve Uzay Sanayii A.Ş.(TUSAŞ) firması çalışanlarına teşekkür ederim.

Bütün bu yorucu süreci benimle birlikte omuzlayan, ilgisini hiçbir an eksik etmeyen yol arkadaşım Gülçin Genç'e teşekkürlerimi ve sevgilerimi sunarım.

Son olarak ise her koşulda güvenlerini ve desteklerini hissettiğim sevgili aileme sonsuz teşekkürü bir borç bilirim.

Murat Mert UZ

İÇİNDEKİLER

SİMGE LİSTESİ viii
KISALTMA LİSTESİ x
ŞEKİL LİSTESİ xi
TABLO LİSTESİ xvi
ÖZET xvii
ABSTRACT xix

1 GİRİŞ 1
1.1 Literatür Özeti 1
1.2 Tezin Amacı 4
1.3 Hipotez 4
2 TİTANYUM VE ALAŞIMLARININ GENEL ÖZELLİKLERİ 6
2.1 Titanyum Alaşımlarının Sınıflandırılması 9
2.1.1 α ve Yakın α Alaşımları 9
2.1.2 α+β Titanyum Alaşımları 11
2.1.3 Yarı Kararlı β ve β Titanyum Alaşımları 13
2.2 Ti-6Al-4V Alaşımı ve Genel Özellikleri 14
2.3 Ti-6Al-4V Alaşımının Havacılık Uygulamalarında Kullanımı 17
3 TİTANYUM SAC METAL ŞEKİLLENDİRME YÖNTEMLERİ 21
3.1 Soğuk Şekillendirme 21
3.2 Sıcak Şekillendirme 22
3.3 Süperplastik Şekillendirme 29
4 MALZEME MODELLERİ 33
4.1 Johnson Cook ve Modifiye Johnson Cook Malzeme Modeli 35
4.2 Ludwik ve Genişletilmiş Ludwik Modeli 37
4.3 Arrhenius Modeli 38
5 SONLU ELEMANLAR ANALİZİ 41
5.1 Sonlu Elemanlar Analizi ile Sac Metal Şekillendirme 45
6 TEORİK ALTYAPI 49
7 MALZEME KARAKTERİZASYON ÇALIŞMALARI 53

7.1 Kimyasal Analiz 53
7.2 Yüksek Sıcaklık Çekme Testleri 53
7.3 Metalografik İnceleme 55
7.4 Faz Analizi 56
7.5 Kırık Yüzey Analizi 56
7.6 Mikrosertlik Ölçümü 56
8 KARAKTERİZASYON ÇALIŞMALARININ DEĞERLENDİRİLMESİ 58
8.1 Mikroyapı Analizi 58
8.2 Mekanik Özellikler 63
8.3 Faz Analizi 69
8.4 Kırılma Davranışının İncelenmesi 70
9 MEKANİK DAVRANIŞIN MODELLENMESİ 78
9.1 Modifiye Johnson-Cook Modeli Katsayılarının Belirlenmesi 78
9.2 Genişletilmiş Ludwik Modeli Katsayılarının Belirlenmesi 82
9.3 Arrhenius Modeli Katsayılarının Belirlenmesi 86
9.4 Modellerin Kıyaslanması 91
10 SICAK PRES SONLU ELEMANLAR ANALİZİ 93
10.1 Sonlu Elemanlar Modeli 93
10.1.1 Sıcaklığın Etkisinin İncelenmesi 98
10.1.2 Deformasyon Hızın Etkisinin İncelenmesi 102
10.1.3 Sac Kalınlığının İncelenmesi 106
11 ENDÜSTRİYEL PARÇA İMALATI 109
11.1 Şekillendirme Kuvvetinin Belirlenmesi 111
11.2 Mikroyapısal İnceleme 112
11.3 Faz Dönüşümünün İncelenmesi 116
11.4 Mikrosertlik Ölçümleri 118
12 DENEY VE SEA SONUÇLARININ KARŞILAŞTIRILMASI 122
13 SONUÇ VE ÖNERİLER 126
KAYNAKÇA 131
TEZDEN ÜRETİLMİŞ YAYINLAR 150

SİMGE LİSTESİ

A	Akma dayanımı
Q	Aktivasyon enerjisi
α	Alfa
β	Beta
J	Çentik darbe faktörü
dk	Dakika
P_{exp}^{i}	Deneysel gerilim
R	Evrensel gaz sabiti
ε	Gerinim
m	Gerinim hızı hassasiyeti faktörü
$\dot{\varepsilon}$	Gerinim oranı
K	Gerinme pekleşmesi çarpanı
N	Gerinme pekleşmesi üssü
GPa	Gigapaskal
g	Gram
P_{p}^{i}	Hesaplanan gerilim
HF	Hidrojen florür
α2	İkincil alfa
R	Korelasyon katsayısı
λ	Lamda
Ms	Martenzit başlangıç sıcaklığı
MPa	Megapaskal
μm	Mikrometre
mm	Milimetre
nm	Nanometre
HNO_3	Nitrik asit
$\bar{P}_{exp}$	Ortalama deneysel gerilim
$\bar{P}_{p}$	Ortalama hesaplanan gerilim
B	Pekleşme parametresi
s	Saniye

°C	Santigrat derece
cm^3	Santimetreküp
T	Sıcaklık
H_2O	Su
HV	Vickers sertliği
Z	Zener-Holloman parametresi

KISALTMA LİSTESİ

AARE	Ortalama mutlak bağıl hata
Arr	Arrhenius modeli
DRV	Dinamik toparlanma
DRX	Dinamik yeniden kristalleşme
e-L	Genişletilmiş Ludwik modeli
HMK	Hacim merkezli kübik
HSP	Hegzagonal sıkı paket
ITA	International Titanium Association
JC	Johnson Cook modeli
m-JC	Modifiye Johnson Cook modeli
PEEQ	Eşdeğer plastik deformasyon
S	Von Misess gerilim
SEA	Sonlu elemanlar analizi
SEM	Taramalı elektron mikroskobu
STH	Sac kalınlığı
WH	Deformasyon sertleşmesi
XRF	X-ışınları floresans spektroskopisi

ŞEKİL LİSTESİ

Şekil 2.1 Titanyum minerallerinin küresel dağılım grafiği [65] 6

Şekil 2.2 Titanyum kafes yapıları ve dönüşüm sıcaklığı [5], [69] 8

Şekil 2.3 Alaşım elementlerinin titanyum faz diyagramlarına etkisi [6].....9

Şekil 2.4 Ti-6Al-V'nin a) 1050°C'den, c) 800°C'den, e)650°C'den yavaş soğutma ile, b)1050°C'den, d)800°C 'den, f)650°C'den hızlı soğutma ile elde edilen mikroyapı görüntüleri [88] 17

Şekil 2.5 Yıllara göre jet motorlarında titanyum talebi [90] 19

Şekil 2.6 a)Bir uçak gövdesi için titanyum alaşımlarının tipik uygulamalarının şeması, b)tipik bir gaz türbini motorunun şeması [92] 20

Şekil 3.1 Geri yaylanma gösterimi [98] 21

Şekil 3.2 Derin çekme işleminde ortaya çıkan kusurlar: kırışma, kabarma ve yırtılma [99] 22

Şekil 3.3 Ti-6Al-4V malzemenin 1 s^{-1} gerinim oranında a) oda sıcaklığında, b) 600°C-900°C arası sıcaklıklarda gerçek gerilim-gerinim eğrileri [102] 23

Şekil 3.4 Gererek şekillendirme işleminin şematik gösterim [109], [110] 26

Şekil 3.5 Derin çekme işleminin şematik gösterim [110] 27

Şekil 3.6 Örnek bir sıcak şekillendirme presi şematik gösterimi [117].....28

Şekil 3.7 Farklı sıcaklıklarda gerçekleştirilen sıcak şekillendirme işlemleri sonrası Ti-6Al-4V yüzey görüntüleri; a) 750°C, b) 800°C ve c) 825°C [119] ...28

Şekil 3.8 Süperplastik şekillendirme prosesi şematik gösterimi [120], [121],[122]. 29

Şekil 3.9 Ti-6Al-4V alaşımlı motor parçası (a) geleneksel yöntemle imal edilmiş ve (b) süperplastik olarak şekillendirilmiş parça [105].....31

Şekil 3.10 Soğuk, sıcak ve süperplastik şekillendirme yöntemlerinin karşılaştırılması.....32

Şekil 4.1 Malzeme modellerinin sınıflandırılması [126] 33

Şekil 5.1 Havacılık endüstrisinde sonlu elemanlar analizi uygulamaları: (a) akışkan yapı (b) kanat geometrisi (c) rotor kanadı [168]–[170] 41

Şekil 5.2 Sonlu elemanlar analizi adımları [176].....43

Şekil 5.3 Sonlu elemanlar yönteminde eleman ve düğüm noktaları [176].....44

Şekil 5.4 (a) Tek boyutlu eleman, (b) iki boyutlu eleman ve (c) üç boyutlu eleman [177] 44

Şekil 5.5 Alüminyum ve çeliğin derin çekme simülasyon sonuçları [178].....46

Şekil 5.6 Şekillendirme kuvvetinin sac kalınlığına etkisi [179] 46

Şekil 6.1 Son ürün kalitesine etki eden parametreler 49

Şekil 6.2 Tez çalışması organizasyonu 51

Şekil 7.1 a)Çekme testi numune geometrisi (tüm boyutlar mm cinsindendir), b) numune görseli 54

Şekil 7.2 Instron sıcak çekme test sistemi 55

Şekil 7.3 Sıcak çekme test sisteminin şematik gösterimi 55

Şekil 7.4 700°C, 750°C ve 800°C'de yarı statik çekme oranlarında sıcak çekme testi uygulanan numunelerin görselleri 57

Şekil 7.5 500°C, 600°C, 700°C, 750°C ve 800°C'de 0,1 s^{-1} çekme oranında sıcak çekme testi uygulanan numunelerin görselleri.....57

Şekil 8.1 α tane boyutu ve faz oranı hesaplama prosedürü 58

Şekil 8.2 a)100X, b)200X ve c)500X büyütmelerde başlangıç Ti-6Al-4V numunenin optik mikroskop görüntüleri 59

Şekil 8.3 0,1 s^{-1} gerinim oranında test edilmiş numunelerin optik mikroskop görüntüleri a) 500°C, b) 600°C, c) 700°C, d) 750°C ve e) 800°C.....60

Şekil 8.4 0,1 s^{-1} gerinim oranında, farklı sıcaklıklarda yapılan testler için a) β fazının hacimsel oranı (%), b) α tanelerinin ortalama büyüklüğü (μm) 61

Şekil 8.5 800°C'de farklı gerinim hızlarında β fazının hacimsel oranı (%) ve α tanelerin ortalama büyüklüğünün (μm) değişimi grafiği.....62

Şekil 8.6 700°C'de Ti-6Al-4V'nin gerçek gerilim-gerinim grafiği.....63

Şekil 8.7 750°C'de Ti-6Al-4V'nin gerçek gerilim-gerinim grafiği.....63

Şekil 8.8 800°C'de Ti-6Al-4V'nin gerçek gerilim-gerinim grafiği.....64

Şekil 8.9 Farklı sıcaklıklarda 0,1 s^{-1} gerinim oranında Ti-6Al-4V'nin gerçek gerilim gerinim grafiği 64

Şekil 8.10 Titanyum alaşımlarının yüksek sıcaklık deformasyonu sırasında mekanik davranışının şematik gösterimi [201] 65

Şekil 8.11 Başlangıç numunesinin ve yüksek sıcaklıklarda çekme testi yapılmış numunelerin XRD desenleri 70

Şekil 8.12 60X büyütmede 0,1 s^{-1} gerinim oranlarında kırılma yüzeylerinin farklı sıcaklıklardaki SEM görüntüleri: a) 500°C, b) 600°C, c) 700°C, d) 750°C ve e) 800°C 71

Şekil 8.13 0,1 s^{-1} gerinim oranı için kırık yüzey alanı-sıcaklık grafiği 72

Şekil 8.14 800°C'de kırılma yüzeylerinin farklı gerinim oranlarındaki SEM görüntüleri: a) 0,1, b) 0,01 ve c) 0,001 s^{-1} 73

Şekil 8.15 700, 750 ve 800°C'de gerinim oranı-kırık yüzey alanı ilişkine ait grafik 73

Şekil 8.16 800°C'de 0,1 s^{-1} gerinim oranında testi gerçekleştirilen numunenin kırılma yüzeyinin farklı büyütmelerdeki SEM görüntüleri.....74

Şekil 8.17 800°C'de a) 0,1, b) 0,01 ve c) 0,001 s^{-1} gerinim oranlarında, 700°C d) 0,1, e) 0,01 ve f) 0,001 s^{-1} gerinim oranında kırılma yüzeylerinin 1500X büyütmedeki SEM görüntüleri 75

Şekil 8.18 0,1 s^{-1} gerinim oranında kırılma yüzeylerinin SEM görüntüleri a) 500°C, b) 600°C, c) 700°C ve d) 800°C.....76

Şekil 9.1 a)Gerilme–gerinim değerlerinin 2.dereceden polinomal eğrisi, b)$(\sigma/A1 + B1\varepsilon + B2\varepsilon 2) - (ln\varepsilon *)]$ grafiği, c) λ - $ln\varepsilon *$ 79

Şekil 9.2 700°C'de farklı gerinim oranları için m-JC model verileri ile deneysel gerilim sonuçlarının karşılaştırması 81

Şekil 9.3 750°C'de farklı gerinim oranları için m-JC model verileri ile deneysel gerilim sonuçlarının karşılaştırması 81

Şekil 9.4 800°C'de farklı gerinim oranları için m-JC model verileri ile deneysel gerilim sonuçlarının karşılaştırması 82

Şekil 9.5 a) 700°C'de lnε-lnσ grafiği, b) 0,1 gerinim değerinde farklı gerinim hızlarındaki lnέ – lnσ grafiği 83

Şekil 9.6 700°C'de farklı gerinim oranları için e-L model verileri ile deneysel gerilim sonuçlarının karşılaştırması 85

Şekil 9.7 750°C'de farklı gerinim oranları için e-L model verileri ile deneysel gerilim sonuçlarının karşılaştırması 85

Şekil 9.8 800°C'de farklı gerinim oranları için e-L model verileri ile deneysel gerilim sonuçlarının karşılaştırması 86

Şekil 9.9 a) lnσ-lnε ve b) σ-lnε grafikleri 87

Şekil 9.10 a) $lnsinh\alpha\sigma - ln\varepsilon$ ve b) $lnsinh\alpha\sigma - 1000/T$ grafikleri 88

Şekil 9.11 700°C'de farklı gerinim oranları için Arrhenius model verileri ile deneysel gerilim sonuçlarının karşılaştırması 89

Şekil 9.12 750°C'de farklı gerinim oranları için Arrhenius model verileri ile deneysel gerilim sonuçlarının karşılaştırması 90

Şekil 9.13 800°C'de farklı gerinim oranları için Arrhenius model verileri ile deneysel gerilim sonuçlarının karşılaştırması 90

Şekil 9.14 Farklı matematiksel modellerin korelasyon grafikleri a) m-JC, b) e-L ve c)Arr. modeli 92

Şekil 10.1 Sonlu elemanlar analizi tasarımı 93

Şekil 10.2 Sonlu elemanlar modeli oluşturma adımları 94

Şekil 10.3 Sonlu elemanlar analizi tasarım parçalarının ağ yapısı.....95

Şekil 10.4 0,5 mm/s hızda 1 mm kalınlığındaki sacların farklı sıcaklıklardaki gerilim dağılımları: a) 700°C, b) 750°C ve c) 800°C.....98

Şekil 10.5 0,5 mm/s hızda 1 mm kalınlığındaki sacların farklı sıcaklıklardaki gerinim dağılımları: a) 700°C, b) 750°C ve c) 800°C.....99

Şekil 10.6 0,5 mm/s hızda 1 mm kalınlığındaki sacların farklı sıcaklıklarda şekillendirildikten sonraki kalınlık değişimleri grafiği 100

Şekil 10.7 Son ürünün kalınlaşma ve incelme bölgelerinin kalınlık grafikleri ..101

Şekil 10.8 700°C'de 1 mm kalınlığındaki sacların farklı hızlardaki gerilim dağılımları: a) 0,5 mm/s, b) 1 mm/s ve c) 2 mm/s.....102

Şekil 10.9 800°C'de 2 mm kalınlığındaki sacların farklı hızlardaki gerilim dağılımları: a) 0,5 mm/s, b) 1 mm/s ve c) 2 mm/s.....103

Şekil 10.10 700°C'de 1 mm kalınlığındaki sacların farklı hızlardaki gerinim dağılımları: a) 0,5 mm/s, b) 1 mm/s ve c) 2 mm/s.....104

Şekil 10.11 800°C'de 2 mm kalınlığındaki sacların farklı hızlardaki gerinim dağılımları: a) 0,5 mm/s, b) 1 mm/s ve c) 2 mm/s.....105

Şekil 10.12 700°C'de 1 mm kalınlığındaki sacların farklı hızlarda şekillendirildikten sonraki kalınlık değişimleri 105

Şekil 10.13 700°C'de 2 mm/s hızda farklı kalınlıklarda şekillendirilmiş sacların gerilim dağılımları: a) 0,8 mm, b) 1 mm ve c) 2 mm 106

Şekil 10.14 700°C'de 2 mm/s hızda farklı kalınlıklarda şekillendirilmiş sacların gerinim dağılımları: a) 0,8 mm, b) 1 mm ve c) 2 mm 107

Şekil 10.15 700°C'de 2 mm/s hızda farklı kalınlıklarda şekillendirilmiş sacların kalınlık dağılımları: a) 0,8 mm, b) 1 mm, c) 2 mm 108

Şekil 11.1 Accudyne sıcak pres şekillendirme tezgahı temsili görüntüsü [223]..109

Şekil 11.2 Sıcak pres sisteminin şematik gösterimi 110

Şekil 11.3 Sıcak presle şekillendirilmiş endüstriyel parça örneği 111

Şekil 11.4 a)Şekillendirilmiş parça örneği, farklı tonajlarda şekillendirilmiş parçalar b) 50 ton, c) 100 ton, d) 150 ton 112

Şekil 11.5 0,5 mm/s hızda şekillendirilmiş 1 mm kalınlığındaki saclar a)700°C, b)800°C ve 100X büyütmedeki optik mikroskop görüntüleri c)700°C, d)800°C 113

Şekil 11.6 2 mm kalınlığında şekillendirilmiş numunelerin 100X büyütmede optik mikroskop görüntüleri a) 700°C–0,5 mm/s, b) 700°C–1 mm/s, c) 700°C–2 mm/s, d) 800°C–0,5 mm/s, e) 800°C–1 mm/s ve f) 800°C–2 mm/s 114

Şekil 11.7 1 mm'lik numunelerde 700°C'de 0,5 mm/s pres hızında pres altında a)10 dk, b) 25 dk bekletilen örneklerin 100X büyütmede optik mikroskop görüntüleri 115

Şekil 11.8 Sıcak şekillendirilmiş nihai parçaların XRD spektrumları 116

Şekil 11.9 800°C sıcaklıkta ve 0,5 mm/s hızda şekillendirilmiş son ürün görselleri a) uç kısım, b) orta kısım, 800°C'de 2 mm/s hızda şekillendirilmiş son ürün görselleri c) uç kısım, d) orta kısım 117

Şekil 11.10 700°C'de 0,5 mm/s hızda şekillendirilmiş son ürün görselleri a)uç kısım, b)orta kısım, 700°C'de 2 mm/s hızda şekillendirilmiş son ürün görselleri c)uç kısım, d)orta kısım.....118

Şekil 11.11 Mikrosertlik ölçümlerinin alındığı bölgeler.....118

Şekil 11.12 700°C ve 800°C'de 0,5 mm/s hızda şekillendirilen örneklerin mikrosertlik değişimleri 119

Şekil 11.13 0,5 mm/s, 1 mm/s ve 2 mm/s hızda şekillendirilen örneklerin mikrosertlik grafikleri a)700°C, b)800°C.....119

Şekil 11.14 700°C sıcaklıkta 10 dk ve 25 dk kuvvet altında bekletilen örneklerin mikrosertlik grafiği 120

Şekil 12.1 Deneysel ve simülasyon sonucunun birleştirilmiş görseli ve ölçüm alınan noktalar 122

Şekil 12.2 700°C'de 1 mm kalınlığında 0,5 mm/s hızda şekillendirilmiş parçanın simülasyon ve deneysel sonuçlarının karşılaştırılması 123

Şekil 12.3 800°C'de 1 mm kalınlığında 0,5 mm/s hızda şekillendirilmiş parçanın simülasyon ve deneysel sonuçlarının karşılaştırılması 125

Şekil 13.1 800°C 0,001 s^{-1} ve 700°C 0,1 s^{-1} gerilim-gerinim eğrileri 127

Şekil 13.2 Arr., e-L ve m-JC'nin R ve AARE değerleri grafiği.....127

Şekil 13.3 800°C 0,001 s^{-1} ve 700°C 0,1 s^{-1} gerilim-gerinim eğrileri.....128

Şekil 13.4 Arr., e-L ve m-JC'nin R ve AARE değerleri grafiği.....129

TABLO LİSTESİ

Tablo 2.1 Titanyumun diğer metallerle karşılaştırmalı temel özellikleri [67] 7

Tablo 2.2 α ve yakın α titanyum alaşımlarının genel özellikleri [73], [74] 10

Tablo 2.3 α+β titanyum alaşımlarının genel özellikleri [78] 12

Tablo 2.4 Yarı kararlı β ve β titanyum alaşımlarının genel özellikleri [78] 13

Tablo 2.5 Temel titanyum alaşımları gruplarının karşılaştırılması [84] 14

Tablo 2.6 Ti-6Al-4V alaşımının kimyasal kompozisyonu ve mekanik özelliklerinin yaklaşık değerleri [85] 15

Tablo 3.1 Şekillendirme proseslerinde kullanılan yağlayıcılar ve kalıp malzemeleri [101] 25

Tablo 3.2 Ticari saf titanyum ve alaşımlarının süperplastik özellikleri [68] 30

Tablo 4.1 Malzeme modelleri ve parametreleri [125] 34

Tablo 4.2 Arrhenius, m-JC ve e-L modellerinin karşılaştırıldığı literatür çalışmaları 40

Tablo 7.1 Ti-6Al-4V sac malzemenin kimyasal kompozisyonu 53

Tablo 8.1 Farklı sıcaklık ve gerinim oranlarında Ti-6Al-4V sac malzemenin mekanik özellikleri 67

Tablo 8.2 Hesaplanan m değerleri 69

Tablo 9.1 e-L modeli katsayıları 84

Tablo 9.2 Arrhenius modeli için belirlenen 7. dereceden polinomal katsayılar ..89

Tablo 10.1 Sonlu elemanlar tasarımı genel bilgileri 96

Tablo 10.2 Sonlu elemanlar analizi çalışmaları.....97

Tablo 12.1 Farklı şekillendirme parametrelerinde deney ve simülasyon doğruluk oranları 124

ÖZET

Titanyum Sac Malzemelerin Sıcak Şekillendirilmesi Prosesinin İncelenmesi ve Uygun Proses Parametrelerinin Belirlenmesi

Murat Mert UZ

Metalurji ve Malzeme Mühendisliği Anabilim Dalı

Doktora Tezi

Danışman: Prof. Dr. Afife Binnaz HAZAR YORUÇ

Eş-Danışman: Prof. Dr. Güney Güven YAPICI

Düşük yoğunluk, yüksek mukavemet, yüksek korozyon direnci gibi özellikleri sebebiyle havacılıkta titanyuma olan ilgi gün geçtikçe artmaktadır. Titanyum alaşımları özelinde hem α hem de β fazının avantajlarını içeren Ti-6Al-4V ön plana çıkmaktadır. Ti-6Al-4V'nin oda sıcaklığındaki şekillendirilebilirliğinin düşük olması, araştırmacıları sıcak şekillendirme proseslerine yönlendirmiştir.

Bu doktora tez çalışmasında; Ti-6Al-4V alaşımının yüksek sıcaklıklardaki şekillendirilebilirliği incelenmiş ve sıcak pres şekillendirme yönteminde uygun proses parametreleri belirlenmiştir. Matematiksel modelleme üç farklı yaklaşımla gerçekleştirilmiştir. Sonlu elemanlar analizi ile şekillendirme çalışmalarına rehberlik sağlanmıştır.

Tez çalışmasının birinci bölümünde Ti-6Al-4V malzemelere 700°C, 750°C ve 800°C'de farklı gerinim oranlarında çekme testleri uygulanmıştır. 700°C ve üzeri sıcaklıklarda, 0,001 s^{-1} gerinim oranında baskın sünek davranış gözlemlenmiştir.

Sıcaklığın artması ve gerinim oranının azalması mekanik mukavemeti düşürmüştür. 800°C'de %17,32 oranındaki β fazının %31,02'ye ulaştığı ve α tane boyutunun sıcaklıkla büyüdüğü gösterilmiştir. Kırılma yüzeylerinde çukurların ve boşlukların varlığı ve azalan kırılma yüzey alanı, artan sünekliğin bir göstergesidir.

İkinci bölümde mekanik davranışın modellenmesinde Modifiye Johnson-Cook modeline ek olarak genişletilmiş Ludwik denklemi ve Arrhenius-tipi modelin kullanılması önerilmiştir. Korelasyon katsayısı (R) ve ortalama mutlak bağıl hata (AARE) sonuçlarına göre, Genişletilmiş Ludwik modelinin çalışılan şekillendirme sıcaklık aralığında güvenilir bir yaklaşım olduğu ortaya konulmuştur.

Üçüncü bölümde Ti-6Al-4V'nin sıcak şekillendirme prosesi için sonlu elemanlar analizi gerçekleştirilmiş ve özellikle 700°C sıcaklıktaki örneklerin uygun geometrilerde olduğu görülmüştür.

Çalışmamızın dördüncü bölümünde ise bir havacılık yapısal parçasının sıcak şekillendirme işlemi 700°C ve 800°C sıcaklıklarda farklı hızlarda, farklı pres tonajlarında ve bekletme sürelerinde test edilmiştir. 150 ton kuvvetle oluşturulan ve 10 dk kuvvet altında bekletilen numunelerin uygun geometride olduğu görülmüştür. 700°C'de çalışmalarda parça üzerinde herhangi bir problem görülmezken, XRD analizleri ve mikrosertlik testlerinde 800°C'deki numunelerin yüzeylerinde oksit tabaka tespit edilmiştir. Sonlu elemanlar analizi sonuçlarının %94 oranında doğruluğa sahip olduğu ortaya konulmuştur.

Anahtar Kelimeler: Titanyum, Ti-6Al-4V, sıcak şekillendirme, malzeme modeli, sonlu elemanlar analizi

ABSTRACT

Investigation of Hot Forming Process of Titanium Sheet Materials and Determination of Optimum Process Parameters

Murat Mert UZ

Department of Metallurgy and Materials Engineering

Doctor of Philosophy Thesis

Supervisor: Prof. Dr. Afife Binnaz HAZAR YORUÇ

Co-supervisor: Prof. Dr. Güney Güven YAPICI

Interest in titanium is increasing in aerospace, due to properties such as low density, high strength, and high corrosion resistance. In the case of titanium alloys, the Ti-6Al-4V alloy, which has the advantages of both α and β phases, comes to the fore. However, the low formability of Ti-6Al-4V at room temperature led researchers to hot forming processes.

In this doctoral thesis, the formability of Ti-6Al-4V at high temperatures was investigated and optimum process parameters were determined for the hot forming process. Mathematical modeling was performed with three different approaches and the process was optimized with finite element analysis.

In the first part, uniaxial tensile tests were applied to Ti-6Al-4V at different strain rates at high temperatures. In tests performed at a strain rate of 0.001 s^{-1} at 800°C, an elongation at break above 0.8 was observed, representing a predominant ductile behavior. It has been clearly shown that the initial 17.32% β phase reaches 31.02% at 800°C and the α grain size increases with temperature. The presence

of voids on fracture surfaces and decreased fracture surface area are indicative of increased ductility.

In the second part, mechanical behavior is modeled. According to statistical comparison, the Extended Ludwik model was thought to be a more appropriate approach in the working temperature range.

In the third chapter, finite element analysis of the hot forming process of Ti-6Al-4V was carried out in different process parameters and it was observed that the samples at 700°C were in suitable geometries.

In the fourth part of the study, the hot forming process was tested in different process parameters. It was observed that the samples, which were formed at 700°C with 150 tonnes of force and kept under force for 10 minutes, were in suitable geometry. The results of the finite element analysis were 94 %accurate.

Keywords: Titanium, Ti-6Al-4V, hot forming, material modeling, finite element analysis

1
GİRİŞ

1.1 Literatür Özeti

Günümüzde düşük yakıt tüketimi ve karbon emisyonu hedefleri sebebiyle başta havacılık endüstrisi olmak üzere denizcilik ve otomotiv sektörlerinde düşük yoğunluklu malzemelere olan talep artmaktadır. Bu hedefler doğrultusunda havacılık sektöründe yüksek mukavemet ihtiyacı olan parçalar için titanyum ve alaşımları kullanılmaktadır [1], [2]. Titanyum, malzeme özelliklerine göre çelikle kıyaslandığında yaklaşık %50 oranında düşük yoğunluğa ve yüksek özgül dayanıma sahip bir malzemedir. Genel olarak yüksek mukavemet/ağırlık oranı, alternatiflerine kıyasla yüksek sıcaklıklardaki mukavemeti, biyouyumlu yapısı ve korozyon direnci özellikleri titanyum ve alaşımlarının kullanılmasının temel sebepleridir. Boeing 777 uçağında, F22 ve F35 savaş uçaklarında gövde parçalarında, Concorde uçağının motor aksamında ve Tornado uçağının kanatlarında titanyum alaşımlarının kullanımı, havacılıktaki geniş kullanımına örnek olarak verilebilir [3], [4].

Saf titanyum oda koşullarında α (hegzagonal sıkı paket) fazına sahiptir. Artan sıcaklık ile birlikte yaklaşık 883°C'de α+β (hacim merkezli kübik) kristal formuna dönüşümü gerçekleşir [5]. Titanyuma ilave edilen alaşım elementleri, β dönüşüm sıcaklığına etki ederek yapı içerisinde α ve β fazları dengeleyicileri olarak görev yaparlar. α kristal yapısı, titanyuma yüksek sıcaklıklarda iyi performans özelliği sağlarken, β fazı ise şekillendirilebilirliği ve mekanik mukavemeti artırıcı etki sağlamaktadır [6], [7]. Titanyum alaşımları özelinde her iki fazı da bünyesinde barındıran Ti-6Al-4V alaşımı, yüksek mukavemet, yüksek tokluk ve iyi korozyon direnci özelliklerine sahiptir. Hem α kristal yapısının hem de β kristal yapısının karakteristik özelliklerini bir arada sağlayan Ti-6Al-4V alaşımı, toplam titanyum talebinin büyük bir kısmını tek başına karşılamaktadır [8]. Titanyum ve alaşımlarının kompleks geometrilerde şekillendirilmesi için maliyet, zaman ve enerji açısından yoğun iş gücü ve proses kontrolüne ihtiyaç duyulur. Bu sebepten

şekillendirilecek malzemenin yüksek sıcaklıktaki mikroyapısal ve mekanik davranışının karakterize edilmesi çok önemlidir [9]–[11]. Çalışma kapsamında öncelikle Ti-6Al-4V alaşımına yüksek sıcaklıklarda yarı statik gerinim oranlarında tek eksenli çekme testleri uygulanarak karakterizasyon çalışmaları gerçekleştirilmiştir.

Çok sayıda mühendislik malzemesinin hem son ürün olarak kullanıldıkları ortam hem de üretim prosesleri, farklı gerinim hızları ve geniş sıcaklık aralığı içerir. Söz konusu değişken deformasyon parametrelerine malzemelerin verdiği tepki de değişmektedir ve bu tepkilerin tahmin edilmesi için çok sayıda mekanik test gereksinimine ihtiyaç doğar. Yapısal denklemler gerilme, gerinim oranı ve sıcaklık fonksiyonu olarak malzemelerin davranışını tanımlamak için geliştirilmiş olup, farklı şartlara maruz kalan karmaşık yapıların modellenmesi için kullanılırlar [12]–[15]. Yapısal denklemler fenomenolojik, fiziksel tabanlı ve yapısal sinir ağları modelleri şeklinde sınıflandırılmaktadır [16], [17]. Fiziksel tabanlı modellerin güvenilirliği daha yüksek olmasına karşın karmaşık yapıları gereği hesaplanmaları fenomenolojik modellere kıyasla daha zordur. Doktora çalışmamızda modifiye Johnson-Cook, Arrhenius tip ve genişletilmiş Ludwik malzeme modellerine göre Ti-6Al-4V'un yüksek sıcaklık mekanik davranışı modellenmiş, istatistiksel olarak kıyaslanmıştır.

Proses optimizasyonu geleneksel deneme yanılma yöntemine dayanmaktadır. Bu yöntem düşük verimliliğe ve yüksek maliyete sahiptir. Çalışmaların öncesinde gerçekleştirilecek deneysel tasarımda sonlu elemanlar yönteminin uygulanması, maliyet açısından üreticilere ve araştırmacılara büyük avantaj sağlamaktadır [18]–[20]. Endüstride sonlu elemanlar yöntemini uygulayan yaygın yazılım paketlerinin başında ANSYS, LS-DYNA, Nastran, VisualFEA, PamStamp ve ABAQUS gelmektedir. Çalışmamızda da kullanılan ABAQUS CAE yazılımı en yaygın olarak kullanılan ve doğru çözüme ulaştıran sonlu elemanlar yazılımdır [21]. Literatürde yapılan sac metalin şekillendirilmesinde sonlu elemanlar analizi çalışmalarında soğuk şekillendirme üzerine inceleme yapılan çalışmalarda özellikle geri esneme probleminin çözümüne odaklanıldığı görülmüştür [22]–[26]. Sıcak şekillendirme başlığı altında yapılan çalışmalarda ise güvenilir proses

şartlarının belirlenmesi, yırtılma ve incelme gibi problemlerin tespiti üzerine yoğunlaşılmıştır [27]–[29]. Çalışmamızda, karakterizasyon sonuçlarını temel alan sonlu elemanlar modelinin oluşturulması ve sıcak şekillendirme analizlerinin gerçekleştirilmesi hedeflenmiştir.

Ti-6Al-4V alaşımı, oda sıcaklığında düşük şekillendirilebilirliğe sahiptir ve gerçekleştirilen mekanik testlerde belirgin bir boyun gelişimi olmaksızın ani kırılma gösterdiği ortaya konmuştur [30]. Bu verileri doğrular nitelikte olarak oda sıcaklığında gerçekleştirilen şekillendirme işlemlerinde kırışma, yırtılma ve kabarma gibi farklı hataların olabileceği literatürde belirtilmiştir [31]–[35]. Bunun temel sebebinin hem α hem de β faz yapılarına sahip olan Ti-6Al-4V'un oda sıcaklığında prizmatik, piramidal ve bazalin deformasyon mekanizmalarının etkinleştirilmesinin zor olmasıdır [36], [37]. Bu sebeple hassas geometrik toleranslara sahip son ürünlerin elde edilebilmesi için Ti-6Al-4V'un şekillendirilmesi prosesinde yüksek sıcaklıklar tercih edilmelidir. Çoğu titanyum alaşımı için süneklikteki en büyük gelişme, 540°C üzerindeki sıcaklıklarda ortaya çıkar. Sıcak şekillendirmenin temelini de artan sıcaklıkla birlikte artan süneklik oluşturur [38]–[41]. Sıcak şekillendirme proseslerinin soğuk yöntemlere göre temel avantajları yüksek hassasiyetli ürünlerin şekillendirilmesinin mümkün olması, yüksek yüzey profil toleransı, çatlama ve yırtılma gibi mekanik hasarlara karşı direnç oluşumudur. Yüksek sıcaklıklarda şekillendirme üzerine yapılan çalışmalar incelendiğinde, artan sıcaklıkla beraber Ti-6Al-4V'un daha sünek bir yapı gösterdiği, böylece şekil alma kapasitesinin de arttığı görülmektedir [42]–[47]. Sıcak şekillendirme esaslarına dayanan süper plastik şekil verme metodunda çok düşük deformasyon hızları ve koruyucu gaz atmosferine ihtiyaç duyulmaktadır. Bu da prosesin çok uzun sürmesine ve maliyetin artmasına neden olur [48]–[50]. Koruyucu gaz atmosferi içermeyen süperplastik sıcaklık altındaki çalışmalarda ise ısıtma yönteminin optimizasyonunun sağlanamaması, homojen bir ısı dağılımını engellemekte ve kompleks parça üretimini zorlaştırmaktadır [51], [52]. Özellikle otomotivde kullanılan bir başka sıcak şekillendirme yöntemi olan sıcak damgalama (hot stamping) prosesinin ise en büyük dezavantajı ısıtma ve şekil verme aşamalarının bağımsız kademelerden oluşmasıdır. Bu durum

maliyeti ve işçiliği arttıracak, ayrıca özellikle çabuk soğuyan malzemeler için aktarım sırasında malzemede ısı kaybına neden olacaktır [53]–[55]. Çalışmamızda yer alan sıcak pres şekillendirme prosesi ısıtma ile şekil verme kademelerini aynı ortamda sağlayarak konvansiyonel oda sıcaklığında şekillendirme proseslerine göre daha kompleks parçaların imal edilebileceğini, aynı zamanda süperplastik şekillendirmeye göre daha ekonomik bir proses olmayı vaad etmektedir. Literatürde özellikle süperplastik sıcaklıklarda çok sayıda çalışma olmasına karşın [56]–[63], bu doktora çalışması süperplastik sıcaklık altında metalurjik deformasyon süreçlerinin ve şekillendirme kabiliyetinin birlikte değerlendirilmesini içermektedir.

1.2 Tezin Amacı

Havacılık sanayi için önemi gün geçtikçe artan Ti-6Al-4V alaşımının istenilen özelliklerde şekillendirilebilmesi için sıcak şekillendirme prosesinin oluşturulması ve optimize edilmesi, doktora tez çalışmasının temel amacıdır. Bu amaç doğrultusunda gerinim oranı ve sıcaklığa bağlı olarak Ti-6Al-4V'nin yüksek sıcaklık mekanik davranışı modellenecek , sonlu elemanlar yöntemi ile analiz için kullanılacaktır. Gerçekleştirilecek olan simülasyon çalışmaları da deneysel çalışmalara rehberlik edecektir.

1.3 Hipotez

'Titanyum Sac Malzemelerin Sıcak Şekillendirilmesi Prosesinin İncelenmesi ve Uygun Proses Parametrelerinin Belirlenmesi' başlıklı doktora çalışması üç temel başlıkta değerlendirilecektir;

- Ti-6Al-4V sac malzemenin yüksek sıcaklıktaki mekanik özellikleri, mikroyapısal dönüşümleri ve faz yapısı karakterize edilecektir. Belirlenen mekanik özellikleri matematiksel olarak modellenecektir. Bu malzemenin karakterizasyonu ve modellenmesi, havacılık uygulamaları için kritik önem taşımaktadır.
- Gerçekleştirilecek sonlu elemanlar analizi ile sıcak şekillendirme prosesi parametreleri optimizasyonu sağlanacaktır. Hedeflenen yüksek

güvenilirlikte sonlu elemanlar modelinin oluşturulması maliyet ve zaman açısından büyük avantaj sağlayacaktır.

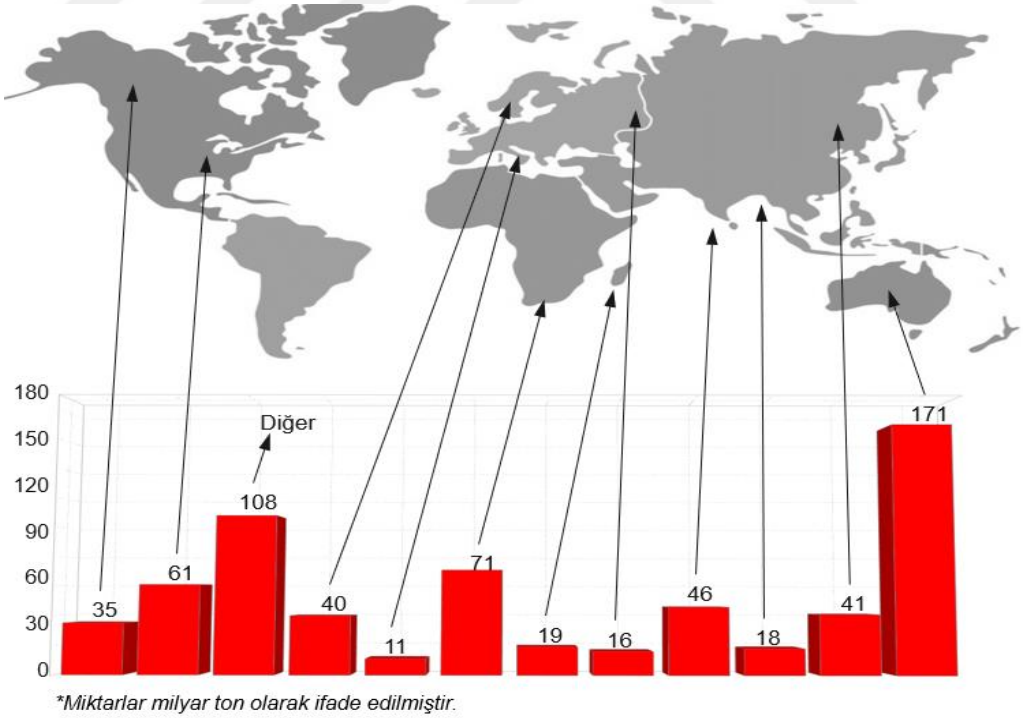
- Deneysel olarak farklı şekillendirme parametreleri kullanılarak sıcak pres sistemi ile örnek bir havacılık yapısal parçası şekillendirilecektir. Nihai ürünlerin karakterizasyonu ile hem sıcak pres şekillendirme prosesinin optimizasyonu sağlanacak, hem de sonlu elemanlar analizi doğruluk oranı belirlenecektir.

Çalışmada önerilen yenilikçi ve inovatif bir yöntem olan sıcak pres şekillendirme sistemi ile hem kompleks yapılar imal edilebileceği, hem de proses verimliliğinin artırılabileceği düşünülmektedir. Tez çalışması sonuçlarının Türkiye'nin havacılık endüstrisine nitelikli bir katkı sağlaması hedeflenmiştir. Bu doğrultuda optimize edilmiş sıcak pres şekillendirme sistemi havacılık alanında katma değeri ve stratejik önemi yüksek parçaların üretiminde kullanılacak, yerli ve özgün Ar-Ge çalışmalarına hizmet edecektir. Elde edilecek son ürün ve proses optimizasyonu sayesinde Türkiye'nin sac metal şekillendirme kabiliyetinin artmasına katkı sağlanarak, yurtdışı pazarında temel havacılık parçalarını imal etme gücü yükselecektir. Son ürün çıktısının yanı sıra her bir karakterizasyon sonucunun gelişmekte olan ülkemiz havacılık endüstrisinin teknolojik alt yapısına katkı sağlayacağı değerlendirilmesi yapılmıştır.

2
TİTANYUM VE ALAŞIMLARININ GENEL ÖZELLİKLERİ

Periyodik tabloda 4B grubunda yer alan ve “Ti” simgesi ile gösterilen titanyum elementinin atom numarası 22 ve atom ağırlığı 47,87 g/mol’dür. Yer kabuğunda en çok bulunan altıncı element olan titanyum, metalurji sektörü için nispeten yeni bir metal olarak değerlendirilebilir. Düşük saflıkta 1825 yılında üretilmesine karşın endüstriyel açıdan uygun saflıkta titanyum üretilebilmesi ise 1910 yılına kadar sürmüştür [64].

Titanyum, teknolojik amaçlar için kullanılan diğer önemli metaller gibi doğada oksit şeklinde bulunmaktadır. Titanyum içerikli en önemli mineraller TiO_2 (rutil ve anataz), $FeTiO_3$ (ilmenit), $CaTiO_3$ (perovskit), $MgTiO_3$ (geikielit) ve $CaSiTiO_5$ (titanit) şeklinde sıralanabilir.



Şekil 2.1 Titanyum minerallerinin küresel dağılım grafiği [65]

Titanyumun saflaştırılabilmesi için titanyum tetraklorür ($TiCl_4$) kullanarak titanyum cevherinden ayrıştırma çalışmaları yapılmıştır. İlk çalışmalarda titanyum tetraklorürün magnezyum ve sodyum ile redüksiyonu denenmiş, az da olsa titanyum metalinin üretimi gerçekleştirilmiştir. Ticari açıdan uygun olan proses ise William J. Kroll tarafından Lüksemburg'da keşfedilmiştir. Kroll prosesi olarak adlandırılan bu yöntem titanyum tetraklorürün magnezyum ile inert bir ortamda redüksiyona uğratılması temeline dayanır. Söz konusu proses sonucunda ise poröz yapısı sebebiyle "sünger titanyum" olarak adlandırılan titanyum üretilir. Günümüzde hala titanyum üretiminin büyük kısmı Kroll prosesi ile karşılanmaktadır [66].

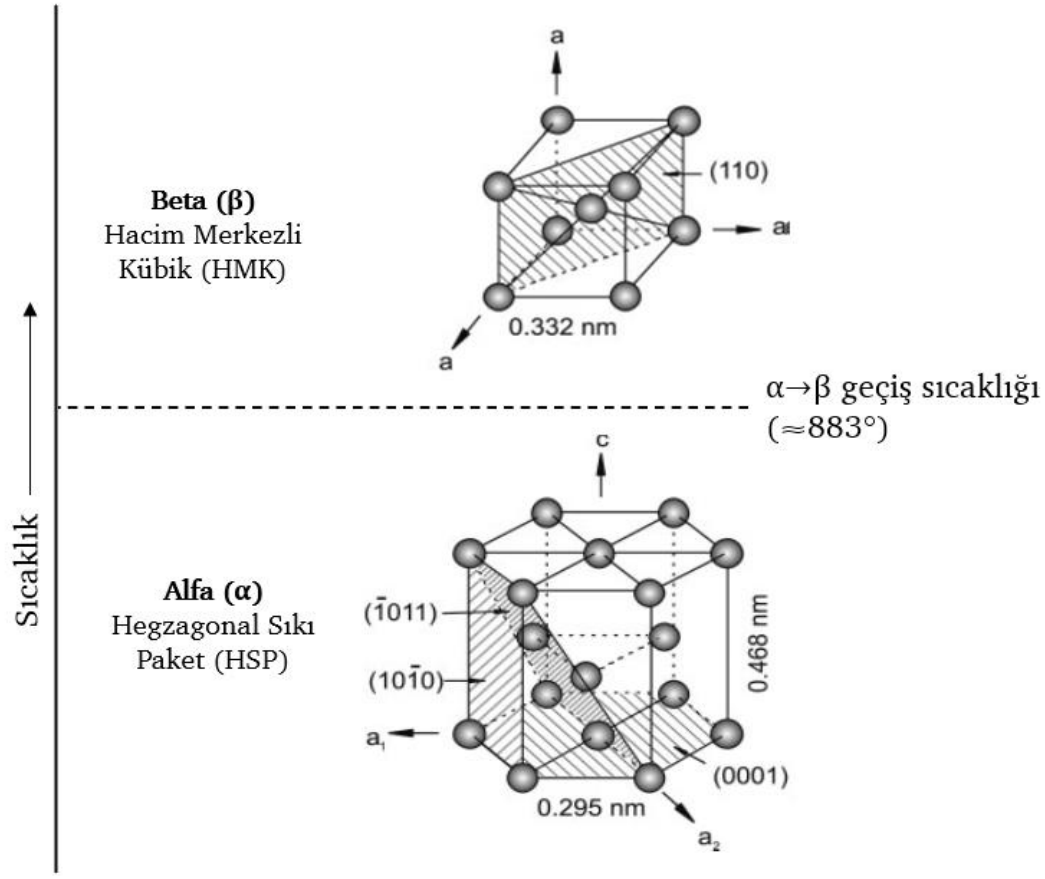
Tablo 2.1 Titanyumun diğer metallerle karşılaştırmalı temel özellikleri [67]

Özellik	Ti	Fe	Ni	Al
Ergime Sıcaklığı (°C)	1670	1538	1455	660
Allotropik Dönüşüm Sıcaklığı (°C)	$\beta \overset{883}{\longrightarrow} \alpha$	$\gamma \overset{912}{\longrightarrow} \alpha$	-	-
Kaynama Noktası (°C)	3130	-	-	-
Kristal Yapısı	HMK→HSP	YMK→HMK	YMK	YMK
Elastisite Modülü (GPa)	115	215	200	72
Akma Dayanımı (MPa)	1000-1100	1000	1000	800
Yoğunluk (g/cm^3)	4,5	7,9	8,9	2,7
Korozyon Direnci	Çok yüksek	Düşük	Düşük	Yüksek
Fiyat	Çok yüksek	Düşük	Yüksek	Orta

Titanyum metalinin havacılık, savunma ve otomotiv gibi temel endüstrilerdeki diğer metallerle olan kıyaslaması Tablo 2.1'de verilmektedir. Genel olarak yüksek mukavemet/ağırlık oranı, alternatiflerine kıyasla yüksek sıcaklardaki dayanımı, biyouyumlu yapısı ve korozyon direnci, titanyum ve alaşımlarının kullanılmasının en temel nedenleridir. Havacılık endüstrisi özelinde ise titanyumun alternatif malzemelere oranla sahip olduğu temel avantajlar; hafifliği (çeliklerin yoğunluğu ortalama 7,8 gr/cm^3 iken titanyum alaşımlarının yoğunluğu 4,5 gr/cm^3), yüksek

dayanımı (alüminyum alaşımlarının çekme mukavemeti 420–520 MPa arasındayken titanyum alaşımlarının çekme mukavemeti 800–1100 MPa), yüksek korozyon direnci olup, bu özelliklerini yüksek sıcaklıklarda da koruyabilmesidir [1], [68].

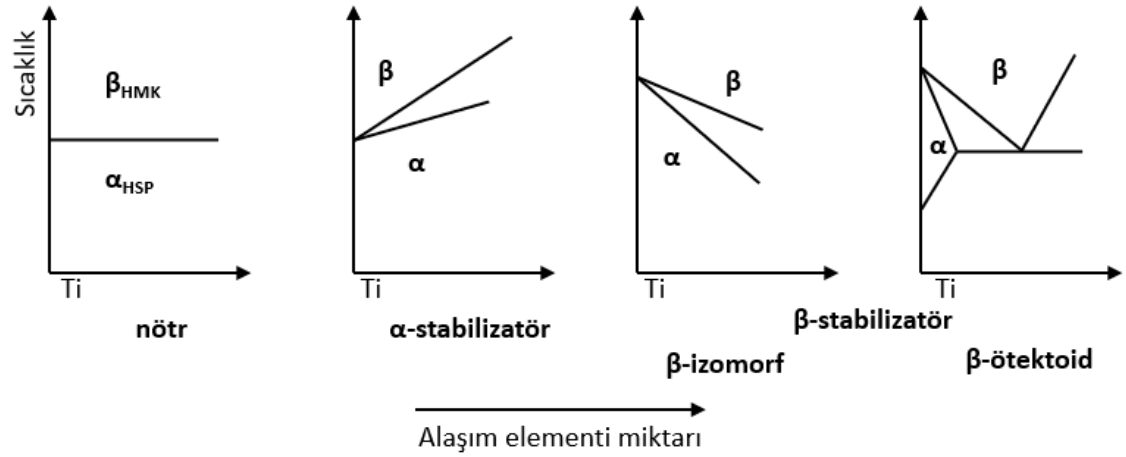
Şekil 2.2'de görülebileceği gibi, saf titanyum oda koşullarında hegzagonal sıkı paket (HSP) kristal yapıdaki alfa (α) fazına sahiptir. 883°C'nin üstündeki sıcaklıklarda ise hacim merkezli kübik (HMK) kristal formundaki beta (β) yapısına dönüşümü gerçekleşir.



Şekil 2.2 Titanyum kafes yapıları ve dönüşüm sıcaklığı [5], [69]

Düşük sıcaklıklardaki titanyumda yer alan HSP fazın kafes parametreleri a=0,295 nm, c=0,468 nm, c/a=1,587 ve yoğunluğu 4,51 g/cm^3'tür. HSP kafes yapısının a_1, a_2 ve a_3 eksenleri <1120> sıkı paket doğrultularıdır. HMK fazındaki kafes parametreleri, 927°C'de a=b=0,332 nm ve HMK'daki β fazın yoğunluğu 4,35 g/cm^3'tür. Saf titanyuma eklenen alaşım elementleri α ve β stabilizatörler olarak adlandırılırlar ve sınıflandırma faz yapısının değişimine göre yapılır [1], [70].

Şekil 2.3'te görüldüğü gibi α-stabilizatörler olarak adlandırılan Al, N, O ve C elementleri β dönüşüm sıcaklığını artırarak α yapısının daha baskın olmasını sağlar. β-stabilizör (Nb, Ta, V, Mo, Cu, Co, Cr, Ni) elementleri ise β dönüşüm sıcaklığını düşürerek oda sıcaklığında β faz içerikli yapıların elde edilebilmesini kolaylaştırmaktadır. Bir ötektoid dönüşümün gerçekleşmesi durumunda β-stabilizatör "ötektoid β-stabilizatör", gerçekleşmemesi durumunda ise "izomorf β-stabilizatör" olarak adlandırılır [6], [7]. Allotropik dönüşüm sıcaklığına herhangi bir etkisi olmayan elementler (Sn, Zr) ise "nötr elementler" olarak adlandırılır.



Şekil 2.3 Alaşım elementlerinin titanyum faz diyagramlarına etkisi [6]

2.1 Titanyum Alaşımlarının Sınıflandırılması

Titanyumun faz yapısı, içeriğindeki α ve/veya β stabilizatör elementler ve bu elementlerin miktarına göre değişkenlik göstermektedir. Elde edilebilecek yapı α, yakın α, α+β, yarı kararlı β ve β yapısında olabilir ve titanyum alaşımlarının sınıflandırılması da bu mantıkla gerçekleştirilir [71].

2.1.1 α ve Yakın α Alaşımları

α alaşımları, teknik olarak saf titanyumu ve α fazında çözünen, α fazını stabilize edici elementler içeren titanyum alaşımlarıdır. Buna ek olarak sınırlı miktarda β fazını dengeleyici elementler de (V, Mo ve Fe) içermeleri halinde ise yakın α alaşımları olarak adlandırılırlar. Al ve Sn'nin eklenmesi, α'nın β'ye allotropik dönüşüm sıcaklığını yükseltir [72]. α-stabilizatör elementlerinden alüminyumun, titanyum içerisindeki yüzde oranı artıkça Ti_3Al (α_2) fazı oluşacaktır. Ti_3Al (α_2)

fazının oluşması çift fazlı bir yapıyı ortaya çıkarır ve bu durumun oluşması için alüminyumun yaklaşık %5 ve üzerinde bulunması gerekir. α ve yakın α titanyum alaşımlarının genel özellikleri Tablo 2.2'de gösterilmiştir.

Tablo 2.2 α ve yakın α titanyum alaşımlarının genel özellikleri [73], [74]

Alaşım	Kimyasal Kompozisyon (% ağ.)	Elastisite Modüllü (GPa)	Akma Day. (MPa)	Çekme Day. (MPa)	Yüzde Uzama (%)	Kıc ($MPa.m^{1/2}$)
α-Titanyum Alaşımları						
Yüksek saf Ti	99,98	100-145	140	235	50	-
Grade 1	cp-Ti:0,2Fe, 0,18O		170-310	>240	24	-
Grade 4	cp-Ti:0,5Fe, 0,40O	100-120	480-655	>550	15	-
Grade 6	Ti-5Al-2,5Sn	109	827	861	15	70
Yakın α-Titanyum Alaşımları						
Ti-6-2-4-2-S	Ti-6Al-2Sn-4Zr-2Mo-0,1Si	114	990	1010	13	70
TIMETAL 1100	Ti-6Al-2,7Sn-4Zr-0,4Mo-0,4Si	112	900-950	1010-1050	10-16	60-75
TIMETAL 685	Ti-6Al-5Zr-0,5Mo-0,2Si	120	850-910	990-1020	6-11	68

Ti_3Al çökeltilerinden sakınmak amacı ile titanyum alaşımlarının çoğunda alüminyum miktarı %6 ile sınırlıdır [2]. En yaygın kullanılan α-stabilizatör elementlerden bir diğeri olan oksijen ise ticari saf titanyumun dayanımını artırmaktadır [75]. α alaşımları, ticari saflıkta titanyum (CP-Ti) ve α stabilizatör veya nötr elementler içeren titanyum alaşımlarından oluşmaktadır. Ticari saf

titanyumun içeriğindeki element oranına göre Grade 1'den Grade 7'ye kadar sınıflandırılmaktadır.

α titanyum alaşımları korozyon direnci ve sürünme dayanımı açısından ön plana çıkmaktadır ve bu sayede özellikle petrokimya ve kimya endüstrisinde kendisine yer bulmuştur. Ayrıca α titanyum alaşımlarının işlenebilirliği ve kaynak kabiliyeti de diğer titanyum alaşımlarına kıyasla daha üstündür.

2.1.2 α+β Titanyum Alaşımları

Hem α hem β kararlaştırıcı elementlerini içeriğinde bulunduran α+β titanyum alaşımları, endüstriyel olarak en yaygın kullanılan titanyum alaşımlarıdır. α+β titanyum alaşımlarında α ve β stabilizatörler birbirleriyle dengeli oranda kullanılır ve her iki fazın da bulunduğu bir yapı oda sıcaklığında üretilir. Böylece her iki fazın da avantajlarını içerir. Düşük yoğunluklu bu malzemeler, mukavemet ve korozyona dayanıklılık özelliklerini yüksek sıcaklıklarda da koruyabilirler. Isıl işlem yapılarak daha yüksek mukavemete çıkarılabilirler ve havacılık uygulamalarında sıkça kullanılırlar [76]. Bu alaşımların içerdiği β'nın hacimsel olarak bütün yapıya oranı %5 ile %40 arasında değişiklik göstermektedir [77]. α+β alaşımları, orta derecede mukavemet seviyelerine kadar ısıl işlem görebilirler ancak yakın α alaşımları ile kıyaslandıklarında yüksek sıcaklık özellikleri açısından daha düşük seviyelerdedirler. Kaynaklanabilirlikleri yakın α alaşımları kadar iyi olmamasına karşın şekillendirilebilme kabiliyetlerinin daha yüksek olduğu söylenebilir. Ti-6Al-4V, Ti-6Al-6V-2Sn ve Ti-6Al-2Sn-4Zr-6Mo gibi endüstriyel açıdan çok sık tercih edilen titanyum alaşımlarını içeren α+β alaşımlarının tümü, yakın α alaşımlardan daha yüksek dayanımlara sahiptir. α+β titanyum alaşımlarının genel mekanik özellikleri, kimyasal kompozisyonu bilgileri Tablo 2.3'te gösterilmiştir.

Tablo 2.3 α+β titanyum alaşımlarının genel özellikleri [78]

Alaşım	Kimyasal Kompozisyon (% ağ.)	Elastisite Modülü (GPa)	Akma Day. (MPa)	Çekme Day. (MPa)	Yüzde Uzama (%)	Kıc ($MPa.m^{1/2}$)
α+β Titanyum Alaşımları						
Ti-6-4	Ti-6Al-4V	110-140	800-1100	900-1200	13-16	33-110
Ti-6-6-2	Ti-6Al-6V-2Sn	110-117	950-1050	1000-1100	10-19	30-70
Ti-6-2-2-2-2	Ti-6Al-2Sn-2Zr-2Mo-2Cr-0,25Si	110-120	1000-1200	1100-1300	8-15	65-110
Ti-6-2-4-6	Ti-6Al-2Sn-4Zr-6Mo	114	1000-1100	1100-1200	13-16	30-60
Ti-17	Ti-5Al-2Sn-2Zr-4Mo-4Cr	112	1050	1100-1250	8-15	30-80

α+β titanyum alaşımlarından Ti-6Al-4V, endüstriyel titanyum kullanımının çok büyük bir kısmını oluşturmaktadır ve ayrıntılı anlatımı "2.2 Ti-6Al-4V Alaşımı ve Genel Özellikleri" başlığı altında ayrıca anlatılmıştır. Ti-6Al-4V'nin dışında Ti-6-22-22S2 (Ti-6Al-2Sn-2Zr-2Mo-2Cr-0,25Si) orijinal olarak orta dereceli servis sıcaklıkları için derin sertleşen yüksek mukavemetli bir alaşım olarak geliştirilmiştir. Daha yüksek alaşım içeriği nedeniyle, Ti-6Al-4V'ye göre hem oda sıcaklığında hem de yüksek sıcaklıklarda statik ve yorulma mukavemetine sahiptir. Hasara dayanıklı özellikleri en üst düzeye çıkarmak için tripleks ısıl işlem uygulanabilir. Ti-6Al-4V'ye göre daha iyi süperplastik özellik gösterirler. SP-700 (Ti-4,5Al-3V-2Mo-2Fe), Ti-6Al-4V'nin biraz yalın hali olan Ti-3Al-2.5V ve daha yüksek dayanıma sahip olan Ti-6246 (Ti-6Al-2Sn-4Zr-6Mo) ve Ti-17 (Ti-5Al-2Sn-2Zr-4Mo-4Cr) alaşımları, özellikle havacılıkta en çok kullanılan α+β alaşımlarına örnek olarak verilebilir [69], [79].

2.1.3 Yarı Kararlı β ve β Titanyum Alaşımları

β-izomorf ve β-ötektik olmak üzere ikiye ayrılan β-stabilizatör elementlerinden en yaygın olanları vanadyum (V), molibden (Mo) ve niyobyum (Nb) elementleridir. Uygun miktarlarda titanyum içerisinde bu elementlerin kullanılması, β fazının oda sıcaklığında kararlı olmasını sağlamaktadır. Ötektik elementlerinin en fazla kullanılanları krom (Cr), demir (Fe), silisyum (Si), nikel (Ni) ve bakır (Cu) elementleridir [80], [81]. Faz yapısına göre yarı kararlı β ve β titanyum alaşımlarının genel özellikleri Tablo 2.4'te gösterilmiştir.

Tablo 2.4 Yarı kararlı β ve β titanyum alaşımlarının genel özellikleri [78]

Alaşım	Kimyasal Kompozisyon (% ağ.)	Elastisite Modülü (GPa)	Akma Day. (MPa)	Çekme Day. (MPa)	Yüzde Uzama (%)	Kıc ($MPa.m^{1/2}$)
Yarı Kararlı β ve β Titanyum Alaşımları						
SP 700	Ti-4,5Al-3V-2Mo-2Fe	110	900	960	8-20	60-90
Beta III	Ti-11,5Mo-6Zr-4,5Sn	80-103	800-1200	900-1300	8-20	50-100
Beta C	Ti-3Al-8V-6Cr-4Mo-4Zr	86-115	800-1200	900-1300	6-16	50-90
Ti-10-2-3	Ti-10V-2Fe-3Al	110	1000-1200	1000-1400	6-16	30-100
Ti-15-3	Ti-15V-3Cr-3Al-3Sn	80-100	800-1000	800-1100	10-20	40-100

β-stabilizatör elementlerinin yapı içerisindeki oranı, hızlı soğutma esnasında tamamen martenzit β fazına dönüşemeyeceği miktarda ise, bu alaşımlara yarı kararlı β alaşımları (meta-stabil) denmektedir [82].

β fazlı alaşımlar, yüksek bir β fazı stabilizatör elementi içeren titanyum alaşımlarıdır ve β→α faz geçiş sıcaklığını önemli ölçüde azaltır. Yoğunluğu ve ısıl işlem duyarlılığı yüksek olan β alaşımlarının ayrıca soğuk şekillendirme kabiliyetleri de mevcuttur [78], [83]. α, yakın α, α+β, yarı kararlı β ve β yapısındaki titanyum alaşımlarının birbirlerine göre avantaj ve dezavantajlarını özetleyen kıyaslama tablosu Tablo 2.5'te verilmiştir.

Tablo 2.5 Temel titanyum alaşımları gruplarının karşılaştırılması [84]

Malzeme Özelliği	**α, yakın α**	**α+β**	**yarı kararlı β ve β**
β geçiş sıcaklığı	Yüksek ←		→ Düşük
Özgül yoğunluk	Düşük →		← Yüksek
Dayanım (T_{oda})	→		
Tokluk (T_{oda})	→		
Elastisite modülü	←		
İşlenebilirlik	←		
Isıl direnç	←		
Dayanım ($T_{yüksek}$)	←		
Isıl işlenebilirlik	→		
Plastik şekillendirilebilirlik	→		
Gerinim duyarlılığı	→		
Süperplastisite	→		
Sürünme direnci	←		

2.2 Ti-6Al-4V Alaşımı ve Genel Özellikleri

Tüm titanyum alaşımları arasında Ti-6Al-4V, toplam üretim miktarının %60 oranını oluşturmaktadır. Titanyum ürünlerinin imalatında itici güç olarak

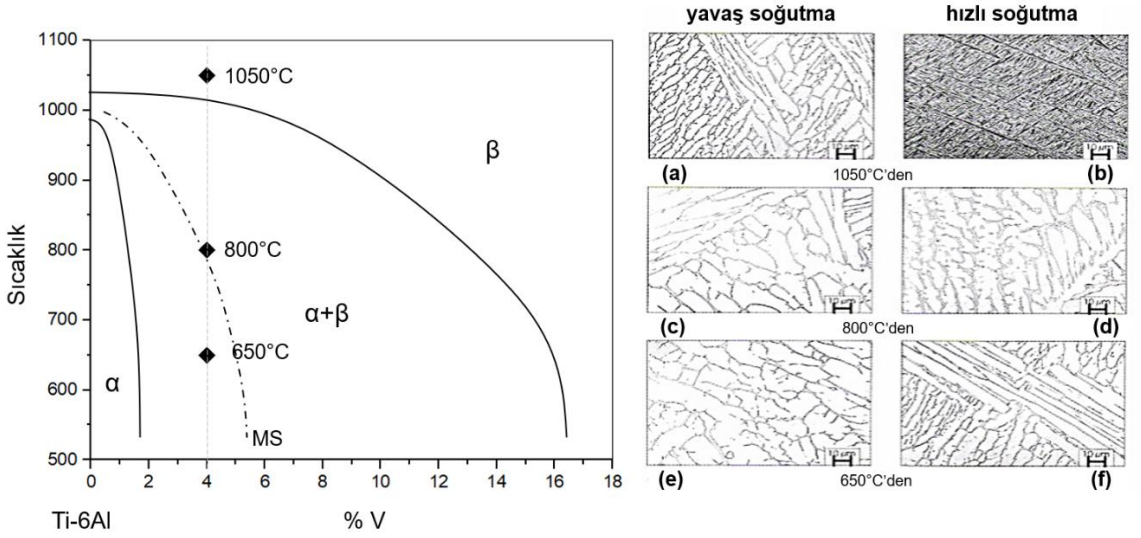
değerlendirilmesi nedeniyle en çok öne çıkan titanyum alaşımıdır. Ti-6Al-4V alaşımında yer alan %6 oranındaki alüminyum, α-stabilizatörü olarak bulunurken, %4 oranındaki vanadyum ise β-stabilizatörü olarak yapıda yer almaktadır. α-stabilizatör olan alüminyum katı çözelti mukavemetleşmesi sağlar fakat α2 fazının oluşumundan korunmak için %6 oranının üzerine çıkılmamalıdır. Gevrek olan bu faz, malzemenin süneklik ve tokluğunda önemli düşüşe sebep olmaktadır. Ti-6Al-4V alaşımının genel özelliklerine ait yaklaşık değerler Tablo 2.6'da gösterilmiştir.

Tablo 2.6 Ti-6Al-4V alaşımının kimyasal kompozisyonu ve mekanik özelliklerinin yaklaşık değerleri [85]

Kimyasal Kompozisyon						
	C	**Al**	**V**	**O**	**Fe**	**Ti**
İçerik (%)	0,012	6,07	4,2	0,149	0,03	Balans
Mekanik Özellikleri						
Maksimum Çekme Dayanımı (MPa)						832
Ergime Noktası (°C)						1665
Sertlik (HV)						395
Akma Dayanımı (MPa)						745
Çentik Darbe Faktörü (J)						34
Elastisite Modülü (GPa)						114
Yorulma Dayanımı (MPa)						510
Kayma Modülü (GPa)						44

Alüminyumun dışında, titanyum bünyesinde her zaman bulunan oksijen de α stabilizatör olarak görev yapar. Yapıdaki β stabilizatörü olarak kullanılan vanadyum (V), α fazında çözünmez ve bu fazdan dışarı atılır. Bu yüzden vanadyum, β fazının kenar bölgelerinde birikir. β fazı, α matris içerisinde düzenli olarak dağılmıştır. α ve β faz yapıları içeriği birbirinden farklıdır ve bu durum iki fazın da tane büyümesine karşı kararlı olmasına sebebiyet verir. Diğer alaşımlara göre, tane büyümesi için daha fazla difüzyon ihtiyacı doğar. Ti-6Al-4V gibi alaşımlar nispeten küçük bir mikroyapıya sahiptir ve tane sınırı mukavemetleşmesinden kaynaklı olarak dayanımı artar [82].

Oda sıcaklığında Ti-6Al-4V alaşımı hegzagonal sıkı paket (HSP) formundaki α fazından ve hacim merkezli kübik (HMK) β fazından oluşur. Şekillendirme işlemi sırasında farklı ısıl işlemlerin uygulanması, çeşitli mikroyapılar ve mekanik özellikler ile sonuçlanır. Soğutma hızı ve ısıl işlem geçmişi değiştirilerek birçok mikroyapı durumu gözlemlenir. Şekil 2.4'te Ti-6Al içeriğinin değişen V yüzdesine göre oluşturulan faz diyagramı görülmektedir. Diyagrama göre farklı sıcaklıklarda ve hızlarda yapılan soğutmalara göre Ti-6Al-4V farklı mikroyapılarda olabilmektedir. [72]. Plaka benzeri yapıdaki α+β mikroyapısı 1050°C'den (Şekil 2.4a), eş eksenli α ve taneler arası β yapısı (Şekil 2.4c-e) 800°C ve 650°C'den fırın ortamında yavaş soğumayla elde edilirken, α'+β yapısı (Şekil 2.4b) 1050°C'den, birincil α ve α'+β ortak görünümü (Şekil 2.4d) 800°C'den ve birincil α ve metastabil β yapısı (Şekil 2.4f) 650°C'den hızlı soğutma ile elde edilir. Hızlı soğutma durumunda β fazı martensitik α' fazına dönüşür. Ti-6Al-4V alaşımında martenzitik HCP α' veya ortorombik α" fazının miktarı, hızlı soğutmadan önceki β fazının bileşimine bağlıdır. HCP α' fazı, β stabilize edici element açısından zengin olduğu için, martenzitik başlangıç sıcaklığı (M_s) ve β geçişi arasındaki aralıkta yaşlanma işlemi, HCP α' martenzitik fazın α ve β denge fazına ayrışmasına neden olur [86], [87].



Şekil 2.4 Ti-6Al-V'nin a) 1050°C'den, c) 800°C'den, e)650°C'den yavaş soğutma ile, b)1050°C'den, d)800°C 'den, f)650°C'den hızlı soğutma ile elde edilen mikroyapı görüntüleri [88]

2.3 Ti-6Al-4V Alaşımının Havacılık Uygulamalarında Kullanımı

Havacılık uygulamalarında araçlar; kullanım koşulları gereği zorlu ortamlarda performans verebilecek şekilde tasarlanmaktadırlar. Bir yolcu uçağının ortalama irtifada uçuş esnasında dış ortamda sıcaklık -60°C'ye kadar düşerken, aynı hava aracının motor bölgesindeki ortalama sıcaklık 1600°C'ye kadar çıkabilmektedir. Hava araçları uygulama amaçlarına göre ticari, yangın söndürme veya askeri gibi farklı sınıflandırılmalarına rağmen hepsinin ortak noktası, üretim yönteminin ve mühendislik malzemesi seçiminin kompleks mühendislik hesaplamalarıyla ortaya konuluyor olmalarıdır. Bütün bu sebepler göz önüne alındığında, ülkelerin havacılık sektöründeki faaliyetlerinin genişliği, endüstriyel gelişmişliklerinin temel bir göstergesi olarak kabul görmektedir [88].

Titanyum ve alaşımlarının havacılık uygulamalarında kullanılmasının en temel sebepleri aşağıda verilmiştir:

- **Ağırlık tasarrufu:** Titanyum alaşımları yüksek bir özgül mukavemete sahiptir. Bu sayede benzer mukavemet özelliklerine sahip malzemelerin yerine titanyum alaşımı kullanılması durumunda çok ciddi ağırlık tasarrufu sağlanır. Hafifleyen yapı ile birlikte yakıt tasarrufu sağlanır, periyodik

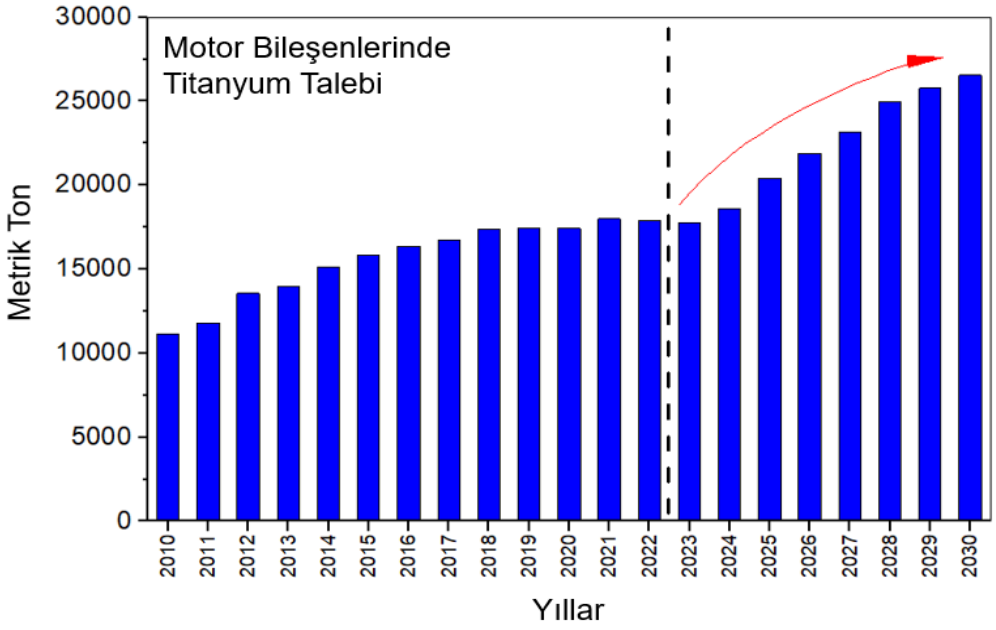
bakım maliyeti azalır. Örneğin, Boeing 777 ana iniş takımı yapısındaki çelik yapıların Ti-10-2-3 alaşımı ile değiştirilmesi ile yaklaşık 270 kg'lık bir ağırlık tasarrufu sağlanmıştır [3], [4].

- **Hacim kısıtlaması:** Normalde alüminyum alaşımı kullanılacak bazı yapısal uygulamalarda hacimsel kısıtlamalardan dolayı alüminyum yerine titanyum alaşımı kullanılabilmektedir.

- **Kompozitlerle uyumluluk:** Yüksek termal genleşme katsayılı malzemelerin polimer matrisli kompozitlerle birlikte kullanılması durumunda, parçaların çarpılması sonucunda, geometrik bütünlüğünü çalışma esnasında koruyamadığı ortaya çıkmıştır. Titanyum alaşımlarının termal genleşme katsayısı alüminyum ve çelikten daha düşüktür, bu sebepten çarpılma gibi problemler oluşmaz. Ayrıca korozyon direnci yüksek olan titanyum alaşımları, nemli ortamlarda da kompozitlerle elektrokimyasal olarak uyum içerisinde olduğu bilinmektedir.

- **Kriyojenik çalışma sıcaklıklarına uyum:** Metalik alaşımlar düşük çalışma sıcaklıklarında yüksek dayanıma sahipken, aynı anda sünekliklerini de muhafaza etmeleri gerekmektedir. Düşük sıcaklıklarda mukavemetinin yanı sıra gevrek kırılma davranışı göstermeyen α faz yapısındaki titanyum alaşımları -250°C'ye kadar düşen çalışma sıcaklıkları olan sıvı hidrojen-oksijen yakıt tanklarında kullanılabilmektedir [89].

- **Yüksek sıcaklıkta çalışma kapasitesi:** Yüksek sıcaklıklarda mukavemet özelliklerini koruyabilen titanyum alaşımları, sıcaklığın çok daha yüksek olduğu motor aksamında yaklaşık olarak %35 oranında kullanılmaktadır. Yakın α alaşımlarından Ti-6-2-4-2S 500°C'ye kadar, IMI 834 titanyum alaşımı 600°C'ye kadar, titanyum alüminatlar ise yaklaşık 800°C'ye kadar olan çalışma sıcaklıklarında kullanılabilmektedir [4].

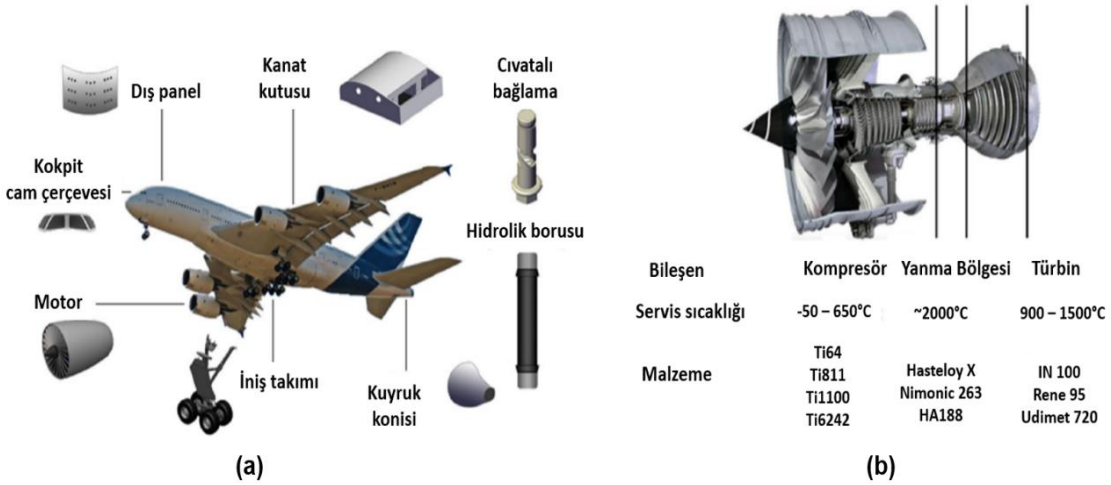


Şekil 2.5 Yıllara göre jet motorlarında titanyum talebi [90]

Uluslararası Titanyum Derneği (International Titanium Association (ITA))'nin gerçekleştirdiği 2018 toplantısı verilerine göre 2030 yılına kadar, ticari jet motorları için toplam titanyum talebinin 25000 tonu aşacağı ve performans özelliklerini karşılamak için daha fazla titanyuma ihtiyaç duyulacağı öngörülmüştür. 2018 için toplam jet motoru için titanyum talebinin 15000 tonun biraz üzerinde olduğu raporlanmıştır (Şekil 2.5).

Havacılık özelinde Ti-6Al-4V alaşımı mukavemet, kırılma tokluğu, yüksek sıcaklık mukavemeti, sürünme özellikleri, kaynaklanabilirlik, işlenebilirlik ve termal işlenebilirlik özellikleri sayesinde birçok gövde ve motor parçası için kullanılmaktadır. Uçak gövdelerinde genel yapı malzemesi, cıvatalar, koltuk rayları gibi parçalar için kullanılır. Ayrıca alaşım, sıcaklıkların düşük olduğu emme bölümünde fan kanatları, fan kasası gibi parçalarda kullanılır [91]. Bütün avantajlı özelliklerinin yanında Ti-6Al-4V alaşımının özellikle oda sıcaklığında düşük şekillenebilirlik kabiliyeti ve yüksek geri yaylanma davranışı göstermesi, uygulama alanını sınırlamaktadır. Uçak gövdesinin temel bölgeleri, motorun bileşenleri ve kullanılan malzemeler Şekil 2.6'da görülmektedir [92], [93]. Gövde parçalarında (kaplamalar, takviyeler, kanat kutuları, yedek parçalar vb.) kullanılan toplam titanyumun yaklaşık %80-90'ı Ti-6Al-4V alaşımından

oluşmaktadır. Bu alaşım aynı zamanda jet motoru parçalarında (tüketilen toplam titanyumun %60'ı) ve uçak gövdelerinde (tüketilen titanyumun %80-90'ı) hacim olarak büyük paya sahiptir. F-35 Lightening-II uçağının soğutucu parçaları ve fanı, blisk ve 300°C'nin altında çalışan diğer parçalar Ti-6Al-4V'den yapılmıştır. Kokpit pencerelerinde ihtiyaç duyulan, özellikle kuş çarpmasına karışı darbe dayanımı genellikle dövme Ti-6Al-4V alaşımı ile sağlanır. Helikopterlerde (BK117 ve BK105) dövme Ti-6Al-4V, rotor başlıklarında yaygın olarak kullanılmaktadır [94].



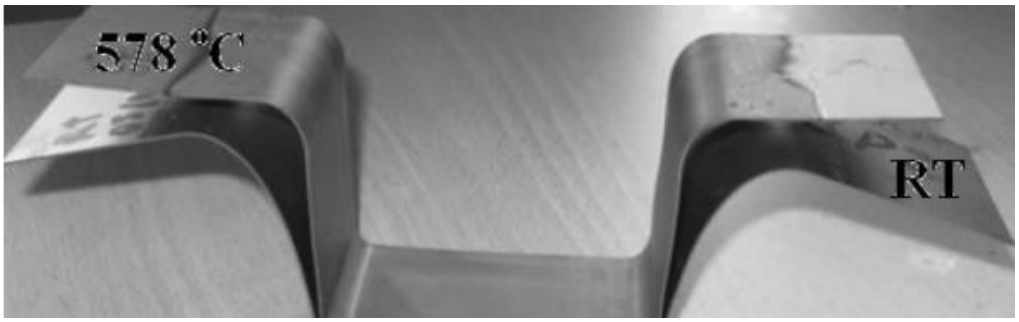
Şekil 2.6 a) Bir uçak gövdesi için titanyum alaşımlarının tipik uygulamalarının şeması, b) tipik bir gaz türbini motorunun şeması [92]

3
TİTANYUM SAC METAL ŞEKİLLENDİRME YÖNTEMLERİ

Titanyumun şekillendirilmesi, çelik veya alüminyum alaşımlarına göre daha zordur ve daha kompleks proseslere ihtiyaç duyar. Titanyum alaşımlarının istenilen son ürün haline getirilebilmesi için ilgili proseslerin optimizasyonu sağlanmalıdır. Titanyum sac malzemelerin şekillendirme prosesleri, işlem sıcaklığına göre değerlendirildiğinde soğuk, sıcak ve süperplastik olmak üzere üçe ayrılabilir. Her yöntemin avantajları ve dezavantajları göz önüne alındığında, yöntemler kombine şekilde de kullanılabilir [95]. Soğuk, sıcak ve süperplastik şekillendirme yöntemlerinin temel prensipleri aşağıda belirtilmiştir:

3.1 Soğuk Şekillendirme

Titanyum ve alaşımlarında soğuk şekillendirme prosesi, geometrik toleransı düşük, çok hassas olmayan fakat hızlı ve ekonomik üretimi istenilen parçalar özelinde kullanılır. Ticari olarak saf titanyum ve Ti-15V-3Sn-3Cr-3Al ve Ti-3Al-8V-6Cr-4Zr-4Mo gibi en sünek yarı kararlı β titanyum alaşımları sınırlı bir ölçüde soğuk şekillendirilebilir. Titanyumun soğuk şekillendirilmesi sırasında oluşan en büyük problem geri yaylanmadır [96], [97]. Şekil 3.1'de gösterilen geri esneme problemi, kalıp tasarımı veya proses parametrelerinin optimize edilmesiyle sınırlandırılmaya çalışılır.



Şekil 3.1 Geri yaylanma gösterimi [98]

Bu sebeple soğuk şekillendirme ancak malzemede kademeli gerinim giderme yapılarak devam ettirilebilir. Oda sıcaklığında gerçekleştirilen titanyum sac şekillendirme işlemi derin çekme, bükme, streç şekillendirme gibi farklı kalıp ve zımba geometrisine sahip yöntemlerle gerçekleştirilebilir. Derin çekme işleminde, sacın dar bir bölgeye akmaya zorlanmasından dolayı parçada karmaşık gerilme ve deformasyon durumları ortaya çıktığından ve hassas olarak analiz edilmesi gereken bir işlem olduğundan pek çok farklı kusur ortaya çıkması söz konusudur (Şekil 3.2) [99].



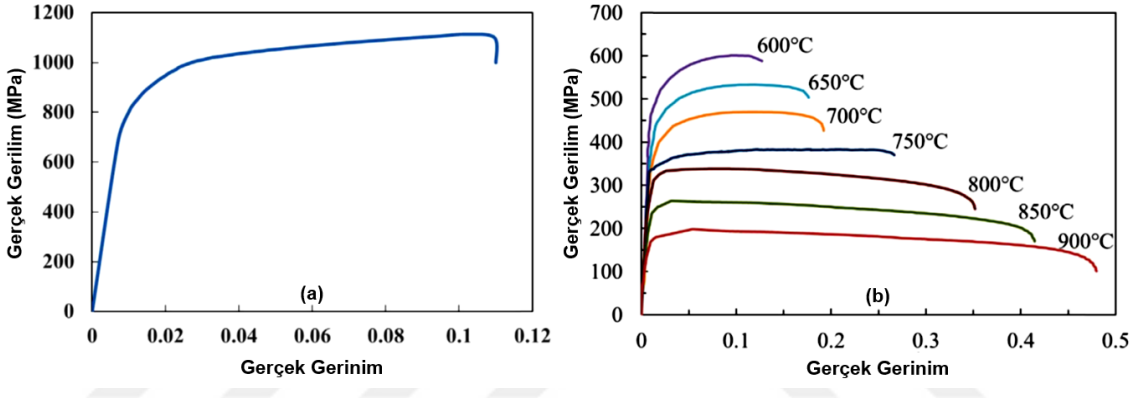
Şekil 3.2 Derin çekme işleminde ortaya çıkan kusurlar: kırışma, kabarma ve yırtılma [99]

3.2 Sıcak Şekillendirme

Soğuk şekillendirmenin geometrik dezavantajları nedeniyle titanyum alaşımlarının şekillendirilmesi yüksek sıcaklıklarda daha fazla tercih edilmektedir. Parçanın ve/veya kalıbın sıcaklığı ve şekillendirme süresi hem alaşıma hem de istenilen son ürüne göre değişiklik gösterir. Titanyumun ısıtılması malzemede şekillendirilebilirliği artırır, geri esneme problemini azaltır ve akma mukavemetini düşürerek sünekliği artırıcı etki sağlar. Soğuk şekillendirmeye kıyasla malzemedeki geometrik hassasiyet daha yüksektir [46], [100].

Ti-6Al-4V alaşımlarının oda sıcaklığında şekillendirilmesi sürecinde düşük boyutsal tolerans, yırtılma ve yüksek geri esneme sorunları gibi dezavantajlar bulunmaktadır. Ti-6Al-4V alaşımları, oda sıcaklığında hem α (hegzagonal sıkı paket) hem de β (hacim merkezli kübik) fazları içerir. Oda sıcaklığında prizmatik, piramidal ve bazalin deformasyon mekanizmasını etkinleştirmek zordur. Bu

durum özellikle karmaşık geometrilere sahip parçalarda Ti-6Al-4V'nin yüksek sıcaklıklarda şekillendirilmesi gerekliliğini ortaya koymaktadır [36], [37]. Titanyum alaşımının yapısına göre uygun işlem sıcaklığı seçilmelidir. En çok kullanılanlar, şekillendirilmesi en zor alaşımlar için 200°C ila 315°C, 480°C ila 540°C ve 650°C ila 815°C olmak üzere üç sıcaklık aralığıdır [101]. Artan sıcaklıkla birlikte titanyum ve alaşımlarında akma ve çekme gerilimi düşecek, yüzde uzama kapasitesi artacaktır ki bu bilgi sıcak şekillendirme prosesinin temelini oluşturmaktadır. Şekil 3.3'te Kopec ve ark.'larının yaptıkları çalışmada [102] Ti-6Al-4V malzemesinin oda sıcaklığında ve 600°C ile 900°C arasındaki yüksek sıcaklıklardaki gerilim-gerinim eğrileri gösterilmiştir.



Şekil 3.3 Ti-6Al-4V malzemenin 1 s^{-1} gerinim oranında a) oda sıcaklığında, b) 600°C-900°C arası sıcaklıklarda gerçek gerilim-gerinim eğrileri [102]

Net olarak görülebileceği gibi oda sıcaklığında 1120 MPa'lık bir çekme gerilmesi görülürken, 600°C'de çekme gerilmesi neredeyse yarı yarıya düşerek 610 MPa olarak hesaplanmıştır. 900°C'de ise 200 MPa'nın altında görülen gerilim ile birlikte uzama değeri oda sıcaklığına göre %60'a yakın seviyede artmıştır.

Sıcak şekillendirme proseslerinde son ürün kalitesi ve proses performansı için ısıtma yöntemi ciddi bir öneme sahiptir. Parçayı ısıtmak için birçok yöntem ve şekillendirme aracı ortaya konulmuştur. Mekanik özelliklerin bozulması ve sonrasında oluşabilecek muhtemel tahribat nedeniyle, işlenmiş malzemenin veya kalıp malzemesinin aşırı ısınmasından kaçınılmalıdır. Hem sıcaklık hem de ısıtma süresi en aza indirilmelidir. Bazı ısıtma yöntemleri aşağıda belirtilmiştir [101]:

Fırın ortamında ısıtma yönteminde hava atmosferine sahip elektrikli fırınlar titanyum iş parçalarını ısıtmak için en kullanışlı olan metottır. Alev-Gaz fırınları ancak alev yüzeye temas etmiyorsa ve atmosfer hafif oksitleyici ise kabul edilebilir. Özellikle önemli olan atmosferin saflığını korumaktır. Hidrojen içeriğindeki her değişiklik, malzeme özelliklerinin ciddi şekilde bozulmasına neden olur [103], [104]. Elektrik dirençli ısıtma yöntemi ise titanyumun yüksek elektrik iletkenliği nedeniyle yaygın olarak kullanılan bir prosestir fakat akım yoğunluğunun değişmesinden kaynaklanan sorunlar oluşabilir. Ayrıca, kesitin daha küçük olduğu alanlarda daha yüksek sıcaklıklar meydana gelerek homojen ısı dağılımı engellenebilir. Bununla birlikte, birçok sıcak şekillendirme türü için etkili bir yöntemdir. Isı kaybı veya işleme süresinin optimizasyonu ile bu ısıtma yönteminin verimi artırılabilir [105], [106]. Sıcak kalıp ısıtma metodu ise ısıtılmış kalıp ve oda sıcaklığındaki iş parçasının istenen sıcaklığa ulaşıncaya kadar temas halinde tutulması esasına dayanır. Isıtılmış şekillendirme kalıbı, özellikle yüksek sıcaklıklarda sıklıkla kullanılır [105], [107].

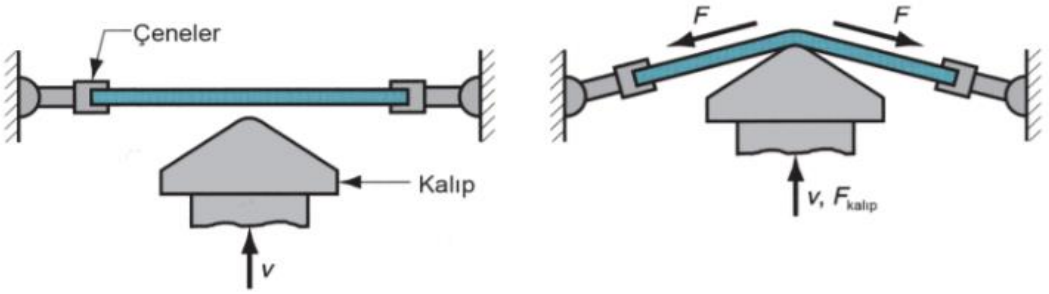
Sıcak şekillendirme esnasında parça ve kalıp yüzeyleri arasındaki enerji tüketimini, ısı transferini ve sürtünmeyi azaltmak için bazı yağlayıcılar kullanılmalıdır. En çok kullanılanlar, kolloidal silika, boron nitrür, molibden disülfür gibi yüksek sıcaklıklarda da kimyasal kararlılığını koruyabilecek katı katkı maddelerinin yağlarla kombinasyonlarıdır. Uygun kalıp malzemesine göre yağlayıcı seçimi yapılmalıdır. Tipik kalıp malzemeler ve yağlayıcılar Tablo 3.1‘de listelenmiştir [68].

Tablo 3.1 Şekillendirme proseslerinde kullanılan yağlayıcılar ve kalıp malzemeleri [101]

Şekillendirme Prosesi	**Sıcaklık**	**Yağlayıcı**	**Kalıp Malzemesi**
Gererek şekillendirme (yüzey)	Soğuk	Gres-yağ, balmumu tipi yağlayıcılar	Epoksi yüzeyli dökme alüminyum
	Sıcak	Kolloidal grafit	Döküm seramik
Gererek şekillendirme (ekstrüzyon)	Soğuk	-	Düşük C Çelik, 4130
	Sıcak	Molibden disülfür, Kolloidal grafit	4130, 310 SS
Büküm	Soğuk	Kolloidal grafit	4340
	Sıcak	-	H11, H13, Incoloy 802
Haddeleme	Soğuk	SAE 60	-
	Sıcak	Kolloidal grafit	-
Sıcak biçimlendirme	Sıcak	Kolloidal grafit	Si Dökme Demir; H13; 310 SSInconel X; Hastelloy X; Incoloy 802
Çekmeli biçimlendirme	Sıcak	Kolloidal grafit + xylene	Dökme Demir, Incoloy 802
Hidropres şekillendirme	Soğuk	-	Dökme Demir, Incoloy 802
	Sıcak	Kolloidal grafit	Dökme Demir, Incoloy 802

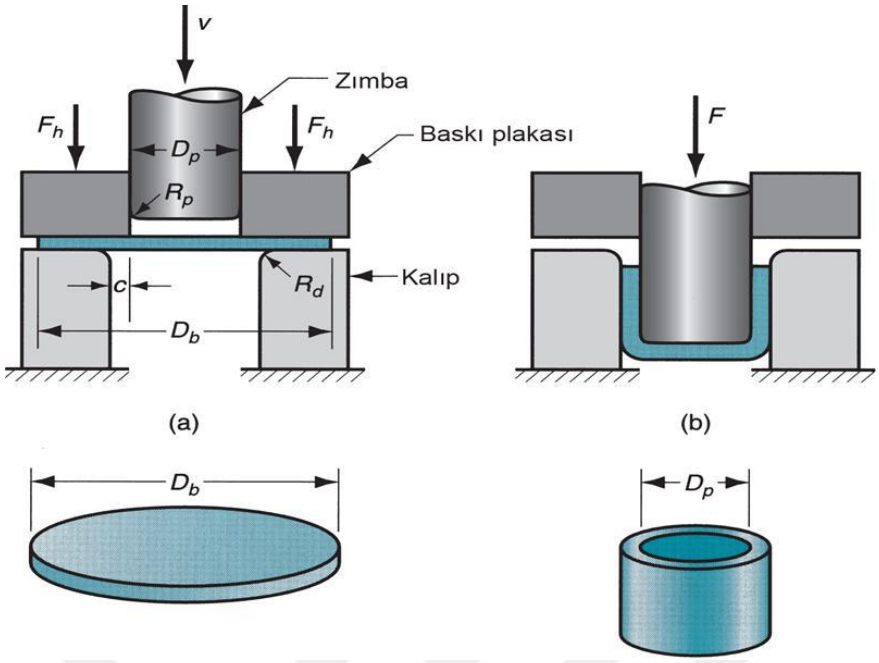
Titanyum alaşımları için sıcak şekillendirme teknikleri, kalıp ve iş parçası geometrisine göre farklı şekilde isimlendirilebilirler. En yaygın olanlarından büküm prosesi, bir zımbanın iş parçasını dişi kalıp şekline getirmesi temeline dayanır. Soğuk ortam şartlarında da gerçekleştirilebilen işlem, sıcak şekilde de yaygın olarak kullanılmaktadır. En temel problemi ise geri esneme problemidir. Artan sıcaklıkla geri esneme açısının düştüğü ortaya konulmuştur [9], [98]. Gererek şekillendirme işleminde ise iş parçasının uç kısımlarından çenelerle tutularak gerdirildiği ve istenen şekle eğildiği sac şekillendirme işlemidir.

Gerdirme ve eğmenin bileşik etkisi işlem sonundaki geri yaylanmayı azaltır. Düşük imalat miktarlarında da ekonomik olan yöntem havacılık ve uzay endüstrisinde yaygın kullanılır ve karmaşık geometrilerin elde edilmesine imkân sağlar [108], [109]. Gererek şekillendirmenin şematik gösterimi Şekil 3.4'te gösterilmiştir.



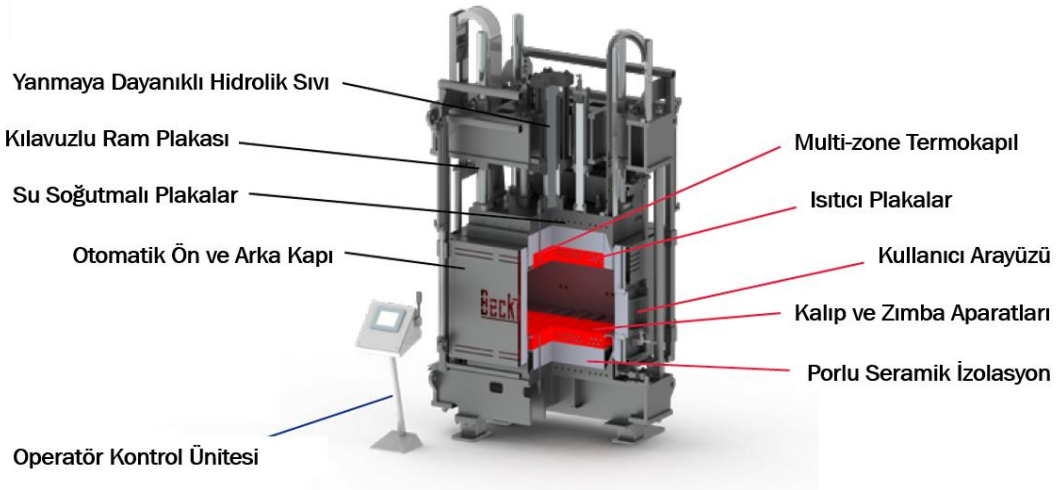
Şekil 3.4 Gererek şekillendirme işleminin şematik gösterim [109], [110]

Sac metal şekillendirme için kullanılan en yaygın işlemlerden bir diğeri ise derin çekme işlemidir. Silindirik ve prizmatik kap şekillerin veya daha karmaşık konkav parçaların imalatında kullanılan yöntemdir. İşlem, iş parçasının kalıp boşluğu üzerine yerleştirilerek zımba ile sacın Şekil 3.5'te görülebileceği gibi, çapı D_b olan sacın, çapı D_p olan zımba ile kalıp boşluğuna itilmesi esasına dayanır. Derin çekme işleminde malzeme akışının etkin şekilde gerçekleşebilmesi için yaygın olarak bir baskı plakası (sac tutucu) ile sacın etek kısımlarına basınç uygulanarak hareketi yavaşlatılır [110]. Derin çekme prosesinde, işlenmemiş parçayı ve kalıpları ayrı ayrı veya her ikisi birden ısıtarak yüksek sıcaklıklarda kullanılabilir fakat deformasyon oranı çok yüksek olan bu proseste şekil verme hızı oldukça yavaştır [107], [111].



Şekil 3.5 Derin çekme işleminin şematik gösterim [110]

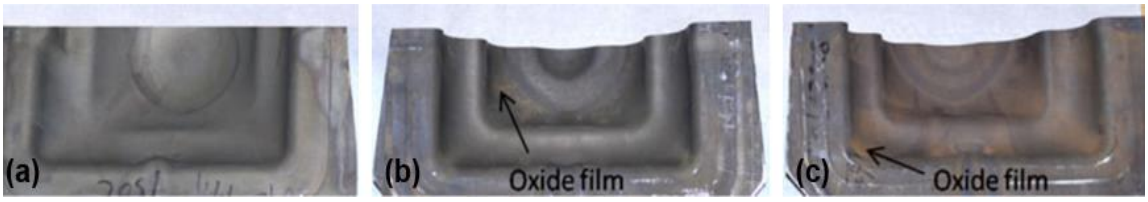
Sıcak şekillendirme işlemi sırasında, iş parçası süperplastik sıcaklığının altına kadar ısıtılır, bu da plastisite ve uzama özelliklerini artırır. Çevrime ısı verilmesi, soğuk şekillendirmeye kıyasla daha az geri esneme ve çatlama ile önemli ölçüde daha düşük tonajlarda yüksek mukavemetli malzemelerin oluşturulmasına olanak tanır [112]–[115]. Karmaşık sac metal bileşenlerin imalatında genellikle kaynak, perçinleme gibi birleştirme işlemlerine ve kaba şekillendirilmiş bileşenlerin kesme, taşlama, germe gibi diğer işlemlere ihtiyaç duyulmaktadır. Bu işlemlerin önüne geçmek için havacılık endüstrisinde kompleks parça şekillendirilmesinde modern sıcak şekillendirme tezgahları kullanılmaktadır. Şekillendirilmiş parçalar, tek bir iş parçasından üretilir ve işlem sırasında etkili bir şekilde gerilim giderilir, böylece sonradan oluşan geri esnemeyi ortadan kaldırır. Tek ortamda ısıtmayı ve şekil vermeyi gerçekleştirebilen bilgisayar kontrollü endüstriyel tezgahların bir örneği Şekil 3.6'da gösterilmiştir [116], [117].



Şekil 3.6 Örnek bir sıcak şekillendirme presi şematik gösterimi [117]

Sıcak şekillendirme işlemlerinde dikkat edilmesi gereken bir önemli nokta da titanyum yüzey üzerinde oluşması muhtemel oksit tabakasıdır. Artan sıcaklıkla titanyum alaşımlarının sünekliği artmakla birlikte, oksijen afinitesi de artacak, oksit tabaka oluşumu kolaylaşacaktır [118]. Oksit tabakasının varlığı son üründe performans kaybına yol açabileceği için istenmeyen bir durumdur.

Şekil 3.7'de 750°C, 800°C ve 850°C sıcaklıklarda şekillendirilmiş Ti-6Al-4V parçalar görülmektedir. Buradan anlaşılacağı gibi özellikle 800°C ve üzeri sıcaklıklarda titanyum oksit oluşumu, yüzeyde renkli bir tabaka ile görüntülenebilmektedir [119].



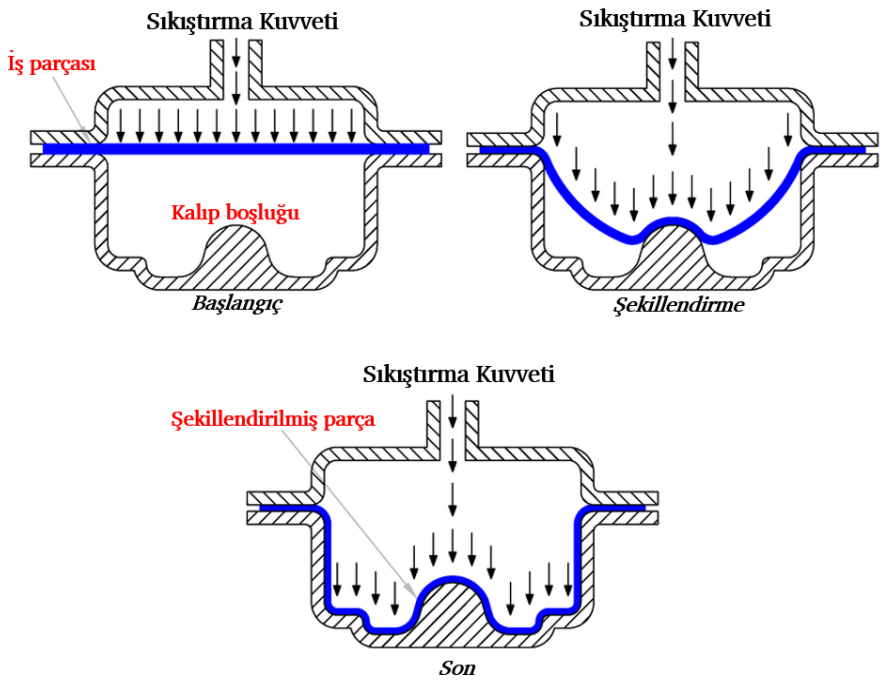
Şekil 3.7 Farklı sıcaklıklarda gerçekleştirilen sıcak şekillendirme işlemleri sonrası Ti-6Al-4V yüzey görüntüleri; a) 750°C, b) 800°C ve c) 825°C [119]

Havacılık endüstrisinde yüksek mukavemetli hafif parçalara olan talebin artmasıyla, titanyum alaşımları oluşturmak için bir dizi teknik geliştirilmiş ve ticari olarak kullanılmıştır. Titanyum alaşımlı levhaların oda sıcaklığında şekillendirilebilirliği düşük olduğundan, levhalar genellikle yüksek sıcaklıklarda şekillendirilir. Sıcak gerdirerek şekillendirme, sürünerek şekillendirme, sıcak gaz basıncıyla şekillendirme gibi işlemler, geri esneme etkisinin üstesinden gelmek

için umut verici yöntemler haline gelmiştir. Bu yöntemlere ek olarak, çok daha kompleks parçaların üretiminin sağlanması için süperplastik şekillendirme yöntemi ortaya çıkmıştır.

3.3 Süperplastik Şekillendirme

Tamamen fırın ortamında gerçekleştirilen süperplastik şekillendirme prosesi, yaklaşık 825°C'nin üzerinde alaşımların süperplastik özellik kazanması özelliğinden faydalanır. İşlem sırasında mutlaka koruyucu gaz atmosferi gerekir ve çok düşük şekil değiştirme hızlarında gerçekleştirilir. Bu sebepten, proses ekonomik açıdan çok maliyetlidir fakat diğer yöntemlerle üretimi mümkün olmayan parçaların üretimine de olanak sağlar.



Şekil 3.8 Süperplastik şekillendirme prosesi şematik gösterimi [120], [121],[122].

Süperplastik şekillendirmenin diğer şekillendirme işlemlerine göre avantajları aşağıda verilmiştir:

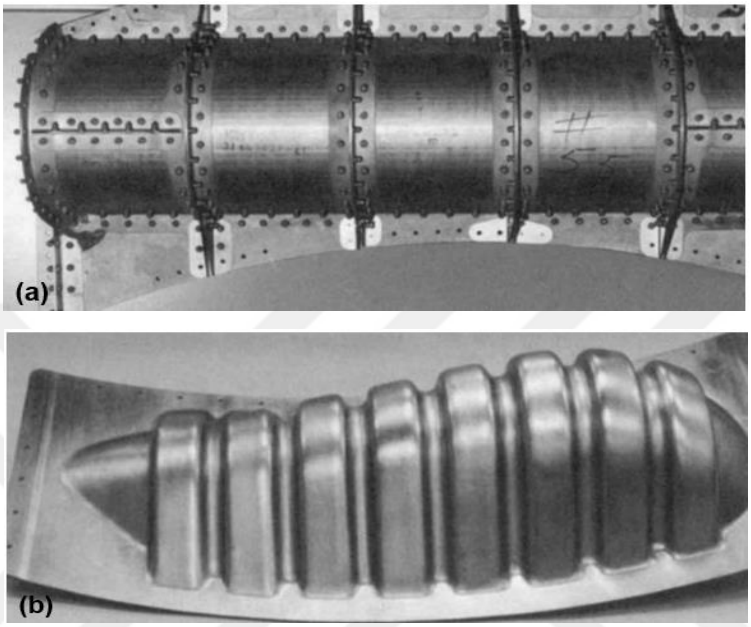
- Çok karmaşık konfigürasyona sahip parçaların imalatı mümkündür.
- Şekillendirme için gereken kuvvet bir gaz tarafından sağlanır ve iş parçasının tüm alanlarına eşit miktarda basınç uygulanmasıyla sonuçlanır.

Malzemelerin süperplastik şekillendirilebilmesi için ön şart çok küçük ve homojen dağılmış tanelere sahip olmasıdır. Genelde 825°C'nin üzerine denk gelen süperplastik sıcaklığa çıkılıp, şekil verme kuvveti gaz aracılığıyla uygulanır. Parça böylece dişi kalıbın şeklini alır (Şekil 3.8) [120], [121]. Titanyumun içerisinde yer alan alaşım elementlerine göre malzemenin süperplastik özelliği değişiklik gösterebilmektedir. Tablo 3.2'de saf titanyum ve alaşımlarının süperplastik özellikleri verilmiştir.

Tablo 3.2 Ticari saf titanyum ve alaşımlarının süperplastik özellikleri [68]

Alaşım	Sıcaklık (°C)	Gerinim oranı (s^{-1})	Gerinim hızı hassasiyeti faktörü (m)	Uzama (%)
CP-Titanyum	850	$17x10^{-4}$	.	115
α+β Alaşımları				
Ti-6Al-4V	840-870	$1,3x10^{-4}$-10^{-3}	0,75	740-1170
Ti-6Al-5V	850	$8x10^{-4}$	0,70	700-1100
Ti-6Al-2Sn-4Zr-2Mo	900	$2x10^{-4}$	0,67	538
Ti-6Al-4V-2Ni	815	$2x10^{-4}$	0,85	720
Ti-6Al-4V-2Co	815	$2x10^{-4}$	0,53	670
Ti-6Al-4V-2Fe	815	$2x10^{-4}$	0,54	650
Ti-5Al-2,5Sn	1000	$2x10^{-4}$	0,49	420
Yakın β ve β Alaşımları				
Ti-15V-3Sn-3Cr-3Al	815	$2x10^{-4}$	0,50	229
Ti-13Cr-11V-3Al	800	.	.	<150
Ti-8Mn	750	.	0,43	150
Ti-15Mo	800	.	0,60	100

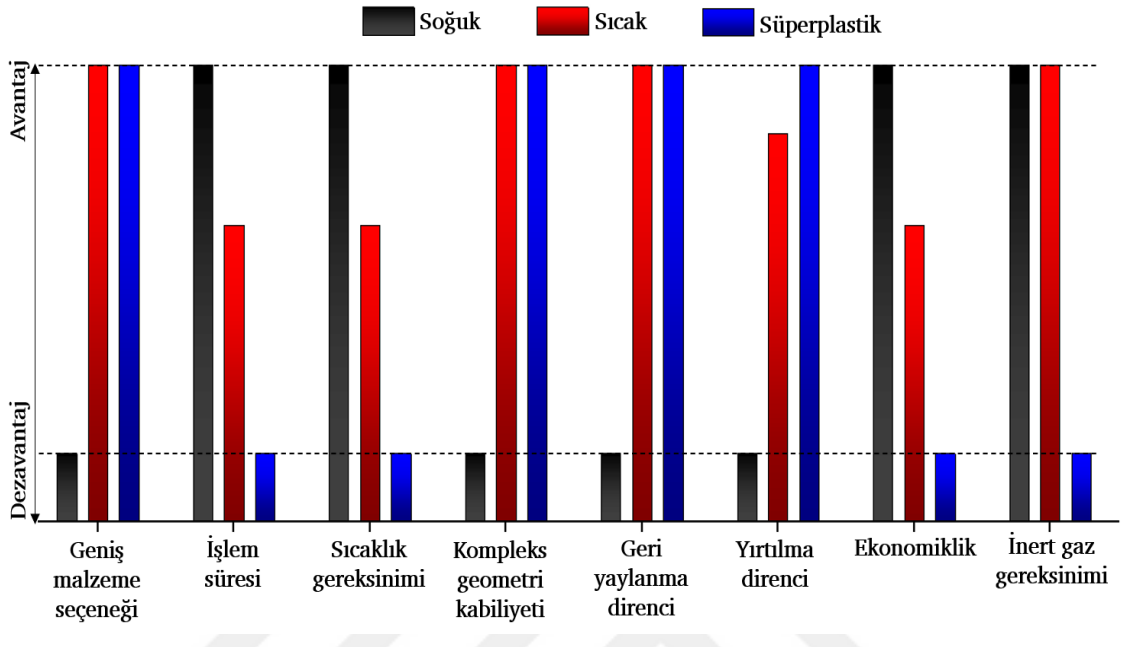
Şekil 3.9‘da bir uçak motoru bileşeninin örneği verilmiştir. Burada geleneksel şekilde imal edilen parça Şekil 3.9a'da gösterildiği gibi 41 ayrıntılı parça ve 200'den fazla bağlantı elemanı gerektirirken, süperplastik şekillendirme kullanılarak üretildiğinde, aynı bileşen Şekil 3.9b'de gösterildiği gibi tek bir levha kullanılarak üretilmiştir [105].



Şekil 3.9 Ti-6Al-4V alaşımlı motor parçası (a) geleneksel yöntemle imal edilmiş ve (b) süperplastik olarak şekillendirilmiş parça [105]

Soğuk ve sıcak şekillendirme proseslerine kıyasla süperplastik şekillendirmenin endüstriyel kullanım açısından bazı dezavantajları ortaya konmuştur. Bu temel dezavantajların başında şekillendirme hızının çok düşük olmasından dolayı üretim süresinin uzun olmasıdır. Proses süresi süperplastik şekillendirmede 30 dakika ile 2 saat arasındadır . Aynı zamanda süperplastik özelliklerinin elde edilebilmesi için şekillendirme esnasında çok yüksek sıcaklıklara ihtiyaç duyulmaktadır [48]–[50]. Bu durumda takım ömrünün azalması, enerji ihtiyacının artması gibi temel sorunları beraberinde getirmektedir. Süperplastik şekillendirmede iş parçasının boyutu da yüksek sıcaklık gereksinimi dolayısıyla sınırlanmaktadır ve genellikle düşük hacimli ürünler bu yöntemle imal edilmektedir [123]. ”3. Titanyum Sac Metal Şekillendirme Yöntemleri” başlığında anlatılanları özetler nitelikle olan, proseslerin karşılaştırılması grafiği ise Şekil 3.10’da verilmiştir. Burada soğuk, sıcak ve süperplastik şekillendirme yöntemlerinin işlem süresi, sıcaklık

gereksinimi, geri yaylanma direnci, ekonomiklik gibi şekillendirme prosesinin performasını belirleyecek maddeler baz alınarak birbirlerine karşı avantajları ve dezavantajları belirtilmiştir.

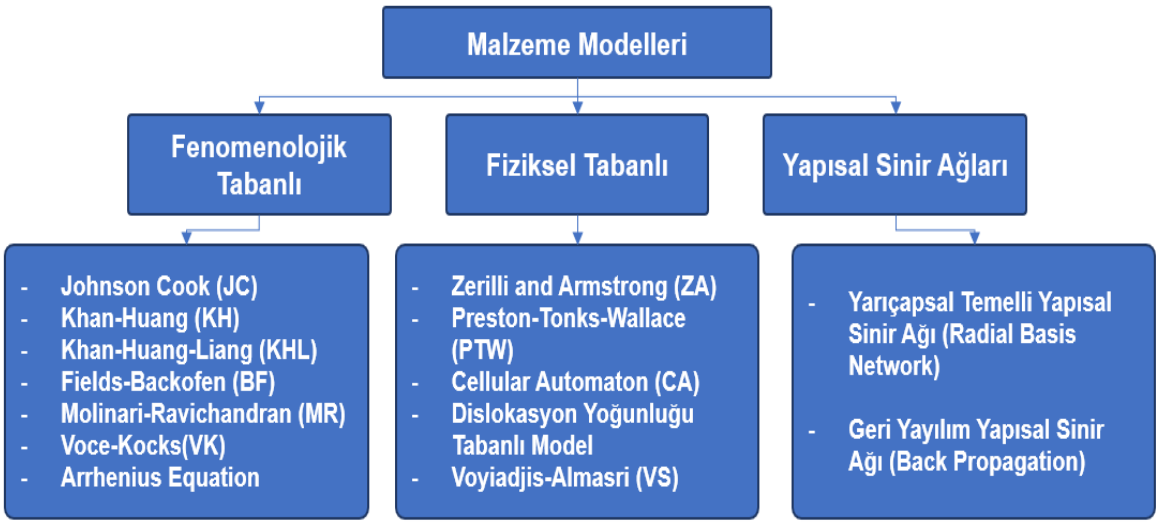


Şekil 3.10 Soğuk, sıcak ve süperplastik şekillendirme yöntemlerinin karşılaştırılması

4
MALZEME MODELLERİ

Çok sayıda mühendislik malzemesinin hem son ürün olarak kullanıldıkları ortam hem de üretim prosesleri farklı gerinim hızları ve geniş bir sıcaklık aralığı içerir. Havacılıkta kullanılan yapısal malzemeler, otomotiv endüstrisinde kullanılan motor malzemeleri bu tür mühendislik uygulamalarına örnek olarak gösterilebilir. Değişen gerinim hızları ve deformasyon sıcaklıkları, malzemelerin mekanik etkilere verdiği tepkiyi de değiştirmektedir ve bu tepkilerin tahmin edilmesi için çok sayıda test gereksinimi ortaya çıkar. Söz konusu testler hem ekonomik açıdan dezavantaj yaratır hem de uzun işçilik sürelerine neden olurlar [124], [125].

Malzeme modelleri gerilmeyi, gerinim hızı ve sıcaklık fonksiyonu olarak malzemelerin davranışını tanımlamak için geliştirilmiş olup, farklı şartlara maruz kalan karmaşık yapıların modellenmesi için kullanılırlar. Yapısal denklemler fenomenolojik, fiziksel tabanlı ve yapısal sinir ağları olmak üzere üç farklı grupta sınıflandırılırlar (Şekil 4.1) [126]. Bütün yaklaşımlar model parametrelerini belirlemek için mekanik deneylere ihtiyaç duyarlar [16], [17].



Şekil 4.1 Malzeme modellerinin sınıflandırılması [126]

Fiziksel temelli modeller genellikle ısıl ve gerinim oranı etkilerini malzemenin akış gerilimi ile ilişkilendirmek için dislokasyon mekaniğini kullanırlar ve fenomenolojik benzerlerine göre daha karmaşıktır. Fenomenolojik malzeme modelleri daha basit bir biçime sahiptir ve ticari sonlu elemanlar (FE) kodlarında yaygın olarak bulunur. Fenomenolojik kurucu modellerin genel biçimi Denklem 4.1'deki gibi ifade edilebilir [127]:

$$\sigma = f(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T)\ (\varepsilon = gerinim, \dot{\varepsilon} = gerinim\ oranı, T = sıcaklık) \qquad (4.1)$$

Yaygın olarak kullanılan yapısal denklemler ve bu modellerin malzemenin davranışını tanımlamak için ihtiyaç duyduğu katsayılar Tablo 4.1'de gösterilmiştir.

Tablo 4.1 Malzeme modelleri ve parametreleri [125]

Yazarlar	Denklemler	Parametreler	Referans
Ludwik	$\sigma = \sigma_0 + K\varepsilon^n$	σ_0, K, ε^n	[128]
Holloman	$\sigma = K\varepsilon^n$	K, n	[129]
Swift	$\sigma = K(\varepsilon_1 + \varepsilon)^n$	K, n	[130]
Voce	$\sigma = \sigma_0 - (\sigma_0 - \sigma_1)\exp(-n\varepsilon)$	σ_0, σ_1, n	[131]
Ludwingson	$\sigma = K_1\varepsilon^{n_1} + exp\ (K_2 + n_2\varepsilon)$	K_1, K_2, n_1, n_2	[132]
Gladman	$\sigma = \sigma_0 + K_1 ln\varepsilon + K_2\varepsilon)$	σ_0, K_1, K_2	[133]
El-Mag and Troost	$\sigma = K\varepsilon^n\ (\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0})^m$	K, n, m, $\dot{\varepsilon}_0$	[134]
Reiff	$\sigma = [K_1 + K_2(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0})^{\frac{1}{m}} + K_3\sqrt{\varepsilon}]$	K, K_1, K_2, m	[135]
Cowper Symond	$\sigma_y = [\sigma_{0+}\beta E_P \varepsilon_{eff}^p]\ [1+(\frac{\dot{\varepsilon_p}}{D})^{\frac{1}{P}}]$	D, P, σ_y, E_P	[136]
Khan-Huang-Liang	$\sigma=[A+B(1-(\frac{l\dot{n}\varepsilon}{D_p^0})^{n1}\varepsilon_p^{n0}]\ (\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}^*})^C(\frac{T_m-T}{T_m-T_{ref}})^m$	A, B, n_1,n_0, C, m	[137]
Fields–Backofen	$\sigma = K\varepsilon^n\dot{\varepsilon}^m\exp(bT+s\varepsilon)$, $s=\frac{dln\sigma}{d\varepsilon}$	K, n, m, b	[138]
Johnson-Cook	$\sigma = [A+ B\varepsilon^n]\ [1+Cln(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_o})][1-(T^*)^m]$	A, B, n, C, m	[139]

4.1 Johnson Cook ve Modifiye Johnson Cook Malzeme Modeli

Johnson Cook modeli (JC) gerilmeyi; gerinim, gerinim oranı ve sıcaklık etkilerini göz önüne alarak tanımlayan fenomenolojik bir modeldir. Bu model büyük deformasyon, yüksek gerinim oranı ve yüksek sıcaklık koşulları altında metalik malzemelerin gerilim ve gerinim ilişkilerini tanımlamak için uygundur. Denklem 4.2'de gösterilen ve basit formu nedeniyle kullanımı yaygınlaşan modeli, 1985 yılında Johnson ve Cook önermişlerdir [139], [140].

$$\sigma = (A + B\varepsilon^{n})\left(1 + C\ ln\ ln\ \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)\right)[1 - \left(\frac{T-T_r}{T_m-T_r}\right)^{m}] \quad (4.2)$$

A parametresi akma dayanımını (MPa), B pekleşme parametresini (MPa), n pekleşme katsayısını, C gerilme oranı duyarlılık katsayısını, $\dot{\varepsilon}^*$ boyutsuz plastik gerinim oranını ($\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}$), T* boyutsuz sıcaklık değerini, m ısıl yumuşama katsayısını ifade etmektedir. $\dot{\varepsilon}^*$ boyutsuz plastik gerinim oranı, plastik gerinimin ($\dot{\varepsilon}$) referans gerinim oranı olarak ifade edilir. ($\frac{T-T_r}{T_m-T_r}$) eşitliğindeki T referans sıcaklığı, T_r oda sıcaklığını ve T_m erime sıcaklığını gösterir. Denklem 4.2'de gösterilen Johnson-Cook denkleminde ilk parantez seçilen referans gerinim oranında yapılan testlere göre gerinim hassasiyeti; ikinci parantezde gerinim oranı hassasiyeti ve son parantezde ise sıcaklık hassasiyeti formüle edilmiştir [141].

Wang Chun ve ark. [142] 6005A malzemesinin yarı-statik basma testiyle elde ettikleri gerilim davranışını Johnson Cook ile modellemişler ve %95 oranında doğruluk tespit etmişlerdir. Benzer şekilde Korkmaz AISI 430 çeliğinin 900°C'ye kadar olan termomekanik özelliklerini çekme testi ile belirlemiş, Johnson Cook denklemi ile modellediği çalışmasında JC modelinin %5,74 sapma ile doğruluğu kanıtlanmıştır [143]. Niu ve ark. [144] TC-11'in 100°C-400°C aralığında çekme testi ile karakterize edip Johnson Cook ile modellemiştir. Bu çalışmanın sonucunda deneysel verilerle model sonuçları benzer çıkmıştır. Üç farklı alüminyum örneği üzerinde basma testi uygulayan Shukla ve ark. çalışmaları sonucunda plastik davranışı farklılık gösteren üç alüminyum alaşımı için de JC yaklaşımı uyumlu sonuç verdiğini ortaya koymuşlardır [145]. Ti-6554 için Zerilli Armstrong ile Johnson Cook modellerinin kıyasını gerçekleştiren Wang ve ark.

[16], Ti-6554'ün karmaşık akış davranışı tanımlaması için JC'nin yeterli olduğunu, gerilme ve sıcaklığın birleşik etkilerini içeren Zerilli Armstrong modelinin ise daha yüksek kapasiteye sahip olduğunu raporlamışlardır.

Sunulan ilk Johnson-Cook modelinde termal yumuşama, gerinim hızı sertleşmesi ve gerinim sertleşmesi üç bağımsız fenomen olarak ele alınır ve birbirinden ayrı değerlendirilebileceğini varsayar. JC modelinin doğruluğunu geliştirmek amacıyla Lin ve arkadaşları JC modelini modifiye etmişlerdir [140]. Modifiye Johnson – Cook (m-JC) modeli Denklem 4.3'te verilmiştir.

$$\sigma = (A_1 + B_1\varepsilon + B_2\varepsilon^2)(1 + C_1\, ln\dot{\varepsilon}^*)\, exp\, exp\, [(\lambda_1 + \lambda_2 ln\dot{\varepsilon}^*)(T - T_r)] \quad (4.3)$$

m-JC modelindeki tek boyutlu, ikinci dereceden veya üçüncü dereceden denklem ile elde edilen gerilme değerlerinin, standart JC modeline göre doğruluk oranının yüksek olacağı tahmin edilmektedir. Bu sebeple gerinim hassasiyetini ifade eden ilk parantez, ikinci ve üçüncü derece formülasyonlarla belirlenmiştir. Diğer ifadeler de buna göre revize edilmiştir. Denklem 4.3'teki A_1, B_1, B_2, B_3, C_1, λ_1 ve λ_2'nin tümü malzeme ile ilgili parametrelerdir ve diğer ifadeler JC modelindeki ile aynı anlama sahiptir .

Li ve ark. 21-4N paslanmaz çelik kullandıkları çalışmada Johnson Cook, modifiye Johnson Cook ve Arrhenius bünye denklemleri ile modelleme yapmışlardır. Çalışmada Johnson Cook modelinin modifiye Johnson Cook modeline göre daha düşük doğruluk oranı verdiğini raporlayıp, bunun da sebebinin Johnson Cook modelinde parametrelerin bütünleşik etkilerinin yer almaması olduğunu bildirmişlerdir [140]. 800-1050°C sıcaklıkları aralığında Ti-6Al-4V malzemenin termomekanik davranışının araştırıldığı çalışmada ise sıcak deformasyon davranışının modifiye Johnson Cook ile başarıyla modellenmiştir [124]. Magnezyum alaşımı ve bor çeliklerinin 700°C'ye kadar gerilim-gerinim eğrilerinin belirlendiği bir diğer çalışmada her iki modelin de kabul edilebilir doğruluk oranı verdiği, sonlu elemanlar uygulamalarında kullanılabilmesi için Johnson Cook modelinin tercih edildiği ortaya konulmuştur [146].

4.2 Ludwik ve Genişletilmiş Ludwik Modeli

Yapısal denklemler ile ilgili çalışmaların ilki, Ludwik tarafından 1909 yılında malzemelerin davranışlarını tanımlayabilmek maksadıyla geliştirilmiştir [147]. Diğer araştırmacılar, bu denklemi, deneysel verilere en yakın sonuçları elde edebilecek şekilde geliştirmişlerdir [148].

Deneysel olarak elde edilen gerçek gerilme-gerçek uzama eğrilerinin matematiksel olarak ifade edilebilmesi için geliştirilen ampirik modellerin başında Ludwik modeli gelmektedir ve Denklem 4.4'te gösterilmektedir.

$$\sigma = \sigma_0 + K\varepsilon^n \tag{4.4}$$

Denklem 4.4'te gösterilen standart Ludwik modeli ifadesinde σ_0 malzemenin akma dayancı, K ve n sırası ile gerinim pekleşmesi çarpanı ve üssüdür. Ludwik denkleminin özellikle değişen sıcaklıkla akma davranışını tanımlamaması sebebiyle Haaften ve ark. Genişletilmiş Ludwik (eL) denklemini öne sürmüşlerdir (Denklem 4.5) [149].

$$\sigma = K\left(\dot{\varepsilon} + \dot{\varepsilon}_{p^0}\right)^m (\varepsilon_p + \varepsilon_{p^0})^n \tag{4.5}$$

Denklem 4.5'te σ gerçek gerilme (MPa), $\dot{\varepsilon}_p$ gerinim oranı (s^{-1}), ε_p gerçek gerinim ifadelerini gösterir. Ayrıca K dayanım katsayısı, n pekleşme katsayısı, m ise gerinim hızı hassasiyeti katsayısıdır. $\dot{\varepsilon}_{p^0} = 10^{-4}$, $\varepsilon_{p^0} = 10^{-6}$ olarak belirtilen nümerik sabitlerdir [149]. Modeldeki K, n ve m parametreleri deneysel verilerden sıcaklığın bir fonksiyonu olarak belirlenir [150].

Tek eksenli basma testi ile üç farklı döküm alüminyum malzemenin karakterize edildiği çalışmada, modelleme için kullanılan genişletilmiş Ludwik denkleminin yüksek doğruluğa sahip olduğu gösterilmiştir [151]. Mg-9Li-3Al-2Sr-2Y malzemesinin incelendiği Wei ve ark.'larının yaptıkları çalışmada ise, Ludwik, Zener-Hollomon ve Hensel-Spittel modelleri karşılaştırılmıştır. Ludwik ve Zener-Hollomon modellerinin belirlenen sıcaklık aralıklarında gerçek verilerle uyumlu sonuçlar verdiği ortaya konulmuştur [150]. Subroto ve ark. döküm AA7050 malzemesine 400°C-465°C aralığında çok düşük gerinim hızlarında çekme testleri uygulamışlar, bu sıcaklık rejimindeki, deneysel verilerin hem genişletilmiş Ludwik

denklemine hem de sürünme yasasına uyumunu kanıtlamışlardır [152]. Yine genişletilmiş Ludwik yaklaşımı ile modelleme çalışmalarının yapıldığı başka bir araştırmada Mg-2Zn-0,2Ce alaşımının 250°C–450°C aralığında mekanik davranışı incelenmiş, hem hiperbolik sinüs Arrhenius denklemi hem de genişletilmiş Ludwik denklemi dikkate alınmıştır. Genişletilmiş Ludwik denkleminde yapılan değişiklikler ve genel bir gerinim sertleştirme işlevi sunulmuştur. Genişletilmiş Ludwik denkleminin hiperbolik sinüs Arrhenius denkleminden daha yüksek tahmin doğruluğuna sahip olduğu ve optimizasyona daha olumlu yanıt verdiği ortaya konulmuştur [153].

Çalışmamızda genişletilmiş Ludwik modelindeki n ve m değerleri sıcaklığa bağlı üçüncü dereceden polinom fonksiyon olarak değerlendirilip, doğruluk oranının artırılması hedeflenmiştir.

4.3 Arrhenius Modeli

Arrhenius tipi malzeme modeli sıcak deformasyon süreçlerini tahmin edebilmek için kullanılan en yaygın yaklaşımlardan biridir. Diğer modellere kıyasla bünyesinde yer alan aktivasyon enerjisi (Q) sayesinde karmaşık süreçlerin modellenmesi daha doğru gerçekleştirilebilmektedir. Arrhenius tipi model, sıcak deformasyon aktivasyon enerjisi, gerinim hızı, deformasyon sıcaklığı ve akış gerilimi arasındaki ilişkiyi gösterir [154], [155] (Denklem 4.6).

$$\dot{\varepsilon} = AF(\sigma)exp(\frac{Q}{RT}) \tag{4.6}$$

Denklem 4.6'da σ gerilimi, Q aktivasyon enerjisini, R evrensel gaz sabitini (8,3145 J/molK), T deformasyon sıcaklığını (K) ifade etmektedir. $F(\sigma)$ gerilimin fonksiyonu olarak belirtilmektedir ve gerilim seviyeleri için farklı eşitliklerle (Denklem 4.7, 4.8 ve 4.9) ifade edilmektedir.

$$\dot{\varepsilon} = A_1\sigma^{n_1}, \qquad \alpha\sigma < 0{,}8 \tag{4.7}$$

$$\dot{\varepsilon} = A_2exp(\beta\sigma), \qquad \alpha\sigma > 1{,}2 \tag{4.8}$$

$$\dot{\varepsilon} = A[sinh(\alpha\sigma)]^n exp(-\frac{Q}{RT}) \qquad b\ddot{u}t\ddot{u}n\ \sigma\ de\breve{g}erleri\ i\c{c}in \tag{4.9}$$

Denklem 4.10'da verilen Zener-Holloman parametresi (Z), gerinim hızı ve deformasyon sıcaklığının kapsamlı etkisini temsil eden gerinim oranı faktörü olarak değerlendirilmektedir ve aşağıdaki gibi tanımlanabilir:

$$Z = \dot{\varepsilon} exp(\frac{Q}{RT}) = A[sinh(\alpha\sigma)]^n \quad (4.10)$$

Denklem 4.9 ve Denklem 4.10'un kombinasyonu ile Arrhenius tipi malzeme modeline göre gerilimin formülü aşağıdaki şekilde ortaya çıkar (Denklem 4.11):

$$\sigma = \frac{1}{\alpha} ln\left\{\left(\frac{Z}{A}\right)^{1/n} + \left[\left(\frac{Z}{A}\right)^{2/n} + 1\right]^{1/2}\right\} \quad (4.11)$$

Orijinal Arrhenius tipi malzeme modelinde, deformasyon üzerindeki gerinimin etkisi doğrudan dahil değildir [156]. Bunu hesaba katmak için gerinim, sıcak şekillendirme parametrelerinin [n, Q, α ve ln(A)] fonksiyonu olarak ifade edilir. Her katsayının yedinci dereceden polinom fonksiyonları Denklem 4.12'de verildiği gibi yazılabilir:

$$\left\{\begin{array}{c} \alpha = D_0 + D_1\varepsilon + D_2\varepsilon^2 + D_3\varepsilon^3 + D_4\varepsilon^4 + D_5\varepsilon^5 + D_6\varepsilon^6 + D_7\varepsilon^7 \\ n = E_0 + E_1\varepsilon + E_2\varepsilon^2 + E_3\varepsilon^3 + E_4\varepsilon^4 + E_5\varepsilon^5 + E_6\varepsilon^6 + E_7\varepsilon^7 \\ Q = F_0 + F_1\varepsilon + F_2\varepsilon^2 + F_3\varepsilon^3 + F_4\varepsilon^4 + F_5\varepsilon^5 + F_6\varepsilon^6 + F_7\varepsilon^7 \\ ln(A) = H_0 + H_1\varepsilon + H_2\varepsilon^2 + H_3\varepsilon^3 + H_4\varepsilon^4 + H_5\varepsilon^5 + H_6\varepsilon^6 + H_7\varepsilon^7 \end{array}\right\} \quad (4.12)$$

n, Q, α ve A katsayılarının gerinime göre oluşturulan polinomal fonksiyonun katsayıları belirlendikten sonra her katsayının değişen deformasyon sıcaklığı ve gerinim hızındaki değeri Denklem 4.6'da kullanılabilir, böylece gerilim değerleri hesaplanabilir.

Farklı malzemeler üzerinde sıcaklık ve gerinim oranının gerilime olan etkisinin modellenmesinde Arrhenius tipi malzeme modeli, araştırmacıların sıkça tercih ettiği yaklaşımlardan biridir. Al-12Zn-2.4Mg-1.2Cu alaşımının 250°C ile 450°C arasındaki mekanik davranışının modellenmesinde Arrhenius modelinin başarılı olduğu bildirilmiştir [157]. Hu ve ark. [158] magnezyum alaşımı üzerinde yaptıkları çalışmada yavaş gerinim oranlarında 400°C ile 500°C sıcaklıklarda alaşımının akma davranışı tespit edilmiş ve Arrhenius tipi malzeme modeli ile modellenmiştir. Arrhenius modelinin fenomenolojik malzeme modelleri ile kıyaslandığı çalışmada 28Cr-Mn-Mo-V alaşımının 900°C ve üzeri yüksek

sıcaklıklarda test edilmiş, fenomenolojik modellerin belirli sıcaklık ve gerinim oranlarında kabul edilebilir seviyede doğruluk oranı yakalamasına karşın, Arrhenius tipi malzeme modelinin her sıcaklık ve gerinim oranında yüksek bir doğruluğa sahip olduğu raporlanmıştır [159].

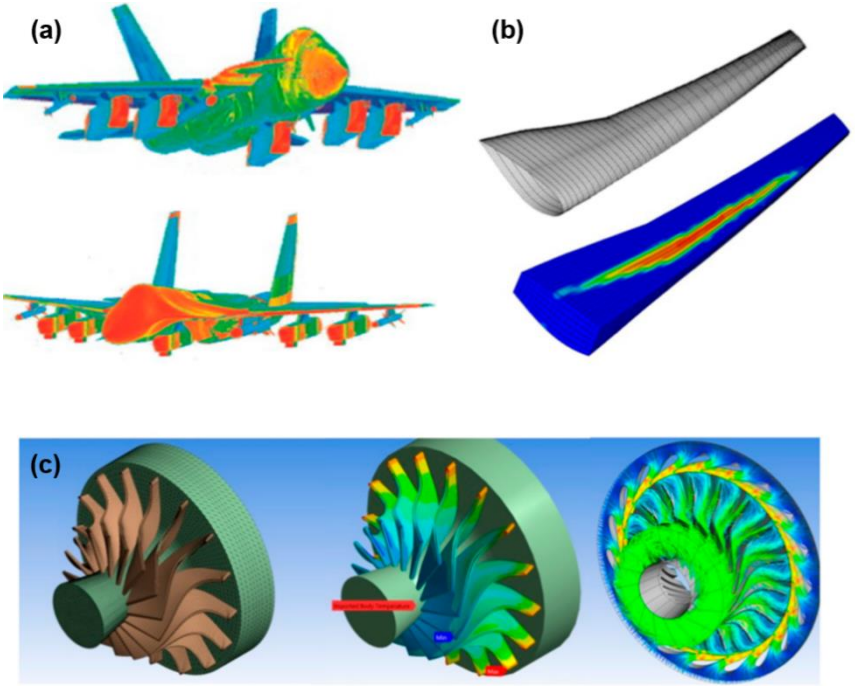
Tablo 4.2, Arrhenius, modifiye Johnson Cook ve genişletilmiş Ludwik modellerinin farklı malzemeler için değerlendirildiği çalışmaları, parametrelerini ve istatiksel sonuçlarını özetlemektedir.

Tablo 4.2 Arrhenius, m-JC ve e-L modellerinin karşılaştırıldığı literatür çalışmaları

Malzeme	Parametreler	Arrhenius	m-JC	e-L	Ref.
20CrMo	T:900–1100°C $\dot{\varepsilon}$:0,0015-0,15s^{-1}	R=0,98 AARE=%8.8	R=0,97 AARE=8.4%	-	[160]
28CrMnMoV	T:900 –1200°C $\dot{\varepsilon}$:0,01 – 10 s^{-1}	R=0,992 AARE=%5,34	R=0,991 AARE=5,07%	-	[159]
Ti-6Al-4V	T:800 –1050°C $\dot{\varepsilon}$:0,001 – 1 s^{-1}	R=0,989 AARE=%9,13	R=0,99 AARE=7,81%	-	[124]
5CrNiMoV	T:700–870°C $\dot{\varepsilon}$:0,001–0,1 s^{-1}	R=0,99 AARE=%5,71	R=0,97 AARE=6,82%	-	[161]
Mg–9Li–3Al–2Sr–2Y	T:150 –300°C $\dot{\varepsilon}$:0,001 – 1 s^{-1}	R=0,993 AARE=%8,18	-	R=0,993 AARE=%4,48	[150]
Mg-2Zn-0,2Ce	T:375 –450°C $\dot{\varepsilon}$:10^{-1}–$10^{-2,5}$ s^{-1}	RMSE=2,88 AARE=%3,51	-	RMSE=2,54 AARE=%3,24	[153]
AA2070	T:150 –450°C $\dot{\varepsilon}$:10^{-3} – 10^{-1} s^{-1}	RMSE=5,14 AARE=%5,78	-	RMSE=2,24 AARE=%2,03	[162]
304 Çelik	T:Oda $\dot{\varepsilon}$:0,001^{-1} s^{-1}	R^2=0,984	-	R^2=0,949	[163]
Ti-6Al-4V	T:700 –900°C $\dot{\varepsilon}$:0,001–0,1 s^{-1}	-	R=0,89	R=0,98	[164]

5
SONLU ELEMANLAR ANALİZİ

Mühendislik uygulamalarında gerçek bir tasarım, genelde tek bir matematiksel yaklaşımla ifade edilemeyecek kadar komplekstir. Yapının tamamının ifade edilebilmesi için klasik mukavemet kanunları bütün yapı içesinde yer alan geometrik süreksizliklerden dolayı yeterli olmayabilir. Parçaların imalatında ve tasarımların uygulanmasında deneme yanılma ile ideal sonuca ulaşmak zaman, maliyet ve işçilik açısından dezavantajlı bir yöntemdir [165]. Bu sebeple araştırmacılar, son yıllarda gelişen bilgisayar teknolojileriyle birlikte bilgisayar destekli sonlu elemanlar analizi yöntemine sıkça başvurmaktadırlar. Sonlu elemanlar analizinde temel yaklaşım, çözümü zor büyük problemi direk çözmek yerine, daha küçük problemler haline getirip bunların çözümünün birleştirilmesidir. Bu yaklaşımda tasarımlardaki kuvvetler, yer değişiklikleri ve bunların arasındaki bağlantılar lineer cebrik denklemlerin çözülmesi esasına dayanır [166], [167].



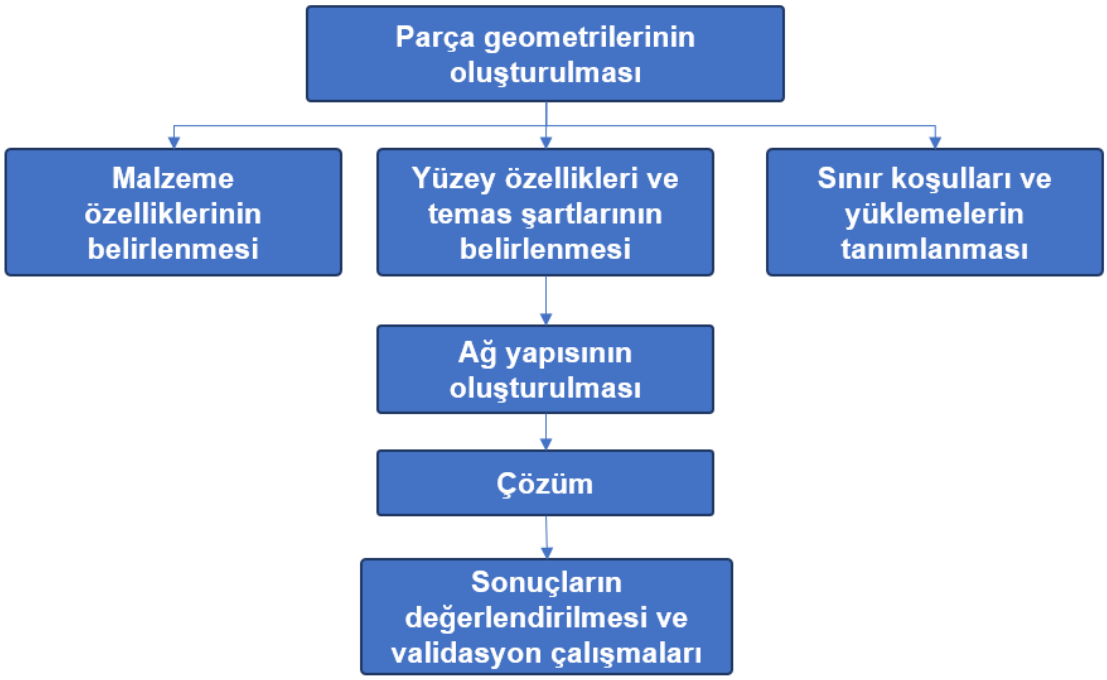
Şekil 5.1 Havacılık endüstrisinde sonlu elemanlar analizi uygulamaları: (a) akışkan yapı (b) kanat geometrisi (c) rotor kanadı [168]–[170]

Yöntemin tüm mühendislik ve uygulamalı bilim alanlarına hitap edebilmesinin ana nedeni, doğru tasarım ve yaklaşım kullanıldığında istenilen güvenilirliğe sahip sonuçlara erişilebiliyor olmasıdır. Günümüzde sonlu elemanlar yöntemi, karmaşık geometri ve çalışma şartları içeren en kompleks mühendislik uygulamaları dahil olmak üzere birçok alanda kullanılabilmektedir. Bunlara örnek olarak sonlu elemanlar analizinin havacılıkta kullanımına dair örnekler Şekil 5.1'de verilmiştir.

Sonlu elemanlar yönteminin tarihsel gelişimi incelendiğinde, ilk olarak 1943 yılında burulma probleminde üçgen tipli elemanlarla toplam minimum potansiyel enerji hesaplamalarıyla ilgili çözümler sunulmuştur [171]. Fakat sonlu elemanlar yönteminin literatüre ilk girişi 1960 yılı olarak kabul edilir [172], [173]. Bu tarihten sonra sonlu elemanlar yöntemi, bilgisayar teknolojilerinin gelişimi ve yüksek kapasiteli ve yüksek hızlı sayısal bilgisayarların gelişimi ile çok daha yaygın bir hale gelmiştir. Havacılık uygulama örnekleri olarak gövde, kanat, türbin ve diğer parçalardaki yapısal analizlerinde, titreşim durumlarında, dinamik burkulmada ve sıvı akışlarında sonlu elemanlar analizini kullanırlar [167], [174]. Bu analizler, uçağın her parçası için en iyi geometri ve malzemeyi belirlemeye ve servis şartlarında nasıl davranacağını anlamaya yardımcı olur [168].

Sonlu elemanlar yönteminin avantajlarından bazıları aşağıda listelenmiştir;

- Analizi gerçekleştirilen parçanın geometrisi, eleman boyutlarının ve değişkenlerin kontrolü sayesinde tam olarak tasarlanabilir.
- Geometrik süreksizliklerin çok daha fazla olduğu delik, kenar, köşe gibi bölgeler rahatlıkla incelenebilir.
- Oluşturulan malzeme kütüphanesiyle çok sayıda malzeme ve geometrideki cisimler ayrıntılı şekilde incelenebilir.
- Analizlerin gerçekleştirildiği yüksek bellekli bilgisayarlar sayesinde zamandan tasarruf edilir [166], [175].



Şekil 5.2 Sonlu elemanlar analizi adımları [176]

Bir sonlu elemanlar analizi tasarlanması için takip edilmesi gereken bir dizi adım Şekil 5.2'de gösterilmiştir.

1. Katı geometrisinin belirlenmesi: Katı için bir sonlu eleman ağı oluşturularak yapılır. Ağ genellikle katının bir CAD yazılımından otomatik olarak oluşturulabilir.

2. Malzeme özelliklerinin belirlenmesi: Parçanın işlem şartlarına bağlı olarak gerekli malzeme bilgileri belirlenip, sisteme tanımlanmalıdır. Yapısal denklem belirleyerek yapılır.

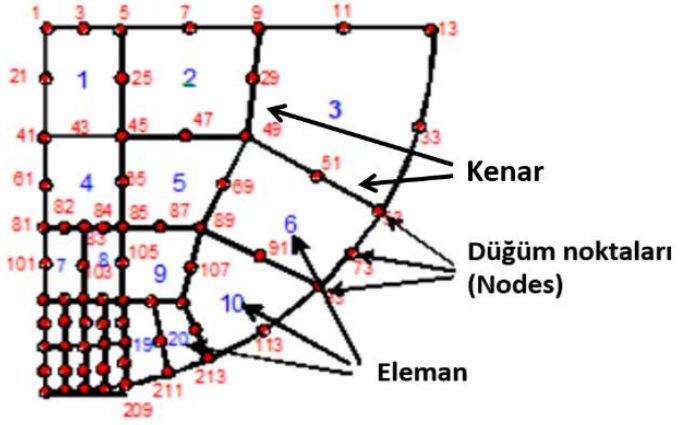
3. Yüzey özellikleri ve temas koşullarının belirlenmesi: Analiz iki katı veya daha fazla yüzey içeriyorsa veya sistemde sürtünme etkisi mevcutsa, temas etmesi muhtemel yüzeyleri ve temasın özelliklerinin belirtilmesi gerekecektir.

4. Sisteme uygulanan yüklemelerin ve sınır koşulların belirlenmesi: Problem için sınır koşulları belirlenir, proses sırasında oluşacak yüklemeler ve etkiler tanımlanır.

5. Başlangıç koşullarının belirlenmesi: Dinamik bir analiz için problemin başlangıç koşullarını belirtmek gerekir. Sistem farklı çalışma değişkenleri içeriyorsa, bu

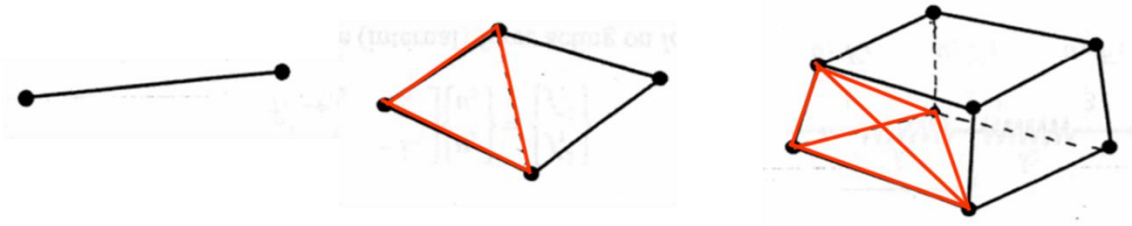
başlangıç değişkenlerinin de tanıtılması gerekir (örneğin, bir termal analizde ilk sıcaklık dağılımı).

6. Ağ yapısının oluşturulması: Ağ yapısı oluşturma, fiziksel bir tanım aralığını daha küçük tanım aralıklarına (elemanlara) bölme işlemi olarak tanımlanabilir. Ağ yapısının oluşturulmasındaki amaç, problemin çözümü için bir diferansiyel denklemin çözümünü kolaylaştırmaktır. Tasarımda birden fazla parça olması durumunda, her parça ayrı ayrı, gereksinime göre değerlendirilerek ağ yapısı oluşturulmalıdır. Sonlu elemanlar yönteminde elde edilecek sonuçların doğruluğuna, ağ yapısı içerisinde kullanılan eleman sayısına, eleman tipine bağlıdır [176]. Analizlerin gerçekleştirilebilmesi için ağ yapısı oluşturma işleminde kullanılan eleman, kenar ve düğüm noktalarının gösterimi Şekil 5.3'te verilmiştir.



Şekil 5.3 Sonlu elemanlar yönteminde eleman ve düğüm noktaları [176]

Analiz için tercih edilecek elemanın seçimi, tasarıma göre değişiklik göstermektedir. Şekil 5.4'te gösterildiği gibi tek boyutlu elemanlar yay ve kiriş eleman gibi problemlerin çözümünde kullanılır.



Şekil 5.4 (a) Tek boyutlu eleman, (b) iki boyutlu eleman ve (c) üç boyutlu eleman [177]

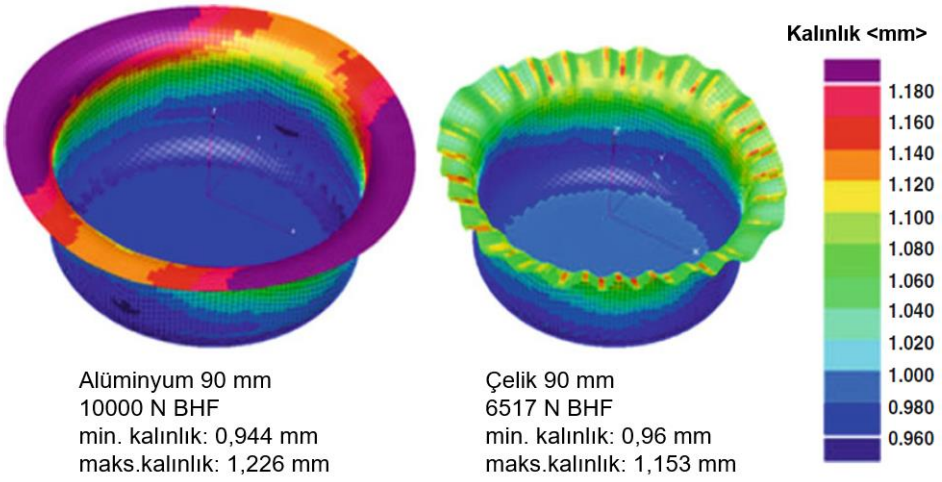
İki boyutlu elemanlar membran, levha ve kabuk elemanlar gibi iki boyutlu (düzlemsel) tasarımlarda kullanılır. İki boyutlu eleman gruplarında üç düğüm içeren üçgen elemanlar kullanılır. Üçgen elemanların düğüm sayısı, interpolasyon fonksiyonuna göre belirlenerek altı, dokuz veya daha fazla olabilir. Üç boyutlu elemanlarda ise temel olarak üçgen piramit yapı kullanılır. Ayrıca dikdörtgenler prizması altı yüzeyli elemanlar kullanılabilir (Tetrahedral, Brick eleman) [166], [177].

5.1 Sonlu Elemanlar Analizi ile Sac Metal Şekillendirme

Özellikle endüstriyel ölçekte gerçekleştirilen sac metal şekillendirme denemeleri uzun zamana ve yüksek maliyete ihtiyaç duyan çalışmalardır. Bu problemlerden kaçınmak adına ilgili proseslerin sonlu elemanlar analizinin gerçekleştirilmesi, araştırmacıların sıkça başvurdukları bir yöntemdir. Prosesin simüle edilmesi ile birlikte herhangi bir maliyet oluşturmadan proses parametrelerinin son ürüne etkisi, ürünün işlem esnasında değişen özellikleri ve son hali tespit edilebilir. Farklı yaklaşımlarla gerçekleştirilebilen sonlu elemanlar analizinden beklenen en önemli özellik ise analiz sonuçlarının doğruluğudur. Analiz ile deneysel çalışmaların sonucu birbirlerine ne kadar örtüşüyor ise sonlu elemanlar analizi o kadar başarılı kabul edilir. Sonlu elemanlar yöntemiyle şekillendirme simülasyonunun endüstriyel amaçlı kullanımında iş parçasının üretilebilirliğinin erken kontrolü, deneme süresinin azaltılması ve değişiklik isteklerinin hızlı karşılık bulması ile zaman ve ekonomik açıdan ciddi oranda tasarruf sağlamaktadır. Bunlara ek olarak iş parçası malzemesinin uygun seçilebilmesi, proses tekrarlanabilirliği ve kompleks parça imalatı ile birlikte ürün kalitesi de artacaktır [178].

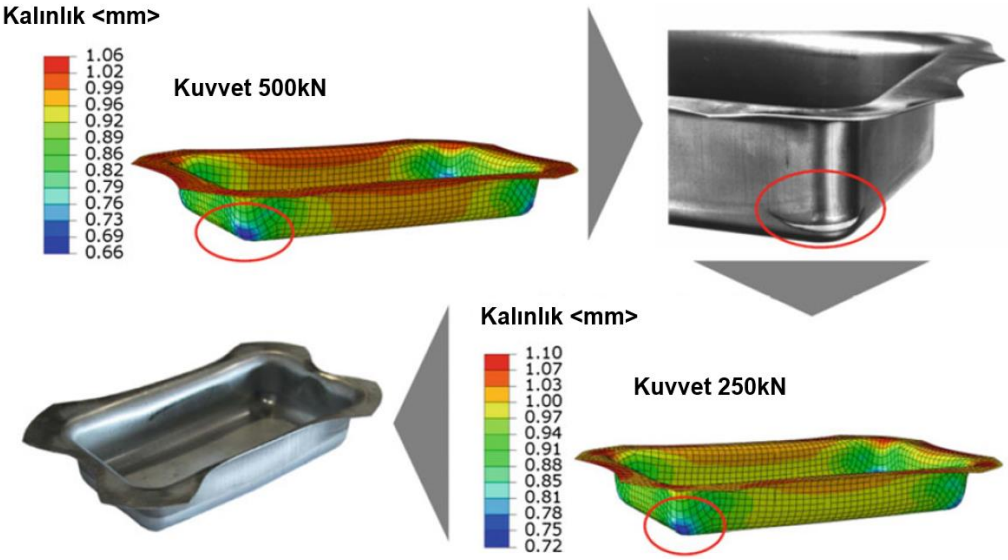
Bu doğrultuda yapılan çalışmalarda sac metal şekillendirmede kabuk elemanların (shell) kullanıldığı görülmüştür. Analizler açık (explicit) ve kapalı (implicit) olmak üzere iki temel itaratif yöntemle çözülmektedir. Açık yöntemde sistem mevcut durumundan bir sonraki duruma çözümleme yaparken kapalı yöntemde her iki durum da hesaplanmaktadır. Literatür araştırmaları sonucuna açık yöntemin şekil

verme aşamasında, kapalı yöntemin ise özellikle geri esneme aşamasında sıklıkla tercih edildiği görülmüştür [166], [173].



Şekil 5.5 Alüminyum ve çeliğin derin çekme simülasyon sonuçları [178]

Derin çekme işlemi sırasında metalik sacların buruşma tahmininde dinamik- açık (explicit) sonlu elemanlar yönteminin bir uygulaması Şekil 5.5'te verilmiştir. Şekilde görüldüğü gibi, iş parçası malzemesi seçiminin etkisi kolaylıkla sonlu elemanlar yöntemi ile analiz edilebilir, deneysel çalışmalara ihtiyaç duymadan makro hata tespiti gerçekleştirilebilir [178].



Şekil 5.6 Şekillendirme kuvvetinin sac kalınlığına etkisi [179]

Yine sac metallerin şekillendirilmesiyle ilgili olarak Altan ve ark. [179] yaptıkları çalışmada derin çekme işlemi ile oluşabilecek kırışıklıkların tespitini, sonlu

elemanlar analizi ile sayısal olarak incelemişlerdir (Şekil 5.6). Şekillendirme kuvvetini iş parçası üzerindeki etkisinin simüle edildiği çalışmada veriler deneysel çalışmalarla doğrulanabilmiştir.

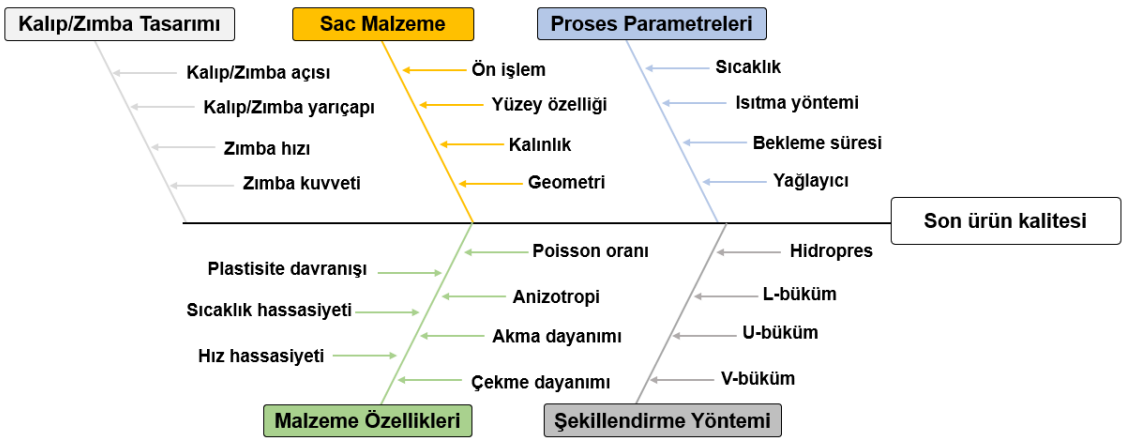
Jadhav ve ark. [180] yaptıkları çalışmada AlMgSi panellerinin geri esneme analizini ve geri esneme telafisini analiz etmişlerdir. AutoForm programının kullanıldığı çalışmada alüminyum paneldeki geri yaylanma hesaplanmış ve problem çoklu yinelemelerde başarıyla telafi edilmiştir. Parametrik çalışmalar sonucunda daha yüksek bir sürtünme katsayısı değerinin daha düşük bir geri esneme ile sonuçlandığını raporlamışlardır. Ağ yapısı duyarlılığı analizinde eleman boyutunun sonuçların yakınsanmış değerini güçlü bir şekilde etkilediğini ve bu durumda geri esnemeyi yakınsamak için gerekli olan 20 mm'lik bir eleman boyutu olduğu ortaya konmuştur. Zhang ve ark., [181] ise USIBOR1500 yüksek dayanımlı çeliğin yüksek sıcaklıklarda bir ve iki adımlı sıcak damgalama prosesini (hot stamping) DYNAFORM kullanarak sonlu elemanlar yöntemiyle analiz etmişlerdir. Çalışmada analiz sayesinde optimum proses parametreleri tespit edilmiş, bir ve iki adımlı proseslerin kıyaslaması gerçekleştirilmiştir. Benzer şekilde yapılan bir diğer araştırmada pres kuvveti, tutucu kuvveti, şekillendirme faktörü ve hidrostatik basınç gibi optimize edilmiş şekillendirme parametreleri değerlendirilmiştir. Çalışmada ANSYS ve ABAQUS'ta açık sonlu elemanlar analizi kullanılmıştır ve simülasyon sonuçları deneysel verilerle kıyaslanmıştır. Malzemeden, üretim süresinden ve maliyetten tasarruf sağlayarak ürünün endüstriyel uygulamalara uygunluğu bu modellemede yüksek doğrulukla simüle edilmiştir. Ek olarak, daha düşük şekillendirme kuvveti ve düzgün kalınlık elde etmede daha yüksek test sıcaklığının önemi vurgulanmıştır [182]. Desen ve ark. yaptıkları çalışmada ise sıcak damgalamanın (hot stamping) malzeme karakteristiğini etkileyen kilit faktörünü araştırmak için "U" şekilli yüksek mukavemetli BR1500 HS çeliğinin sıcak şekillendirilmesinin analizini ABAQUS yazılımı kullanılarak incelenmiştir. Sonuçlar göstermiştir ki sac metal şekillendirme hızı 35 mm/s'den daha hızlı olduğunda, geri esneme değeri küçüktür ve daha fazla artışın geri esneme üzerinde önemli bir etkisi yoktur. Aynı zamanda gerçekleştirilen sonlu elemanlar analizi ile çelikler için şekillendirmenin

teorik bir altyapısı oluşturulmuştur [183]. Sıcak presle şekillendirmenin incelendiği çalışmada ise çekme testleri verileriyle ABAQUS sonlu elemanlar modeli oluşturulmuş, sıcak şekillendirme sınır eğrileri belirlenmiştir. Şekillendirme prosesi optimum parametrelerin tespiti için gerçekleştirilen çalışmada deneysel ve sonlu elemanlar simülasyon sonuçları arasındaki karşılaştırma sonlu elemanlar modellerinin doğruluğunu ve güvenilirliğini doğrulamıştır. Sonuçlara göre yüksek bir sıcaklıkta, özellikle düşük gerinim hızında TA17'nin şekillendirilebilirliği artmıştır [184]. İncelenen bir diğer literatür çalışmasında Vela ve ark. sıcak şekillendirme incelemesi için sıcak çekme testlerini 550°C-730°C sıcaklıkları aralığında Ti-6Al-4V malzemeye uygulamışlardır. Sıcak şekillendirme koşulları altında Ti-6Al-4V'nin termomekanik özelliğinin araştırıldığı çalışmada deneysel ve ABAQUS sonlu elemanlar modeli verileri karşılaştırılmıştır. Çalışmanın sonuçlarında gerilme hızı duyarlılığının, 730°C'de artığı görülmüştür. 730°C'de %70 civarında bir gerilme aralığı düşüşü, 550°C'de ise sadece %25'lik bir düşüş elde edilmiştir. Sıcak şekillendirme 730°C'de başarıyla gerçekleştiği gibi 550°C'de önemli bozulmalar olduğunu göstermiştir [46].

6
TEORİK ALTYAPI

Gerçekleştirilen kapsamlı literatür çalışması sonucunda Ti-6Al-4V alaşımının sıcak şekillendirilmesi prosesinin incelenmesi ve optimize edilmesi konusunda bir ihtiyacın olduğu ortaya konmuştur.

Literatür taramasından elde edilen başlıca sonuçlara göre Ti-6Al-4V alaşımı sınırlı sünekliği, düşük gerinim sertleştirme üssü ve yüksek elastik geri kazanım özelliği nedeniyle oda sıcaklığı çalışma koşullarında zayıf şekillendirilebilirliğe sahiptir [185]. Şekillendirilebilirliğin artırılması için yüksek sıcaklıklarda şekil verme prosesleri geliştirilmiştir fakat burada araştırmacılar daha çok süperplastik sıcaklıklar (825°C-900°) üzerine yoğunlaşmışlardır [186]–[189]. Başta sıcaklık olmak üzere deformasyon davranışına etki eden proses koşullarının tamamı, son ürün kalitesine etki etmektedir (Şekil 6.1).



Şekil 6.1 Son ürün kalitesine etki eden parametreler

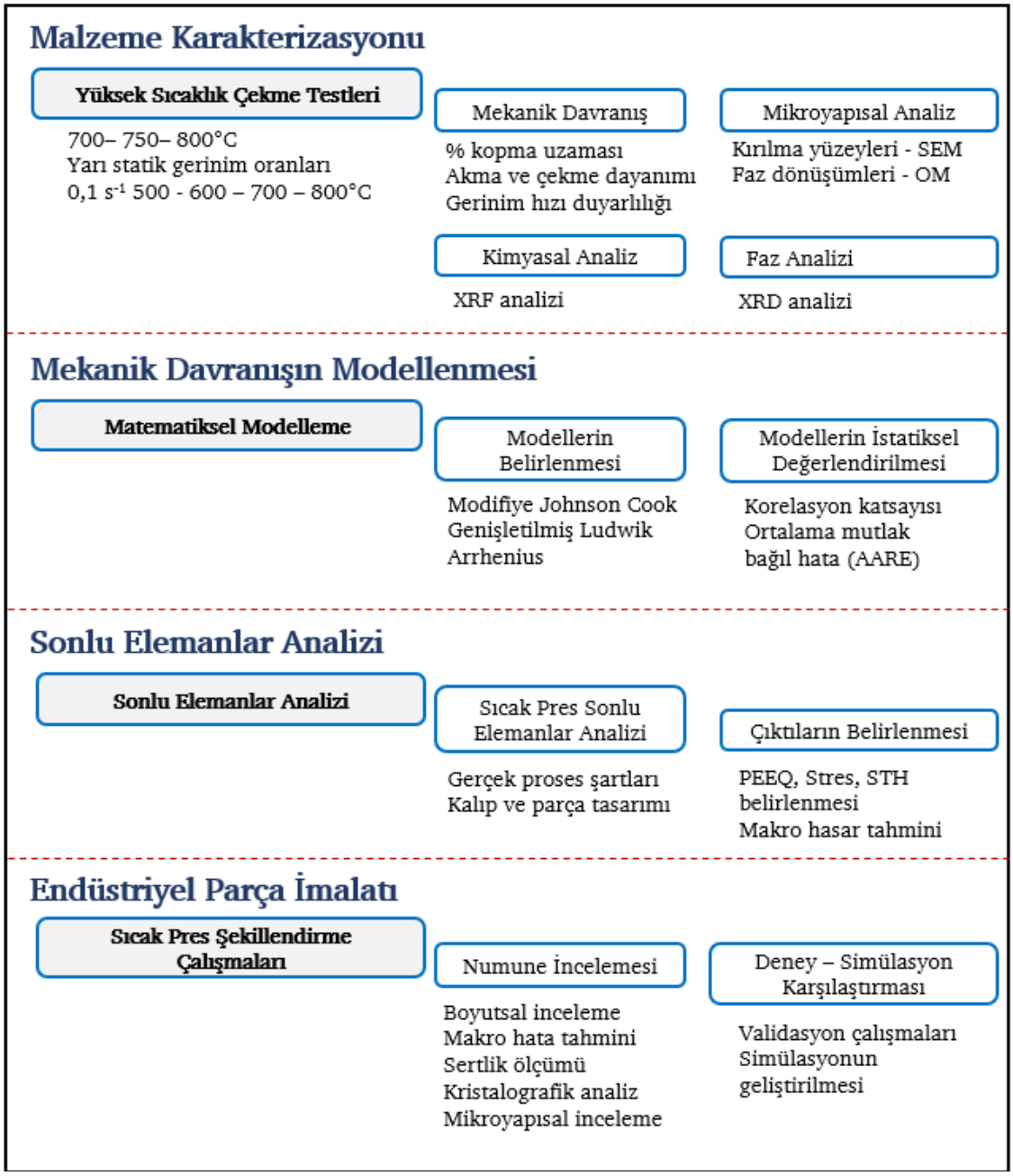
Sıcak şekillendirme hakkında gerçekleştirilen çalışmalarda ise sistemlerin indüksiyon, elektrik dirençli veya ayrık fırın üniteleriyle ısıtma yöntemlerine rastlanmaktadır [190]. Elektrik direnci ve indüksiyon ile ısıtılan ünitelerde farklı geometrilere sahip iş parçalarında homojen ısıtma gerçekleşememektedir [51],

[52]. Buna ek olarak ısıtılan titanyum sac malzemelerin ısısını çok çabuk kaybetmesinden dolayı (10–15°C/s) ısıtma ve şekillendirme ünitelerinin ayrık olması problem yaratabilmektedir [191]. Isıtma prosesinde dikkat edilmesi gereken bir diğer nokta ise oksit tabaka oluşumudur. Titanyumun 650°C'den sonra yüzeyinde oksit tabakasının oluştuğu bilinmektedir [192]. Literatürde oksit tabakasının önlenmesi üzerine yapılan çalışmalar, özellikle çok düşük deformasyon hızlarından dolayı süperplastik şekillendirmede, inert gaz atmosferlerine ve vakum proseslerine yoğunlaşmaktadır [193]. Daha yüksek hızlarda gerçekleştirilecek sıcak şekillendirme proseslerinde ise diğer parametrelerin optimizasyonu ile oksit tabaka kontrolü konusunda çalışmalara ihtiyaç duyulmaktadır.

Araştırmacıların son dönemde ilgi gösterdikleri bir diğer konu ise matematiksel modelleme ve sonlu elemanlar analizidir. Fenomenolojik tabanlı modeller fiziksel tabanlılara kıyasla daha düşük güvenilirlikte sonuçlar vermektedir [126]. Fakat fenomenolojik modellerin doğruluğunu artırmak adına yapılacak matematiksel geliştirmelerle daha güvenilir verilerilerin elde edilmesi mümkündür.

Sonlu elemanlar yönteminin temel amacı ise parametre optimizasyonu hızlı ve düşük maliyette gerçekleştirmektir. Endüstriyel açıdan proses optimizasyonu, geleneksel olarak deneme yanılma yöntemine dayanmaktadır. Bu yöntem hem zaman ve iş gücü açısından yüksek maliyetli sonuçlar doğurabilmektedir. Bu tür dezavantajların önüne geçebilmek adına deneysel çalışmaların öncesinde gerçekleştirilecek karakterizasyon işlemleri ile deneysel tasarımda sonlu elemanlar yönteminin uygulanması, maliyet açısından üreticilere ve araştırmacılara büyük avantaj sağlayacaktır [194].

Literatür taraması sonucunda tespit edilen ihtiyaçlar doğrultusunda deneysel çalışma adımları ve tez organizasyonu Şekil 6.2'de belirtildiği gibi dört temel başlık altında belirlenmiştir:



Şekil 6.2 Tez çalışması organizasyonu

Bölüm 1 – Malzeme Karakterizasyonu: 700°C, 750°C ve 800°C sıcaklıklarda ve yarı statik gerinim oranlarında (0,001 s^{-1}, 0,01 s^{-1} ve 0,1 s^{-1}); ayrıca 0,1 s^{-1} gerinim oranında 500°C, 600°C, 700°C, 750°C ve 800°C sıcaklıklarda tek eksenli çekme testleri Ti-6Al-4V sac malzemeye uygulanmış ve deforme olmuş parçalarda deformasyon davranışı, mikroyapı analizi ve kırılma davranışı incelenmiştir.

Bölüm 2 – Mekanik Davranışın Modellenmesi: Farklı gerinim oranları ve yüksek sıcaklıklarda Ti-6Al-4V alaşımının mekanik davranışı Modifiye Johnson-Cook,

Genişletilmiş Ludwik denklemi ve Arrhenius modeli ile modellenmiştir. Elde edilen model sonuçlarının doğruluk oranları istatistiksel yöntemlerle belirlenmiştir.

Bölüm 3 – Sonlu Elemanlar Analizi: ABAQUS CAE yazılımı ile şekillendirme işlemi yapılacak parçanın sıcak şekillendirme işlemi sonlu elemanlar analizi ile test edilmiştir. Farklı proses parametrelerinin nihai ürüne olan etkisi, belirlenen çıktılar aracılığıyla değerlendirilmiştir.

Bölüm 4 – Endüstriyel Parça İmalatı: Havacılık endüstrisi için Ti-6Al-4V sac malzemeler sıcak pres sistemi ile şekillendirilmiştir. Farklı sıcaklık, deformasyon hızı, sac kalınlığının yanı sıra pres altında bekleme süresinin ve deformasyon kuvvetinin etkisi deneysel olarak incelenmiştir. Nihai ürünlerin sertlik ölçümleri, faz yapısı incelemeleri ve mikroyapısal dönüşümleri de karakterize edilmiştir. Parametre optimizasyonu için ise deneysel çalışmalarla simülasyon sonuçlarının karşılaştırılması boyutsal olarak gerçekleştirilip, sonlu elemanlar analizinin doğruluk oranı belirlenmiştir.

7
MALZEME KARAKTERİZASYON ÇALIŞMALARI

Çalışma kapsamında malzeme karakterizasyonu başlığı altında gerçekleştirilen yüksek sıcaklık çekme testleri, kimyasal analiz, mikroyapısal inceleme, kırılma yüzey ve faz analizleri bu kısımda açıklanmıştır.

7.1 Kimyasal Analiz

Deneysel çalışmalar için Türk Havacılık ve Uzay Sanayii A.Ş. (TUSAŞ) tarafından temin edilen 2 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V sac malzeme kullanılmıştır. Malzemenin kimyasal kompozisyonunun belirlenmesi için X-ışınları Floresans (XRF) spektroskopisi analizi gerçekleştirilmiştir (Tablo 7.1). Numunelerin kimyasal kompozisyonu ASTM B348/B348M-19 standardına uygundur [195].

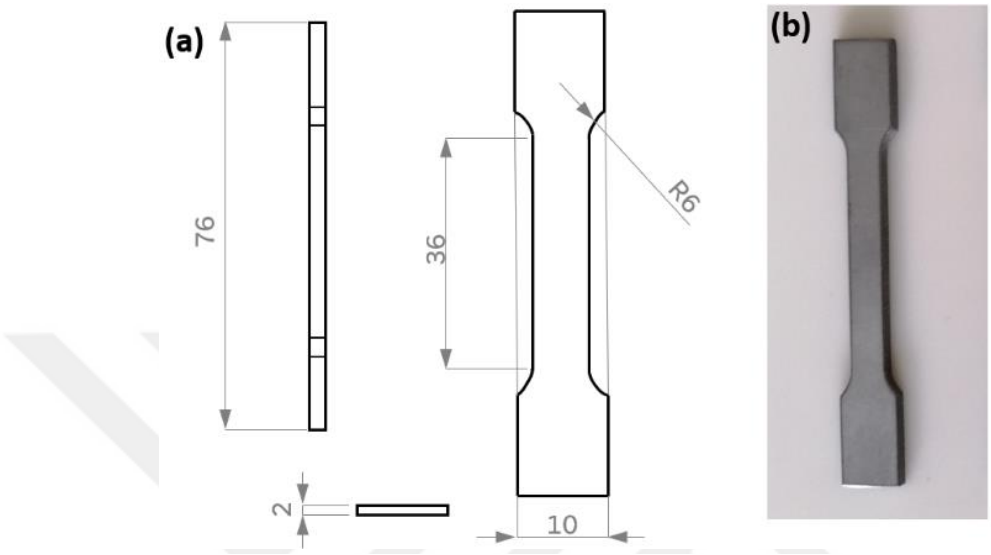
Tablo 7.1 Ti-6Al-4V sac malzemenin kimyasal kompozisyonu

Element	%Ağırlık
Al	5,78
V	3,84
Fe	1,27
Ti	Balans

7.2 Yüksek Sıcaklık Çekme Testleri

Çekme testi numuneleri, yüksek boyut hassasiyetine sahip su jeti ile ham sacdan haddeleme yönüne paralel olarak kesilmiştir. Numuneler, ASTM E8/E8M-11 standardına uygun olarak boyutlandırılmışlardır [196]. Şekil 7.1'de numune boyutları ve numune görseli gösterilmiştir.

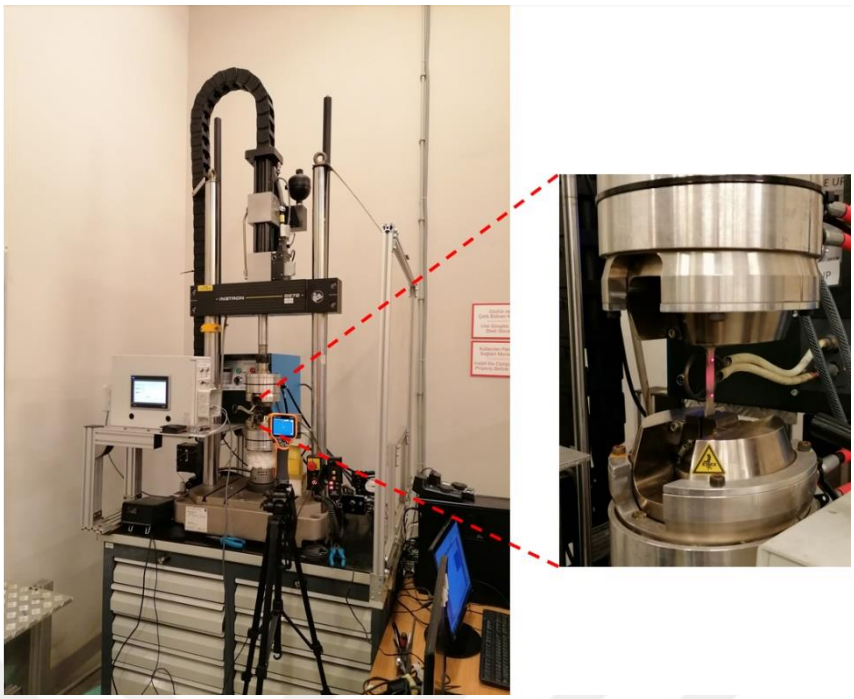
Tek eksen çekme deneyleri 700-750-800°C sıcaklıklarında 0,001, 0,01 ve 0,1 s^{-1} gerinim oranlarında gerçekleştirilmiştir. Ayrıca 0,1 s^{-1} gerinim oranında 600°C ve 500°C sıcaklıklarında da testler uygulanmıştır. Çekme testleri için Özyeğin Üniversitesi Makine Mühendisliği Bölümünde bulunan Instron universal çekme cihazı kullanılmıştır (Şekil 7.2).



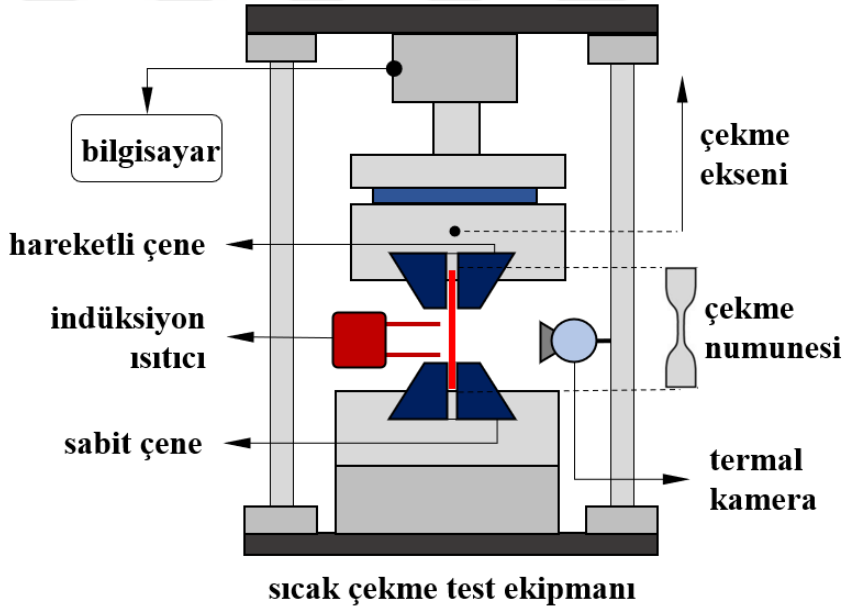
Şekil 7.1 a) Çekme testi numune geometrisi (tüm boyutlar mm cinsindendir), b) numune görseli

Sistemde test parçalarının ısıtılması indüksiyon sistemi ile, sıcaklık takibi ise termal kamera aracılığıyla sağlanmıştır. Deformasyon sıcaklığı sırasında deforme olan numunenin deney süresi çok kısa olduğu için oksidasyon ihmal edilmiştir. Kırılana kadar test edilen numunelere test bitiminde suda ani soğutma uygulanmıştır. Böylece yüksek sıcaklardaki mikroyapısal değişimlerin incelenmesi sağlanmıştır. Instron universal tek eksenli sıcak çekme test sisteminin şematik gösterimi Şekil 7.3'te sunulmuştur.

Çalışmalarda kullanılan her sıcaklık ve gerinim oranı denemesi için, tekrarlanabilir ve doğru sonuçlar elde etmek adına testler üçer tekrarlı olarak gerçekleştirilmiştir. Yüksek sıcaklık çekme testi uygulanan numunelerin görselleri Şekil 7.4 ve Şekil 7.5'te gösterilmiştir.



Şekil 7.2 Instron sıcak çekme test sistemi



Şekil 7.3 Sıcak çekme test sisteminin şematik gösterimi

7.3 Metalografik İnceleme

Ti-6Al-4V malzemesinin başlangıç mikroyapısının değişen yüksek sıcaklık ve gerinim oranlarındaki dönüşümlerinin tespit edilebilmesi için hem yüksek sıcaklıkta çekme testi uygulanan numuneler hem de sıcak şekillendirilmiş parçalar optik mikroskop aracılığıyla incelenmiştir. Örnekler standart Struers metotlarına

göre hazırlanmış, sırasıyla DiaPro Allegro/Largo (9 μm), DiaPro MolR (3 μm) ve OP-U NonDry (0,04 μm) ile parlatılmıştır. Dağlama için ise Kroll reaktifi (%2 HF + %6 HNO_3 + %95 H_2O) kullanılmıştır. Görüntülerden ortalama tane boyutunu ve fazların alan fraksiyonunu belirlemek için ImageJ dijital görüntü işleme yazılımı kullanılmıştır.

7.4 Faz Analizi

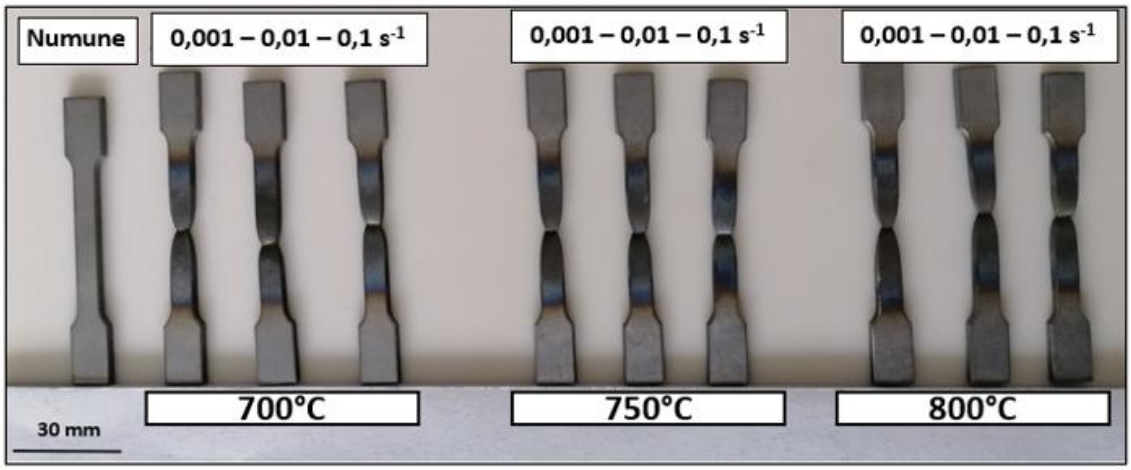
Yüksek sıcaklık çekme testi uygulanan numunelerdeki faz yapıları X-ışınları difraksiyon (XRD) analizi 0,5°/dk'lık hızla tespit edilmiştir. Analiz için Panalytical Empyrean model CuKα1 ışımasına sahip (λ=1,54056 Å) X-ışınları difraksiyon (XRD) cihazı kullanılmıştır. Çekme testi numunelerine ek olarak sıcak pres şekillendirme ile şekillendirilmiş nihai ürünlerin de faz analizi ve dönüşümleri X-ışınları difraksiyon (XRD) analizi ile incelenmiştir.

7.5 Kırık Yüzey Analizi

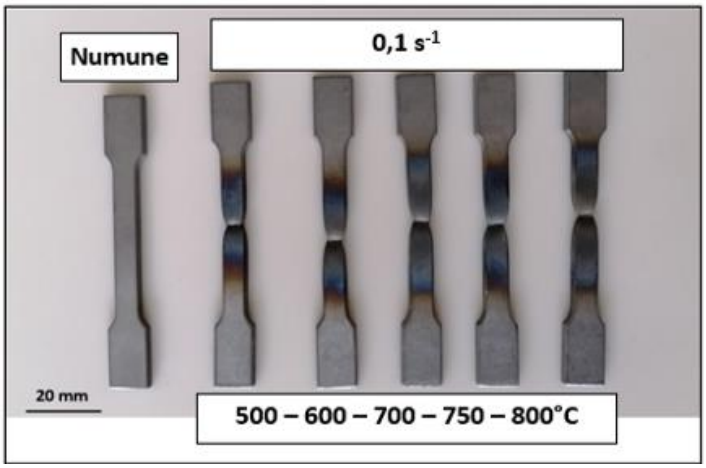
Farklı sıcaklık ve gerinim oranlarında sıcak çekme testleri uygulanan Ti-6Al-4V numunelerinin kırılma yüzeylerinin incelenmesi için Türk-Alman Üniversitesi Araştırma Laboratuvarları Uygulama ve Araştırma Merkezinde bulunan Thermo Scientific™ Quattro S taramalı elektron mikroskobu (SEM) ile farklı büyütmelerde incelemeler yapılmıştır. SEM analizleri, sıcak çekme testine maruz bırakılmış örneklerin kopma gösterdiği yüzeylerden gerçekleştirilmiştir.

7.6 Mikrosertlik Ölçümü

Sıcak şekillendirilmiş parçaların sertlik ölçümleri Yıldız Teknik Üniversitesi Mekanik Laboratuvarı bünyesindeki Bulut Makina BMS cihazı ile gerçekleştirilmiştir. 300 g yük 10 s süresince numunelere uygulanmıştır. Her bir sertlik değeri beş tekrarlı şekilde ölçülmüştür.



Şekil 7.4 700°C, 750°C ve 800°C'de yarı statik çekme oranlarında sıcak çekme testi uygulanan numunelerin görselleri

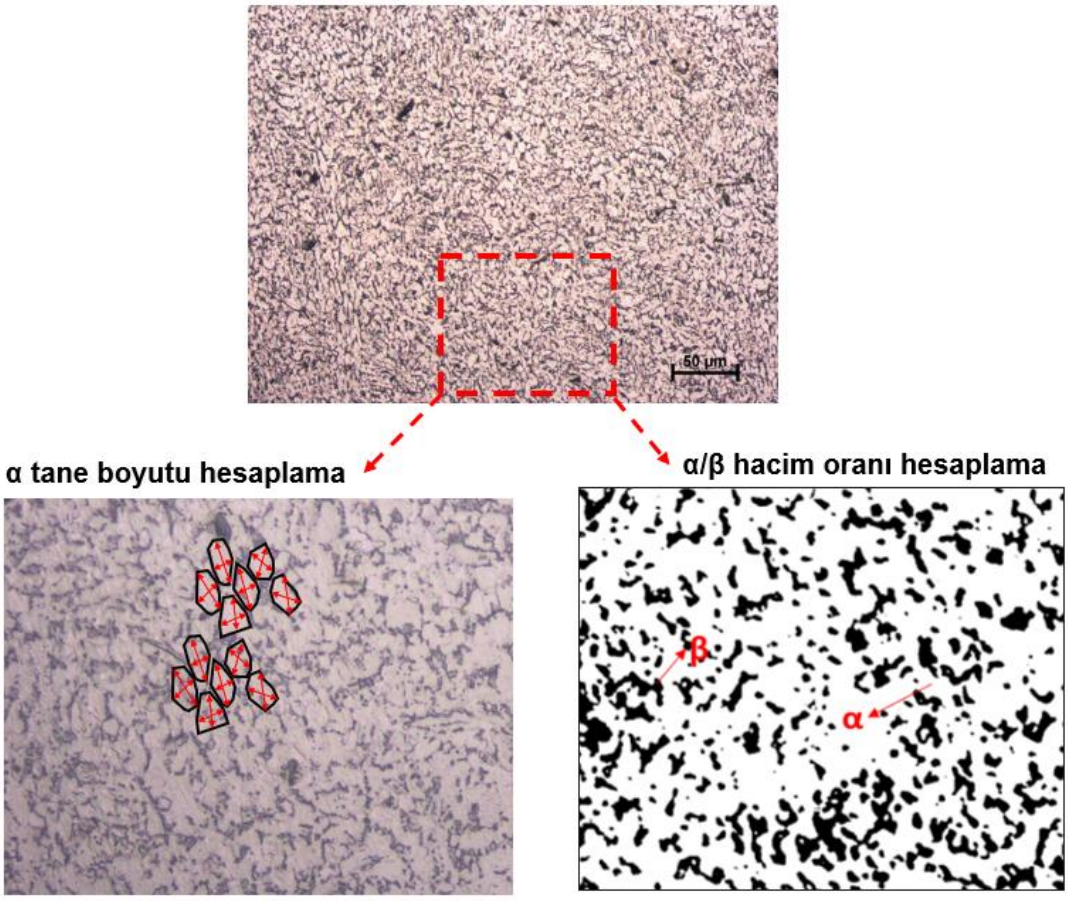


Şekil 7.5 500°C, 600°C, 700°C, 750°C ve 800°C'de 0,1 s^{-1} çekme oranında sıcak çekme testi uygulanan numunelerin görselleri

8
KARAKTERİZASYON ÇALIŞMALARININ DEĞERLENDİRİLMESİ

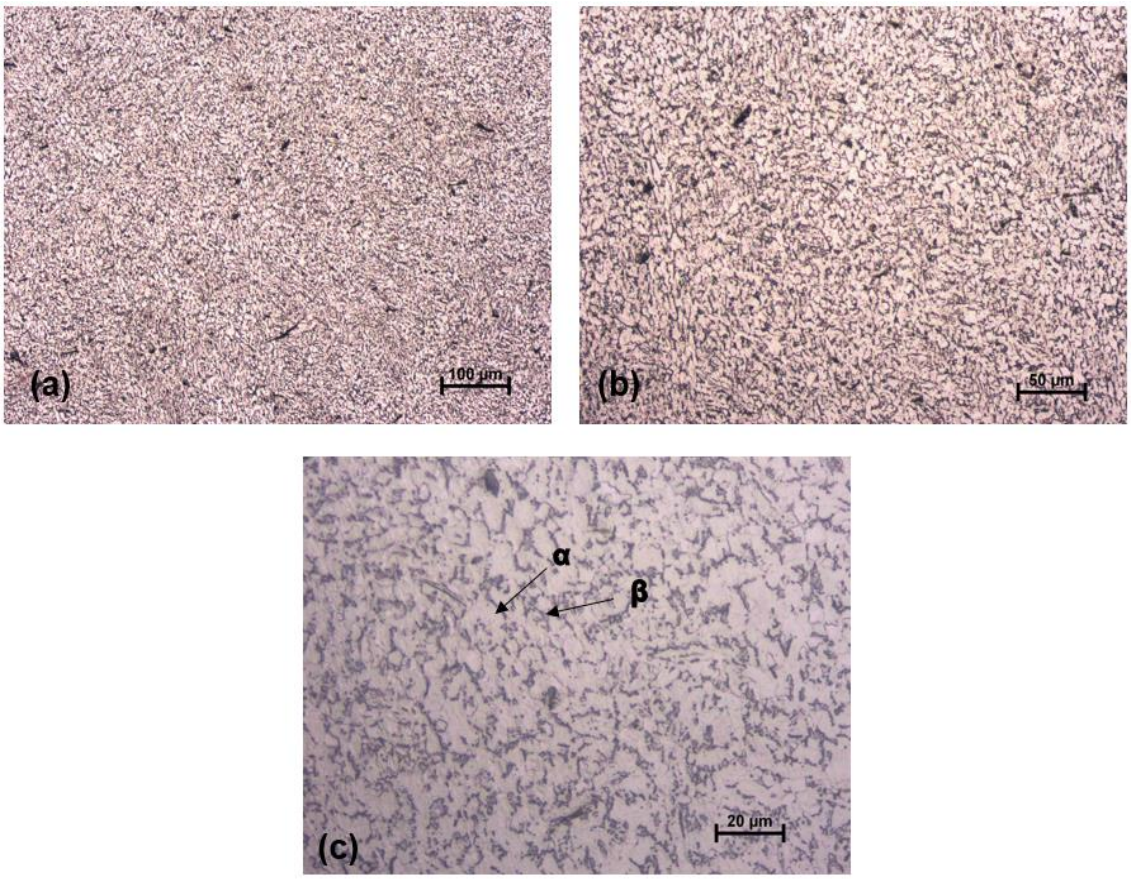
8.1 Mikroyapı Analizi

Sıcak çekme testi deney numuneleri üzerinde sıcaklık ve deformasyon hızının mikroyapısal etkilerini incelemek amacıyla, deneye tabi tutulan numunelerin farklı büyütmelerdeki görüntüleri optik mikroskopta incelenmiştir. β faz oranlarının ve α tane boyutunun hesaplanması için ImageJ dijital görüntü işleme yazılımı kullanılmıştır ve Şekil 8.1'de uygulanan prosedürün bir örneği verilmektedir. Aynı prosedür, diğer örneklere de uygulanmıştır.



Şekil 8.1 α tane boyutu ve faz oranı hesaplama prosedürü

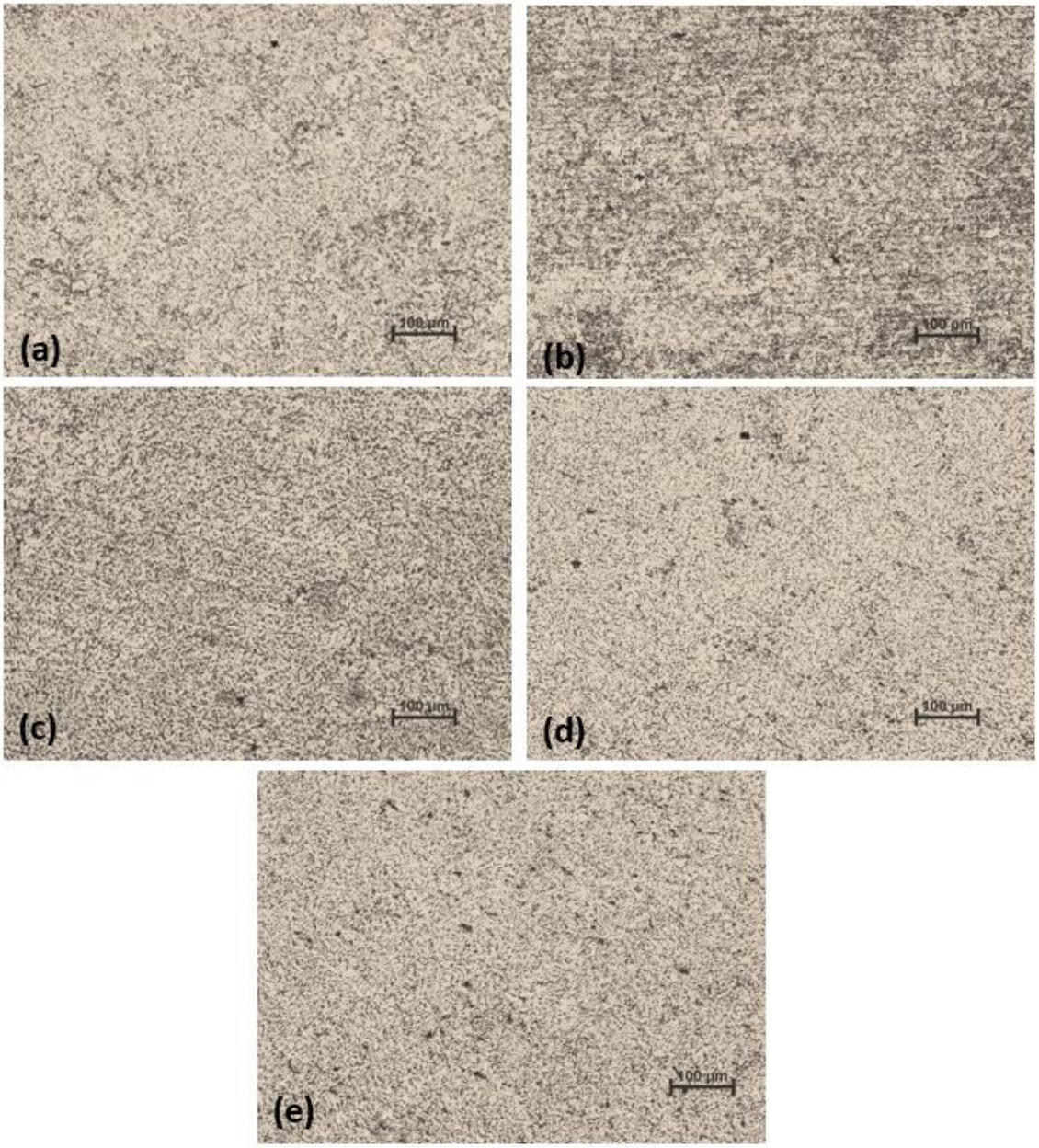
Başlangıç malzemesinin mikroyapı görüntüleri 100X, 200X ve 500X büyütmelerde Şekil 8.2a-c'de gösterilmiştir. Açık renkli alanların α tanelerini ve koyu alanların β tanelerini gösteren görüntülerden α ve β faz oranları ve tane boyutları incelenmiştir. Herhangi bir sıcaklığa ve deformasyona maruz kalmamış numunelerin mikroyapı görüntüsüne göre β faz oranı %17,3, α faz oranı ise %82,7 olarak hesaplanmıştır. Ayrıca Şekil 8.2b ve Şekil 8.2c'de görülebileceği gibi, α tanelerinin ortalama boyutu 5,34 μm olarak hesaplanmıştır. Oda sıcaklığındaki mikroyapı, ince taneler arası β fazının homojen dağılımına sahip eş eksenli α fazı tanelerinden oluşmaktadır.



Şekil 8.2 a) 100X, b) 200X ve c) 500X büyütmelerde başlangıç Ti-6Al-4V numunenin optik mikroskop görüntüleri

Şekil 8.3'te sıcaklığın mikroyapı üzerindeki etkisini incelemek için 500, 600, 700, 750 ve 800°C sıcaklıklarda 0,1 s^{-1} gerinim oranında test edilen Ti-6Al-4V numunelerinin optik mikroskop görüntüleri verilmiştir. Yüksek sıcaklıklarda test edilen örneklerin mikroyapıları başlangıç numunesiyle kıyaslandığında, β fazının

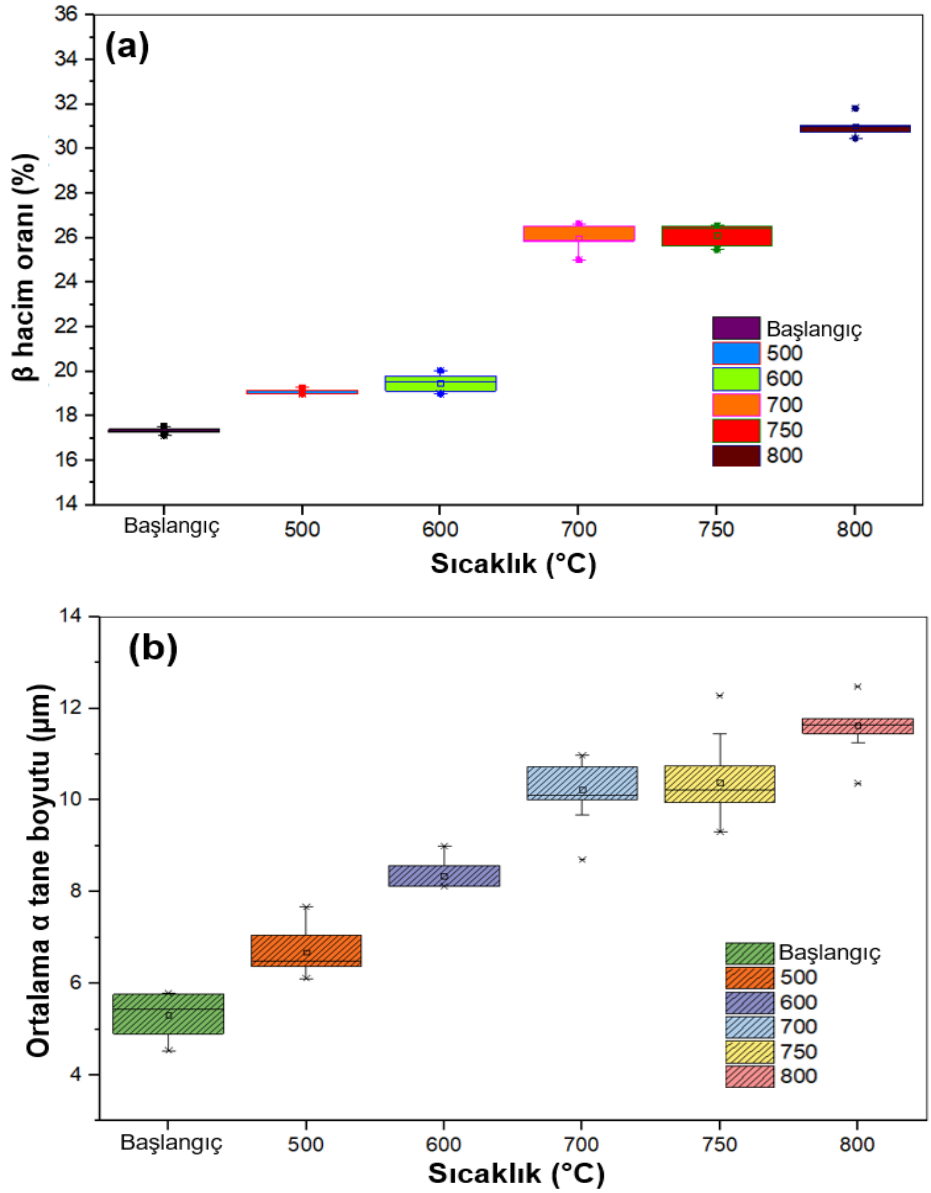
oranının arttığı, β fazının homojenitesinin ise kısmen azaldığı tespit edilmiştir. Bununla birlikte hemen hemen tüm deformasyon koşullarında mikroyapılar, ilk mikroyapı şekline benzeyen eş eksenli taneler sergilemişlerdir.



Şekil 8.3 0,1 s^{-1} gerinim oranında test edilmiş numunelerin optik mikroskop görüntüleri a) 500°C, b) 600°C, c) 700°C, d) 750°C ve e) 800°C

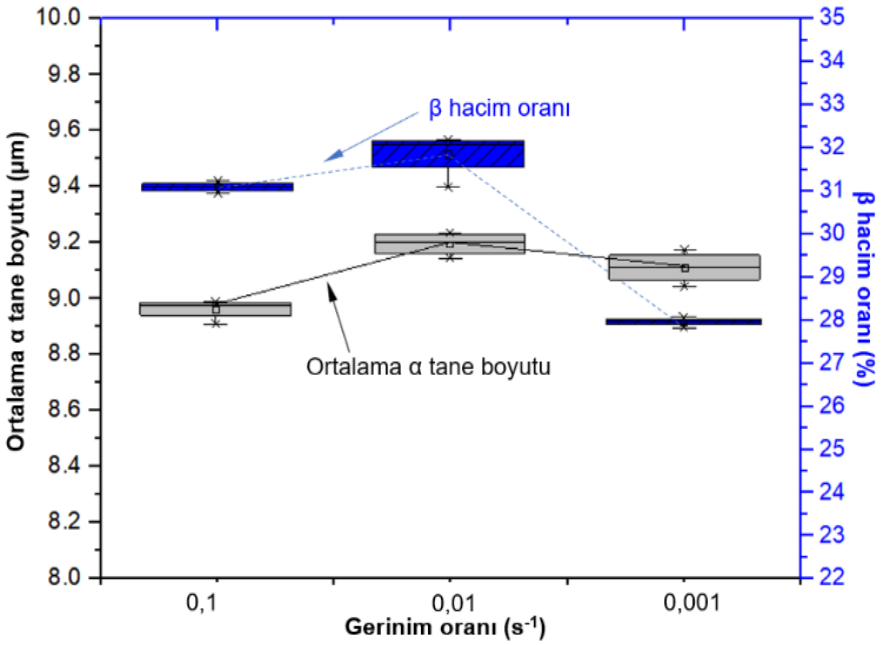
Elde edilen mikroyapı görsellerinden (Şekil 8.4a-b) β faz oranının ve α tanelerinin ortalama boyutunun sıcaklıkla değişimini gösteren grafikler oluşturulmuştur. Şekil 8.4a incelendiğinde, β fazı oda sıcaklığında yaklaşık olarak %17,32 hacme sahipken, sıcaklığın artmasıyla bu oranın artığı açık şekilde görülmektedir.

500°C'de β faz oranı %19,12, 600°C'de ise %19,49 olurken, sıcaklığın 700°C'ye çıkmasıyla ise %25,95'lik β faz oranı hesaplanmıştır. 700°C ile 750°C arasında kayda değer değişiklik görülmemiştir. β faz oranı ve α tanelerinin ortalama büyüklüğü diğer sıcaklık aralıklarlarında gözle görülür bir şekilde değişirken 700°C ile 750°C arasında büyük bir değişimin gözlenmemesinin sebebinin sıcaklık değişiminin düşük oranlarda olduğu düşünülmektedir. 800°C'de β faz oranı %31,02 olarak en yüksek düzeye ulaşmıştır. Ti-9Al-4V alaşımı için β dönüşüm sıcaklığının 980°C olduğu bilgisi ile elde edilen veriler uyuşmaktadır [197].



Şekil 8.4 0,1 s^{-1} gerinim oranında, farklı sıcaklıklarda yapılan testler için a) β fazının hacimsel oranı (%), b) α tanelerinin ortalama büyüklüğü (µm)

Jiao ve ark. [198], yaptıkları çalışmada 800°C üzerinde faz yapılarını incelemişlerdir ve α+β iki faz bölgesinde, tane boyutunun deformasyon sıcaklığının artmasıyla değişkenlik gösterdiğini ve birincil α fazı hacim oranının, deformasyon sıcaklığının artmasıyla azaldığını bildirmişlerdir. α fazının ortalama tane büyüklüğünün sıcaklıkla değişiminin grafiği ise Şekil 8.4b'de verilmiştir. α tanelerinin ortalama büyüklüğünün sıcaklıkla değişimi β fazının hacimsel değişimine benzer bir eğilim göstermiştir. Başlangıç mikroyapısında 5,34 μm ölçülen α ortalama tane büyüklüğünün sıcaklığın artmasıyla büyüdüğü tespit edilmiştir. 500°C'de 6,46 μm, 600°C'de ise 6,93 μm α ortalama tane büyüklüğü ölçülmüştür. 700°C'de ise mikroyapıdaki α tanelerinin ortalama 8,64 μm, 750°C'de 8,84 μm ve 800°C'de 9,01 μm büyüklüğünde olduğu görülmüştür. Şekil 8.5'te 800°C'de farklı gerinim hızlarında numunelerin kırılma bölgelerinde yapılan incelemeler sonucunda hesaplanan α'nın ortalama tane boyutu ve β faz oranı verilmektedir.



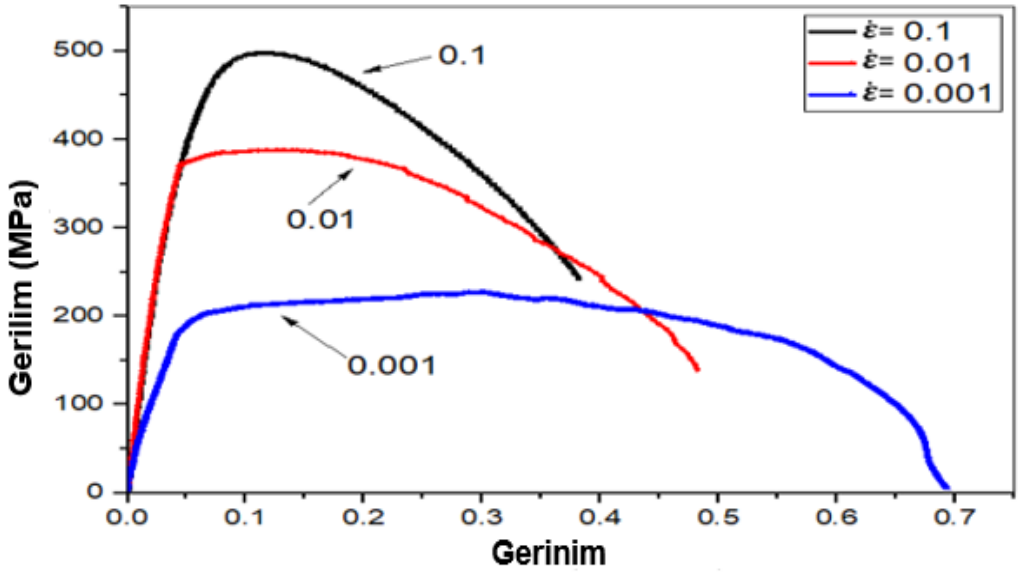
Şekil 8.5 800°C'de farklı gerinim hızlarında β fazının hacimsel oranı (%) ve α tanelerin ortalama büyüklüğünün (μm) değişimi grafiği

Aynı sıcaklıkta gerinim oranının mikroyapıya etkisinin incelenmesi için 800°C'de 0,001, 0,01 ve 0,1 s^{-1} gerinim oranlarında çekme testi uygulanan numuneler

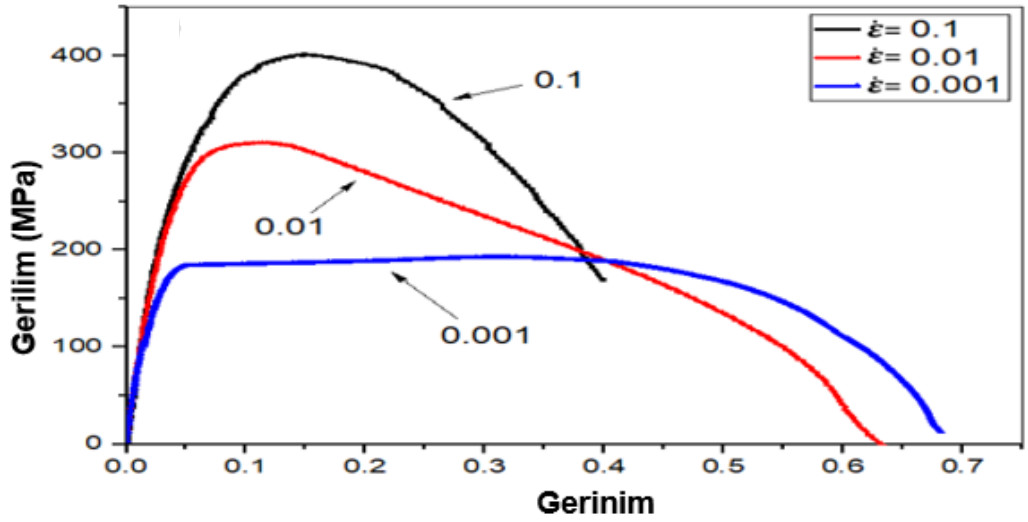
incelenmiştir. Bu gerinim hızlarında β fazının hacimsel oranında ve α tanelerinin ortalama boyutunda önemli bir değişiklik olmadığı gözlemlenmiştir. Uygulanan tüm deformasyon oranları yarı statik ölçekte olduğundan, gözle görülür bir değişiklik tespit edilememesinin normal olduğu düşünülmektedir.

8.2 Mekanik Özellikler

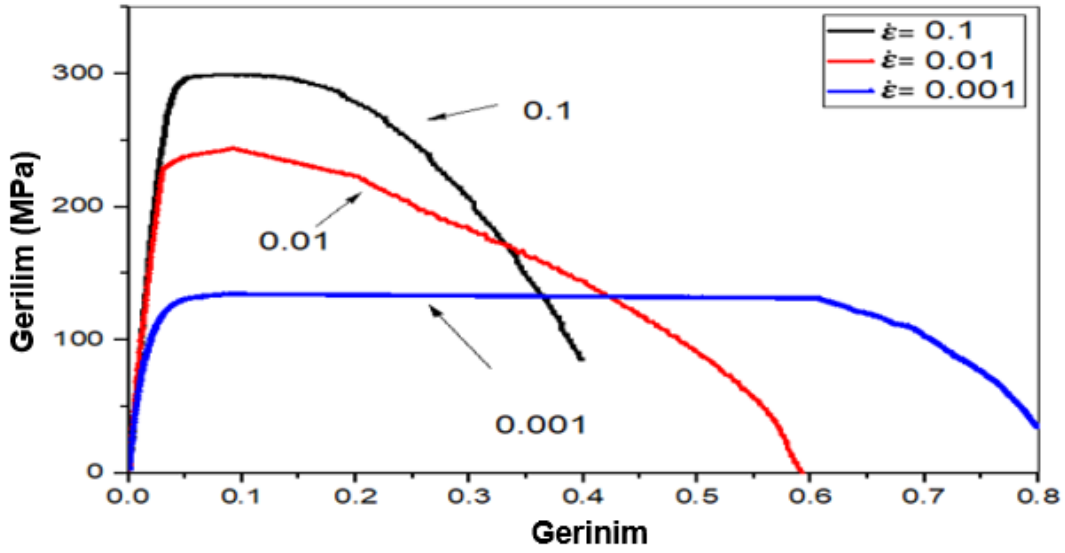
700, 750 ve 800°C'de farklı gerinim oranlarındaki testlerin sonucunda elde edilen gerçek gerilme-gerinim eğrileri Şekil 8.6, Şekil 8.7 ve Şekil 8.8'de verilmiştir.



Şekil 8.6 700°C'de Ti-6Al-4V'nin gerçek gerilim-gerinim grafiği

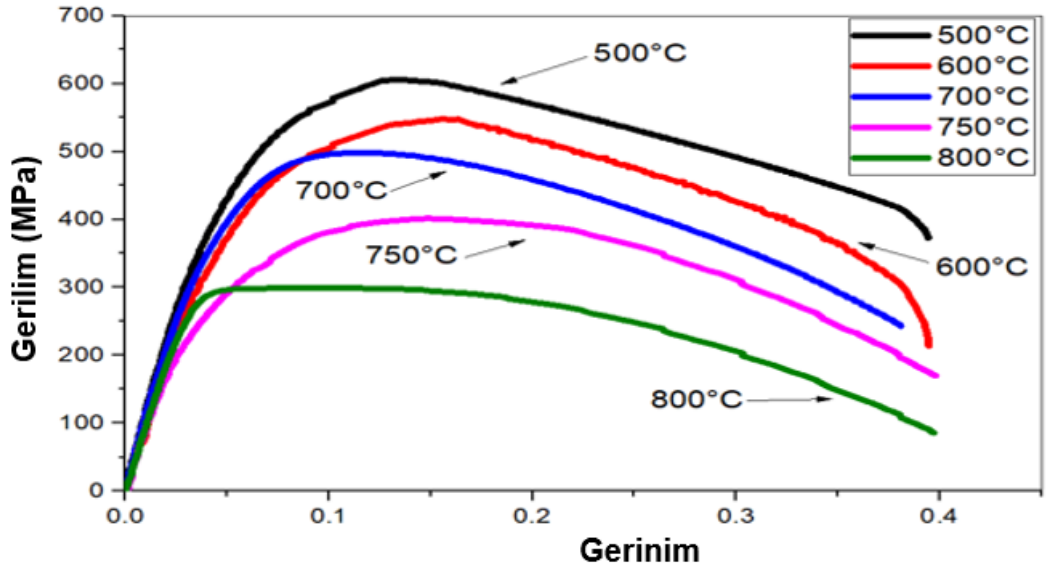


Şekil 8.7 750°C'de Ti-6Al-4V'nin gerçek gerilim-gerinim grafiği



Şekil 8.8 800°C'de Ti-6Al-4V'nin gerçek gerilim-gerinim grafiği

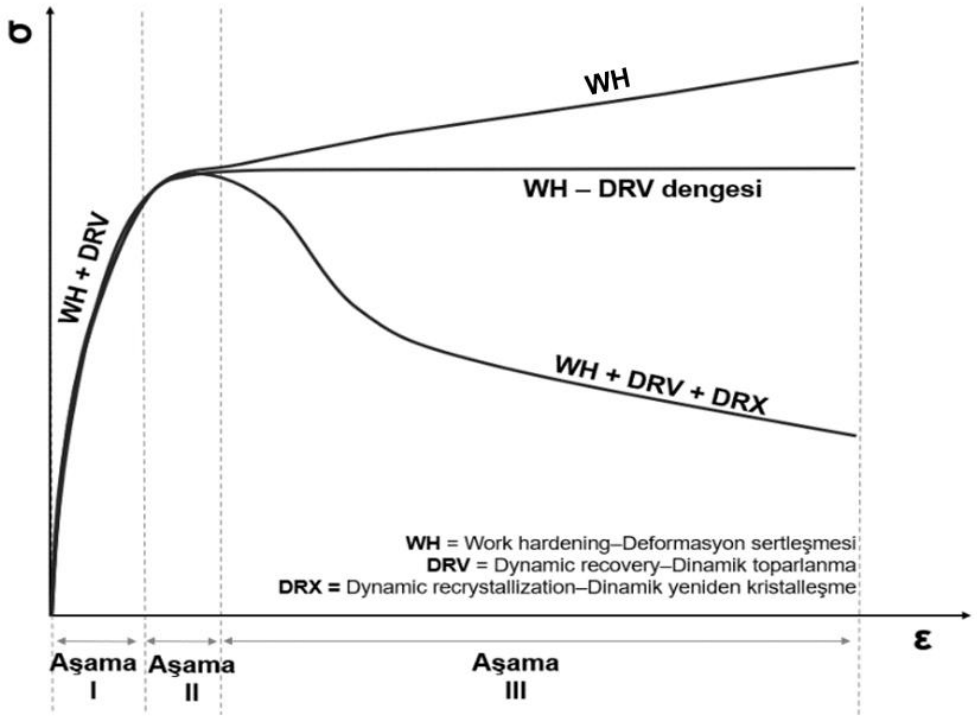
700, 750 ve 800°C'de gerçekleştirilen yarı-statik çekme testlerinin yanı sıra 0,1 s^{-1} gerinim oranında 500°C ve 600°C'de de testler uygulanmıştır. Sabit gerinim oranında farklı sıcaklıklarda elde edilen gerçek gerilim-gerinim verilerinin grafiği ise Şekil 8.9'da verilmiştir.



Şekil 8.9 Farklı sıcaklıklarda 0,1 s^{-1} gerinim oranında Ti-6Al-4V'nin gerçek gerilim-gerinim grafiği

Gerçek gerilim-gerinim grafiklerinden net olarak görülebileceği gibi, Ti-6Al-4V malzemesinin mekanik özellikleri, sıcaklık ve gerinim oranı ile doğrudan ilişkilidir. Gerinim oranındaki azalmanın mekanik mukavemeti azalttığı farklı gerinim oranlarında gerçekleştirilen test sonuçlarından görülmektedir. 700, 750 ve 800°C'deki testlerin her üçünde de en düşük gerinim oranı olan 0,001 s^{-1}

sonuçlarının, 0,1 ve 0,01 s^{-1} gerinim oranı sonuçlarına göre daha düşük olduğu görülmüştür. Benzer olarak sıcaklığın artması da Ti-6Al-4V malzemenin daha düşük mekanik mukavemete geçmesine ve daha yüksek yüzde uzamayı sağlamasına neden olmuştur. Artan sıcaklıkla mukavemetteki düşüşün sebebinin sıcaklık ile birlikte malzemede oluşan ısıl yumuşama etkisi, atom aktivasyonu ve dislokasyonların daha kolay hareket edebilmesidir. Bütün bunların birleşik etkisi ile akma dayanımının ve maksimum çekme dayanımının azaldığı gözlemlenmiştir [199][200]. Bu durum metalin plastik şekil alma kabiliyetini artırır ve mukavemetini azaltır. Bu arada sıcaklık artışı, plastik olarak deforme olmuş Ti-6Al-4V tanelerinin dinamik toparlanma (DRV) ve dinamik yeniden kristalleşme (DRX) mekanizmalarını hızlandırır ve yumuşamayı hızlandırır [126]. Sonuçların yüksek sıcaklıkta meydana gelen metalurjik fenomenler çerçevesinde değerlendirilmesi amacıyla titanyum alaşımlarının yüksek sıcaklık deformasyonu aşamaları ve mekanizmaların gösterildiği temsili görsel Şekil 8.10'da verilmiştir.



Şekil 8.10 Titanyum alaşımlarının yüksek sıcaklık deformasyonu sırasında mekanik davranışının şematik gösterimi [201]

Başlangıç aşamasında dislokasyon hareketinin kısıtlandığı, dislokasyon yoğunluğunun kademeli olarak arttığı ve dolayısıyla gerilimin hızla arttığı deformasyon sertleşmesine atfedilen metalurjik mekanizma gözlemlenir [202], [57]. Deformasyon sertleşmesine (WH) ek olarak, yüksek sıcaklıklarda deformasyon meydana geldiğinden DRV de beklenir. Bu iki rakip mekanizma birinci aşamada aynı anda aktive olmasına rağmen, WH baskın görünmektedir. İkinci aşama geçiş aşaması olarak adlandırılır. Malzeme özelliklerine ve deformasyon koşullarına göre değişecek mekanik davranışı başlangıcı bu aşamada belirlenir. Pik gerilim değerine ulaşılana kadar gerilimde hafif bir artış olur. Dislokasyon yoğunluğu, DRX'in oluşacağı kritik bir seviyeye ulaşırsa, yeni oluşan taneler ve DRX'in tane sınırı göçü nedeniyle dislokasyon yoğunluğu azalır. 3. aşamada dislokasyon yoğunluğu azaldıkça malzemede yumuşama etkisi görülür. Burada, özellikle düşük sıcaklıklarda, yumuşama etkisi minimumdur ve tane büyümesi sertleşmesi baskın mekanizma haline gelir. Pik gerilim değerine ulaştıktan sonra hızlı bir azalmanın gözlendiği durumlarda, azalmış dislokasyon yoğunluğu ve DRX'in birleşik etkisi olasıdır [203]. Kararlı durum akış davranışının belirgin olduğu durumlarda WH ve DRV birbirini dengeler. Neredeyse sabit dislokasyon yoğunluğu, şekillendirilebilirlik için istenen bir mekanik davranışa yol açar.

Tablo 8.1 akma dayanımı, çekme dayanımı, tepe geriliminde gerinim ve kopma uzaması dahil olmak üzere farklı deney koşullarında Ti-6Al-4V'nin mekanik özelliklerini içermektedir. 0,001 s^{-1} gerinim oranındaki kararlı durum akış davranışı neredeyse sabit dislokasyon yoğunluğundan kaynaklanmaktadır. Özellikle 800°C'de, güvenilir bir şekillendirilebilirlik olarak yorumlanan 0,001 s^{-1} gerinim oranında kararlı durum akışı görülmektedir [204]. Ancak 0,1 ve 0,01 s^{-1} gerinim hızlarında akma dayanımından sonra bir deformasyon sertleşme bölgesi ile tepe gerilme değerine ulaşıldığı görülmektedir. Pik ve akma gerilme seviyeleri arasındaki fark, gerinim oranı ile artar ve deformasyon sertleştirme etkisini gösterir. Bu tepe noktasından sonra, yumuşama davranışı göstererek gerilim azalmaktadır.

Tablo 8.1 Farklı sıcaklık ve gerinim oranlarında Ti-6Al-4V sac malzemenin mekanik özellikleri

Deney koşulları (sıcaklık / gerinim oranı)	Akma dayanımı (MPa)	Çekme dayanımı (MPa)	Tepe geriliminde gerinim	Kopma uzaması
500°C / 0,1 s^{-1}	544,83	604,14	0,124	0,38
600°C / 0,1 s^{-1}	495,21	546,54	0,131	0,39
700°C / 0,1 s^{-1}	455,11	498,22	0,109	0,38
700°C / 0,01 s^{-1}	356,53	387,97	0,132	0,51
700°C / 0,001 s^{-1}	198,46	224,71	0,278	0,68
750°C / 0,1 s^{-1}	345,33	401,33	0,132	0,40
750°C / 0,01 s^{-1}	284,76	310,14	0,110	0,62
750°C / 0,001 s^{-1}	177,25	191,91	0,338	0,70
800°C / 0,1 s^{-1}	265,48	298,96	0,094	0,38
800°C / 0,01 s^{-1}	233,20	242,32	0,099	0,61
800°C / 0,001 s^{-1}	122,02	132,06	0,405	0,81

Kopma uzama değerleri incelendiğinde, 800°C'de 0.001 s^{-1} gerinim oranında test edilen numunenin en yüksek sünekliği verdiği görülmektedir. 800°C'de 0,001 s^{-1} deformasyon oranında dinamik yeniden kristalleşmenin yanı sıra tane sınırı kayması mekanizması da devreye girdiği düşünülmektedir. Tane sınırlarının kayma direnci açısından yapılan kıyaslamada ise α/α sınırlarının kayma direncinin α/β tane sınırlarına göre daha yüksek olduğu bilinmektedir. Dolayısıyla β fazının artmasıyla artan α/β tane sınırı sünekliği arttıracaktır. Artan β fazının bir anlamda yağlayıcı görevi gördüğü literatürde belirtilmiştir [199]. Mikroyapı incelemelerinde tespit edilen β faz oranının artışı ile elde edilen gerilim-gerinim eğrileri de birbirini doğrulamaktadır.

Ti-6Al-4V alaşımının yüksek sıcaklıklardaki mekanik davranışının incelenmesinde ayrıca gerinim hızı duyarlılığı (m) değeri de hesaplanmıştır. Gerinim hızı duyarlılığı (m) gerinim hızının dislokasyon oluşumu ve yayılması üzerindeki etkisiyle ilişkilidir. Bu nedenle şekillendirilebilirliğin ve işlenebilirliğin bir indeksidir. Sıcak deformasyon için gerinim hızı duyarlılığını hesaplamak için Denklem 8.1 kullanılmıştır [204].

$$m = \frac{\partial ln(\sigma)}{\partial \ln(\dot{\varepsilon})}\Big|_{\varepsilon} \tag{8.1}$$

Denklem 7.1'de belirtilen m, gerinim hızı duyarlılık faktörüdür. Faktör ne kadar yüksek olursa, alaşım tarafından sergilenen şekillendirilebilirlik o kadar büyük olur [65]. σ ifadesi gerilimi (MPa), $\dot{\varepsilon}$ ise gerinim oranını temsil ederler. Termal etki ile aktive olan mekanizmalar nedeniyle deformasyon sıcaklığının artmasıyla m değerlerinin artması beklenir. Elde edilen verilerden de artan sıcaklığın m değerini arttırdığı açık şekilde görülebilmektedir. m değerinin kayda değer bir değişiklik göstermeden ilerlemesi ise DRX mekanizmalarıyla ilişkilendirilebilir. 0,001 s^{-1} gerinim oranında, özellikle 0,3 ve 0,4 gerinim değerlerindeki m değerlerinin birbirlerine çok yakın olmaları da bu gerinim hızında DRX mekanizmasının başlayabileceğini gösterir [205]. Güvenli bir şekillendirme prosesi için DRX ve DRV gibi mekanizmalar güvenilir bölgeler olarak kabul görmüşlerdir. 800°C'de m değerinin 0,3 gerinim değerinde pik yaptığı, daha sonra kademeli olarak düştüğü görülmüştür. Muhtemeldir ki 0,4'ten sonraki gerinim değerlerinde neredeyse sabit kalacaktır. Sonuçlar genel olarak değerlendirildiğinde gerinim hızı duyarlılığı artan sıcaklıkla ve düşen gerinim oranı ile birlikte artmıştır. m değerinin negatif olduğu durumlar, şekillendirme için güvenilir olmayan bölgeler kabul edilmektedir ve sadece 0,1 s^{-1} gerinim oranında görülmüştür. Bunun dışında yaklaşık 0,3'ün üzerindeki değerler yüksek plastisiteyi gösterir ve şekillendirme için uygundur. 800°C'de 0,001 s^{-1} gerinim oranı, en uygun çalışma alanı olarak görülmektedir. Gerinim oranının 0,001 s^{-1} olduğu 700°C ve 750°C'de 0,4 gerinim değerinde de istenilen m değerlerine ulaşılmıştır. Yüksek sıcaklık ve düşük gerinim oranı şartlarında m değerlerinden,

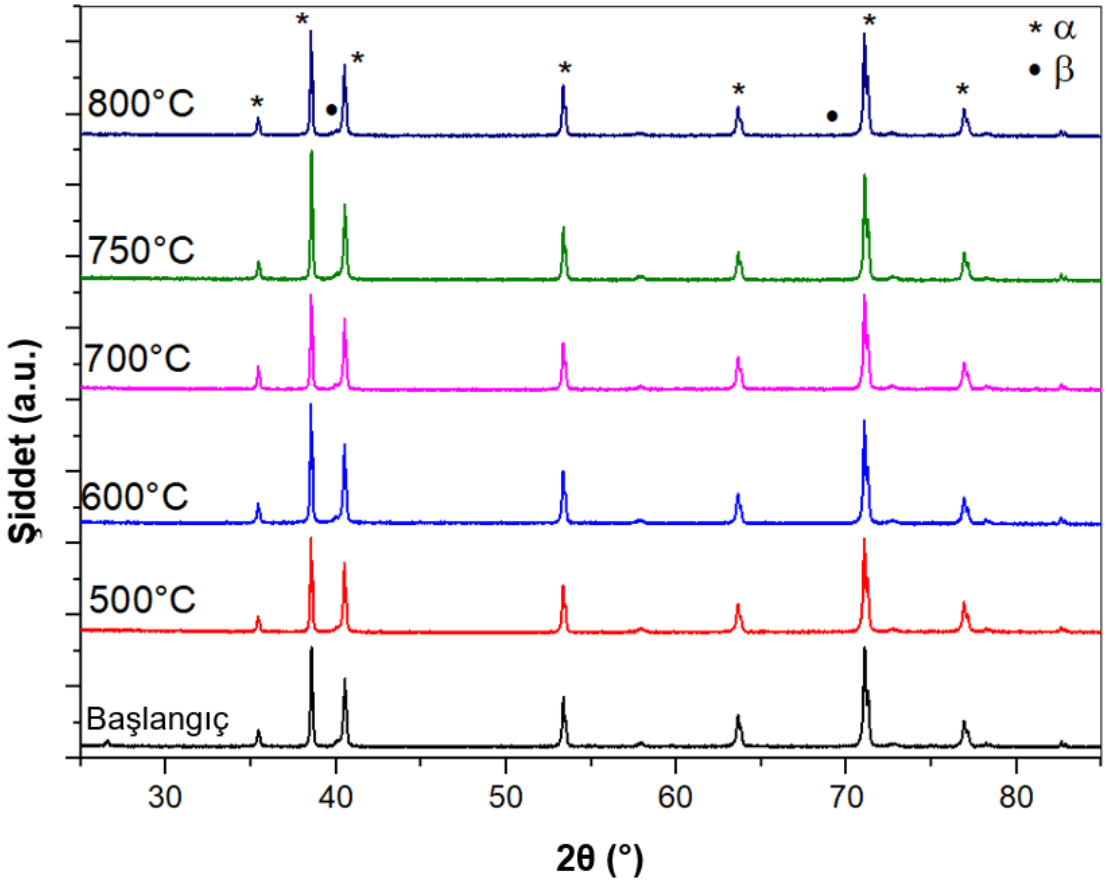
kopma uzamasından ve gerilim-gerinim eğrilerinden şekillendirilebilirliğin en yüksek olduğu tespit edilmiştir. Bunun temel sebepleri, yüksek hızlarda hakim sistemin deformasyon sertleşmesi mekanizması olduğu, düşük hızlarda ise termal yumuşama olduğu düşünülmektedir. Bu sonuç, gerinim-gerilim eğrisinden açıkça görülmektedir. Hesaplanan m değerleri Tablo 8.2'de gösterilmiştir.

Tablo 8.2 Hesaplanan m değerleri

Gerinim	Gerinim Oranı (s^{-1})	700°C	750°C	800°C
0,1	0,001	0,1937	0,2918	0,3637
	0,01	0,1343	0,1516	0,1645
	0,1	0,0749	0,0114	-0,0347
0,2	0,001	0,1876	0,2702	0,3733
	0,01	0,1344	0,1664	0,1583
	0,1	0,0812	0,0626	-0,0567
0,3	0,001	0,1755	0,2286	0,4093
	0,01	0,1051	0,1542	0,1303
	0,1	0,0347	0,0798	-0,1487
0,4	0,001	0,3082	0,2314	0,3581
	0,01	0,0726	0,0956	0,0967
	0,1	-0,163	-0,0402	-0,0647

8.3 Faz Analizi

Başlangıç numunesinin ve farklı sıcaklıklarda 0,1 s^{-1} gerinim oranında çekme testi uygulanan numunelerin faz yapıları incelenmiştir. Şekil 8.11'de incelenen çekme numunesi örneklerinin XRD spektrumları verilmektedir. Elde edilen XRD desenlerine göre kırınım paternleri hafif farklılıklar gösterse de, pik oluşumlarının her durumda neredeyse benzer kaldığı görülmektedir. Küçük kaymalar dışında XRD desenlerinde ve karakteristik piklerde herhangi bir değişiklik olmamıştır. Tespit edilen küçük kaymaların sebebi ise malzemelerin bir kuvvet etkisi altında kalmalarıdır. Ayrıca en yüksek 800°C sıcaklıkta çekme testine tabi tutulan numuneler de dahil olmak üzere herhangi bir örnekte oksit piki gözlenmemiştir.

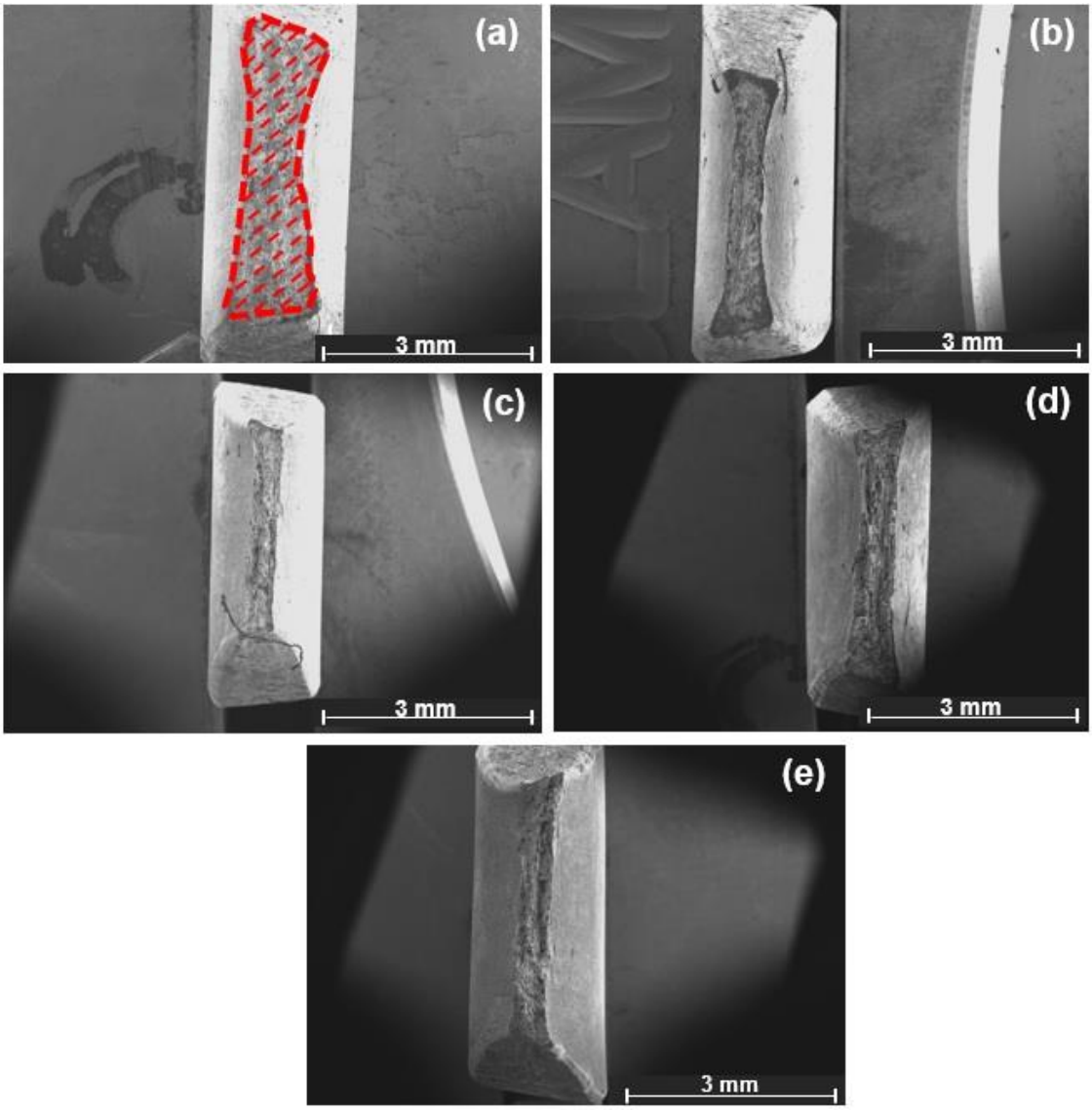


Şekil 8.11 Başlangıç numunesinin ve yüksek sıcaklıklarda çekme testi yapılmış numunelerin XRD desenleri

8.4 Kırılma Davranışının İncelenmesi

Yüksek sıcaklıklarda ve farklı gerinim oranlarında çekme testine tabi tutulan numunelerin kırılma davranışını belirlemek için numunelerin kırılma yüzeyleri SEM ile görüntülenmiştir. Düşük büyütmelerde alınan SEM görüntülerinden kırılma yüzey alanları hesaplanmış ve sünek-kırılgan geçiş davranışı karakterize edilmiştir. Şekil 8.12a, kırılma yüzey alanını hesaplamak için seçilmiş bir yüzey örneğini göstermektedir. Sıcaklığın kırılma davranışı üzerindeki etkisinin incelenmesi için Şekil 8.12a-e'de 0, 1 s^{-1} gerinim oranında farklı sıcaklıklarda çekme testi uygulanan numunelerin kırılma yüzeyleri gösterilmiştir. Düşük sıcaklıklarda geniş alanlarda kırılmanın daha parçalı olduğu, sıcaklık artışı ile malzemedeki kırılma yüzey alanının azaldığı tespit edilmiştir. Gevrek kırılma sırasında boyun oluşumunun çok az olması veya hiç olmaması nedeniyle, kırılma

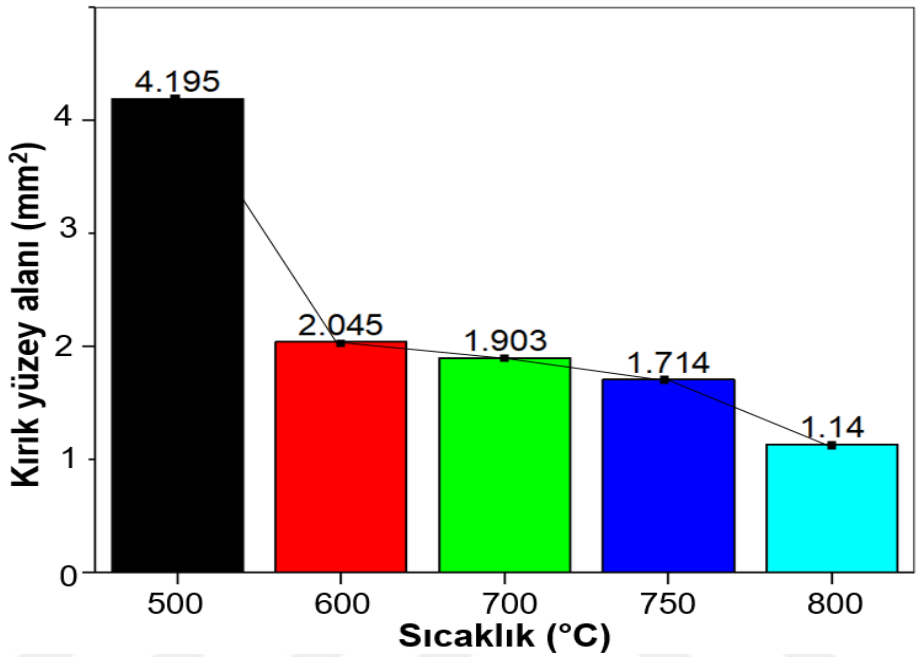
yüzey alanının boyun oluşumunun sağlanabildiği sünek kırılma davranışından daha büyük olması beklenir.



Şekil 8.12 60X büyütmede 0, 1 s^{-1} gerinim oranlarında kırılma yüzeylerinin farklı sıcaklıklardaki SEM görüntüleri: a) 500°C, b) 600°C, c) 700°C, d) 750°C ve e) 800°C

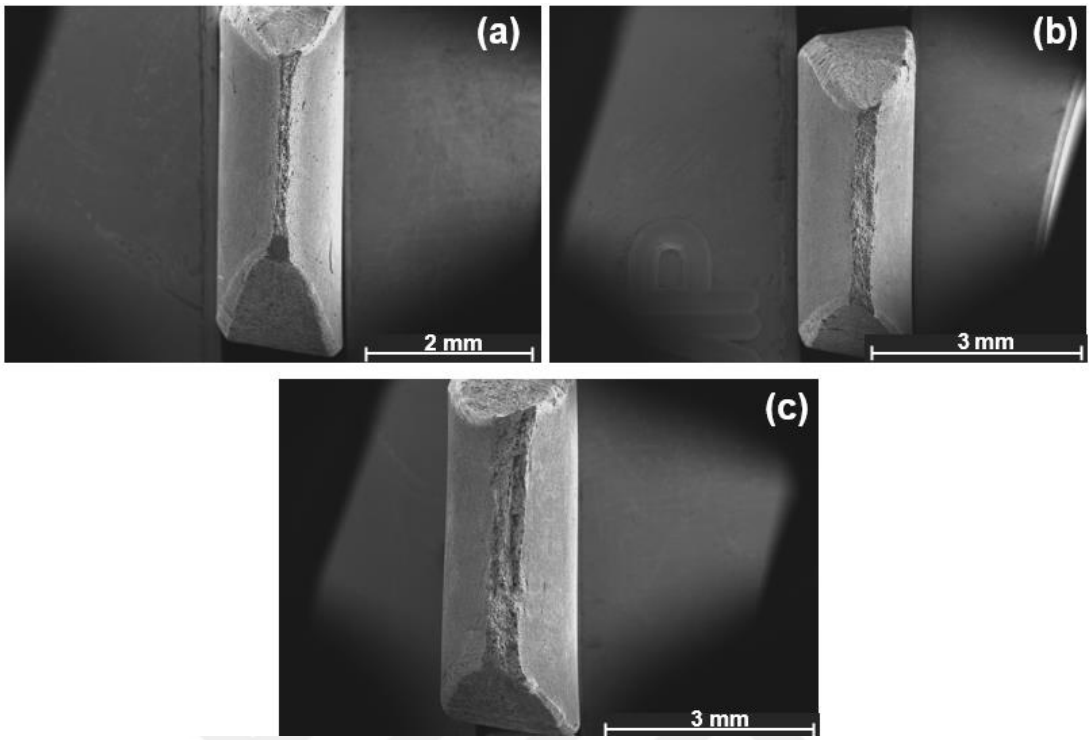
Bu sonuçlar, malzemenin artan sıcaklıkla daha sünek davranış sergilediğini ortaya koymuştur ve "8.2 Mekanik Özellikler" başlığı altında oluşturulan Tablo 8.1'de sunulan mekanik özelliklere ait sonuçlar, kopma uzaması verileriyle uyumludur [206]. 500, 600, 700, 750 ve 800°C'de 0,1 s^{-1} gerinim oranındaki testlerden elde edilen kırılma yüzey alanlarının grafiği Şekil 8.13'te verilmiştir. Grafikten görüldüğü gibi, özellikle 500°C-600°C geçişinde, kırılma yüzey alanında dramatik

bir azalma gözlenmiştir. 500°C'de 4,0 mm^{2}'nin üzerinde olan kırılma yüzey alanı, 600°C'de 2,05 mm^{2}'ye düşmüştür. 600°C'nin üzerinde, sünek davranış devam etmesine ve artmasına rağmen, kırılma yüzey alanında marjinal bir azalma olmamıştır. Kırılma yüzey alanı 700°C'de 0,1 s^{-1} gerinim hızında 1,71 mm^{2} ve 800°C'de 1,14 mm^{2} olarak hesaplanmıştır.



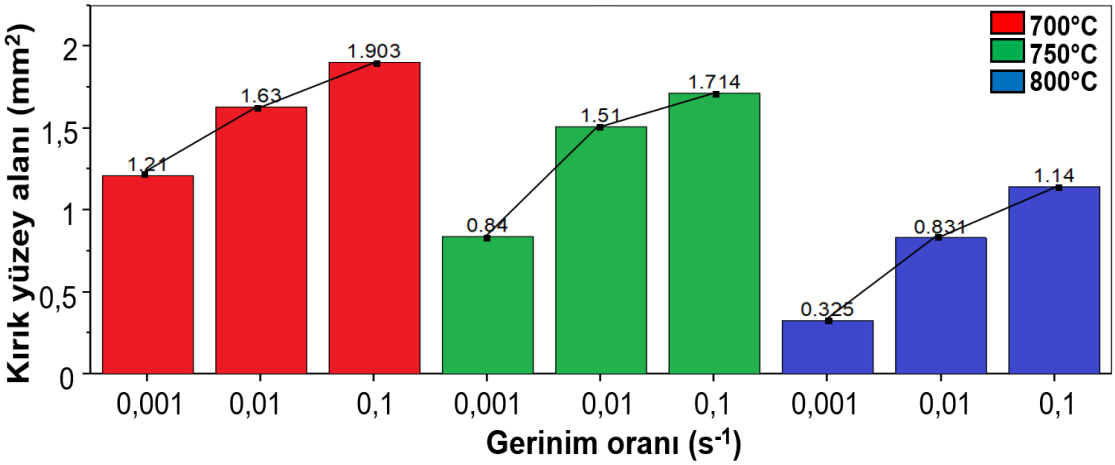
Şekil 8.13 0,1 s^{-1} gerinim oranı için kırık yüzey alanı-sıcaklık grafiği

Sıcaklığın etkisinin incelenmesine benzer olarak gerinim oranının kırılma davranışına etkisinin incelenmesi için Şekil 8.14 800°C'de farklı gerinim oranlarında test edilen numunelerin SEM görüntüleri verilmiştir. 800C-0.001 numunesinin kırılma yüzeyi 0,325 mm^{2} olarak ölçülmüştür. Yüksek sıcaklık ve düşük gerinim hızının birleşik etkisini görmek adına 800°C sıcaklıkta 0,001 s^{-1} gerinim oranında test edilen numunenin kırılma yüzey alanını incelemek gerekir. Test numuneleri arasında en sünek davranış gösteren söz konusu numunenin kırık yüzey alanı 0,325 mm^{2} bulunmuştur. Gerinim oranı 0,01 s^{-1} olduğunda kırılma yüzey alanı 0,83 mm^{2}, 0,1 s^{-1} olduğunda ise 1,14 mm^{2} olarak ölçülmüştür. Bir başka ifadeyle artan sıcaklık gibi, azalan deformasyon hızının malzemeyi sünek davranışa yönlendirdiği görülmüştür.



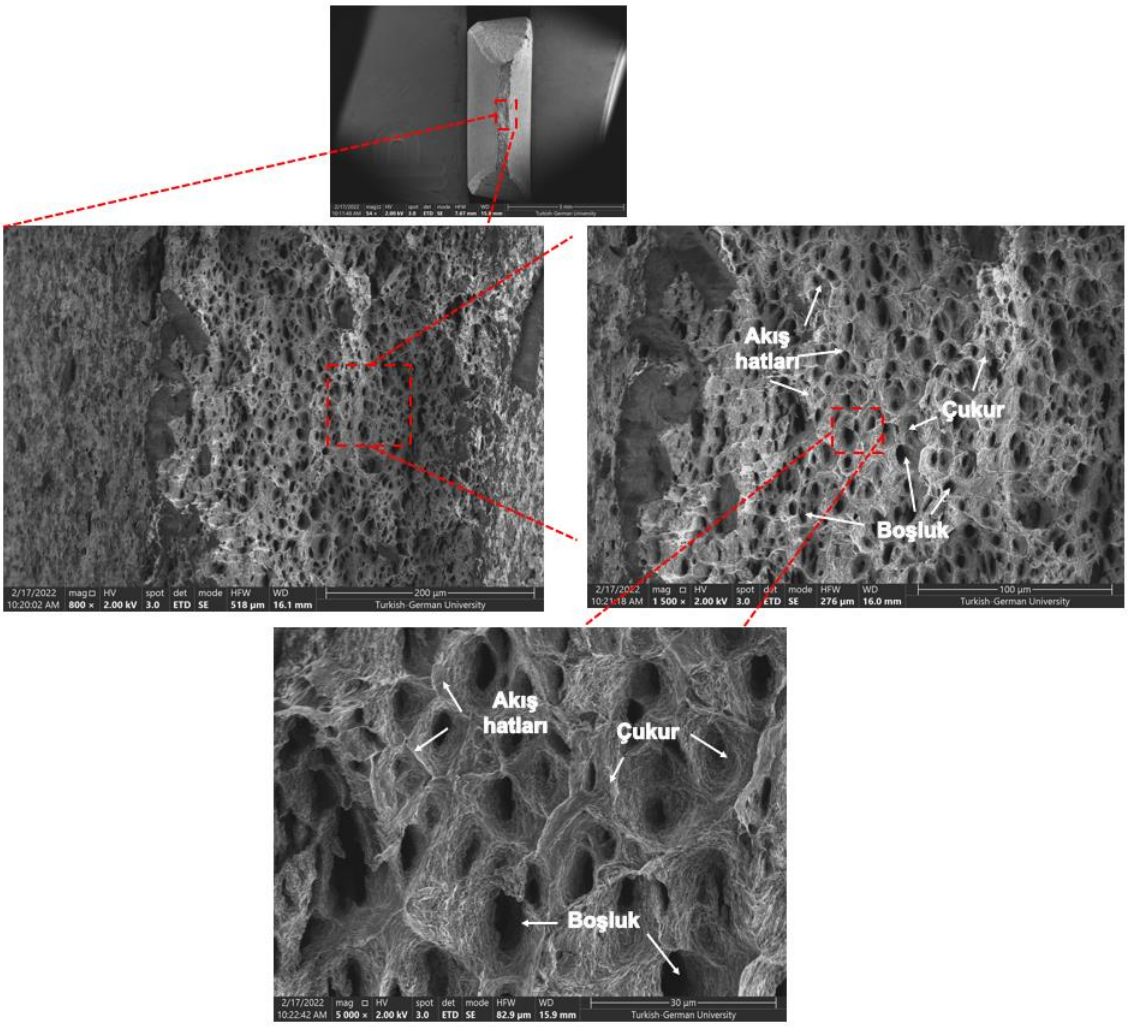
Şekil 8.14 800°C'de kırılma yüzeylerinin farklı gerinim oranlarındaki SEM görüntüleri: a) 0,1, b) 0,01 ve c) 0,001 s^{-1}

800°C'deki görüntülerine ilaveten 700°C ve 750°C'de kırılan numunelerin gerinim oranının kırık yüzey alanı ile ilişkisi grafiği Şekil 8.15'te verilmiştir. Grafikten anlaşılacağı gibi gerinim oranının kırılma yüzey alanı üzerindeki etkisi, tüm sıcaklık değerlerinde benzer bir etkiye sahip olup, deformasyon süresinin artması ile sünek kırılma davranışı daha baskın hale gelmiştir.



Şekil 8.15 700, 750 ve 800°C'de gerinim oranı-kırık yüzey alanı ilişkine ait grafik

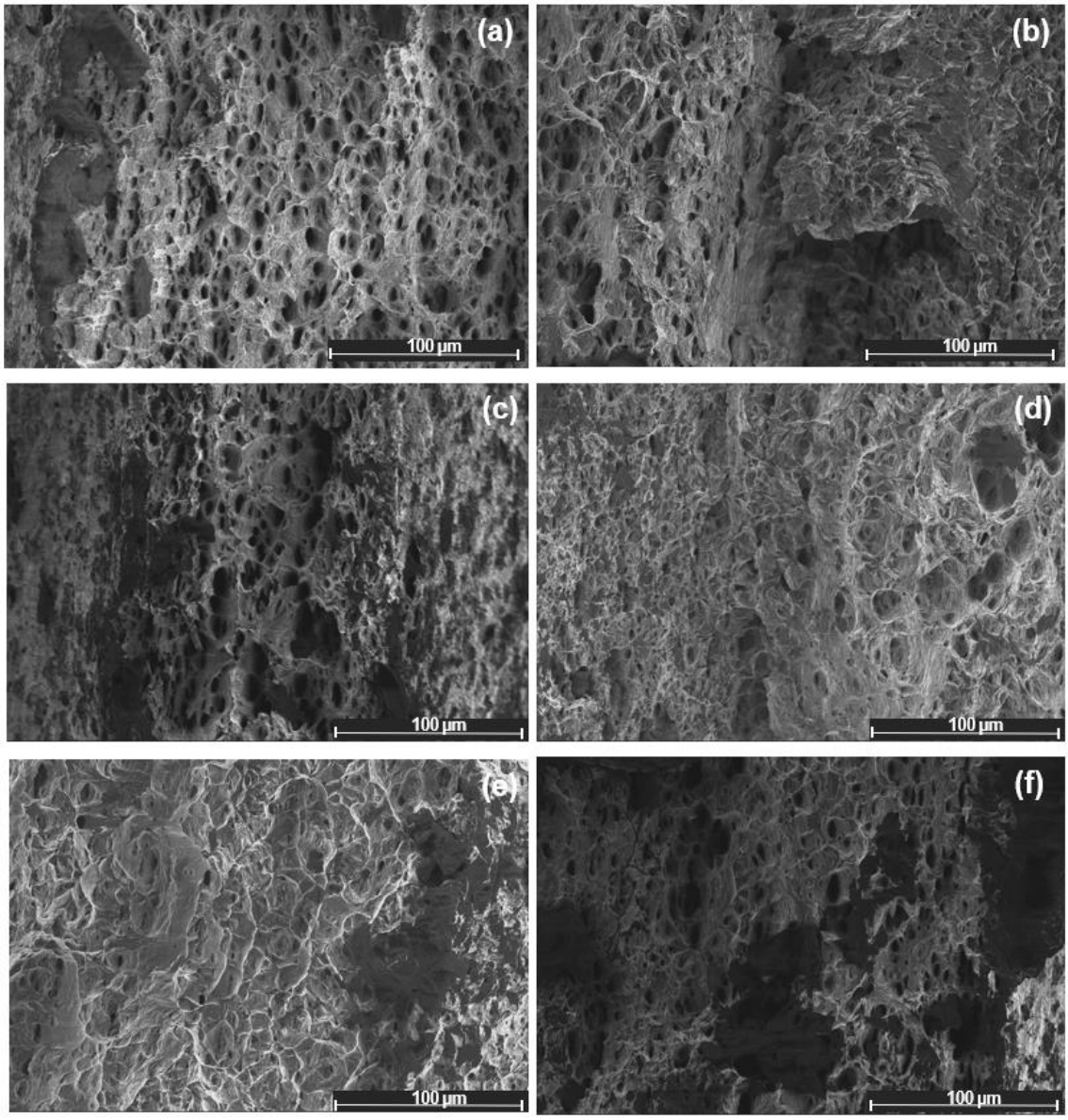
Numunelerin kırılma yüzeylerinden yapılan bir başka incelemede ise akış çizgileri, boşluklar ve çukurların özellikleri gözlemlenmiştir. Numuneler, kırılma yüzeylerinin hem orta hem de üst kısımlarından incelenmiştir. Şekil 8.16'da 800°C sıcaklıkta 0,1 s^{-1} gerinim oranında test edilen numunenin incelemesi örnek olarak verilmiştir. Diğer numunelere de benzer incelemeler uygulanmıştır.



Şekil 8.16 800°C'de 0,1 s^{-1} gerinim oranında testi gerçekleştirilen numunenin kırılma yüzeyinin farklı büyütmelerdeki SEM görüntüleri

Deformasyon hızının etkilerini incelemek için, 700°C ve 800°C'de numunenin orta kısmından farklı büyütmelerde alınan SEM görüntüleri Şekil 8.17'de verilmiştir. Sabit bir sıcaklık için, şekil değiştirme hızı arttıkça boşluk sayısının arttığı ve boyutun azaldığı gözlemlenebilir. Boşluk boyutu 800°C deformasyon sıcaklığında 0,001 s^{-1} gerinim oranında yaklaşık 8,22 μm, 0,01 s^{-1} gerinim oranında 7,59 μm

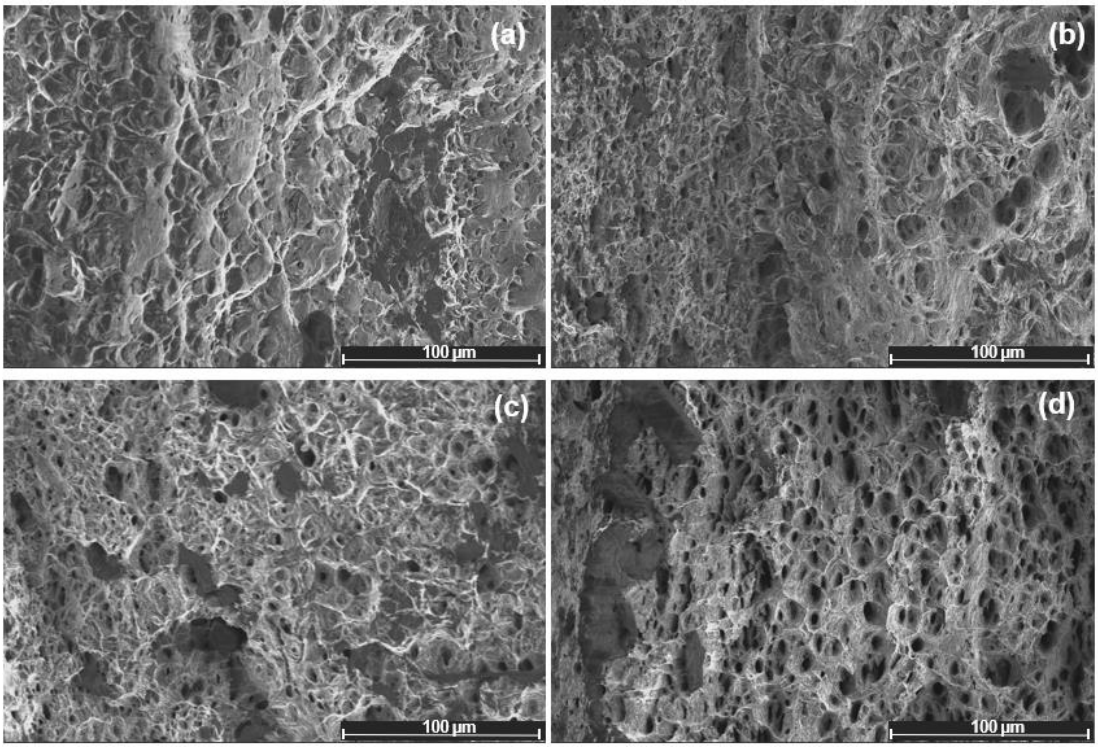
ve 0,1 s^{-1} gerinim oranında 6,96 μm olarak ölçülmüştür. Boşluk yoğunluğunun düşük gerinim oranlarında daha yüksek olduğu bulunmuştur.



Şekil 8.17 800°C'de a) 0,1, b) 0,01 ve c) 0,001 s^{-1} gerinim oranlarında, 700°C d) 0,1, e) 0,01 ve f) 0,001 s^{-1} gerinim oranında kırılma yüzeylerinin 1500X büyütmedeki SEM görüntüleri

Benzer şekilde, 700°C'de sıcak çekme testi kırılma yüzeyleri test numunelerinin incelenmesinde, boşluk boyutu 0,001 s^{-1} gerinim oranında yaklaşık 5,31 μm olarak ölçülmüştür. Boşluk boyutunun 0,01 s^{-1} gerinim oranında 4,71 μm ve 0,1 s^{-1} gerinim oranında 4,63 μm olduğu hesaplanmıştır.

Bu değerler, deformasyon hızının artması ile boşluğun boyutunun azaldığını ve sayının arttığını kanıtlamaktadır. Her iki veriyi karşılaştırarak, aynı gerinim oranında farklı sıcaklıklarda kırılma davranışı hakkında yorum yapmak mümkündür. Buradan, artan sıcaklığın boşluk boyutunu arttırdığı sonucuna erişilmiştir [207]. Çalışmamızdan elde edilen kırık yüzey sonuçlarına benzer olarak, Wahed ve ark., Ti-6Al-4V malzemelerin süperplastik özelliklerini inceleyen çalışmalarında, süperplastik sıcaklığın biraz altında oluşan kırılma yüzeylerinde sabit bir sıcaklık için şekil değiştirme hızı arttıkça boşluk sayısının arttığını ve boyutun azaldığını raporlamışlardır [208]. Bu bulgular hem belirlenen mekanik özelliklerle hem de literatürde belirtilen yüksek sıcaklık ve düşük deformasyon hızının şekillendirilebilirliği arttırdığı bilgisi ile uyumludur [209]–[211].



Şekil 8.18 0,1 s^{-1} gerinim oranında kırılma yüzeylerinin SEM görüntüleri
a) 500°C, b) 600°C, c) 700°C ve d) 800°C

Sıcaklığın kırılma yüzeyindeki boşluk, çukur ve akış çizgilerine olan etkisinin incelenmesi için 0,1 s^{-1} gerinim oranında 500°C'den 800°C'ye kadar kırılma yüzeylerinin SEM görüntüleri Şekil 8.18'de verilmiştir. Şekil 8.18'de görüldüğü gibi, süneklikteki artış boşluk ve akış hatlarının miktarındaki artış ile ifade

edilebilir ve süneklikte artışa neden olan ana faktör sıcaklıktır. Artan sıcaklığın, kırılma bölgelerinde boşluk miktarını ve sünek kırılma akış çizgilerini arttırdığı görülmektedir. Bu verilerden çıkarılabilecek bir diğer sonuç, düşük sıcaklık koşullarında çukur boyutunun kısmen küçük olup, yüksek sıcaklıklarda çukur boyutundan çok daha büyük oluşmasıdır. Şekil 8.18d'de görülen büyük boyutlu çukurların, boşlukların ve akış çizgilerinin varlığından çıkarabileceğimiz sonuç, sünek deformasyon davranışının baskın olduğudur. Elde edilen bu bulgunun aksine Şekil 8.18a'da olduğu gibi, düşük sıcaklıklarda daha keskin kırılma bölgeleri, boşluk ve çukur oluşumu oluşturmadan önce kırılmanın meydana geldiği gözlemlenmiştir. Bu görüntülerde, dağılmış parçacıklar safsızlıklar olarak kabul edilir.

9
MEKANİK DAVRANIŞIN MODELLENMESİ

Çalışmada Ti-6Al-4V malzemesnin yüksek sıcaklıktaki mekanik davranışının modellenmesi için Modifiye Johnson-Cook, Genişletilmiş Ludwik ve Arrhenius modelleri kullanılmıştır. Modellerin katsayılarının belirlenmesi ve istatiksel metotlarla kıyaslanması bu bölümde anlatılmıştır.

9.1 Modifiye Johnson-Cook Modeli Katsayılarının Belirlenmesi

Johnson ve Cook tarafından önerilen Johnson-Cook modeli (JC) gerinim, gerinim hızı ve sıcaklığın etkilerini dikkate alarak gerilimi tanımlayan fenomenolojik bir modeldir. Sunulan ilk JC modeli Denklem 9.1'de belirtilmiştir. Bu model, katsayılarının az olması ve hesaplanabilirliğinin yüksek olması sebebiyle sıkça kullanılan, birçok sonlu elemanlar yazılımının arayüzünde bulunan kullanışlı bir modeldir. Fakat bu modelde yer alan termal yumuşama, gerinim hızı sertleşmesi ve gerinim sertleşmesi etkileri üç bağımsız fenomen olarak ele alınır ve birbirinden ayrı değerlendirilebileceğini varsayar. Bu da proses parametrelerinin birbiriyle daha kompleks davranışlar sergilediği durumlarda doğruluk oranını düşürmektedir. Bu sebeple, JC modelinin doğruluğunun arttırılması için Modifiye Johnson-Cook modeli öne sürülmüştür [140] (Denklem 9.2).

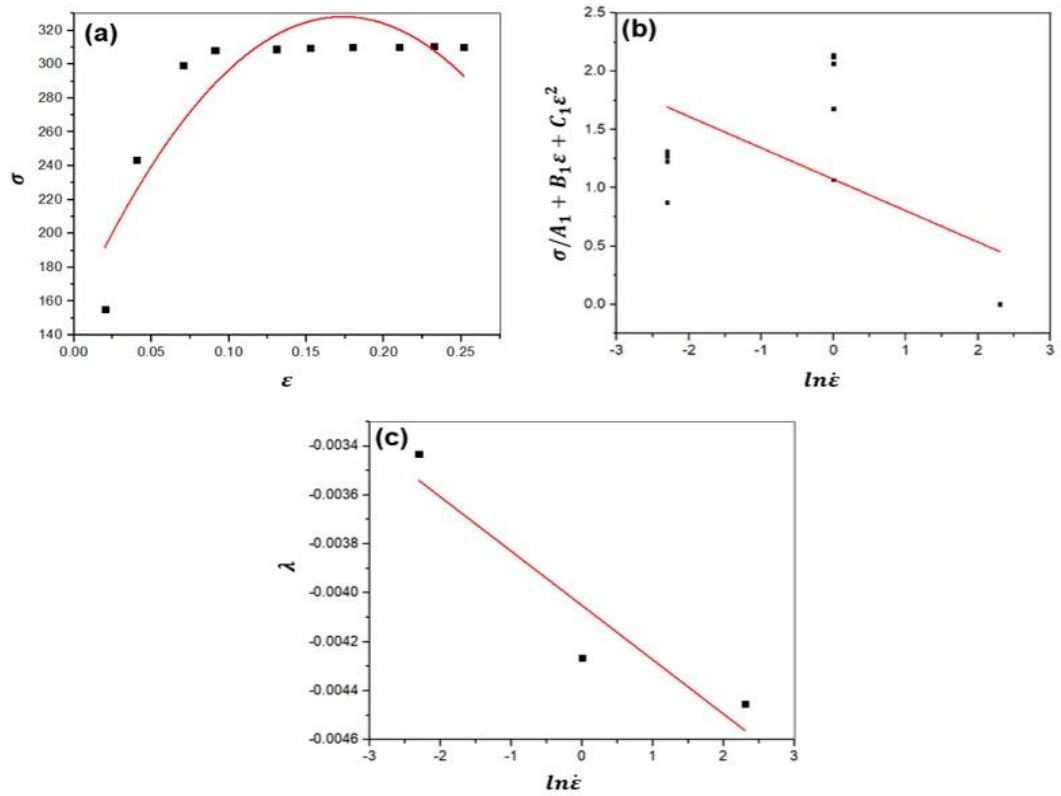
$$\sigma = (A + B\varepsilon^{n})\left(1 + C\ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)\right)[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r}\right)^{m}] \tag{9.1}$$

$$\sigma = (A_1 + B_1\varepsilon + B_2\varepsilon^2)(1 + C_1\, ln\dot{\varepsilon}^{*})\, exp\,[(\,\lambda_1 + \,\lambda_2 ln\dot{\varepsilon}^{*})(T - T_r)] \tag{9.2}$$

Denklemlerde verilen A parametresi akma dayanımını (MPa), B pekleşme parametresini (MPa), n pekleşme katsayısını sembolize etmektedir. Ek olarak C gerilme oranı duyarlılık katsayısını, $\dot{\varepsilon}^{*}$ boyutsuz plastik gerinim oranını gösterir. T* boyutsuz sıcaklık değerini, m ısıl yumuşama katsayısını ifade etmektedir. $\dot{\varepsilon}^{*}$ boyutsuz plastik gerinim oranı, plastik gerinimin $(\dot{\varepsilon})$ referans gerinime oranı

olarak ifade edilir. T^* boyutsuz sıcaklık değeri ($\frac{T-T_r}{T_m-T_r}$) eşitliği ile bulunur, buradaki T referans sıcaklığı, T_r oda sıcaklığını ve T_m erime sıcaklığını gösterir.

m-JC modelindeki tek boyutlu, ikinci dereceden veya üçüncü dereceden denklem ile elde edilen gerilme değerlerinin, standart JC modeline doğruluk oranının yüksek olacağı tahmin edilmektedir. Bu sebeple gerinim hassasiyetini ifade eden ilk parantez, ikinci ve üçüncü derece formülasyonlarla belirlenmiştir. Diğer ifadeler de buna göre revize edilmiştir. Denklem 9.2'deki A_1, B_1, B_2, B_3, C_1, λ_1 ve λ_2'nin tümü malzeme ile ilgili parametrelerdir. A_1, B_1, B_2 ve B_3 değerleri seçilen farklı gerilim-gerinim noktalarıyla elde edilen grafiğin polinomal katsayılarına göre bulunur. Şekil 9.1a'da görülen $\sigma - \varepsilon$ grafiğinin ikinci dereceden polinomunun katsayıları belirlenmiş olup, bu katsayılar A_1=145,09 B_1=2260 ve B_2=–6982,9 katsayılarını vermektedir.



Şekil 9.1 a) Gerilme – gerinim değerlerinin 2.dereceden polinomal eğrisi, b) $[(\sigma/A_1 + B_1\varepsilon + B_2\varepsilon^2) - (ln\dot{\varepsilon}^*)]$ grafiği, c) λ - $ln\dot{\varepsilon}^*$

C_1 katsayısı, Şekil 9.1b'de verilen grafiğin ($\sigma/A_1 + B_1\varepsilon + B_2\varepsilon^2$ - $ln\dot{\varepsilon}^*$) eğimi ile bulunur. Farklı gerinim değerlerine göre belirlenen eğimlerin ortalamasına göre C katsayısı -0,2697 olarak bulunmuştur.

m-JC malzeme modelinin λ_1 ve λ_2 katsayılarını belirlemek için Denklem 9.3 oluşturulmuştur.

$$\frac{\sigma}{(A_1+B_1\varepsilon+B_2\varepsilon^2)*(1+C_1\ ln\dot{\varepsilon}^*)} = \exp[\lambda(T-T_r)] \tag{9.3}$$

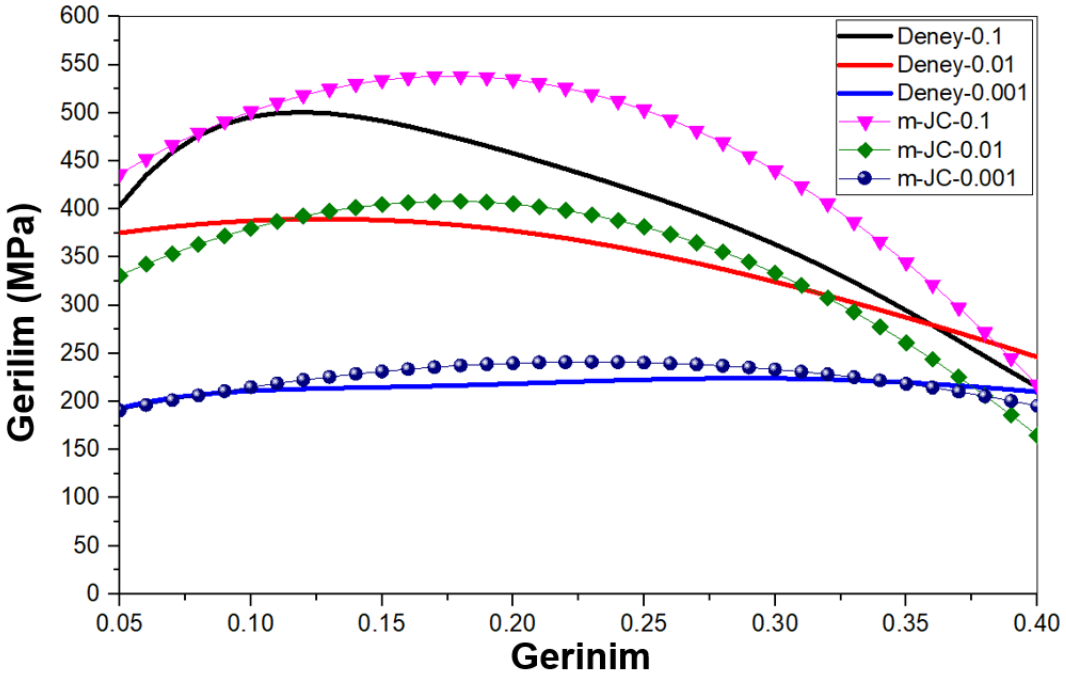
Denklem 9.3, Denklem 9.4'ün her iki tarafının doğal logaritması alınarak elde edilir:

$$ln[\frac{\sigma}{(A_1+B_1\varepsilon+B_2\varepsilon^2)*(1+C_1\ ln\dot{\varepsilon}^*)}] = \lambda(T-T_r) \tag{9.4}$$

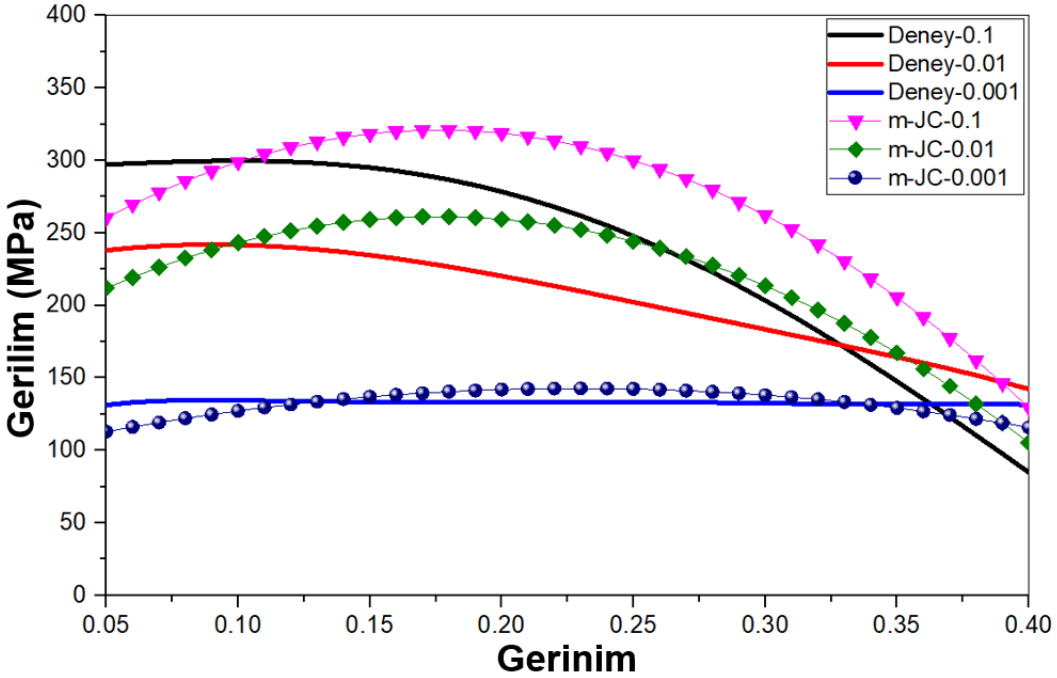
λ değerleri dört farklı gerinimdeki $ln[\frac{\sigma}{(A_1+B_1\varepsilon+B_2\varepsilon^2)*(1+C_1\ ln\dot{\varepsilon}^*)}] - (T-T_r)$ grafiğinin eğimleri belirlenerek bulunur. λ_1 ve λ_2 farklı gerinim oranları ve deformasyon sıcaklıkları için belirlenen λ değerleri ile $ln\dot{\varepsilon}^*$ arasındaki ilişkiden bulunur. Kesişim değeri λ_1'i, eğim değeri ise λ_2 değerini vermiştir. $\lambda - ln\dot{\varepsilon}^*$ grafiği Şekil 9.1c'de verilmiştir ve λ_1=–0,0041, λ_2=–0,0002 olarak bulunmuştur. Oluşturulan Modifiye Johnson-Cook malzeme parametreleriyle elde edilen denklem aşağıda verilmiştir (Denklem 9.5).

$$\sigma = (145{,}09 + 2260 - 6982{,}9\varepsilon^2)(1 - 0{,}269ln\dot{\varepsilon}^*)exp\ [(-0{,}004 - 0{,}0002ln\dot{\varepsilon}^*)(T - Tr) \tag{9.5}$$

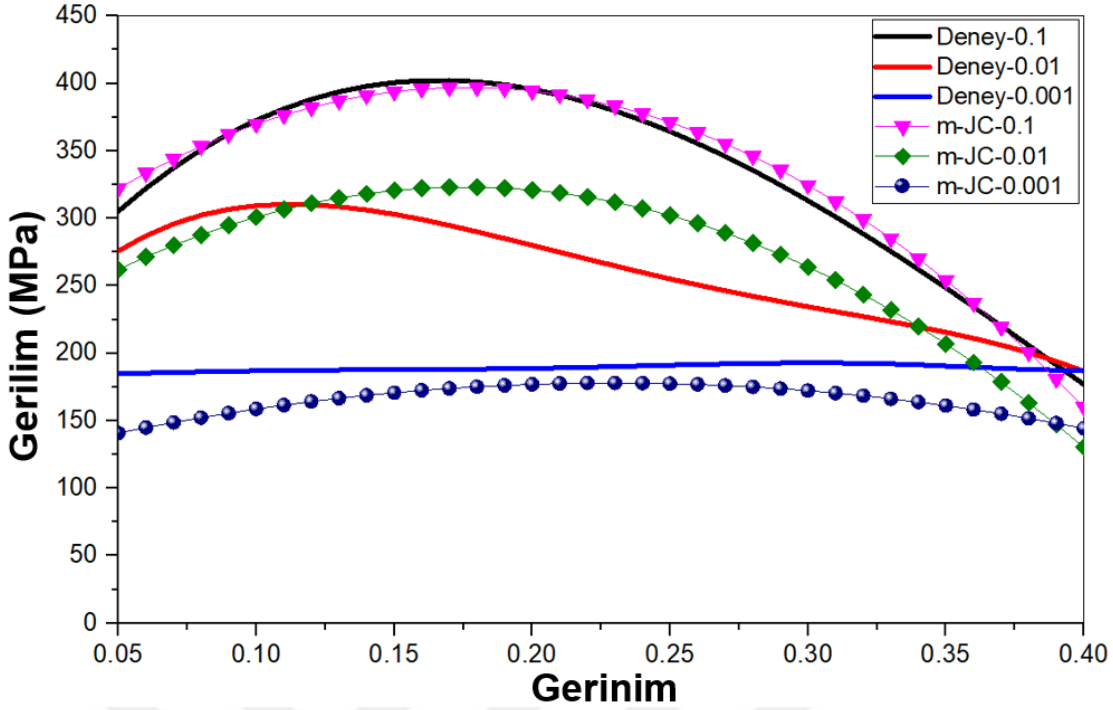
Elde edilen m-JC malzeme parametrelerine göre üretilen gerilim verilerinin deneysel sonuçlarla karşılaştırılması Şekil 9.2, Şekil 9.3 ve Şekil 9.4'te verilmiştir. m-JC model verileri ile deneysel sonuçların birlikte verildiği grafiklerden anlaşılacağı üzere model sonuçlarının uyumu çok yüksek değildir. Deformasyon sırasında ilk adımda görülen deformasyon sertleşmesi adımı için gerekli eğim model tarafından verilebilse dahi, dinamik geri kazanımın etkisi ile stabil hale gelen yapı, m-JC modeli ile düşük doğrulukta ifade edilebilmektedir. Bu uyumsuz sonuçlar özellikle gerinim değerlerinin 0,15'in üzerine çıkıldığı durumlarda çok daha net görülmektedir.



Şekil 9.2 700°C'de farklı gerinim oranları için m-JC model verileri ile deneysel gerilim sonuçlarının karşılaştırması



Şekil 9.3 750°C'de farklı gerinim oranları için m-JC model verileri ile deneysel gerilim sonuçlarının karşılaştırması



Şekil 9.4 800°C'de farklı gerinim oranları için m-JC model verileri ile deneysel gerilim sonuçlarının karşılaştırması

9.2 Genişletilmiş Ludwik Modeli Katsayılarının Belirlenmesi

Ludwik modeli, malzeme plastisitesinin karakterizasyonu ve matematiksel olarak ifade edilmesi için sunulan ilk yaklaşımlardandır [212]. Denklem 9.6'da sunulan ilk Ludwik denklemi verilmiştir.

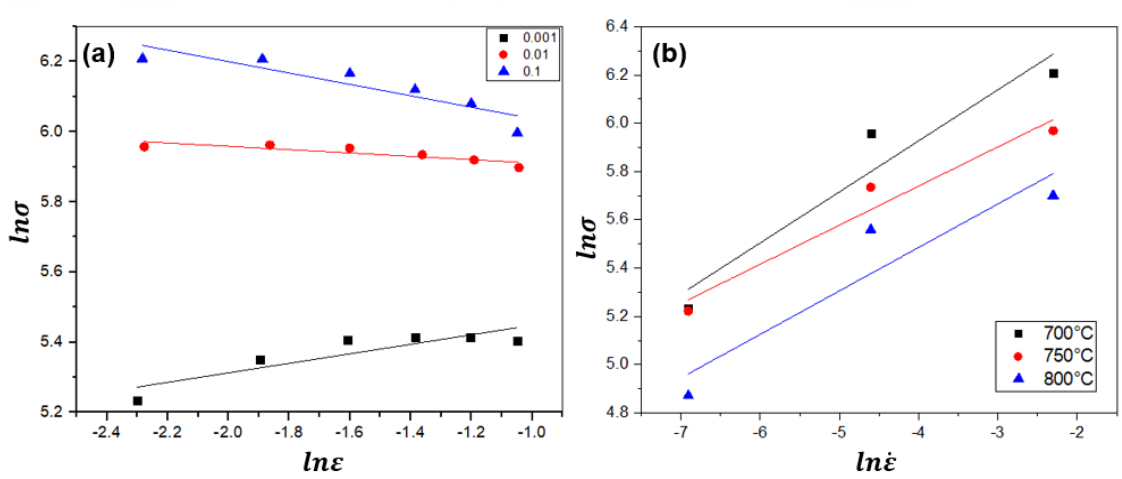
$$\sigma = K\varepsilon_{pl}^{n} \tag{9.6}$$

Farklı deformasyon şartlarının da etkisini ifade eden katsayıların eklendiği Genişletilmiş Ludwik denklemi, Haaften tarafından Denklem 9.7'deki gibi sunulmuştur [213].

$$\sigma = K\left(\dot{\varepsilon} + \dot{\varepsilon}_{p^0}\right)^{m}(\varepsilon_p + \varepsilon_{p^0})^{n} \tag{9.7}$$

Denklemlerde ifade edilen σ gerçek gerilmeyi (MPa), $\dot{\varepsilon}$ gerinim hızını (s^{-1}), ε_p gerçek gerinim değerlerini belirtmektedir. Ek olarak K dayanım katsayısı, n pekleşme katsayısı, m ise gerinim hızı hassasiyeti katsayısıdır. $\dot{\varepsilon}_{p^0}=10^{-4}$, $\varepsilon_{p^0}=10^{-6}$ ise denklemlerde sabit olarak verilen ifadelerdir [214].

Sıcaklık hassasiyetinin de ifade edilebilmesi adına çalışmamızda katsayılar 700°C, 750°C ve 800°C sıcaklıklar için ayrı ayrı belirlenip polinomal olarak denkleme entegre edilmiştir. n katsayısı, bütün deformasyon hızları için 700°C ile 800°C aralığındaki deformasyon sıcaklıklarında gerinimin doğal logaritmasına göre gerilimin doğal logaritmasının kısmi türevi alınarak elde edilir ($n = \frac{\partial ln\sigma}{\partial ln\varepsilon}$). Hesaplama süresini azaltmak için gerinim noktaları olarak 0,10, 0,15, 0,20, 0,25, 0,30 ve 0,35 seçilmiştir ve bu gerinim noktaları için hesaplamalar yapılmıştır. Şekil 9.5a'da, 700°C'de lnε'ye karşılık gelen deneysel $ln\sigma$ grafiği gösterilmiştir. Her gerinim hızında, eğimi n parametresini temsil ettiği veriler için lineer regresyon aracılığıyla eğim bulunmuştur.



Şekil 9.5 a) 700°C'de lnε-lnσ grafiği, b) 0,1 gerinim değerinde farklı gerinim hızlarındaki lnε̇ – lnσ grafiği

İstenilen sıcaklık için n parametresinin hesaplanması adına her sıcaklıkta gerinim oranları aralığı için elde edilen eğim değerlerin bir ortalaması alınmıştır.

m değerinin hesaplanabilmesi için farklı gerçek gerinim değerlerindeki gerilimlerin, gerinim hızına göre hassasiyetinin belirlenebilmesi gerekir. Bu sebeple gerinimin oranının doğal logaritmasına göre gerilimin doğal logaritmasının kısmi türevi alınarak elde edilir ($m = \frac{\partial ln\sigma}{\partial ln\dot{\varepsilon}}$). Şekil 9.5b'de 700, 750 ve 800°C'deki farklı gerinim oranlarındaki $ln\sigma - ln\dot{\varepsilon}$ grafiği sunulmuştur. Verilerin eğimleri her sıcaklık değeri için m değerini vermektedir.

Genişletilmiş Ludwik denklemindeki K parametresi, uyumlu bir sonuca erişebilmek için tekrarlı bir süreç kullanılarak deneysel verilere uydurulmuştur. Denklem 9.8 yeniden düzenlenerek ve bir parametrede gerilim ve gerinim hızının etkisi dikkate alınarak C katsayısı Denklem 8.8'de elde edilir. C katsayısı ile K arasında oran kurularak her sıcaklık için K değeri bulunabilmektedir.

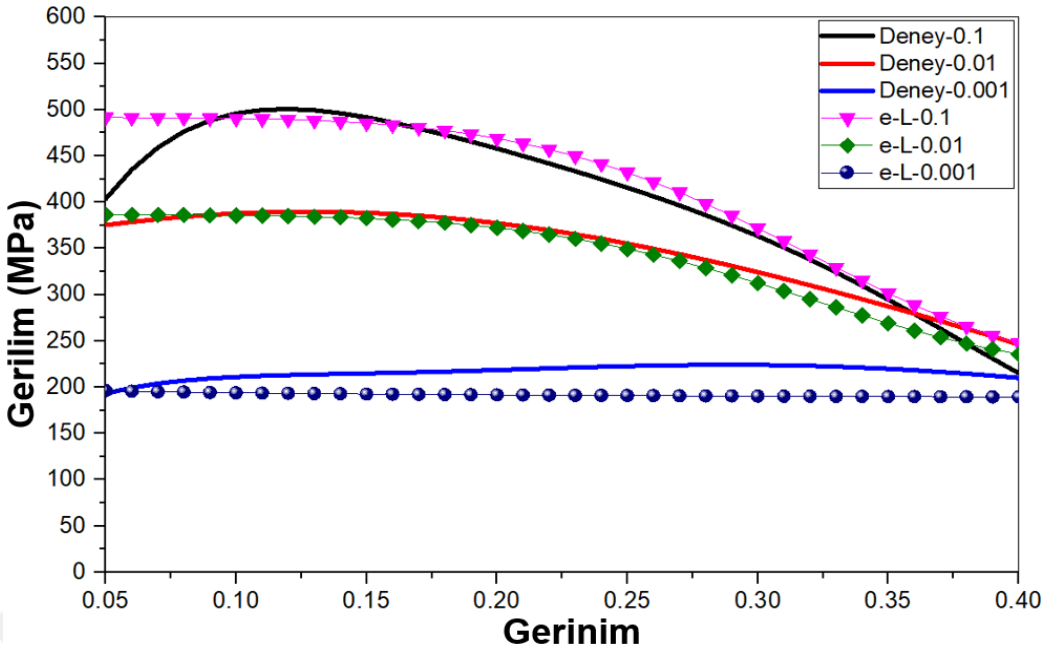
$$\sigma = K\left(\dot{\varepsilon} + \dot{\varepsilon}_{p^0}\right)^m (\varepsilon_p + \varepsilon_{p^0})^n = KC \tag{9.8}$$

Genişletilmiş Ludwik modeli için belirlenen malzeme sabitleri Tablo 9.1'de sunulmuştur.

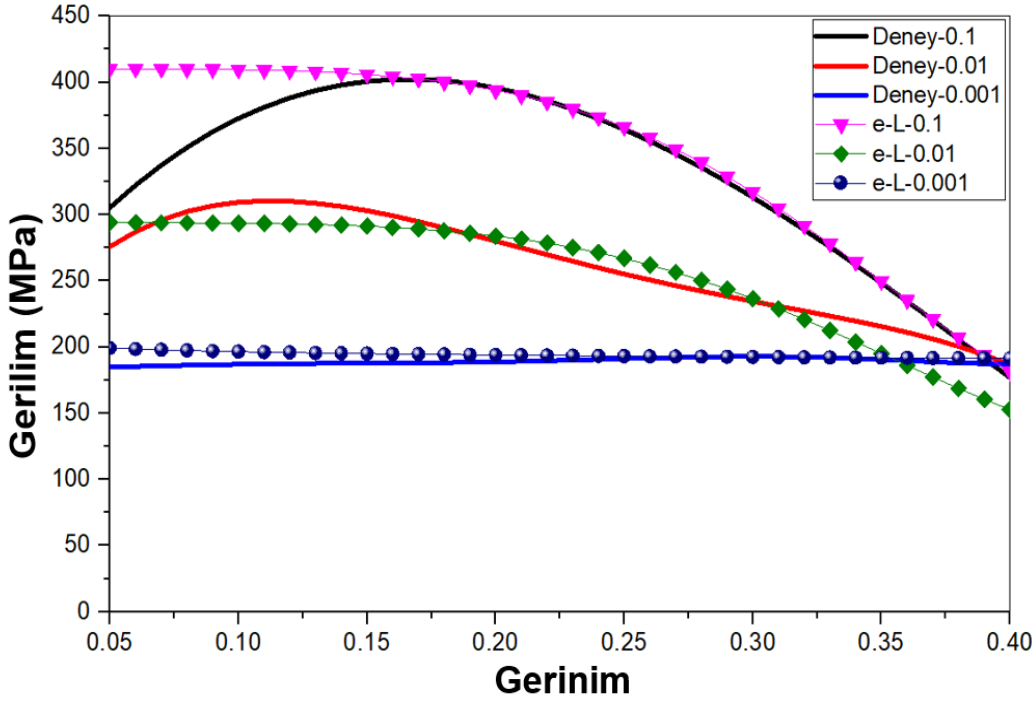
Tablo 9.1 e-L modeli katsayıları

Sıcaklık (°C)	K	m	n	$\dot{\varepsilon}_{p^0}$	ε_{p^0}
700	860,19	0,2116	-0,0024	1E-06	1E-04
750	576,52	0,1621	-0,0190	1E-06	1E-04
800	431,51	0,1802	-0,0747	1E-06	1E-04

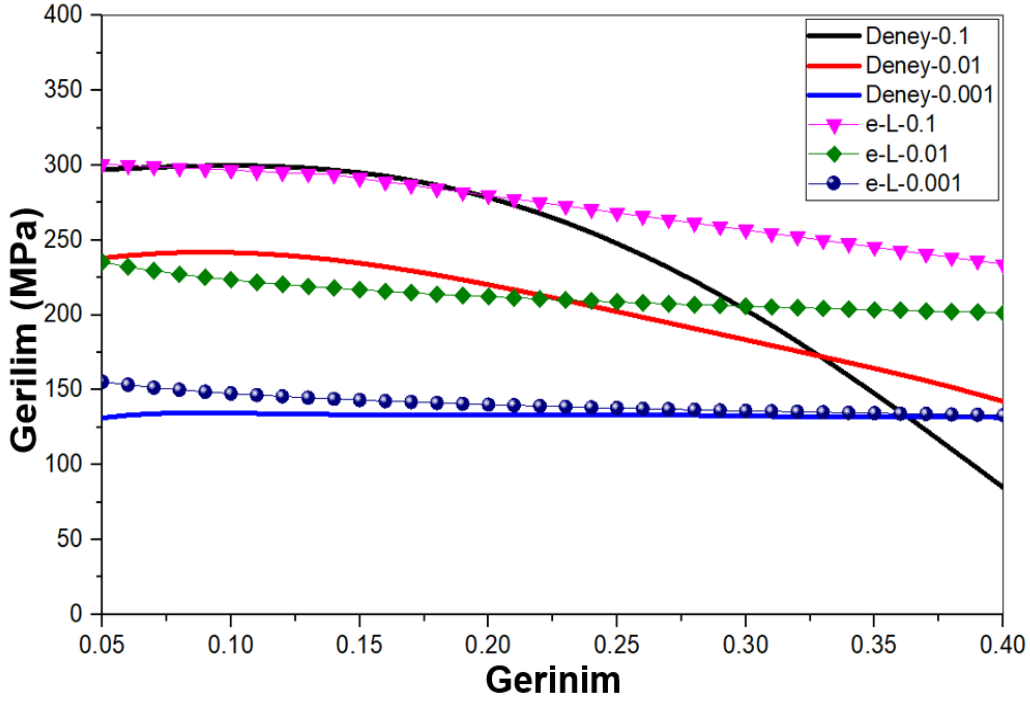
Elde edilen katsayılarla oluşturulan e-L modelinin gerilim verileri ile deneysel sonuçların karşılaştırıldığı grafikler Şekil 9.6, Şekil 9.7 ve Şekil 9.8'de gösterilmektedir. Grafiklerden anlaşılacağı gibi genişletilmiş Ludwik modeli özellikle 700°C ve 750°C'de deneysel sonuçlara çok yakın sonuçlar vermiş, 800°C'de ise özellikle 0,001 s^{-1} gerinim oranında yüksek doğrulukta sonuç vermiştir. Modifiye Johnson-Cook modelinden farklı olarak düşük gerinim oranlarında görülen stabil gerilim ifadesini gayet doğru şekilde modellemiştir. Gerinim sertleşmesi ile dinamik geri kazanımın ifade edilmesi için doğru bir model olarak sunulabilir. Diğer fenomenolojik modellere kıyasla daha doğru sonuçlar vermesinin temel sebebinin, model değişkenlerinin katsayı olarak değil, birer denklem olarak modele dahil edilmesidir. Böylece gerinim oranının ve sıcaklığın etkisi birlikte ve daha doğru yansıtılmıştır.



Şekil 9.6 700°C'de farklı gerinim oranları için e-L model verileri ile deneysel gerilim sonuçlarının karşılaştırması



Şekil 9.7 750°C'de farklı gerinim oranları için e-L model verileri ile deneysel gerilim sonuçlarının karşılaştırması



Şekil 9.8 800°C'de farklı gerinim oranları için e-L model verileri ile deneysel gerilim sonuçlarının karşılaştırması

9.3 Arrhenius Modeli Katsayılarının Belirlenmesi

Arrhenius modeli, malzemelerin yüksek sıcaklıktaki akış davranışını tahmin etmek için sıklıkla kullanılan yarı deneysel bir modeldir [124], [215]. Gerinim oranı, sıcaklık ve gerilim arasındaki bağlantıyı tanımlar. Arrhenius yapısal modeli aşağıdaki şekilde sunulmaktadır (Denklem 9, 10 ve 11):

$$Z = \dot{\varepsilon}\, exp(Q/RT) \tag{9.9}$$

$$\dot{\varepsilon} = AF(\sigma)(-Q/RT) \tag{9.10}$$

$$\begin{Bmatrix} F(\sigma) = \sigma^{n'} & \alpha\sigma < 0.8 \\ F(\sigma) = exp(\beta\sigma) & \alpha\sigma < 1.2 \\ F(\sigma) = [sinh(\alpha\sigma)]^n & b\ddot{u}t\ddot{u}n\ gerilimler\ i\c{c}in \end{Bmatrix} \tag{9.11}$$

Denklemleri tanımlamak için Zener-Holloman (Z) parametresi kullanılır. Sıcaklık telafisi gerinim oranı faktörü olan Z parametresi, deformasyon hızı ve deformasyon sıcaklığının bileşik etkisini temsil eder. Denklem 9.9-9.11'de Q, deformasyon aktivasyon enerjisini, R evrensel gaz sabitini (8,3145 J/molK), T deformasyon sıcaklığını (K) ve σ akış stresini temsil eder.

Denklemlerde ayrıca yer alan A, α, β, n ve n' ifadeleri ise malzeme sabitleri olarak değerlendirilmektedir (α= β/n) [216].

n' ve β ve α'yı hesaplamak için, F(σ)'nin düşük gerilim ve yüksek gerilim seviyesi denklemleri (Denklem 9.11) kullanılır, aşağıdaki denklemler elde edilir (Denklem 9.12, Denklem 9.13):

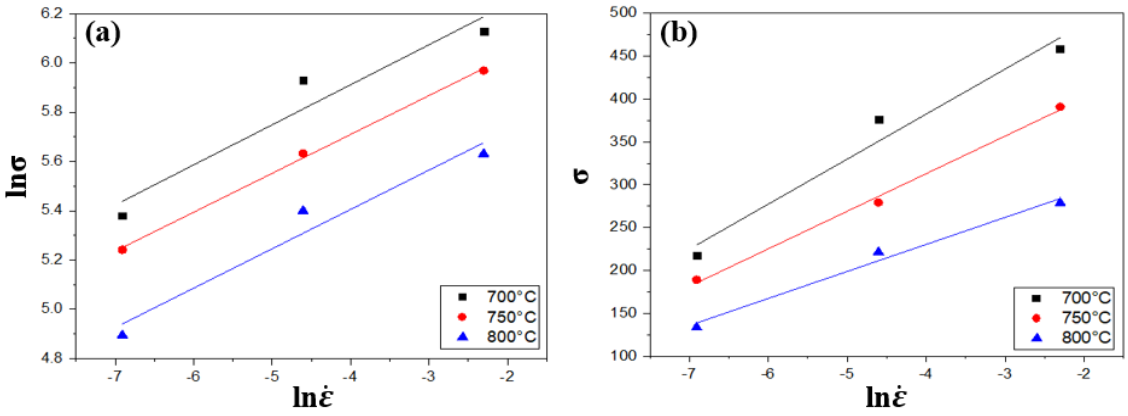
$$\dot{\varepsilon} = B\sigma^{n\prime} \tag{9.12}$$

$$\dot{\varepsilon} = C\exp(\beta\sigma) \tag{9.13}$$

Denklem 9.12 ve 9.13'deki B ve C katsayıları malzeme sabitleridir ve Denklem 9.14 ve Denklem 9.15, denklemlerin doğal logaritmaları alınarak elde edilir:

$$ln(\sigma) = \frac{1}{n\prime}\ln(\dot{\varepsilon}) - \frac{1}{n\prime}\ln(B) \tag{9.14}$$

$$\sigma = \frac{1}{\beta}\ln(\dot{\varepsilon}) - \frac{1}{\beta}\ln(C) \tag{9.15}$$



Şekil 9.9 a) lnσ-lnε̇ ve b) σ-lnε̇ grafikleri

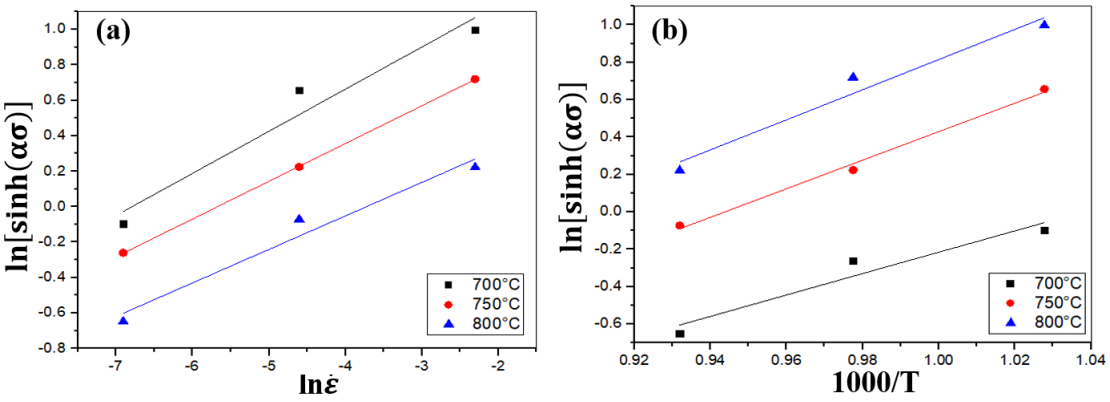
Şekil 9.9a'da yer alan lnσ-lnε̇ eğrisinin eğimi n' değerini, Şekil 9.9b'de yer alan σ-lnε̇ eğrisinin eğimi ise β değerini vermektedir. Şekil 9.9'da yer alan eğriler 0,2 gerinim değerine göre çizilmiştir. n' ve β'nın ortalama değeri 6,248 ve 0, 023 olarak hesaplanmıştır. α= β/n eşitliğinden α değeri 0,00375 olarak bulunmuştur.

Denklem 9.10'dan, tüm gerilim seviyeleri için aşağıdaki Denklem 9.16 elde edilebilir:

$$\dot{\varepsilon} = A[\sinh(\alpha\sigma)]^n \exp(-Q/RT) \tag{9.16}$$

Denklem 9.17'yi elde etmek için Denklem 9.16'nın doğal logaritması alınır:

$$ln[sinh(\alpha\sigma)] = (ln\dot{\varepsilon}/n) + (Q/nRT) - (lnA/n) \quad (9.17)$$



Şekil 9.10 a) $ln[sinh(\alpha\sigma)] - ln\dot{\varepsilon}$ ve b) $ln[sinh(\alpha\sigma)] - 1000/T$ grafikleri

$ln[sinh(\alpha\sigma)]$ ve $ln\dot{\varepsilon}$ arasındaki ilişkiyi gösteren grafik Şekil 9.10a'da verilmiştir. Belirlenen noktalar lineer olarak değerlendirilmiştir ve 1/n değeri, lineer doğrunun eğiminden hesaplanabilir. Ayrıca Denklem 9.16'dan lnA elde edilebilir. Denklem 9.17'nin türevi alınarak Denklem 9.18 elde edilebilir ve elde edilecek $ln[sinh(\alpha\sigma)] - 1000/T$ grafiği Şekil 9.10b'de verilmiştir. Q değeri eğrinin eğimi 278.332 kJ.mol^{-1} olarak hesaplanmıştır.

$$Q = Rn(d\{ln[sinh(\alpha\sigma)]\}/d(1/T)) \quad (9.18)$$

Gerinimin, gerilim üzerindeki etkisini etkin bir şekilde ifade etmek için farklı gerinim değerlerinde hesaplanan malzeme katsayıları, gerinime bağlı yedinci dereceden bir polinom fonksiyonu olarak ifade edilir. Modelin oluşturulması için Denklem 9.11 ve Denklem 9.17'nin birleşiminden yararlanılır ve Denklem 9.19'daki halini alır.

$$\sigma = (1/\alpha)ln\{(Z/A)^{1/n} + [(Z/A)^{2/n} + 1]^{1/2}\} \quad (9.19)$$

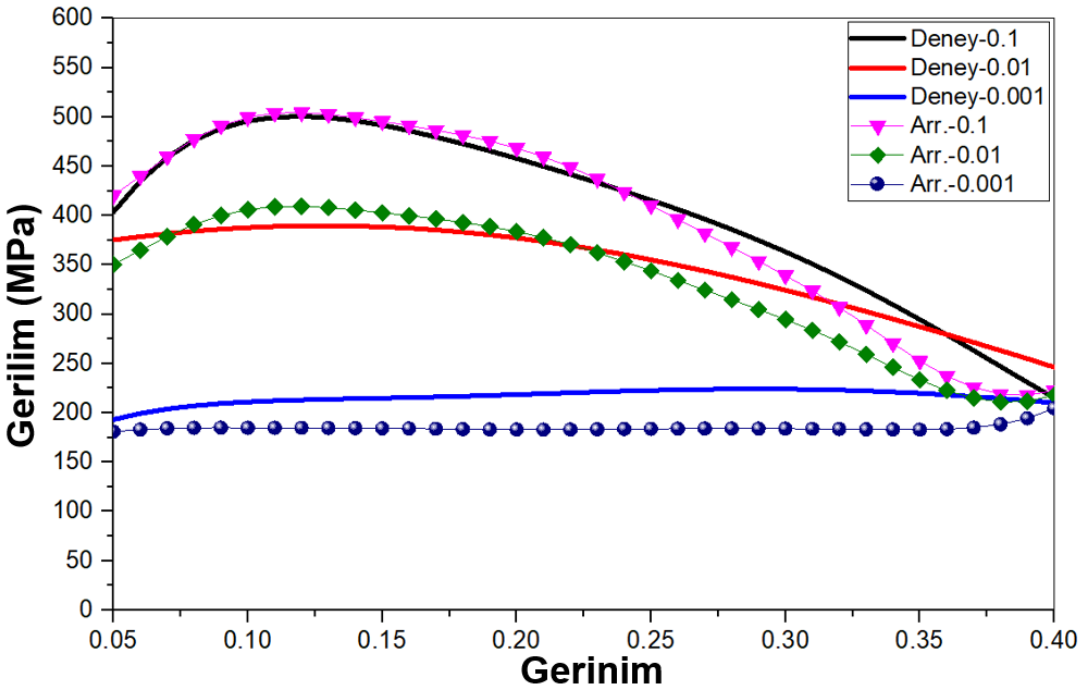
Ti-6Al-4V için belirlenen α, n, Q ve ln(A)'nın 7. derece polinomal denklemleri verilmiştir (Denklem 9.20). Ayrıca elde edilen polinom katsayıları Tablo 9.2'de sunulmaktadır.

$$\left\{\begin{array}{c} \alpha = D_0 + D_1\varepsilon + D_2\varepsilon^2 + D_3\varepsilon^3 + D_4\varepsilon^4 + D_5\varepsilon^5 + D_6\varepsilon^6 + D_7\varepsilon^7 \\ n = E_0 + E_1\varepsilon + E_2\varepsilon^2 + E_3\varepsilon^3 + E_4\varepsilon^4 + E_5\varepsilon^5 + E_6\varepsilon^6 + E_7\varepsilon^7 \\ Q = F_0 + F_1\varepsilon + F_2\varepsilon^2 + F_3\varepsilon^3 + F_4\varepsilon^4 + F_5\varepsilon^5 + F_6\varepsilon^6 + F_7\varepsilon^7 \\ ln(A) = H_0 + H_1\varepsilon + H_2\varepsilon^2 + H_3\varepsilon^3 + H_4\varepsilon^4 + H_5\varepsilon^5 + H_6\varepsilon^6 + H_7\varepsilon^7 \end{array}\right\} \quad (9.20)$$

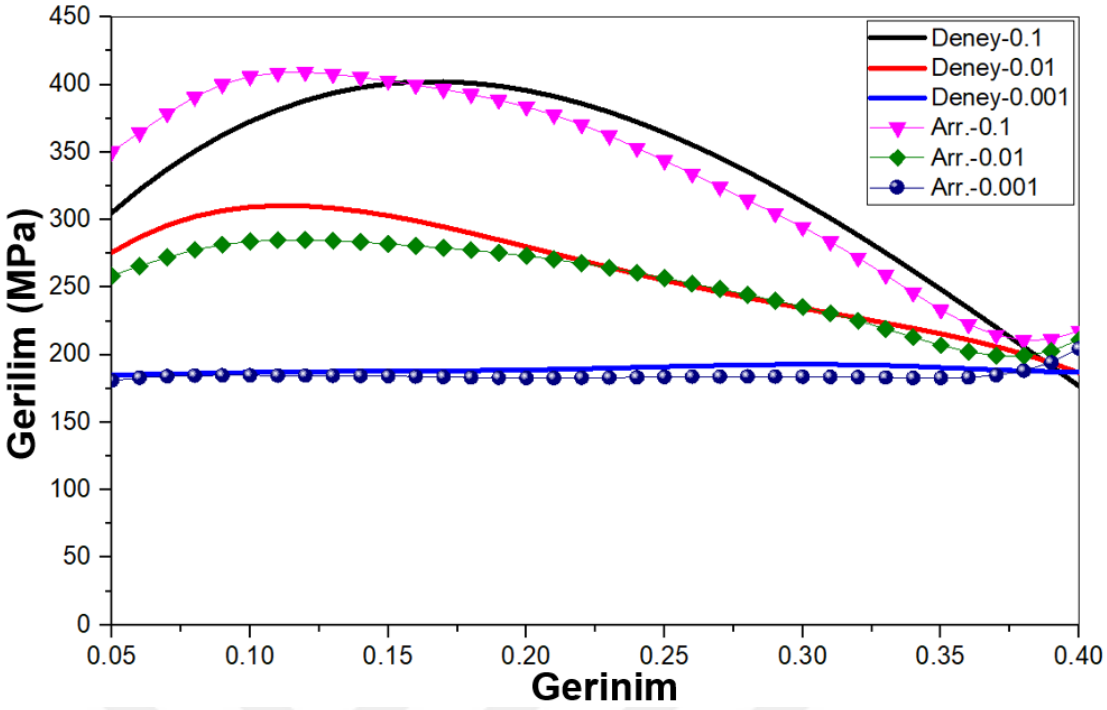
Tablo 9.2 Arrhenius modeli için belirlenen 7. dereceden polinomal katsayılar

α	n	Q	lnA
D_o=0,0058	E_o=0,46974	F_o=-283,366	H_o=-8,2237
D_1=-0,0549	E_1=325,3694	F_1=2844,99	H_1=94,419
D_2=0,48929	E_2=-8273,16	F_2=-608628,3	H_2=-1619
D_3=-1,7653	E_3=99771,46	F_3=6,83E+06	H_3=15473
D_4=0,38492	E_4=-654436,8	F_4=-4,33E+07	H_4=-90203
D_5=14,8265	E_5=2,40E+06	F_5=1,56E+08	H_5=314420
D_6=-35,181	E_6=-4,6E+06	F_6=-2,98E+08	H_6=-599635
D_7=22,6593	E_7=3,64E+06	F_7=2,34E+08	H_7=477614

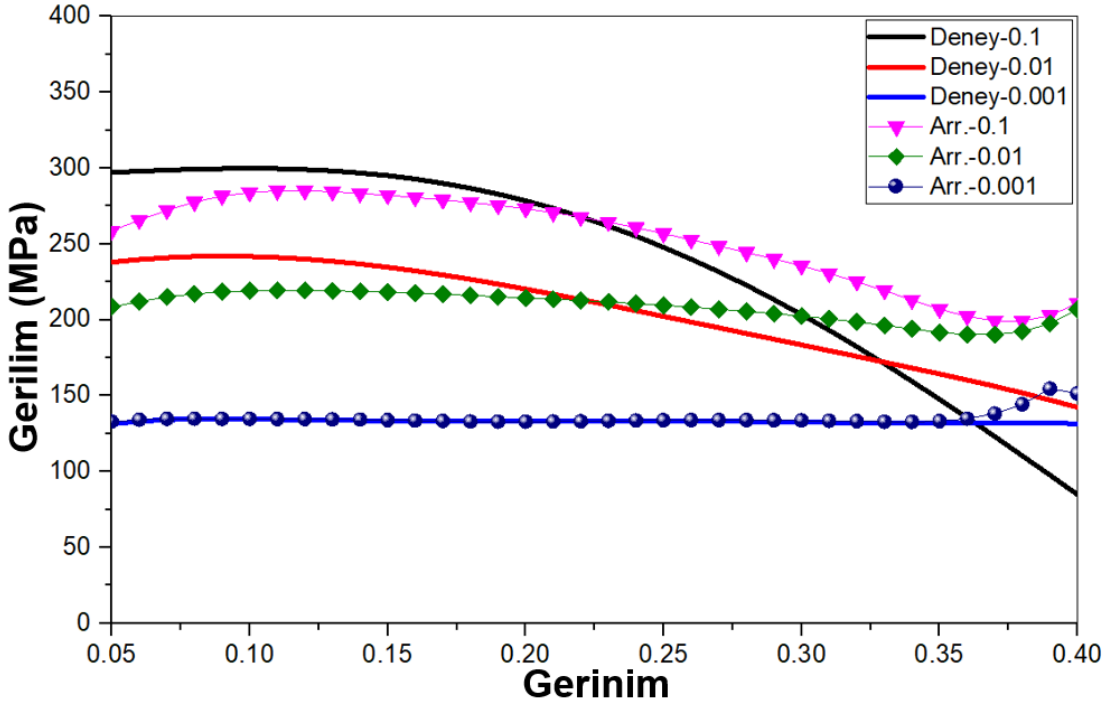
Arrhenius modeline (Arr.) göre elde edilen gerilme verileri ile deneysel gerilme verilerinin karşılaştırılması her sıcaklık için Şekil 9.11, Şekil 9.12 ve Şekil 9.13'te verilmiştir.



Şekil 9.11 700°C'de farklı gerinim oranları için Arrhenius model verileri ile deneysel gerilim sonuçlarının karşılaştırması



Şekil 9.12 750°C'de farklı gerinim oranları için Arrhenius model verileri ile deneysel gerilim sonuçlarının karşılaştırması



Şekil 9.13 800°C'de farklı gerinim oranları için Arrhenius model verileri ile deneysel gerilim sonuçlarının karşılaştırması

Modelin yapısındaki Zener-Holloman parametresi sayesinde sıcak deformasyon sırasında oluşan aktivasyon enerjisinin mekanik davranış üzerindeki etkisi sonuca doğru bir şekilde yansıtılabilmektedir. Böylece, yumuşamanın akış gerilmesi davranışı üzerindeki etkisi daha doğru şekilde tahmin edilebilmiştir.

9.4 Modellerin Kıyaslanması

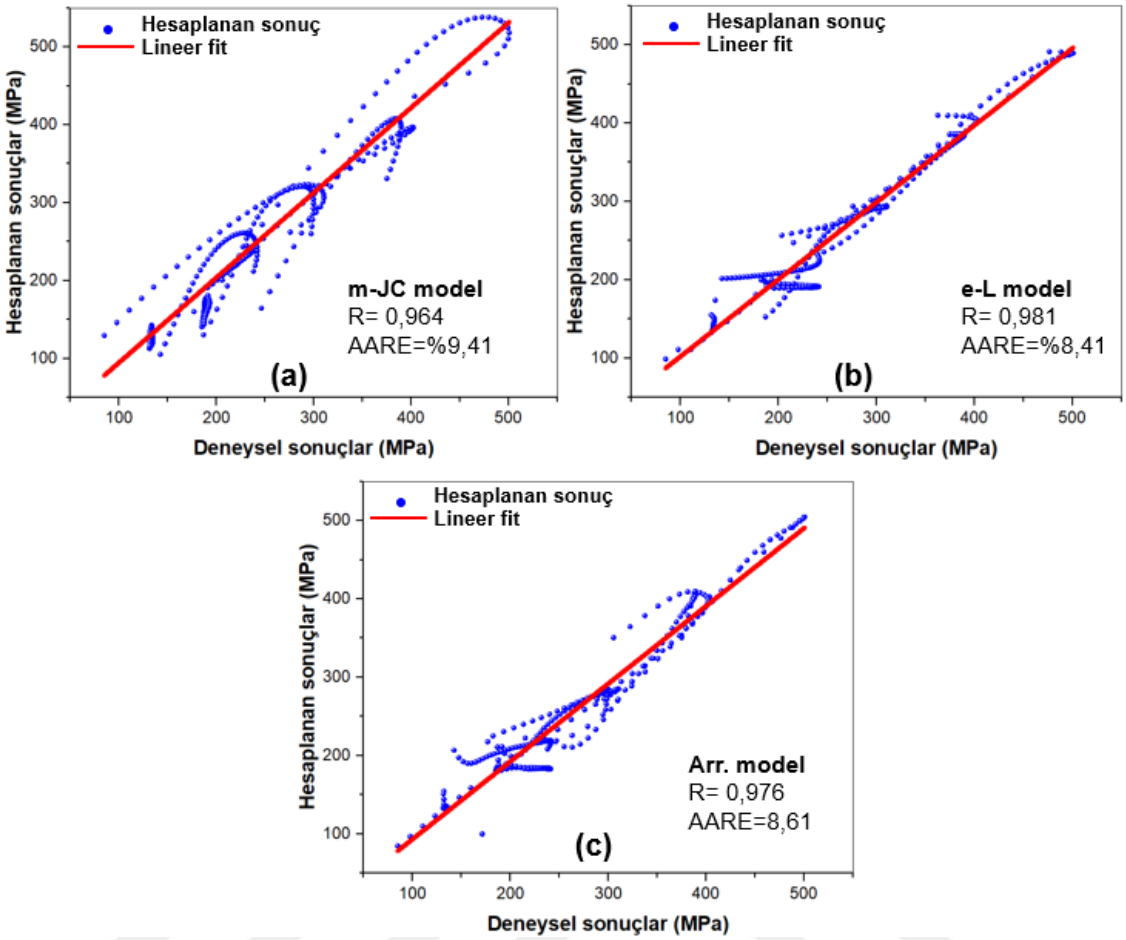
m-JC, e-L ve Arr. modeline göre elde edilen sonuçların deneysel verilerle karşılaştırılmasının sırasıyla yukarıdaki grafiklerde verilmesinin ardından elde edilen modellerin tahmin kabiliyetini değerlendirmek için ortalama mutlak bağıl hata (AARE) ve korelasyon katsayısı (R) değerleri hesaplanmıştır. Bu değerler referans olarak kabul edilmiştir. R ve AARE değerleri Denklem 9.21 ve Denklem 9.22'ye göre hesaplanmıştır.

$$R = \frac{\sum_{i=1}^{N}(P_{exp}^{i}-\bar{P}_{exp})(P_{p}^{i}-\bar{P}_{p})}{\sqrt{\sum_{i=1}^{N}(P_{exp}^{i}-\bar{P}_{exp})^{2}\sum_{i=1}^{N}(P_{p}^{i}-\bar{P}_{p})^{2}}} \tag{9.21}$$

$$AARE\ (\%) = \frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N}\left|\frac{P_{exp}^{i}-P_{p}^{i}}{P_{exp}^{i}}\right| x100 \tag{9.22}$$

Denklemlerde yer alan P_{exp}^{i} ifadesi deneysel gerilimi, P_{p}^{i} ise modellere göre hesaplanan gerilim değerini ifade etmektedir. $\bar{P}_{exp}$ ve $\bar{P}_{p}$ sembolleri ise P_{exp}^{i} ve P_{p}^{i} ifadelerinin ortalama değerleridir. N, hesaplamalarda kullanılan toplam veri seti sayısıdır. Denklemlerde yer alan P_{exp}^{i} ifadesi deneysel gerilimi, P_{p}^{i} ise modellere göre hesaplanan gerilim değerini ifade etmektedir. $\bar{P}_{exp}$ ve $\bar{P}_{p}$ sembolleri ise P_{exp}^{i} ve P_{p}^{i} ifadelerinin ortalama değerleridir. N, hesaplamalarda kullanılan toplam veri seti sayısıdır.

Şekil 9.14, farklı yapısal modellere göre hesaplanan gerilim verilerini deneysel gerilim verileriyle karşılaştıran korelasyon grafiklerini göstermektedir. Yapısal modelin doğruluğu, model verilerini simgeleyen noktaların lineer uyum çizgisine yakınlığına göre değerlendirilir. Nokta konsantrasyonu düz çizgiye yakınsa, model ile deney arasındaki korelasyonun iyi olduğu anlamına gelir. Modellerin R ve AARE değerleri de şekle eklenmiştir.



Şekil 9.14 Farklı matematiksel modellerin korelasyon grafikleri a) m-JC, b) e-L ve c) Arr. modeli

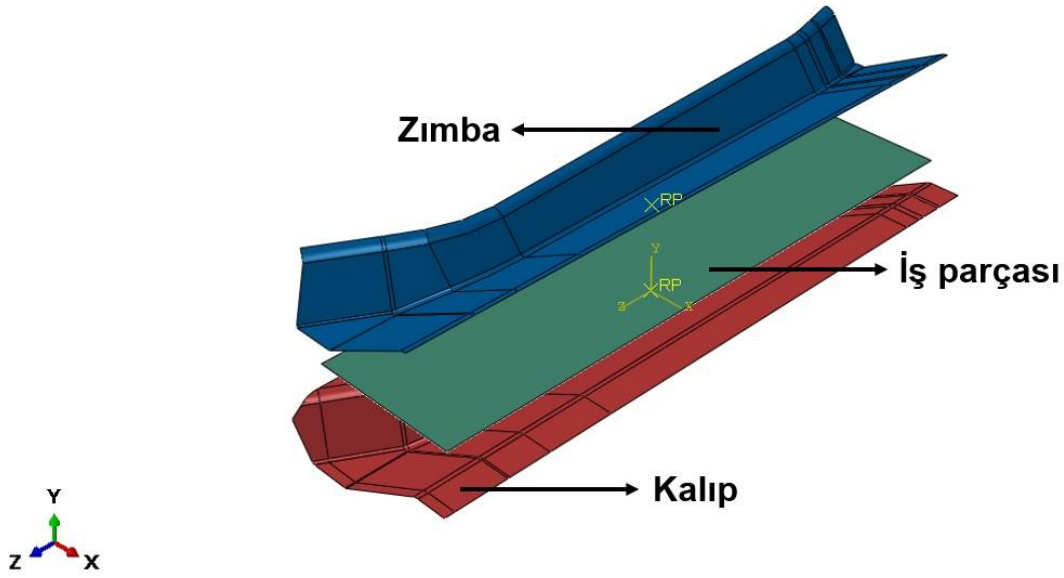
Arrhenius modeli, sıcak deformasyondaki mekanik gerilme davranışını hesaplarken, işlem sırasında aktivasyon enerjisini de dikkate alır. Gerinim oranı ve sıcaklık faktörünü birlikte değerlendiren Z parametresi modele dahil edilmiştir. Bu, DRX ve DRV gibi sıcak deformasyon mekanizmaları ile en yüksek gerilim noktalarına ulaşılmasını ve yumuşama etkisi ile gerilimin düzenli bir şekilde azalmasını sağlar. Arrhenius modelinin doğruluğu, modifiye edilmiş Johnson-Cook modelinden daha yüksek, genişletilmiş Ludwik modeliyle ise neredeyse aynıdır.

10
SICAK PRES SONLU ELEMANLAR ANALİZİ

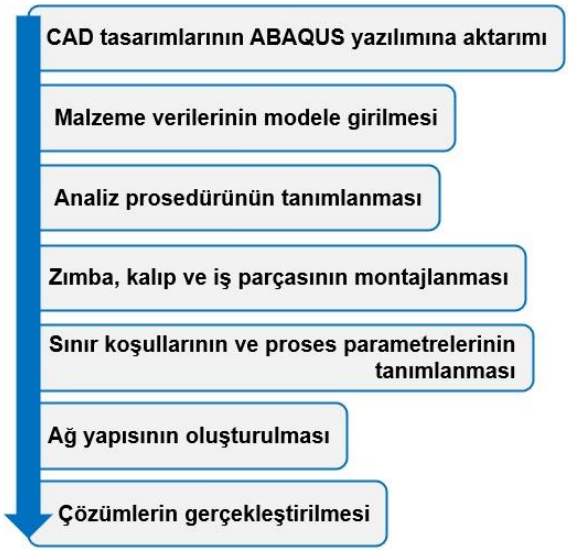
Bu bölümün içeriği, yüksek sıcaklıklarda Ti-6Al-4V alaşımının mekanik davranışını temel alan sıcak preste şekillendirme prosesi esas alınarak oluşturulan sonlu elemanlar modeli ve analizidir. Analiz için kullanılan tasarım, havacılık endüstrisinde kullanılacak yapısal bir parçaya göre dizayn edilerek CATIA yazılımında tasarlanmış ve ABAQUS/CAE yazılımına aktarılmıştır. Farklı proses parametrelerinin simüle edildiği çalışmada, her bir parametrenin simülasyon çıktılarına etkisi incelenmiştir. Deneysel olarak gerçekleştirilen endüstriyel havacılık parçası imalatı için optimizasyon sağlanmıştır.

10.1 Sonlu Elemanlar Modeli

Ti-6Al-4V sac malzemelerin sıcak şekillendirmesi kompleks bir sonlu elemanlar tasarımı isteyen karmaşık termomekanik bir prosestir. Şekil 10.1'de belirlenen son ürüne göre tasarlanmış kalıp, zımba ve iş parçasını içeren sonlu elemanlar tasarımı görseli verilmiştir. Tasarımda yer alan parçaların geometrileri deneysel çalışmalarla aynı olarak dizayn edilmiştir.



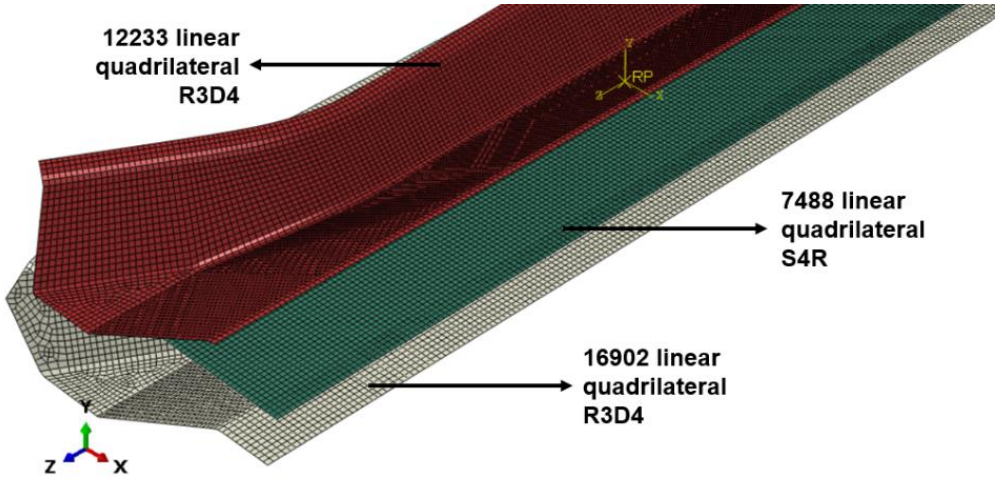
Şekil 10.1 Sonlu elemanlar analizi tasarımı



Şekil 10.2 Sonlu elemanlar modeli oluşturma adımları

ABAQUS/CAE 2021 yazılımı kullanılarak gerçekleştirilen sonlu elemanlar analizinde tasarım bileşenleri TUSAŞ tarafından sağlanmıştır. Çalışmada kullanılan tasarımda iş parçası 3 boyutlu deforme olabilen parça (3D-deformable part) olarak tanımlanmış, kalıp ve zımba ise 3 boyutlu ayrık rijit (3D-discrete rigid) olarak belirlenmiştir. ABAQUS/EXPLICIT prosedürüne göre oluşturulan sonlu elemanlar modelinde şekillendirme ve serbest bırakma olmak üzere iki temel adım belirlenmiştir. Ti-6Al-4V alaşımının deformasyon sırasındaki termomekanik davranışının şekillendirme simülasyonu için işlemlerinin 700°C, 750°C ve 800°C sıcaklıklardaki ve farklı gerinim oranlarındaki gerilim-gerinim eğrilerinden alınan veriler ve matematiksel model sonuçları kullanılmıştır.

Çalışmada kullanılan tasarım ise havacılık endüstrisi için tasarlanmış bir havacılık yapısal parçasıdır. Zımba, kalıp ve iş parçasının çizimi CATIA yazılımında gerçekleştirilmiş olup, ardından ABAQUS yazılımına aktarılmıştır. Malzeme verileri atandıktan sonra montaj işlemi gerçekleştirilmiş ve ardından sürtünme bilgileri sisteme girilmiştir. Tasarımda kullanılan bileşenler arasında sürtünme katsayısı 0,12 olarak atanmıştır [217]. Bir sonlu elemanlar modeli oluştururken izlenmesi gereken adımlar Şekil 10.2'de sırasıyla gösterilmiştir. Burada belirtilen adımların sırası sonlu elemanlar yazılımlarına göre küçük farklılıklar göstermekle birlikte modelin oluşturulma mantığı büyük oranda benzerdir.



Şekil 10.3 Sonlu elemanlar analizi tasarım parçalarının ağ yapısı

Belirlenen ağ yapısına göre iş parçası S4R tipi 10504 linear quadrilateral elemandan oluşturulmuştur. Rijit olarak belirlenen zımba ve alt kalıp ise R3D4 tipi olarak sırasıyla, 12233 linear quadrilateral ve 16921 linear quadrilateral elemandan oluşmuştur. Ağ yapısındaki eleman sayıları daha kaba ve daha hassas olarak denemelerde kullanılmış, optimum şekline getirilmiştir. Tasarımdaki parçaların ağ yapılarına ayrılmış şekilde gösterimi Şekil 10.3'te verilmiştir. Ağ yapısı oluşturulmasının ardından sınır koşulları belirlenmiştir. Sınır koşullarına göre zımba X ve Z doğrultusunda sabit, Y doğrultusunda hareketli olarak farklı hızlarda atanmış, ayrıca bütün sisteme yer çekimi ivmesi eklenmiştir. Kalıp parçası ise X, Y ve Z doğrultularında sabit olarak değerlendirilmiştir.

Sonlu elemanlar simülasyonu için belirlenen sınır koşulları, deneysel çalışmalarda kullanılan sıcak pres şekillendirme sistemine göre düşünülerek belirlenmiştir. Deneysel çalışmalarda da kalıp sabit, iş parçası serbest ve zımba Y doğrultusunda hareketlidir.

Malzeme ve işlem parametrelerinin tamamını içeren, simülasyona tanımlanan parça bilgileri, analiz prosedürü, sınır koşulları, sürtünme ve ağ yapısı bilgileri gibi temel parametreler Tablo 10.1'de verilmiştir.

Tablo 10.1 Sonlu elemanlar tasarımı genel bilgileri

Parça Bilgileri	
Zımba	3D-discrete rigid
Kalıp	3D-discrete rigid
İş parçası	3D-deformable part-shell
Analiz Prosedürü	
Analiz tipi	Explicit
Adım sayısı	2
Sınır Koşulları	
Zımba sınır koşulu	X,Z sabit – Y serbest
Kalıp sınır koşulu	X,Y,Z sabit
İş parçası sınır koşulu	X,Y,Z serbest
Yerçekimi	-9807
Sürtünme Koşulları	
Sürtünme Katsayısı	0,12
Sürtünme tipi	Kinematic contact
Ağ Yapısı	
Zımba ağ yapısı	R3D4-12233 linear quadrilateral
Kalıp ağ yapısı	R3D4-16921 linear quadrilateral
İş parçası ağ yapısı	S4R-10504 linear quadrilateral
Eleman tipi	Reduced Integration

Analizi gerçekleştirmek için 0,8, 1 ve 2 mm'lik saclar için farklı sıcaklık ve deformasyon hızları proses parametreleri seçilerek kalınlığın, hızın ve sıcaklığın son ürüne etkisi analiz edilmiştir. Bu kapsamda gerçekleştirilecek sonlu elemanlar analizi sonuçlarının doğruluğunun belirlenmesi için ise boyutsal kontrol gerçekleştirilecektir. Farklı proses parametrelerinde elde edilen simülasyon çıktıları ile deneysel sonuçlarda elde edilen ölçüler karşılaştırılacaktır. Sonlu

elemanlar analizi gerçekleştirilen örnekler ve simülasyon kodları Tablo 10.2'de gösterilmiştir.

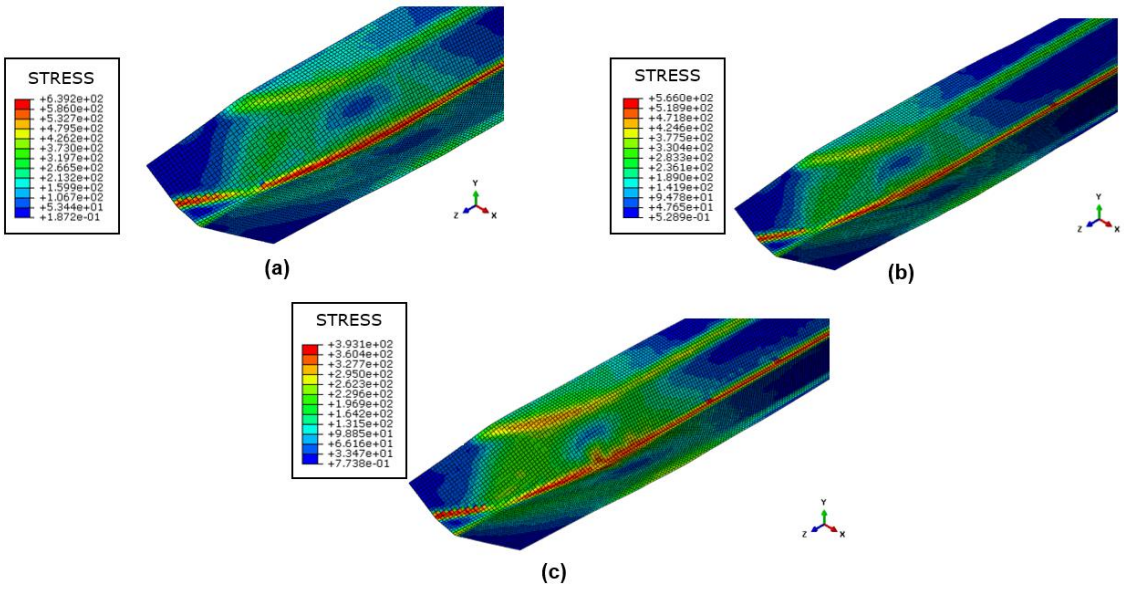
Tablo 10.2 Sonlu elemanlar analizi çalışmaları

Simülasyon Kodu	Sıcaklık (°C)	Deformasyon Hızı (mm/s)	Sac Kalınlığı (mm)
700-V05-08	700	0,5	0,8
750-V05-08	750	0,5	0,8
800-V05-08	800	0,5	0,8
700-V05-1	700	0,5	1
750-V05-1	750	0,5	1
800-V05-1	800	0,5	1
700-V05-2	700	0,5	2
750-V05-2	750	0,5	2
800-V05-2	800	0,5	2
700-V1-08	700	1	0,8
750-V1-08	750	1	0,8
800-V1-08	800	1	0,8
700-V1-1	700	1	1
750-V1-1	750	1	1
800-V1-1	800	1	1
700-V1-2	700	1	2
750-V1-2	750	1	2
800-V1-2	800	1	2
700-V2-08	700	2	0,8
750-V2-08	750	2	0,8
800-V2-08	800	2	0,8
700-V2-1	700	2	1
750-V2-1	750	2	1
800-V2-1	800	2	1
700-V2-2	700	2	2
750-V2-2	750	2	2
800-V2-2	800	2	2

10.1.1 Sıcaklığın Etkisinin İncelenmesi

Sonlu elemanlar analizi ile sıcaklığın etkisinin incelenmesi adına diğer proses parametreleri sabit tutularak şekil verme sıcaklığının değiştirildiği (700°C, 750°C ve 800°C) analizlerin gerilim (S,Mises), gerinim (PEEQ, Equivalent Plastic Strain) ve kalınlık değişiklikleri sonuçları irdelenmiştir.

Aynı zımba hızında ve sac kalınlığında, farklı sıcaklıklarda şekillendirilen numunelerin incelenmesi adına öncelik Şekil 10.4'te 0,5 mm/s hızda şekillendirilmiş 1 mm kalınlığındaki sac malzemelerin gerilim dağılımları verilmiştir.

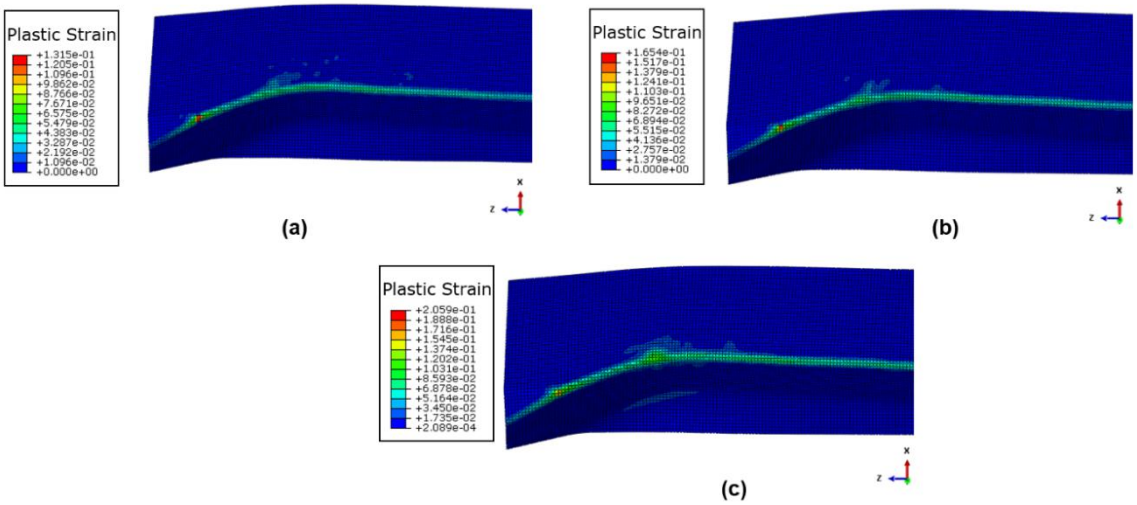


Şekil 10.4 0,5 mm/s hızda 1 mm kalınlığındaki sacların farklı sıcaklıklardaki gerilim dağılımları: a) 700°C, b) 750°C ve c) 800°C

Gerilim dağılımlarından görülebileceği gibi, her üç numunede de gerilim birikimleri numunenin büküm bölgelerine yoğunlaşmıştır. Bu sebeple maksimum gerilim noktaları da aynı bölgelere denk gelmektedir. Numunelerde oluşabilecek makro deformasyonların tespiti için bu bölgelerin incelenmesi gerekmektedir. Deformasyon sıcaklığı 700°C olan numunedeki maksimum gerilmenin 639,2 MPa olduğu, 750°C'de şekillendirilen örneğin ise maksimum gerilmesinin 566 MPa olduğu simülasyon sonuçlarından ortaya konulmuştur. Deformasyon sıcaklığının 800°C'ye çıkması ile birlikte ise bu değer 393 MPa'ya kadar düşmüştür. Bu sonuçlardan artan şekillendirme sıcaklığının, şekil verme için uygulanan kuvvetin

parça üzerinde oluşturduğu gerilmenin azalmasına sebep olduğu görülmüştür. Bu sonuçlardan sıcaklığın artmasıyla birlikte numunenin daha kolay şekil alabileceği, fakat yırtılma ve fazla incelme gibi deformasyon oluşma potansiyelinin de aynı ölçüde arttığı sonucuna varılabilir.

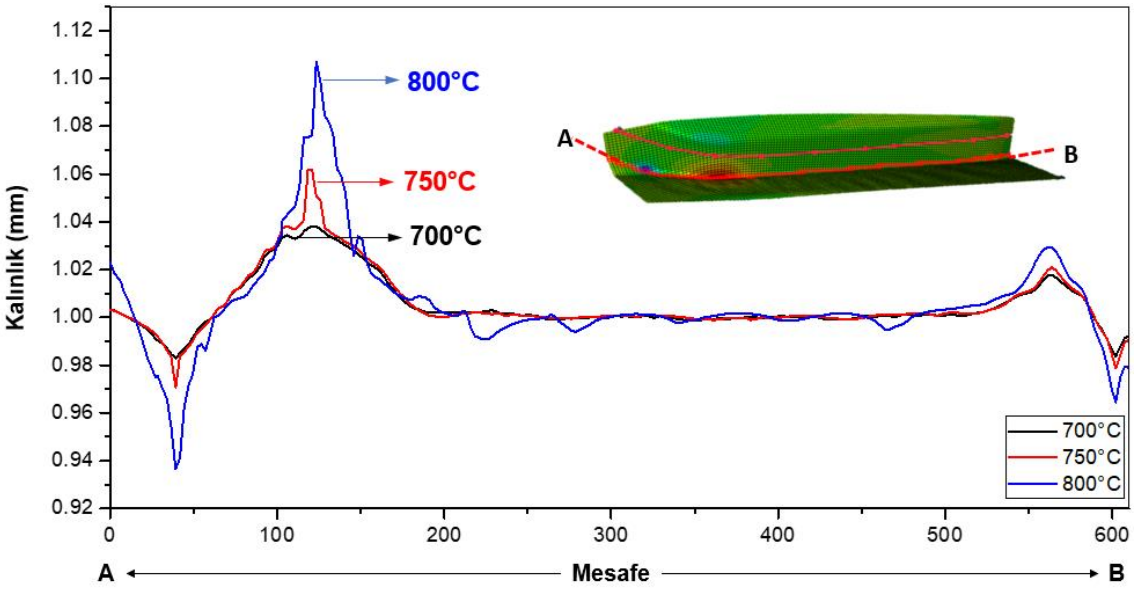
Sonuçların daha ayrıntılı incelenmesi için gerilim dağılımları incelenen 0,5 mm/s hızda şekillendirilmiş 1 mm kalınlığındaki sacların gerinim dağılımları da incelenmiştir. Bu doğrultuda Şekil 10.5'te 0,5 mm/s hızda, farklı sıcaklıklarda şekillendirilen 1 mm kalınlığındaki numunelerin gerinim değerleri verilmiştir.



Şekil 10.5 0,5 mm/s hızda 1 mm kalınlığındaki sacların farklı sıcaklıklardaki gerinim dağılımları: a) 700°C, b) 750°C ve c) 800°C

İncelemelerden açıkça anlaşılacağı üzere 700°C'de 0,13 olan gerinim, 750°C'de 0,165 ve 800°C'de ise 0,2'ye kadar yükselmiştir. Burada elde edilen sonuçların, daha önce ifade edilen gerilim değerleri ile uyumlu olduğu, azalan gerilim ile birlikte şekil değişikliğinin daha rahat meydana gelebileceği belirlenmiştir. Artan sıcaklıkla birlikte numuneler üzerinde oluşan gerinimin de arttığı daha fazla şekil değişikliğine uğradığı açıkça görüntülenmiştir. İfade edilmesi gereken bir diğer önemli nokta ise maksimum gerinimin yanı sıra, gerinim dağılımları olmalıdır. 800°C'de gerçekleştirilen analiz sonucundan görülebileceği gibi (Şekil 10.5c), artan maksimum gerinimin yanında gerinim büküm bölgesinin çevresinde diğer örneklere göre daha fazla gerinim yayılımı oluşmuştur.

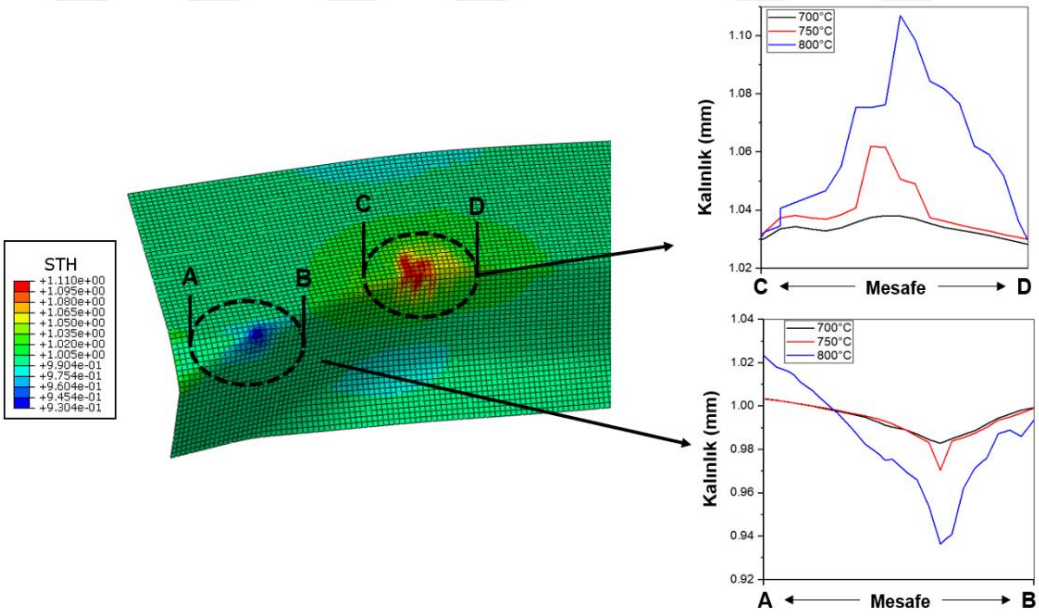
İncelemenin farklı örnekler üzerinden desteklenmesi için ayrıca 2 mm/s hızla şekillendirilmiş 2 mm kalınlığındaki sacların da gerinim ve gerilim değerleri simülasyon sonuçlarından elde edilmiştir. 700°C'de şekillendirilen örneğin maksimum gerilimi 750 MPa iken, 750°C'de şekillendirilen örneğin maksimum gerilimi 646,1 MPa olarak, 800°C'de şekillendirilen örneğin ise 456,4 MPa hesaplanmıştır. Şekil 10.4'te görüntüleri verilen 0,5 mm/s hızda şekillendirilen 1 mm kalınlığındaki örnekte olduğu gibi 700°C deformasyon sıcaklığının 800°C'ye çıkmasıyla yaklaşık %40'lık bir gerilim düşüşü gerçekleşmiştir. 700°C'de 0,26 olan gerinim değeri 750°C'de 0,29, 800°C'de ise 0,35 olarak ölçülmüştür. Ölçülen gerinim davranışı da diğer örneklerin gerinim sonuçlarına benzerdir (Şekil 10.5).



Şekil 10.6 0,5 mm/s hızda 1 mm kalınlığındaki sacların farklı sıcaklıklarda şekillendirildikten sonraki kalınlık değişimleri grafiği

Sonuçlar, farklı hız ve kalınlıkta sıcaklığın etkisinin benzer olduğunu ortaya koymuştur.

Sıcak şekillendirme proseslerinde son ürünün incelenmesinde dikkat edilmesi gereken bir diğer nokta ise şekillendirme esnasında kalınlığın belli bölgelerde azalması veya artmasıdır [218]. Nihai ürünün kalınlığının boyutsal tolerans aralıklarında olması gerekmektedir. Havacılık parçalarında kullanılan ±%10'luk boyutsal tolerans referans alınmıştır. Kalınlığın azaldığı noktalar yırtılma; kalınlığın arttığı noktalar ise kırışma gibi hataların oluşma potansiyelini göstermektedir. Bu sebeple, sıcaklığın etkisini görmek için incelenmesi gereken bir diğer parametre sac kalınlığı değişimidir. Şekil 10.6'da 1 mm kalınlığındaki sacların 0,5 mm/s hızda farklı sıcaklıklarda şekillendirildikten sonraki kalınlık değişimleri grafiği yer almaktadır. Kalınlık ölçümleri (Şekil 10.6) numunelerin en çok deforme olduğu bölgelerden belirlenen doğrultudan elde edilmiştir. Başlangıç kalınlığı 1 mm olan sac malzemedeki kalınlık değişimi, proses sıcaklığı arttıkça daha yüksek seviyelere ulaşmıştır. Her üç sıcaklıkta da nihai üründeki incelme, esnemeye maruz kalan başlangıç kısmında, kalınlaşma ise bükülmeye maruz kalan büküm bölgelerinde meydana gelmiştir. 700°C ve 750°C sıcaklıklarda boyutsal değişim kabul edilebilir seviyelerde iken proses sıcaklığının 800°C olduğu durumda ±%10'luk toleransın dışında bir kalınlık artışı görülmüştür.

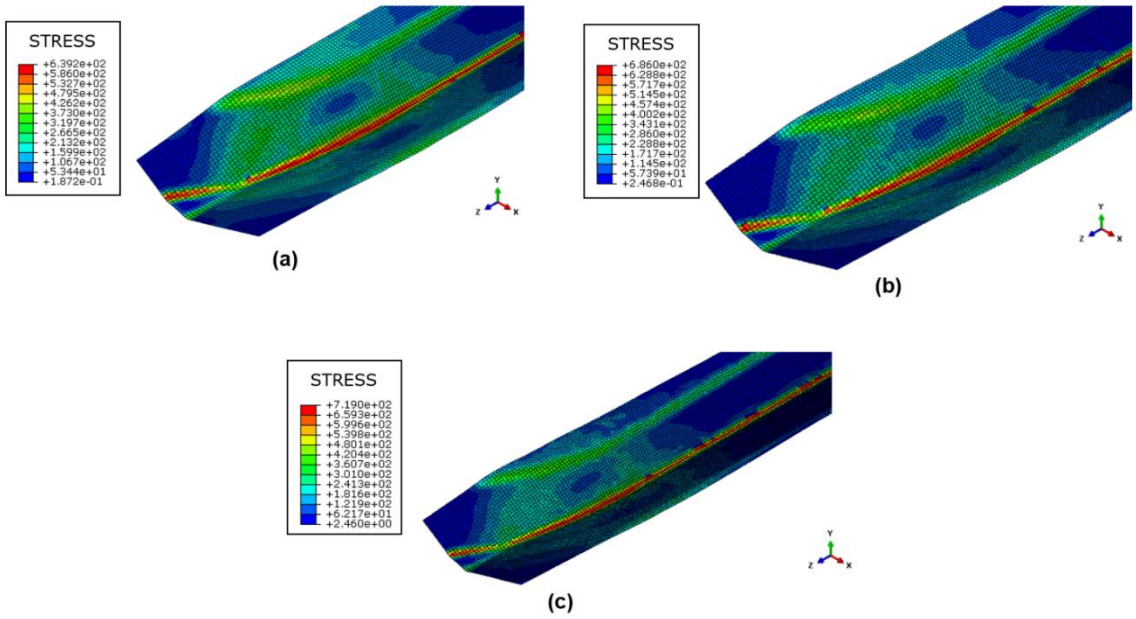


Şekil 10.7 Son ürünün kalınlaşma ve incelme bölgelerinin kalınlık grafikleri

Boyutsal tolerans aralığına uymayan örneğin ayrıntılı görseli ve tehlikeli bölgelerin kalınlık değişim grafikleri Şekil 10.7'de gösterilmiştir. 800°C sıcaklıkta 1,10 mm üzerinde kalınlık artışı, 0,90 mm seviyesine yakın incelme değeri oluşmuştur.

10.1.2 Deformasyon Hızın Etkisinin İncelenmesi

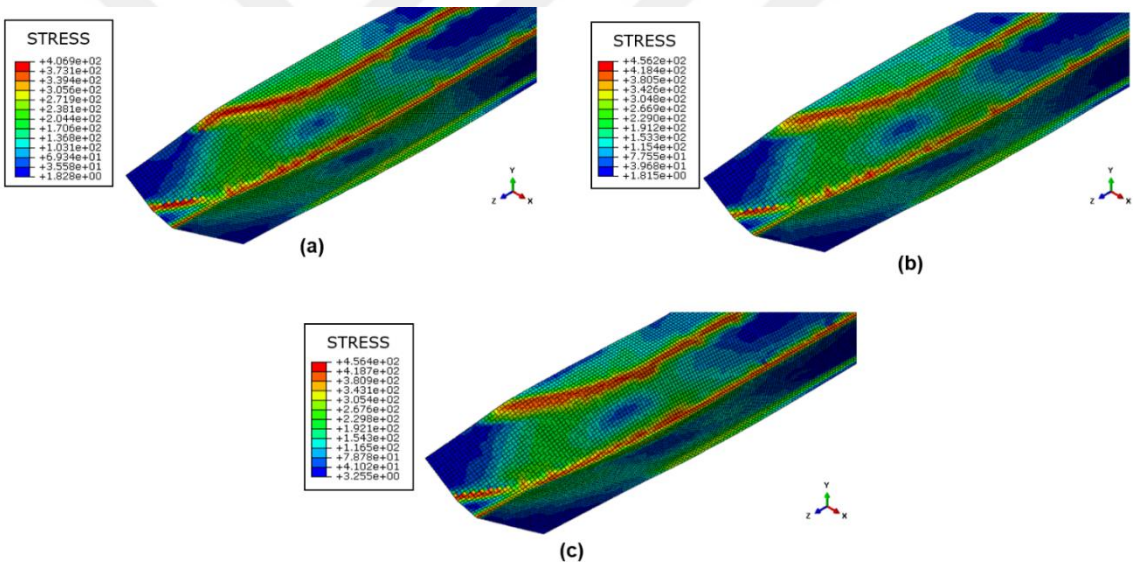
Deformasyon hızının son ürüne etkisi; sabit sac kalınlığı ve sıcaklıkta tutulan örneklerin farklı hızlarda deforme edilmesiyle incelenmiştir. Şekil 10.8'de öncelikle 700°C'de şekillendirilmiş 1 mm kalınlığındaki sacların gerilim dağılımları gösterilmiştir.



Şekil 10.8 700°C'de 1 mm kalınlığındaki sacların farklı hızlardaki gerilim dağılımları: a) 0,5 mm/s, b) 1 mm/s ve c) 2 mm/s

Farklı hızlarda şekil verilen numunelerin simülasyon sonuçları 0,5 mm/s şekil verme hızında sonucunda yaklaşık olarak maksimum 640 MPa gerilim oluştuğunu, 1 mm/s şekil verme hızında ise maksimum 680 MPa'ya ulaştığı göstermiştir. Zımba hızının 2 mm/s olduğu simülasyon çalışmasında ise maksimum gerilme değeri 719 MPa olarak ölçülmüştür. Sonuçlardan artan hızın, gerilimde de bir artışa sebebiyet verdiği sonucu çıkarılabilir ancak bu artış sıcaklığın etkisi kadar marjinal seviyededе değildir. Malzemelerde artan deformasyon hızıyla birlikte dislokasyon hareketinin kısıtlanması ve

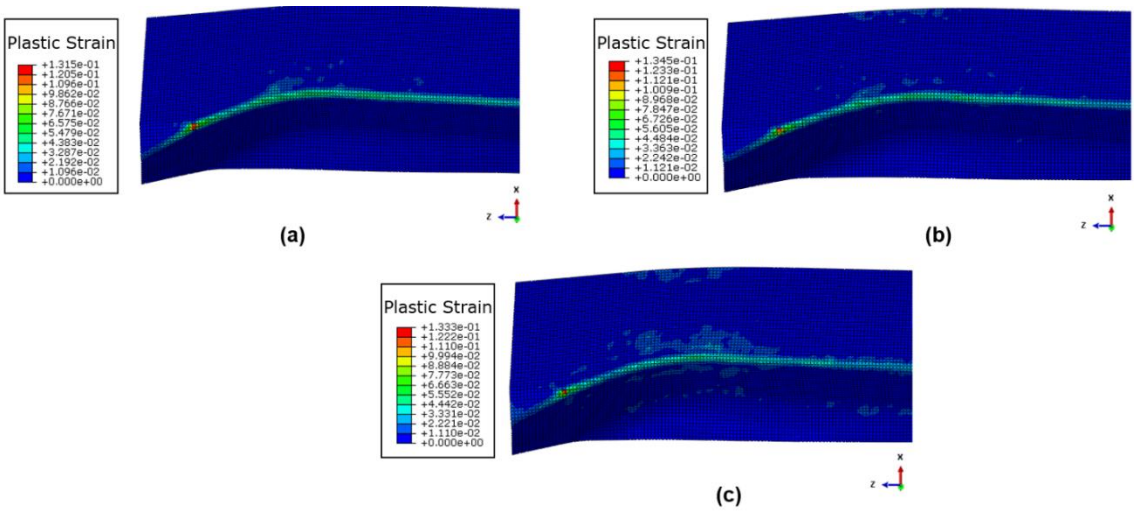
oluşturdukları tepki gerilmesinin artması beklenen bir durumdur [219]. Fakat sonuçlardan da anlaşılacağı gibi 0,5 mm/s ile 2 mm/s şekillendirme hızı arasında yaklaşık %12'lik bir gerilim artışı olmuştur. Bunun temel sebebi, parçanın büyük ve kompleks geometrisine karşın şekil verme hız aralığının çok büyük bir değişiklik göstermiyor oluşudur. İncelemeyi ayrıntılandırmak amacıyla 800°C'de şekillendirilmiş 2 mm kalınlığa sahip sacların gerilim dağılımları da incelenmiş ve Şekil 10.9'da gösterilmiştir. Deformasyon sıcaklığının 800°C olduğu örnekte 0,5 mm/s hızda gerilimin maksimum 407; 1 mm/s hızda ise 456 MPa olduğu görülmüştür. Hızın 2 mm/s'ye çıkarılması ise gerilimde anlamlı bir değişikliğe sebep olmamıştır. 0,5 mm/s hızın 2 mm/s'ye çıkışı ile gerilimin yaklaşık %12 oranında arttığı görülmüştür ve bu oran, incelenen ilk verilerle (Şekil 10.8) uyumlu bulunmuştur.



Şekil 10.9 800°C'de 2 mm kalınlığındaki sacların farklı hızlardaki gerilim dağılımları: a) 0,5 mm/s, b) 1 mm/s ve c) 2 mm/s

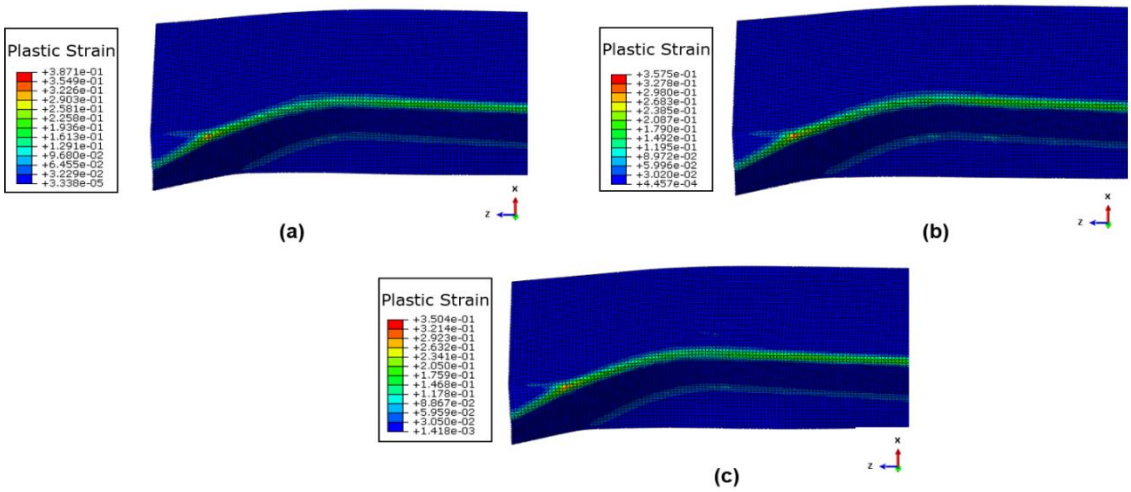
Hızın son ürüne olan etkisini incelemek için gerilim dağılımlarının yanında gerinim değerleri de simülasyon sonuçlarından görüntülenmiştir. Bu kapsamda gerilim değerleri verilen örneklerin gerinim değerlerinin de incelenmesi gerekmektedir. 700°C sıcaklıkta şekillendirilen 1 mm sac kalınlığına sahip örneklerin gerinim sonuçlarına ait sonlu elemanlar analizi simülasyonu görselleri Şekil 10.10'da sunulmuştur. Gerinim değişimleri üzerinden yapılan incelemede örneklerin 0,5 mm/s hızda şekillendirilmesi sonucunda maksimum gerinim

değerinin 0,131; 1 mm/s ve 2mm/s hızda gerçekleştirilen şekillendirme prosesleri sonucunda ise 0,134 ve 0,133 olduğu belirlenmiştir. Maksimum gerinim değerlerinde deformasyon hızının bir etkisinin olmadığı görülmektedir. Her üç örnekte de maksimum gerinimin olduğu noktaların büküm noktaları olduğu, sadece 2 mm/s deformasyon hızında dağılımı biraz daha geniş bölgede olduğu tespit edilmiştir.



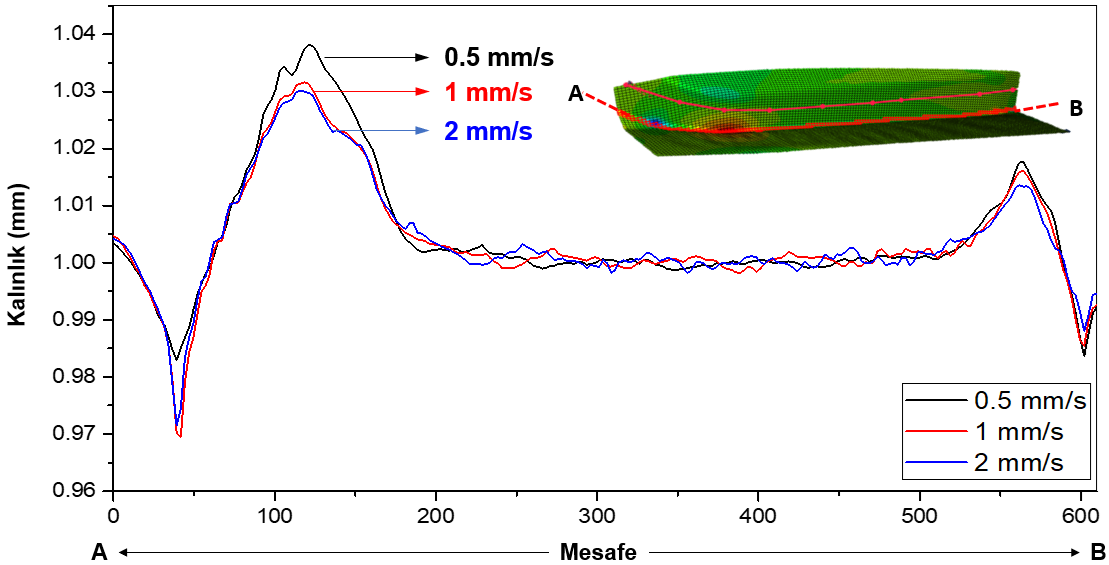
Şekil 10.10 700°C'de 1 mm kalınlığındaki sacların farklı hızlardaki gerinim dağılımları: a) 0,5 mm/s, b) 1 mm/s ve c) 2 mm/s

Hızın gerinim üzerindeki etkisini incelemek için ayrıca 800°C sıcaklıkta şekillendirilmiş 2 mm'lik sac malzemelerin sonlu elemanlar simülasyon analizi yapılmış ve sonuçlar Şekil 10.11'de verilmiştir. 800°C'de 2 mm'lik sacların gerinim değerleri incelendiğinde 0,5 mm/s, 1 mm/s ve 2 mm/s deformasyon hızlarında maksimum gerinimlerin sırasıyla 0,38, 0,35 ve 0,35 sonuçları elde edilmiştir. 700°C'de şekillendirilen 1 mm kalınlığındaki sac malzemenin sonuçları, deformasyon hızının gerinime önemli bir etkisinin bulunmadığını göstermiştir. İlk örneğe kıyasla gerinim değerlerinin artmasındaki temel faktörün sıcaklık olduğu görülmüştür.



Şekil 10.11 800°C'de 2 mm kalınlığındaki sacların farklı hızlardaki gerinim dağılımları: a) 0,5 mm/s, b) 1 mm/s ve c) 2 mm/s

Çalışmada değerlendirilen maksimum deformasyon hızı olan 2 mm/s seviyelerinden çok daha yüksek hızların veya minimum hız olan 0,5 mm/s hızdan çok daha düşük hızların kullanılması durumunda hızın deforme edilen parça üzerinde oluşan gerinim ve gerilim değerlerine olan etkisinin daha belirgin seviyelere ulaşması beklenebilir [220]. Şekil 10.12'de 700°C sıcaklıkta şekillendirilen 1 mm kalınlığındaki sac malzemelerin farklı hızlardaki kalınlık profilleri gösterilmiştir.



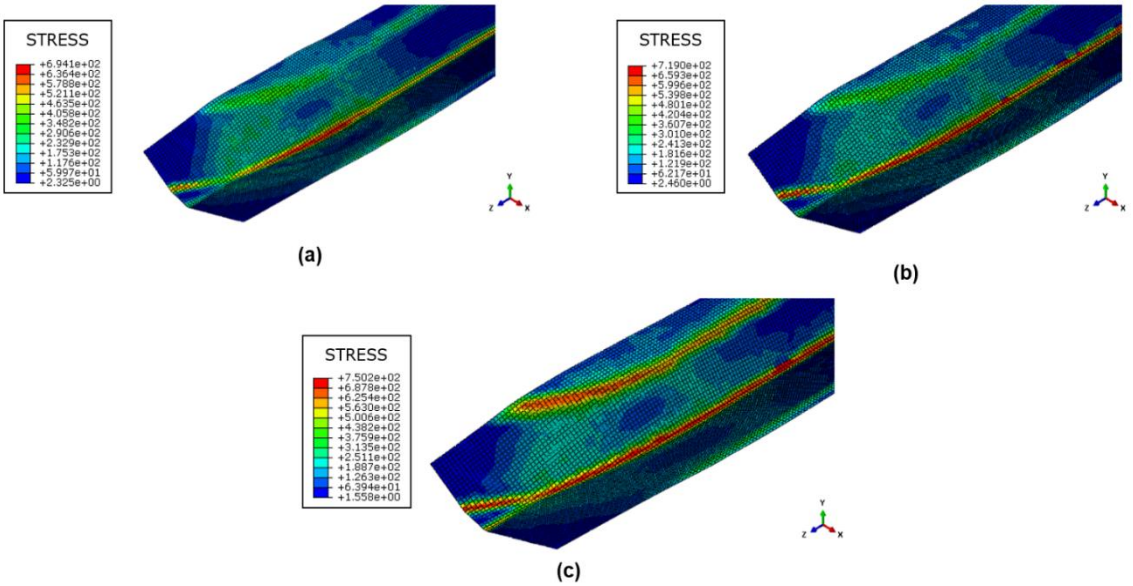
Şekil 10.12 700°C'de 1 mm kalınlığındaki sacların farklı hızlarda şekillendirildikten sonraki kalınlık değişimleri

Grafikten de anlaşılacağı gibi, hızın değişmesi kayda değer bir kalınlık farklılığına neden olmamış, bütün hızlarda elde edilen kalınlık ölçümleri istenilen tolerans içerisinde bulunmuştur.

10.1.3 Sac Kalınlığının İncelenmesi

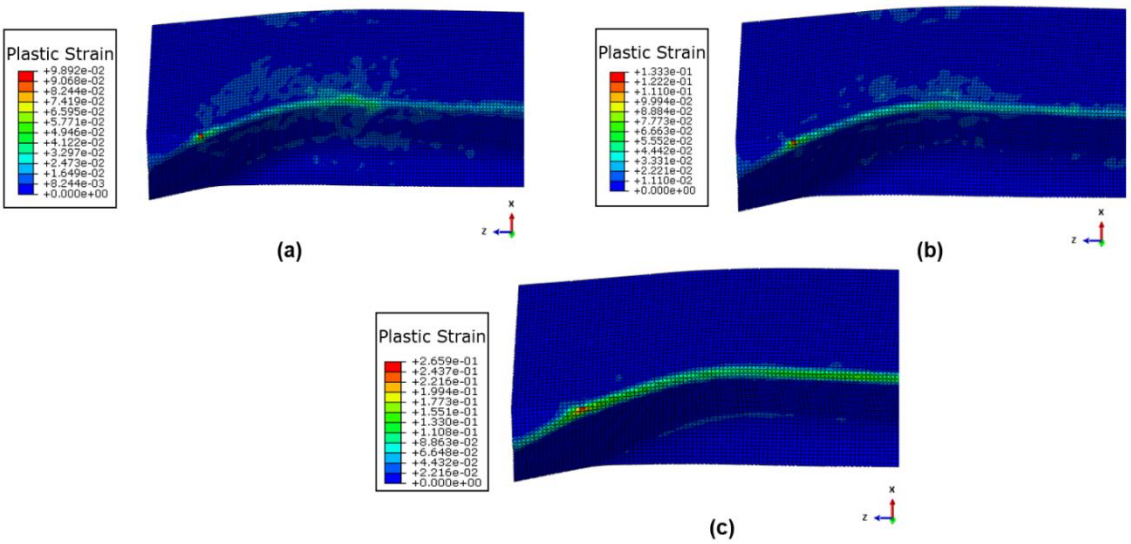
Sonlu elemanlar analizi kapsamında şekillendirme parametresi olarak aynı sıcaklık ve hızda, farklı kalınlıklardaki sac malzemelerin son ürün incelemeleri de yapılmıştır. Bu amaç doğrultusunda öncelikle 700°C ve 2 mm/s deformasyon hızında şekillendirilmiş numunelerin sonuçları incelenmiştir.

Şekil 10.13'te görüldüğü gibi 700°C'de gerçekleştirilen proseste 2 mm/s şekil verme hızı kullanılmış ve artan sac kalınlığı ile gerilim birikmesi de artmıştır. Maksimum gerilimler incelendiğinde 0,8 mm'lik sacın 694,1 MPa, 1 mm'lik sacın 719 MPa ve 2 mm'lik sacın 750,2 MPa maksimum gerilime ulaştığı tespit edilmiştir. En yüksek gerilime sahip olan 2 mm kalınlığındaki sac için dikkat çeken bir diğer nokta ise maksimum gerilmenin görüldüğü noktalardır. Diğer örnekler sadece büküm noktasında belirlenen maksimum gerilme alanı, 2 mm'lik örnekte üst kısımlarda da görülmesine karşın, parçanın üst bölgelerinin son kullanımda kesileceği düşünüldüğünde burada oluşabilecek bir deformasyon numune kalitesini etkilemeyecektir.



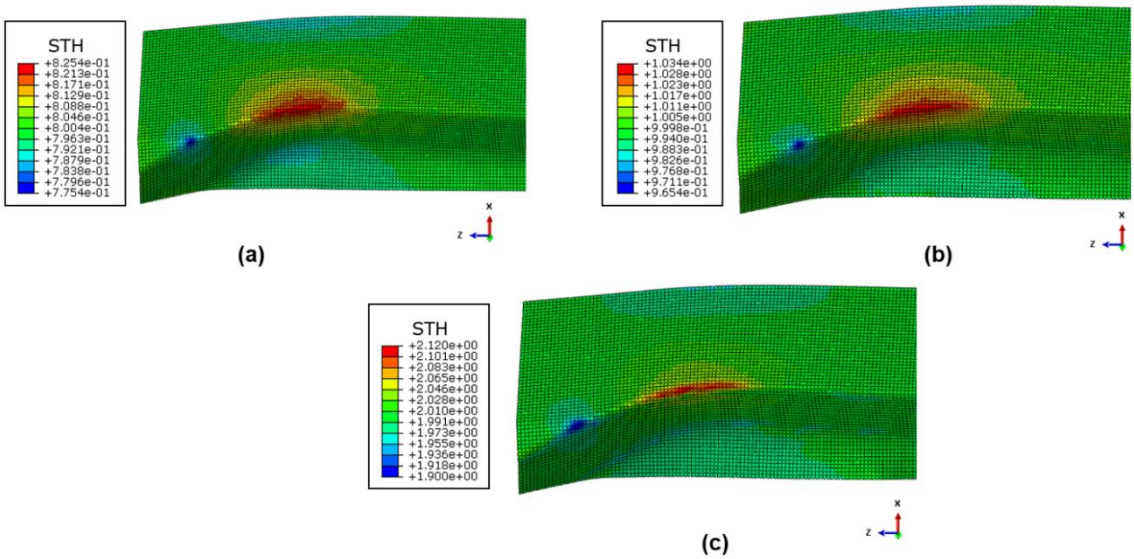
Şekil 10.13 700°C'de 2 mm/s hızda farklı kalınlıklarda şekillendirilmiş sacların gerilim dağılımları: a) 0,8 mm, b) 1 mm ve c) 2 mm

Maksimum gerilimleri ve gerilim dağılımları incelenen numunelerin gerinimleri üzerine yapılan araştırma için 700°C'de 2 mm/s hızda şekillendirilmiş örneklerin gerinim dağılımları Şekil 10.14'te gösterilmiştir. Proses parametreleri olarak 700°C sıcaklık ve 2 mm/s şekillendirme hızın kullanıldığı koşullarda 0,8 mm kalınlığındaki sacın maksimum gerinim değeri 0,09; 1 mm kalınlığındaki sacın 0,13 ve 2 mm kalınlığındaki örnekte ise 0,26 olarak görülmüştür. Bütün örneklerde gerinimin maksimum olduğu değerler, parçanın incelmeye maruz kaldığı ilk kısımlarda yoğunlaşmıştır. 0,8 mm kalınlığındaki sacın gerinim değeri düşük olmasına karşın, daha ayrıntılı inceleme için değişen kalınlıkların da analiz edilmesi gerekmektedir.



Şekil 10.14 700°C'de 2 mm/s hızda farklı kalınlıklarda şekillendirilmiş sacların gerinim dağılımları: a) 0,8 mm, b) 1 mm ve c) 2 mm

Farklı sac kalınlıklarındaki örneklerin şekillendirme prosesi sonrasındaki boyutsal değişim bölgeleri ise Şekil 10.15'te gösterilmiştir. 700°C sıcaklıkta proses koşulu sayesinde bütün kalınlıklardaki örneklerde ±%10 boyutsal toleransın aşılmadığı görülmüştür. Azalan sac kalınlığının lokal kalınlık değişimleri ile birlikte kalınlık değişim alanlarının daha geniş alanları etki ettiği sonlu eleman analizi simülasyonları sonuçlarından tespit edilmiştir. Özellikle 0,8 ve 1 mm kalınlığındaki sac numunelerin analiz sonuçlarından bu fikir desteklenebilir.



Şekil 10.15 700°C'de 2 mm/s hızda farklı kalınlıklarda şekillendirilmiş sacların kalınlık dağılımları: a) 0,8 mm, b) 1 mm, c) 2 mm

Elde edilen tüm sonuçlar değerlendirildiğinde; artan sac kalınlığı ile birlikte şekil alma kabiliyetinin arttığı sonucuna varılabilir. Sac kalınlığı ile birlikte şekillendirilebilme kabiliyetinin arttığı fakat diğer proses parametreleriyle ilişkili olarak bu durumun bir limite sahip olduğu literatürde vurgulanmıştır [221], [222]. 800°C'de 0,5 mm/s hızda şekillendirilmiş örneklerin sac kalınlığına etkisi daha net sonuçlar ortaya konulmuştur. Proses sıcaklığının 800°C ve şekil verme hızının 0,5 mm/s olduğu durumda 0,8 ve 1 mm sac örneklerinde kalınlık değişimleri ±%10 boyutsal toleransı aşmıştır. 2 mm'lik kalınlığa sahip sac örneğinde ise güvenilir boyutsal aralıklarda sonuç alınmıştır.

11
ENDÜSTRİYEL PARÇA İMALATI

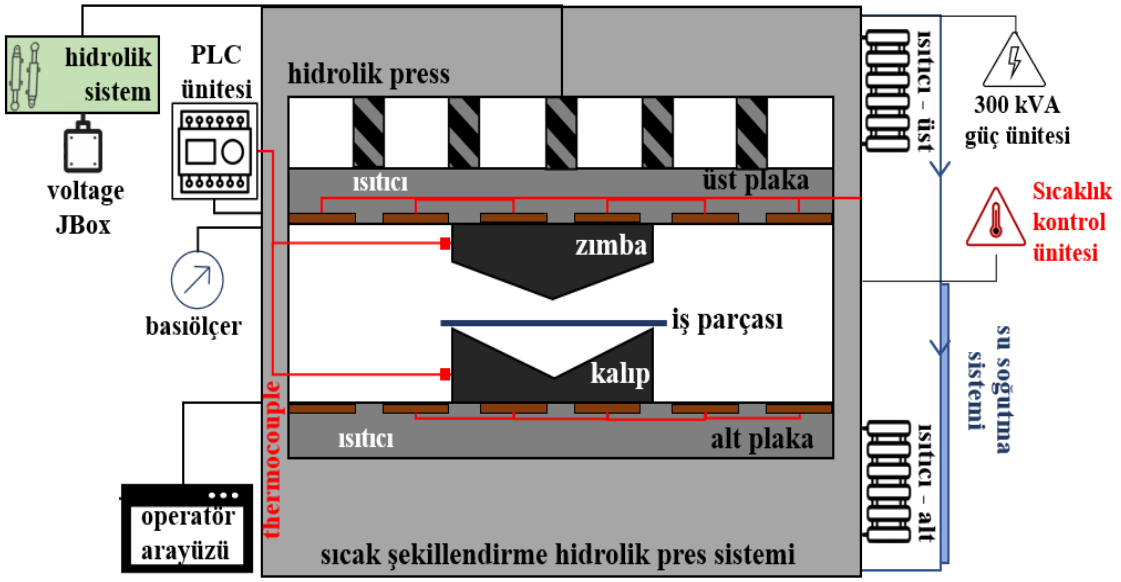
Bu bölümde Türk Havacılık ve Uzay Sanayii A.Ş. (TUSAŞ) bünyesinde bulunan sıcak pres tezgahında gerçekleştirilen Ti-6Al-4V sac malzemelerin endüstriyel ölçekte sıcak şekillendirme çalışmaları açıklanmıştır. Accudyne Engineering & Equipment Company firması tarafından üretilen sıcak pres sisteminin temsili görseli Şekil 11.1'de gösterilmektedir.



Şekil 11.1 Accudyne sıcak pres şekillendirme tezgahı temsili görüntüsü [223]

Kullanılan sıcak pres şekillendirme sistemi, şekillendirme ve ısıtmanın aynı ortamda gerçekleştirilebildiği bir yapıya sahiptir. Maksimum 350 metrik ton şekillendirme kuvvetine sahip olan pres sisteminin sıcaklık takibi ise 8 adet K tipi termokupl ile yapılmaktadır. Geliştirilen sistem dahilinde Ti-6Al-4V levha doğrudan fırın içerisinde ısıtılmaktadır. Zımbanın ısıtma ünitesinin hemen üzerinde yer alması, ısıtma ile şekil verme adımları arasındaki ısı kaybını minimuma indirmekte ve istenilen sıcaklığa ulaşan parçanın taşıma gereksinimini

ortadan kaldırmaktadır. Sıcak pres şekillendirme tezgahının bir diğer önemli noktası ise, fırın ortamında gerçekleştirilen ısıtma sayesinde farklı geometrilerde iş parçalarının şekillendirilmesine de olanak sağlamasıdır. Özellikle elektrik akımı ile ısıtılan ünitelerde farklı geometrilere sahip iş parçalarında homojen ısıtmanın gerçekleşemediği bilinmektedir [191].



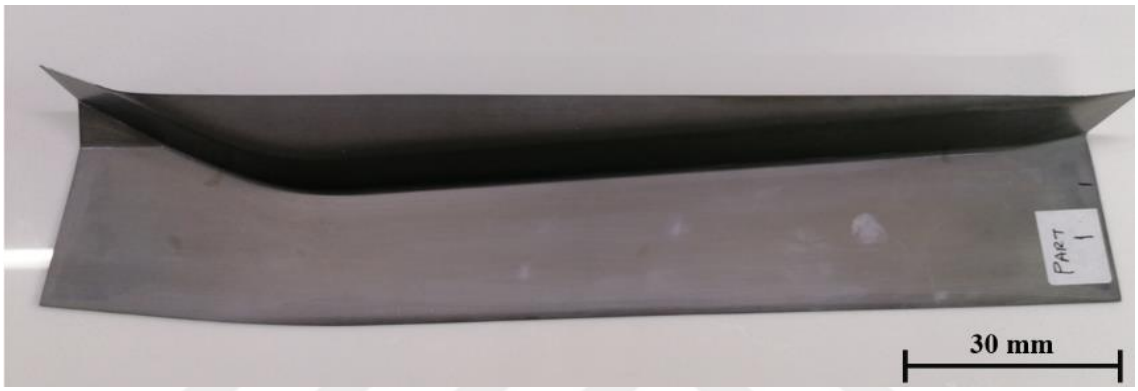
Şekil 11.2 Sıcak pres sisteminin şematik gösterimi

Parça istenilen sıcaklığa geldikten sonra sistemi otomatik olarak kapatılıp ve zımba ile iş parçasının temas süresi 5 dakika olarak belirlenmiştir. Kullanılan sistem dahilinde bulunan bütün bileşenler tam otomatik PLC ünitesi tarafından kontrol edilmektedir. İş parçalarının şekillendirme esnasında zımbaya ve kalıba yapışmasının önlenmesi için yağlayıcı olarak bor nitrür kullanılmıştır.

Sıcak pres sistemine ait şematik gösterim, Şekil 11.2'de verilmiştir. Çalışmada sıcak pres şekillendirme prosesinin performansının incelenmesi için farklı parametrelerde şekillendirme çalışmaları yapılarak nihai ürünler elde edilmiştir. Şekillendirmede kullanılan Ti-6Al-4V iş parçalarının boyutları kalıp tasarımına uygun olarak 150 x 650 mm olarak belirlenmiştir.

Öncelikle şekillendirme kuvveti etkisinin incelenmesi amacıyla 0,8 mm kalınlığında olan saclar 50, 100 ve 150 metrik ton şekillendirme kuvvetlerinde 0,5 mm/s deformasyon hızında 700°C sıcaklıkta şekillendirilmiş ve makro düzeyde incelemeye tabi tutulmuştur. Şekillendirme tonajının belirlenmesinin ardından

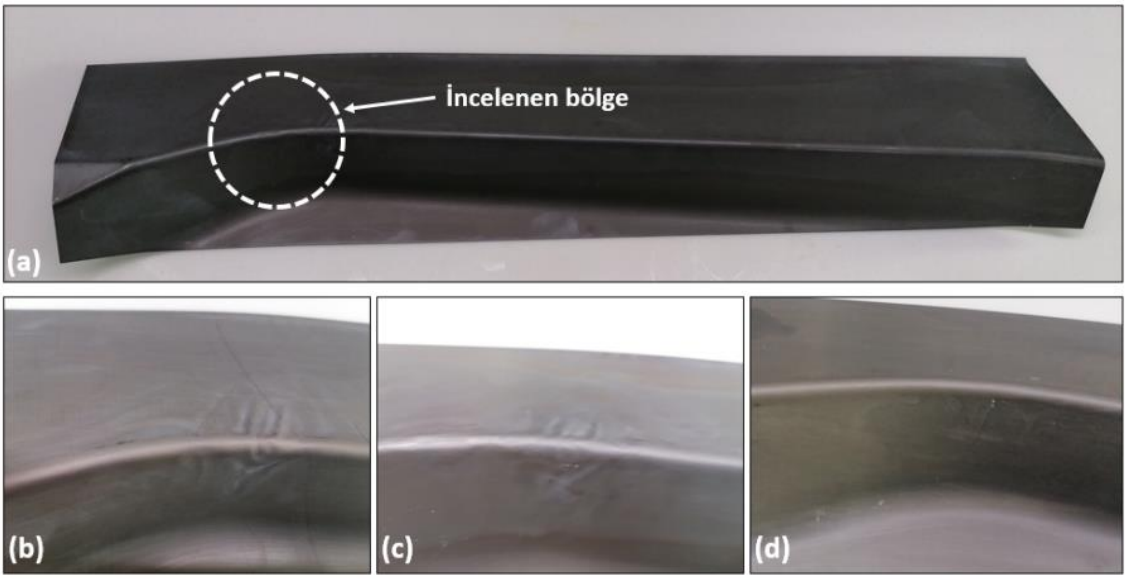
700°C ve 800°C'de 1 ve 2 mm kalınlığında iş parçaları kullanılarak, 0,5, 1 ve 2 mm/s zımba hızlarında şekillendirilmiş; kalınlığın, hızın ve sıcaklığın son ürün üzerindeki etkisi incelenmiştir. Bütün örneklerde yük altında bekleme süresi 10 dk olarak belirlenmiştir. Ancak nihai ürün üzerindeki etkisinin incelenmesi için çalışmalara ek olarak 700°C'de 2 mm kalınlığındaki sac için 0,5 mm/s şekillendirme hızında yük altında 25 dk bekleme süresinin uygulandığı bir deneme de yapılmıştır. Sıcak pres şekillendirme prosesi ile şekillendirilmiş örnek parçanın görseli Şekil 11.3'te verilmiştir.



Şekil 11.3 Sıcak presle şekillendirilmiş endüstriyel parça örneği

11.1 Şekillendirme Kuvvetinin Belirlenmesi

Şekillendirme işlemi sırasında kullanılan deformasyon tonajının optimizasyonu için 700°C'de 0,5 mm/s zımba hızında 0,8 mm kalınlığındaki sac malzemeler 50, 100 ve 150 ton'luk kuvvetlerle şekillendirilmiştir. Sac metal şekillendirme işleminde optimum proses şartlarının sağlanamaması durumunda makro düzeyde yırtılma, buruşma, kırışma gibi hataların olması kaçınılmazdır [224]. Bu tür problemlerin önüne geçilebilmesi için şekillendirme tonajının belirlenmesi prosesin performansı açısından çok önemlidir. Şekillendirme kuvvetinin son ürünün geometrik bütünlüğüne olan en büyük etkisi kırışıklık oluşumu ihtimalidir. Yetersiz sıkıştırma kuvvetinin sonucu olarak ortaya bu tür problemler çıkabilmektedir [179].



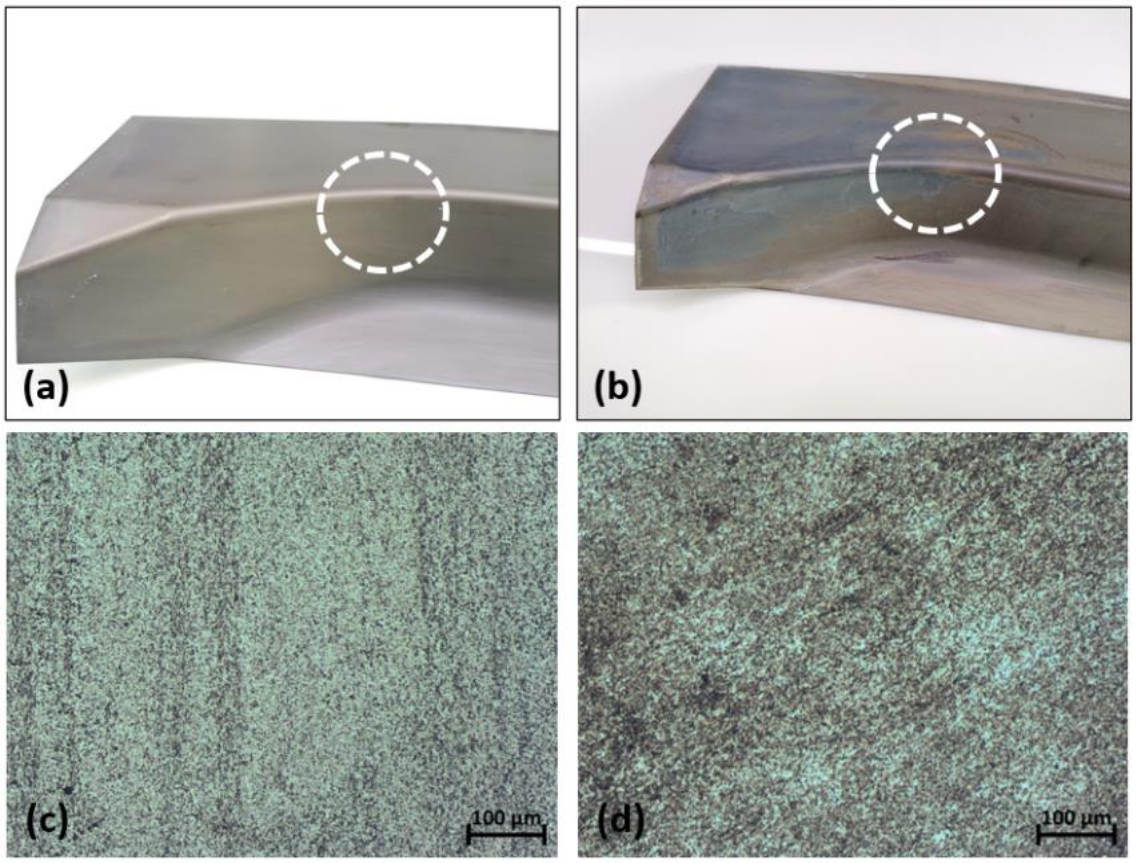
Şekil 11.4 a) Şekillendirilmiş parça örneği, farklı tonajlarda şekillendirilmiş parçalar b) 50 ton, c) 100 ton, d) 150 ton

Şekil 11.4a'da nihai üründe inceleme yapılan bölge, Şekil 11.4b-d arasında ise 50, 100 ve 150 metrik tonluk şekillendirme kuvvetinde imal edilmiş Ti-6Al-4V sac malzemelerin görselleri sırasıyla verilmiştir. Açıkça görülebileceği gibi 50 ve 100 ton yük altında şekillendirilmiş parçalarda yetersiz şekillendirme kuvvetinden dolayı kırışma meydana gelmiştir. 150 ton ile şekillendirilmiş parçada ise makro bir hataya rastlanmamıştır. Elde edilen veriler neticesinde 975 cm^2'lik yüzey alanına sahip malzeme için optimum şekillendirme tonajı 150 ton olarak belirlenmiştir.

11.2 Mikroyapısal İnceleme

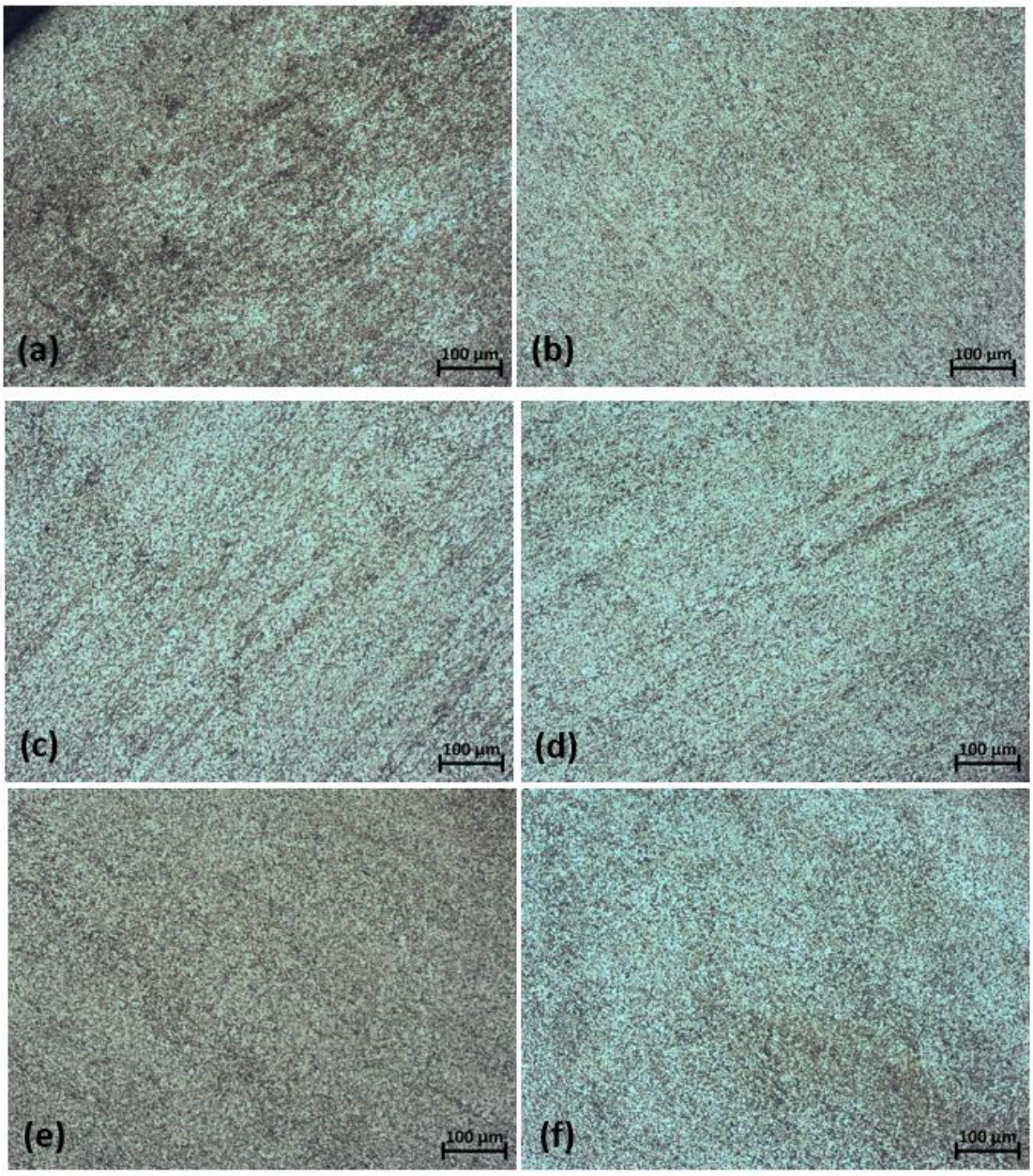
Sıcak pres ile şekillendirilmiş numunelerin mikroyapı özelliklerine sıcaklık, deformasyon hızı, sac kalınlığı ve bekleme süresinin mikroyapı özelliklerine etkilerini incelemek amacıyla, nihai numunelerin farklı büyütmelerdeki görüntüleri optik mikroskopta incelenmiştir. Faz oranlarının hesaplanması için ImageJ dijital görüntü işleme yazılımı kullanılmıştır.

Şekil 11.5'te sıcaklığın mikroyapı üzerindeki etkisini incelemek için 1 mm'lik sacların 0,5 mm/s zımba hızında, 700°C ve 800°C sıcaklıkta şekillendirilen numunelerin optik mikroskop görüntüleri verilmiştir.



Şekil 11.5 0,5 mm/s hızda şekillendirilmiş 1 mm kalınlığındaki saclar a) 700°C, b) 800°C ve 100X büyütmedeki optik mikroskop görüntüleri c) 700°C, d) 800°C

Numunelerin mikroyapısal incelemelerinin gerçekleştirildiği bölge, en çok deforme olan büküm noktaları olarak seçilmiş ve Şekil 11.5a-b'de gösterilmiştir. Şekillendirme hızının 0,5 mm/s, sıcaklığının 700°C olduğu 1 mm kalınlığındaki sacların mikroyapı görüntüsü Şekil 11.5c'de, 800°C'de şekillendirilen numunenin görüntüsü ise Şekil 11.5d'de sunulmuştur. 700°C sıcaklıkta şekillendirilmiş numunenin β faz oranı yaklaşık %25, 800°C'de şekillendirilen numunenin β faz oranı ise yaklaşık %28 hesaplanmıştır. Eş yapılı tane dağılımı her iki örnekte de başlangıç numunesiyle kıyaslandığında değişikliğe uğramamıştır. β faz oranının artışı ilk karakterizasyon çalışmalarında sunulan sıcak çekme testi örneklerindeki faz değişimi ile uyumlu sonuçlar vermektedir. Farklı sac kalınlıklarında ve hızlarda gerçekleştirilen sıcak pres prosesi ile şekillendirilen örneklerde de benzer sonuçlar ortaya çıkmıştır.

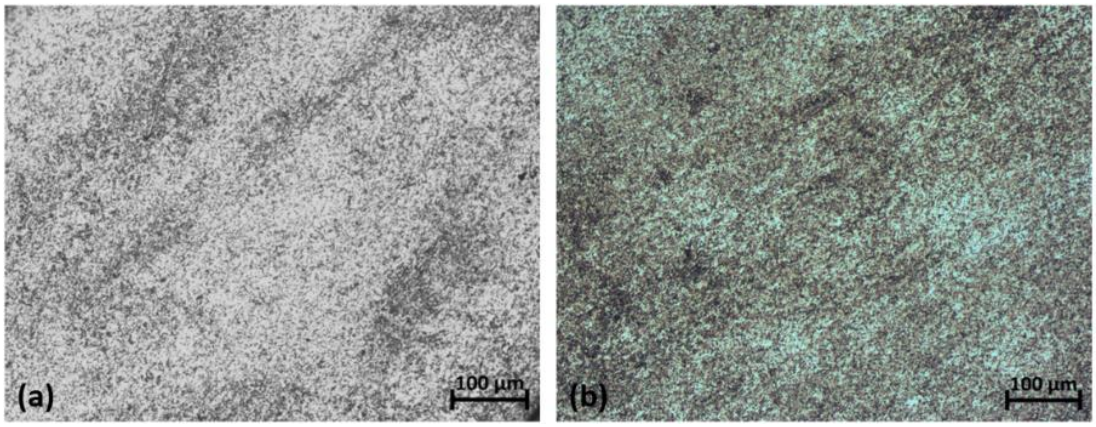


Şekil 11.6 2 mm kalınlığında şekillendirilmiş numunelerin 100X büyütmede optik mikroskop görüntüleri a) 700°C–0,5 mm/s, b) 700°C–1 mm/s, c) 700°C–2 mm/s, d) 800°C–0,5 mm/s, e) 800°C–1 mm/s ve f) 800°C–2 mm/s

Deformasyon hızının son ürünün mikroyapısı üzerindeki etkisinin belirlenmesi için Şekil 11.6'da 700°C ve 800°C'de 2 mm'lik sac malzemeler için sırasıyla 0,5 mm/s, 1 mm/s ve 2 mm/s zımba hızlarında şekillendirilmiş parçaların mikroyapı görüntüleri verilmiştir. Farklı zımba hızlarında şekillendirilen parçaların mikroyapıları incelendiğinde marjinal bir değişikliğe rastlanmamıştır. 700°C'de gerçekleştirilen işlemlerde 0,5 mm/s, 1 mm/s ve 2 mm/s hızlarda sırasıyla %25,

%26 ve %24 oranında β fazı, 800°C'de 0,5 mm/s, 1 mm/s ve 2 mm/s hızlarda şekillendirilen örneklerde ise sırasıyla %29, %28 ve %27,8 oranında β fazı tespit edilmiştir. En yavaş zımba hızı olan 0,5 mm/s ile şekillendirilen örneklerin yüksek sıcaklık ortamında daha uzun süre kaldığı düşünüldüğünde β fazı dönüşümünün daha fazla olması beklenmesine karşın, en yüksek hız olan 2 mm/s ile arasında çok büyük bir fark olmaması hızın β faz oranına olan etkisini sınırlandırmıştır.

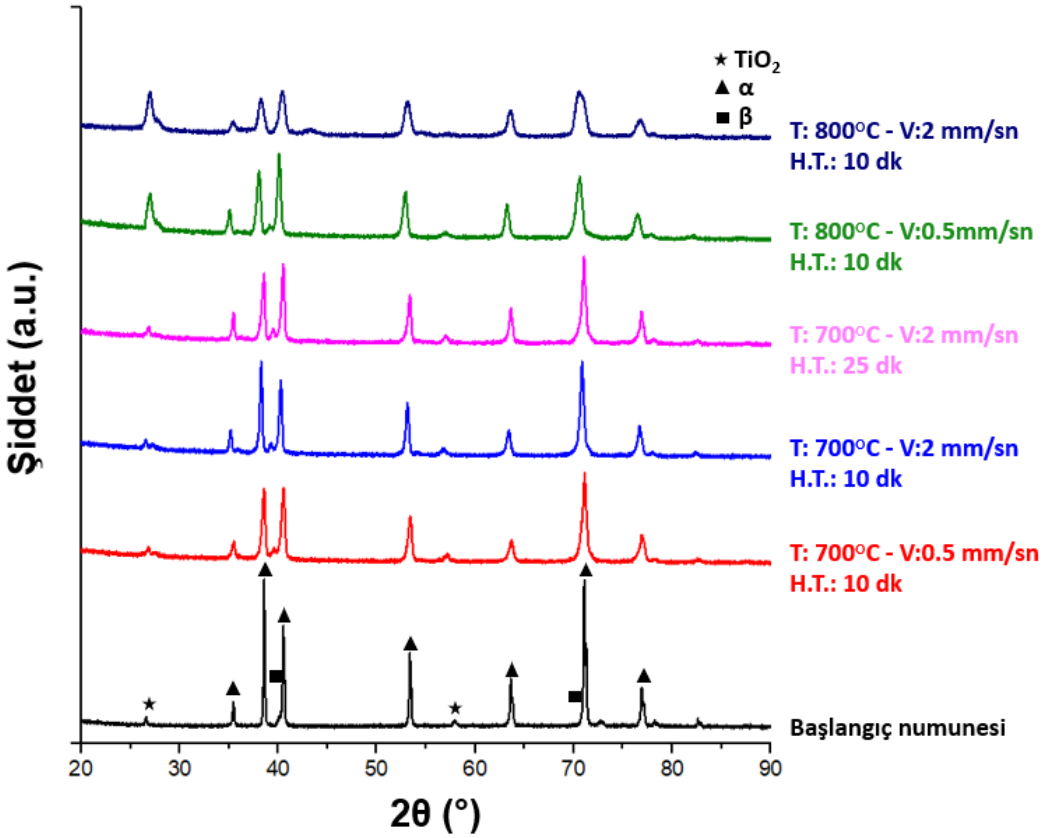
Sıcak pres şekillendirme prosesi performansını belirlemek için pres altında bekletme süresi incelenen bir diğer parametredir. Bu kapsamda 1 mm kalınlığında 700°C'de 0,5 mm/s hızda şekillendirilen numunelerin pres altında bekleme süreleri 10 dk ve 25 dk olarak belirlenmiştir. Şekil 11.7'de farklı bekleme sürelerine maruz kalan her iki örneğin de mikroyapı görüntüleri verilmiştir. Pres altında daha uzun bekletilen numunenin β faz oranı %29,8 olarak belirlenmiştir ve incelenen numuneler içerisinde β dönüşümü en fazla olan örnek olmuştur. Aynı şartlarda 10 dk bekletilen örnekte ise %25 β faz oranı belirlenmiştir. 800°C'de şekillendirilen örneklerden daha fazla dönüşümün olması, pres altında bekletme süresinin mikroyapıya doğrudan etkisinin olduğunun göstergesidir. Belirlenen sıcaklık, hız ve bekletme sürelerinde sac kalınlığının değişimi, mikroyapısal olarak dikkate değer bir değişikliğe sebep olmamıştır.



Şekil 11.7 1 mm'lik numunelerde 700°C'de 0,5 mm/s pres hızında pres altında a)10 dk, b) 25 dk bekletilen örneklerin 100X büyütmede optik mikroskop görüntüleri

11.3 Faz Dönüşümünün İncelenmesi

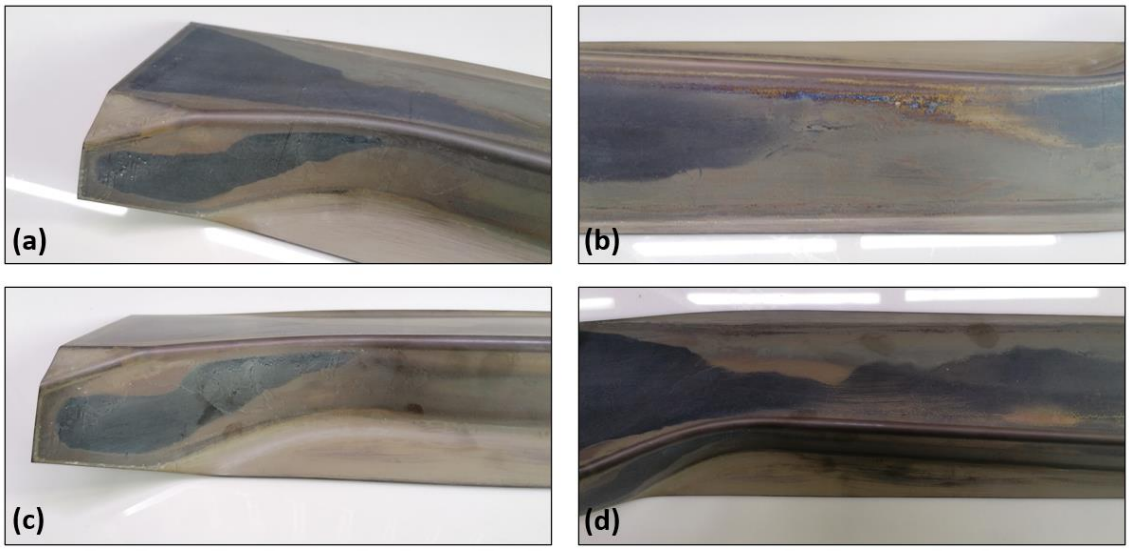
Sıcak şekillendirilmiş son ürünlerdeki faz yapısının değişimi ve yüzeyde TiO_2 oluşumunun incelenmesi için farklı hız (V), sıcaklık (T) ve pres altında bekleme sürelerine (H.T.) maruz bırakılan örneklerin XRD analizleri gerçekleştirilmiştir.



Şekil 11.8 Sıcak şekillendirilmiş nihai parçaların XRD spektrumları

Şekil 11.8'de farklı proses parametrelerinde şekillendirilen parçaların ve başlangıç numunesinin XRD grafikleri verilmiştir. XRD grafiklerinde görülen rutil (TiO_2) pikinin 800°C'deki örneklerde belirgin şekilde yükseldiği görülmüştür. α ve β fazının başlangıç numunesindeki keskin pikleri, nihai ürünlerde de görülmesine karşın keskinliklerini kaybetmişlerdir ve kuvvet etkisinden dolayı küçük kaymalara uğramışlardır. α piklerinin şiddetini kısmen yitirmesi, β faz oranının arttığının göstergesidir ki bu bilgi, mikroyapısal incelemelerde elde edilen β faz artışı sonucu ile uyuşmaktadır.

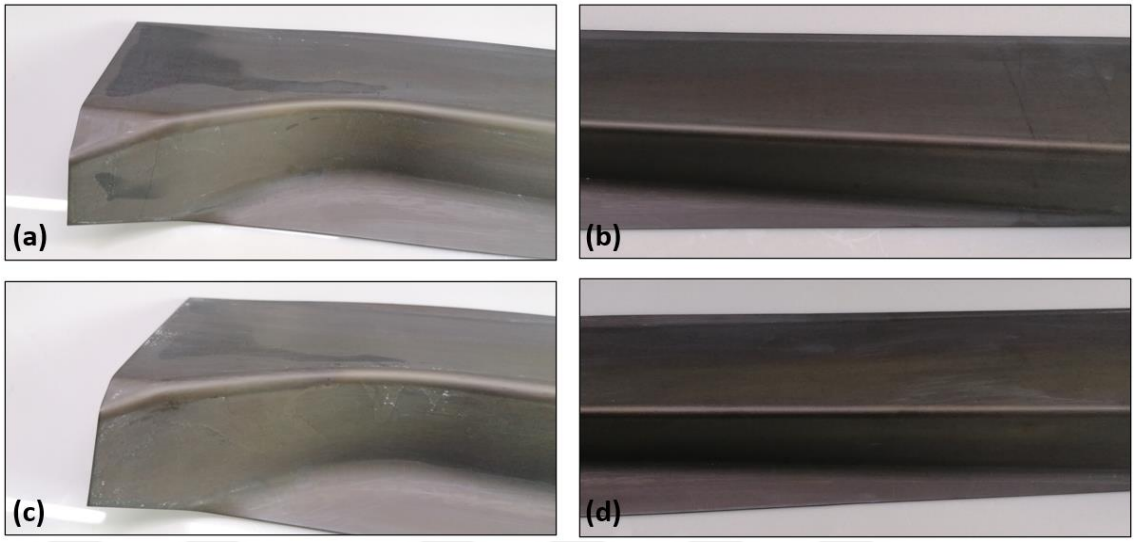
2 mm/s ve 0,5 mm/s hızda 10 dk pres altında bekletilen 800°C'de şekillendirilmiş son ürünlerin uç ve orta kısımlarının görselleri Şekil 11.9'da verilmiştir. Proses sıcaklığı 800°C olan örneklerin yüzeylerinde renkli tabakaların oluştuğu ve homojen yapının ortadan kalktığı açıkça görülmektedir. Bu renkli alanların TiO_2 tabakası olduğu sonucuna varılmıştır. Ayrıca TiO_2 pikinin daha belirgin olduğu örneklerin makro incelemelerinde de renkli oksit alanlarının varlığı birbiri ile örtüşen verilerdir [225].



Şekil 11.9 800°C sıcaklıkta ve 0,5 mm/s hızda şekillendirilmiş son ürün görselleri a) uç kısım, b) orta kısım, 800°C'de 2 mm/s hızda şekillendirilmiş son ürün görselleri c) uç kısım, d) orta kısım

2 mm/s ve 0,5 mm/s hızda 10 dk pres altında bekletilen 700°C'de şekillendirilmiş ürünlerin uç ve orta kısımlarının görselleri ise Şekil 11.10'da gösterilmiştir. Numunelerin yüzeyleri 800°C sıcaklıkta şekillendirilen numunelerin aksine homojen görünmektedir ve herhangi bir renk değişimi yani oksit tabakası tespit edilmemiştir. Havacılık uygulamaları gibi yüksek performans gereksinimine sahip endüstrilerde, yüzeyinde bir oksit tabakası olan titanyum parçalar uzun süreli kullanım açısından problem yaratmaktadır [226]. Bu sebepten yüzeydeki oksit tabakasının şekillendirme esnasında oluşmasının engellenmesi, şekil verme sırasında oluşuyorsa da giderilebilmesi gerekmektedir. Oksit tabakanın giderilmesi için çok sayıda kimyasal ve fiziksel metotlar literatürde sunulmuştur [227]–[230]. Proses esnasında oksit tabakası oluşumunu önlemek için koruyucu

gaz atmosferinde şekillendirme yapılmaktadır [231]. Fakat hem önleyici hem de temizleyici ek işlemler, proses maliyeti ve işçilik gideri anlamı taşımaktadır.



Şekil 11.10 700°C'de 0,5 mm/s hızda şekillendirilmiş son ürün görselleri a) uç kısım, b) orta kısım, 700°C'de 2 mm/s hızda şekillendirilmiş son ürün görselleri c) uç kısım, d) orta kısım

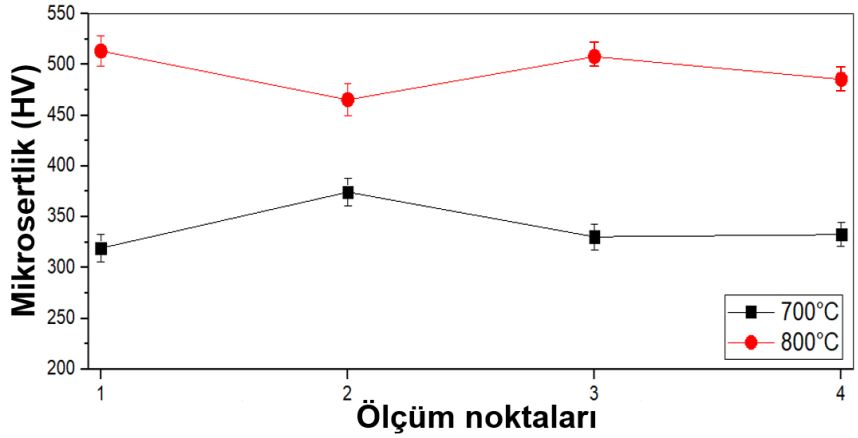
Kompakt ısıtma ve şekil verme sistemi sayesinde (çalışmamızda kullanılan sıcak pres şekillendirme sistemi) oksit tabakası oluşumu dezavantajı ortadan kaldırılmıştır. TiO_2 oluşumunun ilerleyen süreçte performans açısından nihai ürüne dezavantaj yaratacağı bilindiği için 700°C proses sıcaklığı tercih edilmelidir.

11.4 Mikrosertlik Ölçümleri

Nihai ürünlerin en çok deforme olmuş dört farklı noktasından sertlik ölçümleri alınarak proses parametrelerinin mikrosertlik dağılımlarına olan etkisi incelenmiştir. Ölçümlerin alındığı bölgeler Şekil 11.11'de gösterilmiştir.

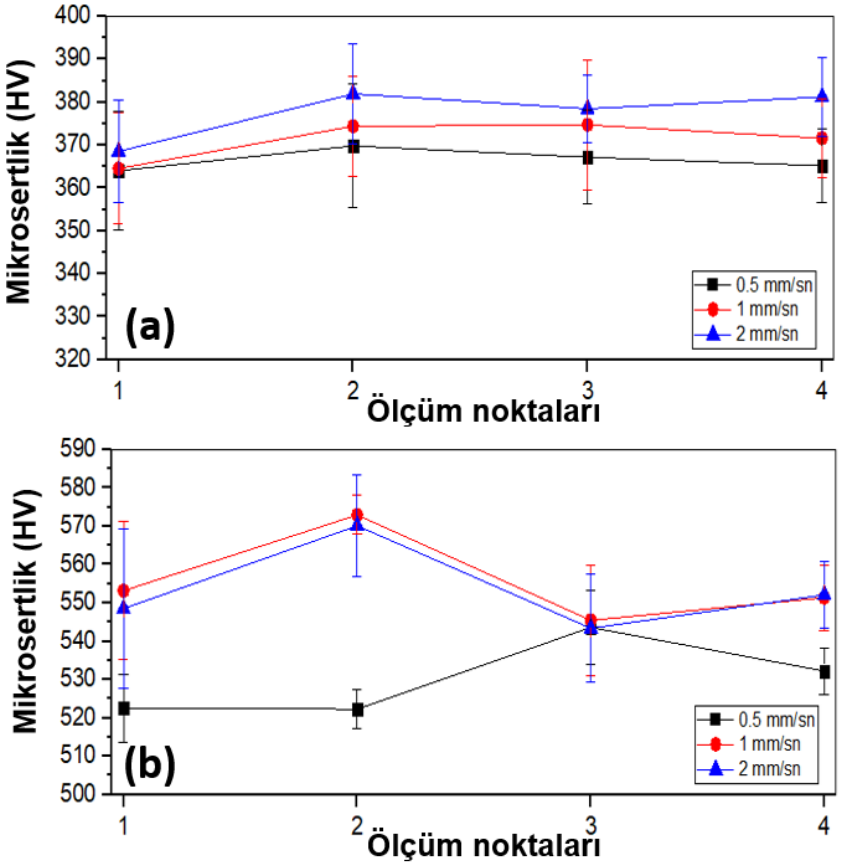


Şekil 11.11 Mikrosertlik ölçümlerinin alındığı bölgeler



Şekil 11.12 700°C ve 800°C'de 0,5 mm/s hızda şekillendirilen örneklerin mikrosertlik değişimleri

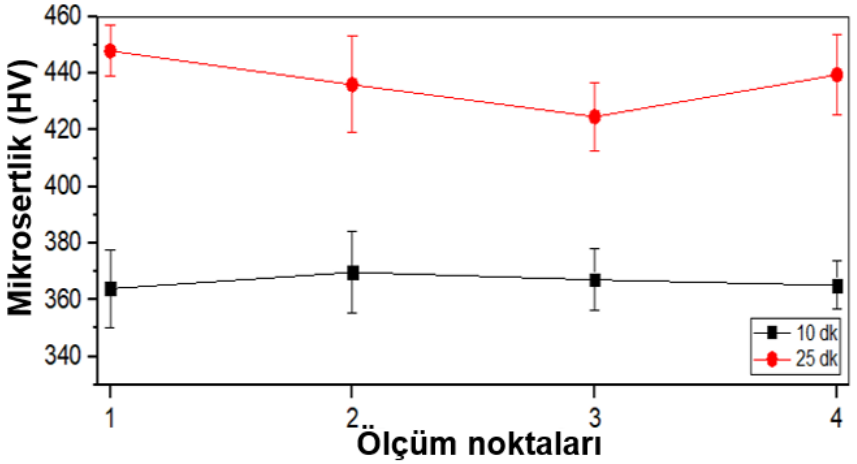
0,5 mm/s hızda şekillendirilen 1 mm kalınlıktaki sacların 700°C ve 800°C sıcaklıklar sonrasında sertlik değişimleri, Şekil 11.12'de verilmiştir.



Şekil 11.13 0,5 mm/s, 1 mm/s ve 2 mm/s hızda şekillendirilen örneklerin mikrosertlik grafikleri a)700°C, b)800°C

Ölçümlerden anlaşılacağı gibi sıcaklığın artması, yüzey sertlik değerlerini ciddi oranda artırmaktadır. Aynı hızda ve sac kalınlığında gerçekleştirilen testlerde 700°C'de yapılan şekillendirme işleminde mikrosertlik değeri 300–350 HV arasında ölçülürken, 800°C'de bu değerler 450 HV ile 520 HV aralığında ölçülmüştür. Bunun temel sebebi 800°C'de oluşan TiO_2 tabakasının varlığı sertlik verileri, daha önce sunulmuş olan bahsedilen XRD sonuçları ile uyumlu bulunmuştur.

Deformasyon hızının sertlik üzerindeki etkisinin incelenebilmesi için 700°C ve 800°C sıcaklıkta farklı hızlarda şekillendirilmiş örneklerin mikrosertlik dağılımları incelenip Şekil 11.13'te sunulmuştur. Şekillendirme hızının sertliğe etkisinin incelenmesi için yapılan incelemede 2 mm kalınlığında şekillendirilmiş Ti-6Al-4V sac malzemelerde 700°C'de 350 HV ile 380 HV aralığında değişirken, 800°C'de 520 HV ile 580 HV aralığında değiştiği görülmüştür. Elde edilen veriler şekillendirme hızının sertlik değişimine kayda değer bir etkisinin olmadığını göstermiştir. Mikroyapısal dönüşümlerin ve faz yapılarının incelemelerin ait sonuçlarda da söz konusu hızların etkisinin düşük kaldığı hatırlanırsa, sertlikte görülen bu etkinin normal olacağı düşünülebilir.



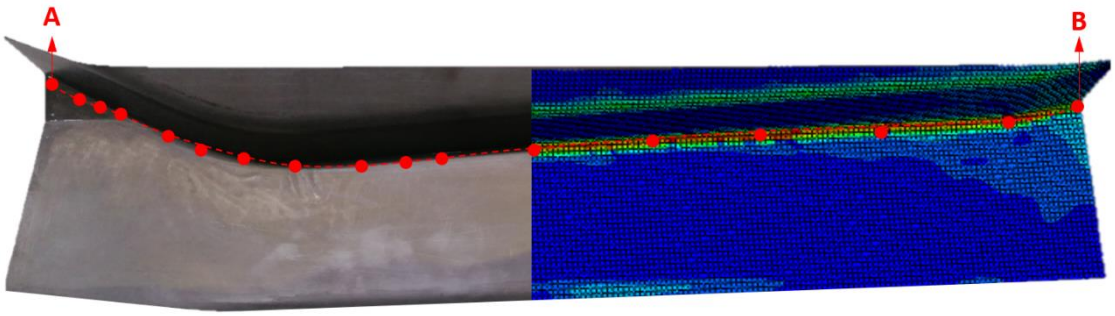
Şekil 11.14 700°C sıcaklıkta 10 dk ve 25 dk kuvvet altında bekletilen örneklerin mikrosertlik grafiği

Kuvvet altında bekleme süresi 10 dk ve 25 dk olan 700°C'de şekillendirilmiş örneklerin mikrosertlik değişimleri Şekil 11.14'te gösterilmiştir. Kuvvet altında bekleme süresinin etkisi için 700°C'de 10 dk ve 25 dk kuvvet altında bekletilen

numunelerde sırasıyla yaklaşık 360 HV ve 440 HV sertlik değerleri elde edilmiştir. Artan bekleme süresinin, sıcaklığa benzer şekilde β geçişi için zaman oluşturması ve oksit tabakasının oluşumunun, bu duruma yol açtığı sonucuna varılmıştır. Sonuçlar mikroyapı ve XRD analizlerde incelenen β faz dönüşümlerine ve TiO_2 oluşumlarına uyumlu olarak elde edilmiştir.

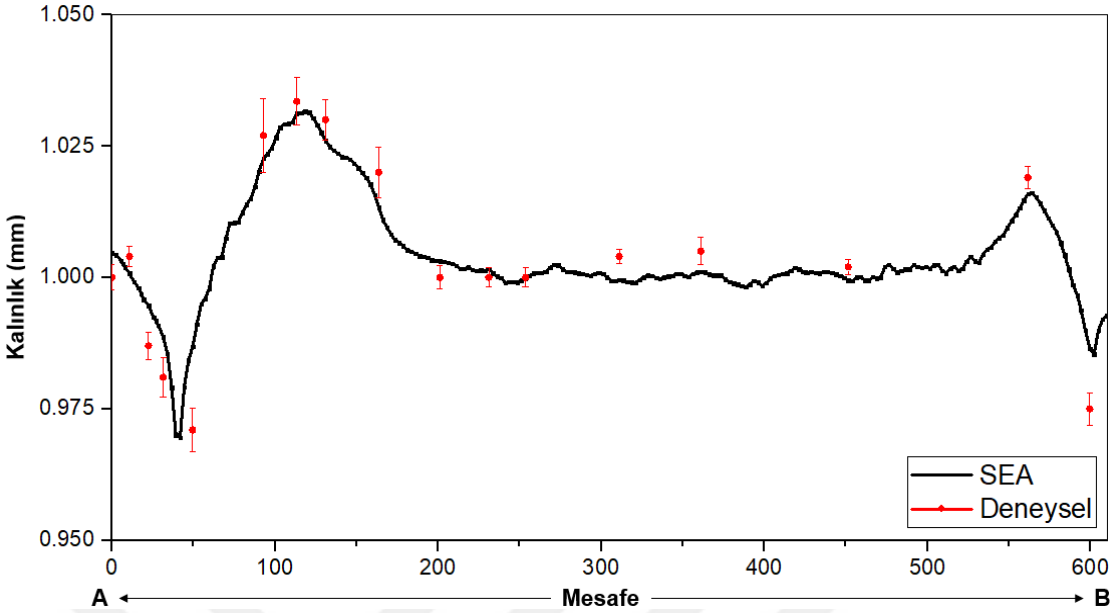
12
DENEY VE SEA SONUÇLARININ KARŞILAŞTIRILMASI

Bu bölüm simülasyon sonuçları ile deneysel sonuçların karşılaştırılmasını ve SEA sonuçlarının doğruluk oranlarını içermektedir. Sıcak pres şekillendirme prosesi ile şekillendirilmiş örneklerle sonlu elemanlar analizi (SEA) simülasyonu sonuçları, nihai örneklerdeki kalınlık değişimi dikkate alınarak gerçekleştirilmiştir. Bu doğrultuda ABAQUS CAE'de tasarlanan modelin sonuçları için belirlenen noktaların kalınlıkları ile deneysel çalışmaların sonucunda üretilen parçaların kalınlıkları karşılaştırılmıştır. Şekil 12.1'de deneysel ve simülasyon son ürün kıyaslaması ve seçilen ölçüm noktaları gösterilmiştir.



Şekil 12.1 Deneysel ve simülasyon sonucunun birleştirilmiş görseli ve ölçüm alınan noktalar

Çalışmalarda kullanılan yüksek sıcaklık, farklı şekil verme hızları ve sac kalınlıkları parametrelerinin sonlu elemanlar analizinde sonuçları alınmış ve boyutsal olarak karşılaştırılmıştır. Boyutsal ölçümler için Şekil 12.1'de gösterilen 17 farklı nokta referans alınmıştır ve ortalama hata yüzdesi bu noktalara göre hesaplanmıştır. Şekil 12.2'de 700°C'de 1 mm kalınlığında 0,5 mm/s hızda şekillendirilmiş parçanın simülasyon ve deneysel sonuçlarının kıyaslandığı grafik verilmiştir.



Şekil 12.2 700°C'de 1 mm kalınlığında 0,5 mm/s hızda şekillendirilmiş parçanın simülasyon ve deneysel sonuçlarının karşılaştırılması

Şekil 12.2'den görülebileceği gibi deneysel sonuçlarla sonlu elemanlar analizi boyutsal sonuçları büyük oranda aynıdır. Farkın yüksek olduğu bölgeler ise deformasyonun daha çok olduğu alanlardır. Sonlu elemanlar analizi sonuçlarının doğruluğunun belirlenmesi adına deneysel sonuçlardan alınan verilerle simülasyon sonuçlarının benzerliği istatiksel olarak da incelenmiştir. Bu doğrultuda ölçüm için seçilen 17 farklı noktanın deneysel ve simülasyon sonuçlarının benzerlikleri yüzdesel olarak hesaplanmıştır. 700°C'de 1 mm kalınlığında 0,5 mm/s hızda şekillendirilmiş numune için ortalama doğruluk oranı %96,9 olarak hesaplanmıştır.

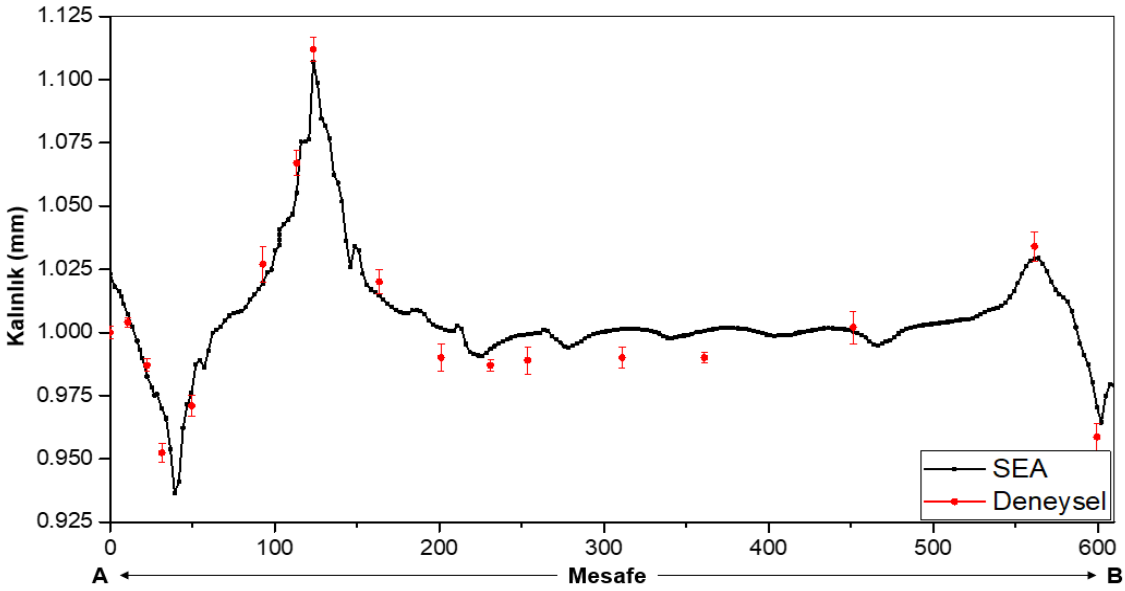
Tablo 12.1'de yüksek sıcaklıklarda farklı şekillendirme hızlarında ve başlangıç kalınlıklarındaki numunelerin deneysel ve simülasyonların boyutsal doğruluk oranları verilmiştir. 700°C'de 0,5 mm/s hızda şekillendirilen 1 mm kalınlığındaki numuneye uygulanan prosedür diğer örneklere de uygulanmıştır. Tabloda açıkça görüldüğü gibi özellikle 700°C proses sıcaklığında yaklaşık %95'lik bir doğruluk oranı ortaya çıkmıştır. 800°C proses sıcaklığında bu oran kısmen düşse dahi bütün simülasyon ve deneylerin ortalama doğruluk oranı %92,73 olarak hesaplanmıştır.

Tablo 12.1 Farklı şekillendirme parametrelerinde deney ve simülasyon doğruluk oranları

Şekillendirme sıcaklığı (°C)	Şekillendirme hızı (mm/s)	Sac kalınlığı (mm)	Deney – SEA doğruluk oranı
700	0,5	1	%96,9
700	1	1	%95,4
700	2	1	%93,7
700	0,5	2	%96,1
700	1	2	%94,8
700	2	2	%93,1
800	0,5	1	%92,2
800	1	1	%91,7
800	2	1	%89,5
800	0,5	2	%91,2
800	1	2	%89,8
800	2	2	%88,4

Boyutsal incelemelerde dikkat edilen en önemli nokta ±%10'luk boyutsal toleranstır. Bu referansla sonlu elemanlar analizi sonuçlarına göre proses sıcaklığının 800°C ve şekil verme hızının 0,5 mm/s olduğu durumda 0,8 ve 1 mm sac örneklerinde kalınlık değişimleri ±%10'luk boyutsal toleransı aşmıştır. Sonlu elemanlar analizinin sonuçlarının doğruluğu açısından özellikle tolerans dışında kalan örneklerin tespiti, analizin performansı açısından kritik öneme sahiptir. Bu sebeple hatalı örneklerin boyutsal ölçüleri ayrıca değerlendirilmiştir.

Şekil 12.3'te 800°C'de 0,5 mm/s hızda şekillendirilmiş 1 mm kalınlığındaki örneğin deneysel ve simülasyon sonucu karşılaştırması grafiği verilmiştir. Hatalı parça için boyutsal doğruluk oranı %92,2 olarak hesaplanmıştır ve özellikle yırtılma ve kırışma tehlikesinin yüksek olduğu noktalarda birbiriyle uyuşan sonuçlara ulaşılmıştır.



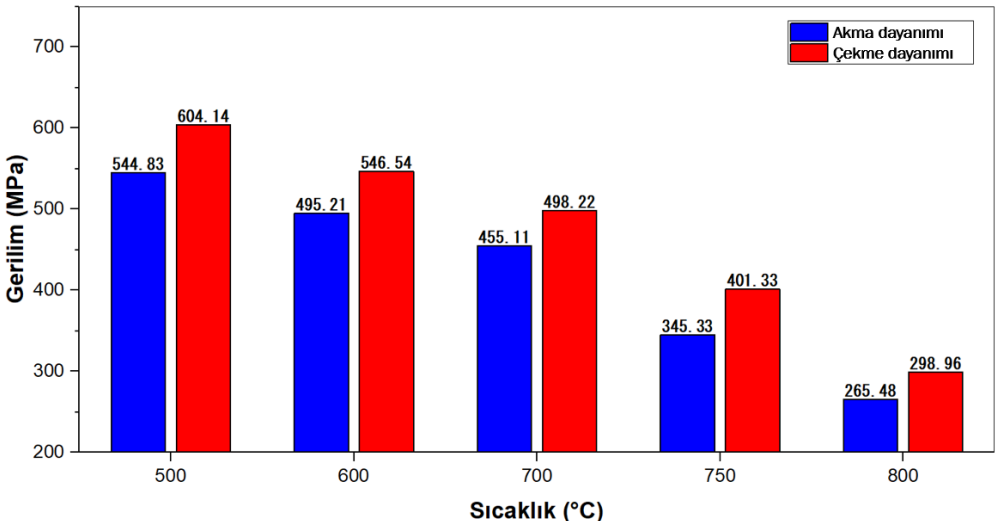
Şekil 12.3 800°C'de 1 mm kalınlığında 0,5 mm/s hızda şekillendirilmiş parçanın simülasyon ve deneysel sonuçlarının karşılaştırılması

13
SONUÇ VE ÖNERİLER

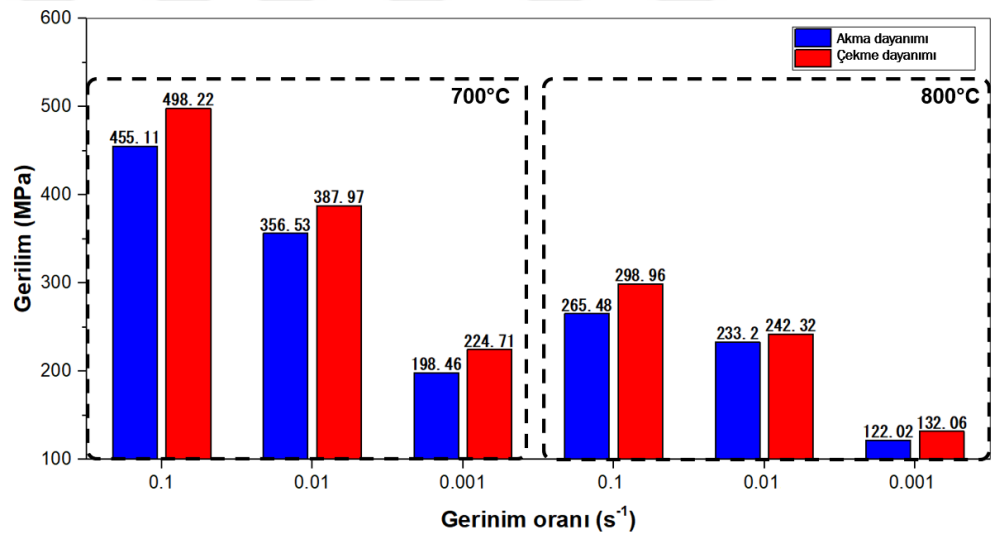
Çeşitli titanyum alaşımları içerisinden Ti-6Al-4V alaşımı, üst düzey termomekanik özellikleri sebebiyle havacılık ve uzay sanayi gibi yüksek performans gereksinimi olan sektörlerde özellikle tercih edilmektedir. Ti-6Al-4V alaşımının yaygın kullanımının sağlanması için sac şekillendirme proseslerinin optimize edilmesi gerekmektedir. Şekillendirme prosesleri üzerine yapılan literatür çalışmalarının soğuk ve süperplastik şekillendirmeye yoğunlaştığı görülmektedir. Her iki yöntemin de dezavantajlarının ortadan kaldırılması için sıcak şekillendirme yönteminin geliştirilmesine ihtiyaç duyulmaktadır. Bu tez çalışmasında Ti-6Al-4V sac metalinin süperplastik sıcaklık altında şekillendirilebilmesi için sıcak pres şekillendirme yöntemi kullanılmış ve optimum proses parametreleri belirlenmiştir. Bu kapsamda belirlenen dört ana başlık altında çalışmalar yürütülmüştür. Dört başlığın genelleştirilmiş sonuçları sıralı şekilde aşağıda verilmiştir:

İlk aşamada çift fazlı Ti-6Al-4V sac malzemesinin karakterizasyon çalışmaları yapılmış, gerçekleştirilen XRF analizi ile malzemenin kimyasal kompozisyonunun uluslararası standartlara uygun olduğu tespit edilmiştir. Ardından 500, 600, 700, 750 ve 800°C sıcaklıklarda 0,1 s^{-1} gerinim oranında, 700, 750 ve 800°C'de ise 0,001, 0,01 ve 0,1 s^{-1} gerinim oranında tek eksenli çekme testleri gerçekleştirilmiştir. Elde edilen sonuçlar, malzeme mukavemetinin deformasyon hızı ve sıcaklık ile doğrudan ilişkili olduğunu ortaya koymuştur. Şekil 13.6'de farklı sıcaklıklarda, sabit gerinim oranında (0,1 s^{-1}) belirlenen akma mukavemeti ve çekme dayanımı değerleri verilmiştir. Artan sıcaklık ile birlikte Ti-6Al-4V malzemesinin akma ve çekme mukavemeti değerlerinin keskin bir şekilde azaldığı ortaya konulmuştur. Benzer şekilde 700°C ve 800°C'de farklı gerinim oranlarından elde edilen mekanik değerler ise Şekil 13.7'de verilmektedir. Sıcaklık artışına

benzer olarak deformasyon hızının da mekanik mukavemeti düşürdüğü görülmektedir.



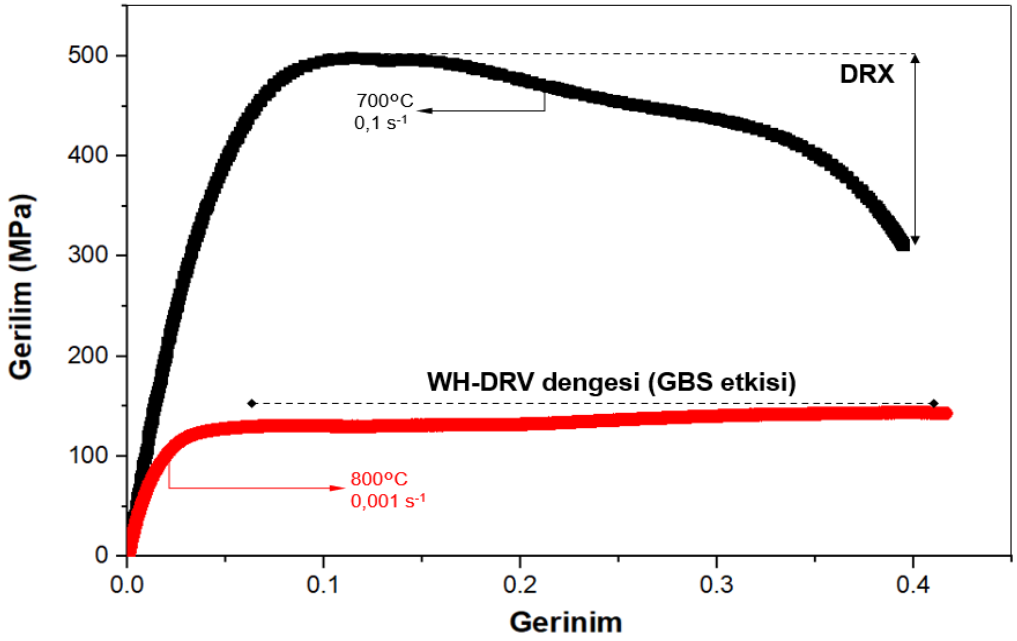
Şekil 13.1 Farklı sıcaklıklarda akma ve çekme mukavemeti değerleri



Şekil 13.2 Farklı gerinim hızlarında akma ve çekme mukavemeti değerleri

Mekanik mukavemet değerlerinin yanı sıra testi gerçekleştirilen örneklerde meydana gelen metalurjik deformasyon mekanizmaları da incelenmiştir. Buna göre 700°C ve 800°C'de 0,001 s^{-1} gerinim oranında elde edilen gerilim-gerinim eğrisinden malzemenin kararlı bir davranış gösterdiği anlaşılmıştır. Bunun sebebinin DRX ve DRV mekanizmalarının dengeye gelerek dislokasyon yoğunluğunun sabit kalmasıdır. Ayrıca artan β fazı ile α/β tane sınırlarının artması ile tane sınırı kayma direncinin düşüşü de buna katkı sağlamıştır. Buna karşın

özellikle 700°C ve altındaki sıcaklıklarda ve 0,1 s^{-1} gerinim oranında test edilen numunelerde tepe gerilimi ardından düşüş yaşanmış DRX mekanizması olarak yorumlanmıştır. Daha açık bir ifade ile, dengeli bir akış davranışı sergileyen 800°C sıcaklıkta 0,001 s^{-1} gerinim oranında test edilen örneğin gerilme değeri artan gerinim ile değişmemektedir. Bunun aksine DRX mekanizmasının devreye girdiği şartlarda ise (700°C, 0,1 s^{-1}) elde edilen pik tepe geriliminin ardından artan gerinim ile birlikte gerilimde düşüş meydana gelmektedir. Şekil 13.3'te her iki durumun karakteristik olarak görüldüğü iki gerilim-gerinim eğrisi verilmiştir.

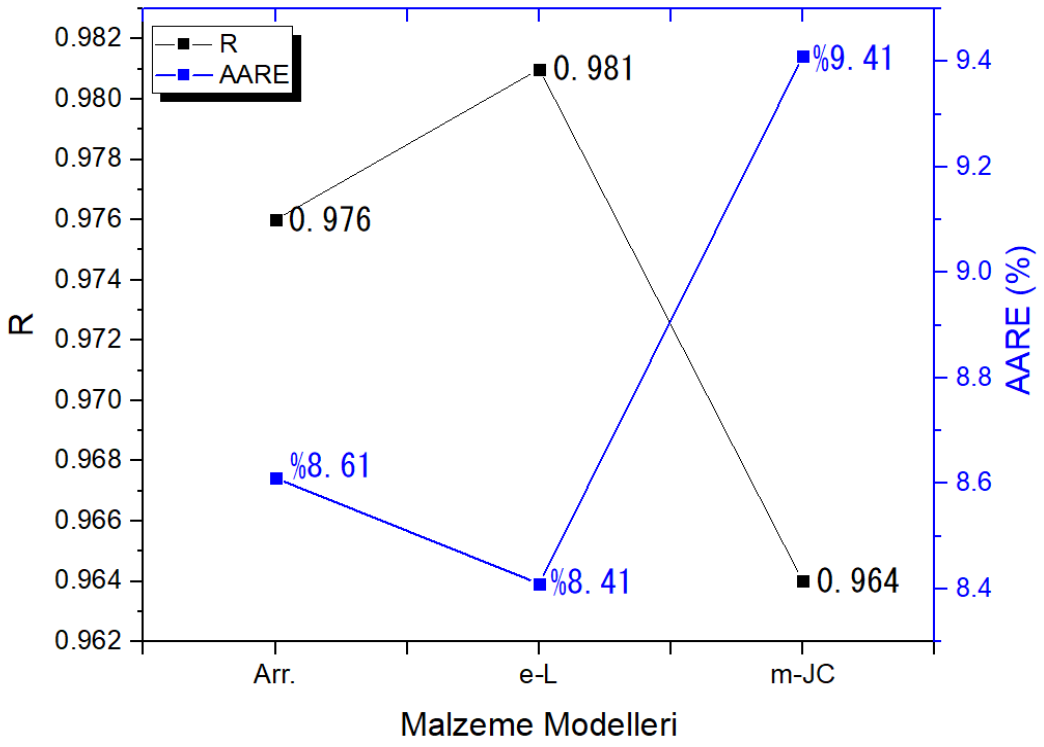


Şekil 13.3 800°C 0,001 s^{-1} ve 700°C 0,1 s^{-1} koşullarında gerilim-gerinim eğrileri

Yüksek sıcaklık çekme testi örnekleri üzerinden yapılan mikroyapısal incelemelerde ise artan sıcaklığın etkisi ile %β faz oranının ve α tane boyutunun arttığı görülmüştür. Başlangıçta %17,3 olan β faz oranı, 0,1 s^{-1} gerinim oranında gerçekleştirilen testlerde 500°C'de β faz oranı %19,12 iken 800°C'de %31,02 değerine ulaşmıştır. 500°C ile 800°C arasında yaklaşık % 62'lik bir β faz oranı artışı hesaplanmıştır. Bu orana benzer şekilde α tane boyutunun 500°C'de 5,34 μm, 800°C'de 9,01 μm olduğu görülmüştür. Numunelerin ısıtılması indüksiyon sistemiyle çok hızlı şekilde yapılabildiği için çekme testi numunelerinin XRD sonuçlarında oksit piklerine rastlanmamıştır. Kırılma yüzeylerinden SEM ile

görüntülenen kırık örneklerinde, sıcaklığın artması ile sünek davranışı destekleyen boşluk sayısının azalarak boyutunun büyüdüğü, akış hatlarının arttığı ve kırık yüzey alanının azaldığı tespit edilmiştir. 800°C'de 0,1 s^{-1} gerinim oranında test edilen numunelerin kırık yüzey alanının 1,12 mm^2 iken 0,001 s^{-1} gerinim oranında test edilenlerde ise 0,34 mm^2 olarak hesaplanmıştır. Özellikle elde edilen kırık yüzey alanı sonuçlarından sünek davranışı tetikleyen bir diğer etkinin sıcaklığın yanı sıra gerinim oranı olduğunu göstermektedir.

Ti-6Al-4V malzemesinin mekanik davranışının matematiksel olarak ifade edilmesini amaçlayan ikinci bölümde modifiye Johnson-Cook, genişletilmiş Ludwik ve Arrhenius modelleri kullanılmıştır. Çalışmamızda fenomenolojik bir model olan genişletilmiş Ludwik denklemi katsayılarını sıcaklığa bağlı olarak birer denklem olarak ele alıp, istatiksel doğruluk oranının yükseltilmesi hedeflenmiştir. Bu doğrultuda Şekil 13.4'te her üç yaklaşım için de hesaplanan R ve AARE değerlerini gösteren grafik verilmiştir. Modelleme çalışmalarından çıkarılan sonuç; e-L ve Arr. modellerinin çalışmaların gerçekleştirildiği sıcaklık aralıkları



Şekil 13.4 Arr., e-L ve m-JC modellerinin R ve AARE değerleri

için Ti-6Al-4V malzemesinin mekanik davranışını güvenilir bir şekilde modelleyebileceği yönündedir.

Çalışmanın üçüncü kısmında ise sıcak pres şekillendirme sisteminin sonlu elemanlar modeli oluşturularak farklı parametrelerde analizler gerçekleştirilmiştir. ABAQUS/Explicit prosedürü ile tanımlanan modelin proses parametreleri olarak 0,5, 1 ve 2 mm/s zımba hızı; 0,8, 1 ve 2 mm sac kalınlığı; 700°C, 750°C ve 800°C deformasyon sıcaklığı seçilmiştir. SEA sonuçlarından artan sıcaklıkla birlikte malzemede oluşan maksimum gerilimin azaldığı görülmüştür. Benzer şekilde artan sıcaklık, parça üzerinde oluşan gerinimi de arttırarak daha fazla şekil değişikliğine sebep olmuştur. Bu sonuçları doğrular şekilde, 0,5 mm/s hızla şekillendirilmiş 1 mm'lik sacların kalınlık değişimlerinde de 800°C'de kalınlaşma etkisi çok daha fazla görülmüştür. 700°C ve 750°C sıcaklıklarda şekillendirilen örnekler ±%10'luk boyutsal tolerans içerisinde çıkarken 800°C'deki numunenin büküm bölgesinin 1,1 mm'yi geçen bir kalınlığa sahip olduğu görülmüştür. Farklı sac kalınlıklarının proses verimine olan etkisi incelendiğinde ise artan sac kalınlığı ile birlikte şekillendirilebilirliğin arttığı anlaşılmıştır. Bunun en net örneği 800°C'de 0,5 mm/s zımba hızında gerçekleştirilen analizlerde 0,8 ve 1 mm'lik iş parçalarında ±%10'luk tolerans sağlanamazken 2 mm'lik numunenin bu toleransa uymasıdır.

Endüstriyel parça imalatının yapıldığı dördüncü ve son bölüm olan çalışmalarda, sıcak pres şekillendirme sisteminde Ti-6Al-4V sac malzemelerinin şekillendirilebilirliği test edilmiş, sonlu elemanlar analizi sonuçları ile geometrik olarak kıyaslanmıştır. Havacılık yapısal parçasının seçildiği çalışmalarda öncelikle uygun şekillendirme tonajının belirlenmesi adına 50, 100 ve 150 ton kuvvetinde denemeler yapılmıştır. Yetersiz yüklemeden dolayı 50 ve 100 ton ile şekillendirilen parçalarda kırışma gözlenmiş, 150 ton kuvvet ise herhangi bir deformasyona sebep olmadığı tespit edilmiştir. Sıcak şekillendirme proses parametrelerinin mikroyapı üzerindeki etkisinin incelenmesi sonucunda ise 700°C'de şekillendirilen örneklerde ortalama %25 β faz oranı bulunurken, sıcaklığın 800°C olduğu şekillendirilmiş örneklerde yaklaşık %29 β faz oranı hesaplanmıştır. Çalışmalarda kullanılan hız aralıklarının faz oranlarına doğrudan

bir etkisinin olmadığı görülmekle birlikte, kuvvet altında bekleme süresinin de mikroyapıya olan etkisi incelenmiştir. 700°C'de 0,5 mm/s hızın kullanıldığı şekillendirme çalışmalarında 10 dk ve 25 dk'lık bekleme süreleri ile söz konusu parametre test edilmiştir. Bu denemelerde 25 dk kuvvet altında kalan iş parçasının %29,8 β faz oranına eriştiği tespit edilmiştir. Sonuç olarak elde edilen mikroyapı incelemelerinden, α/β faz oranına etki eden temel parametrelerin sıcaklık ve pres altında bekleme süresi olduğu görülmüştür. Bu sonuç, sıcak çekme testi uygulanan numunelerin mikroyapısal incelemelerinden elde edilen veriler ile uyumludur. Ayrıca, endüstriyel boyutta imal edilen nihai parçalar yüzey sertlik değerleri ve faz yapıları itibariyle de incelenmiştir. XRD sonuçlarından 800°C'de şekillendirilen örneklerle 700°C'de şekillendirilmesine rağmen 25 dk pres altında bekletilen örnekte oksit pikleri net şekilde görülmektedir. Oksit tabakasının varlığı nihai parçanın performansını düşüreceğinden, şekillendirilen parçalarda oksit tabaka varlığı istenmemektedir. 700°C'de şekillendirilen örneklerde ise istenmeyen herhangi bir pik görülmemiştir. XRD sonuçlarında oksit piklerinin belirgin olduğu denemelerin yüzey mikrosertlik değerlerinin de diğer örneklere göre daha yüksek olduğu tespit edilmiştir. 0,5 mm/s deformasyon hızı ile 700°C'de şekillendirilen örneklerin 300-350 HV aralığında, 800°C'de ise 450–520 HV aralığında sertlik değerlerine sahip olduğu görülmüştür. Yine sertliği etkileyen temel bir faktörün kuvvet altında bekleme süresi olduğu anlaşılmıştır. Bu kapsamda 700°C'de şekillendirilen çalışmalarda kuvvet altında 10 dk beklenmesi örneklerin yüzey sertliğinin 360 HV, 25 dk bekletilen örneklerin yüzey sertliğinin ise 440 HV olduğu belirlenmiştir. XRD ve mikrosertlik analizlerinden oksit piki olduğu sonucuna varılan örneklerin görsel incelemelerinde de yüzeyin homojen görüntüsünü kaybettiğini gösteren renkli bir tabakanın varlığı tespit edilmiştir.

Endüstriyel parça imalatı çalışmalarının son kısmı ise şekillendirilmiş numunelerin sac kalınlıklarının ölçülmesidir. Bunun için numunelerin en çok deforme olan bölgelerinden bir doğrultu seçilmiş, bu doğrultuda farklı noktalardan ölçümler alınmıştır. Kabul/red kriteri olarak başlangıç kalınlığından ±%10'luk bir boyutsal tolerans referans alınmıştır. Yapılan ölçümler hem kabul edilmeyecek parçaların tespitinde hem de sonlu elemanlar analizi sonuçlarının doğruluk oranının

belirlenmesinde kullanılmıştır. 0,8 mm ve 1 mm kalınlığa sahip iş parçalarının 800°C'de 0,5 mm/s zımba hızında şekillendirilmeleri sonucunda büküm bölgelerinde güvenilir seviyenin üstünde bir kalınlaşma olduğu tespit edilmiştir. SEA sac kalınlığı sonuçlarının deneysel sonuçlarla kıyaslanması sonucunda ise 700°C'lik çalışmalarda SEA %95 oranında benzer sonuç verirken, 800°C'lik çalışmalarda SEA %92,73 oranında deneysel verilerle benzer bulunmuştur.

Bütün sonuçların değerlendirilmesi ile çalışmada önerilen sıcak pres şekillendirme prosesinde Ti-6Al-4V saclar için parametre optimizasyonu sağlanmıştır. 800°C'deki çalışmalarda 2 mm/s zımba hızında istenilen geometrik hassasiyete sahip ürünler elde edilebilse dahi yüzeyde oluşan oksit tabaka bu parçaların kullanımını engellemektedir. Oksit tabakası XRD analizi ve mikrosertlik ölçümleri ile ortaya konmuştur. Bu sebeple proses sıcaklığı olarak 700°C kullanılmalıdır. Şekillendirme kuvvetinin düşük olması durumunda ise özellikle düşük kalınlığa sahip örneklerde kırışma tespit edilmiştir. Söz konusu havacılık yapısal parçası için 150 metrik tonluk şekillendirme kuvvetinin uygun olduğu görülmüştür. Pres altında bekleme süresinin 25 dk olması durumunda ise β faz oranının diğer örneklere kıyasla daha yüksek olduğu ve yüzeyde oksit tabakasının oluştuğu belirlenmiştir. Bu sonuca göre 10 dk'lık bekleme süresinin yeterli olduğu sonucuna varılmıştır. Geometrik tolerans, yüzey kalitesi ve faz yapısının istenilen değerlerde olabilmesi için optimum proses parametreleri, her zımba hızı için 700°C deformasyon sıcaklığı, 150 metrik ton şekillendirme kuvveti ve 10 dk kuvvet altında bekleme süresi olarak belirlenmiştir.

KAYNAKÇA

[1] V. N. Moiseyev, *Titanium Alloys: Russian Aircraft and Aerospace Applications*. Taylor & Francis, 2006.

[2] M. P. Christoph Leyens, *Titanium and titanium alloys*. Viley-VCH, 2018.

[3] B. P. Bewlay, S. Nag, A. Suzuki, and M. J. Weimer, "TiAl alloys in commercial aircraft engines," *Mater. High Temp.*, vol. 33, no. 4–5, pp. 549–559, 2016, doi: 10.1080/09603409.2016.1183068.

[4] J. C. Williams and R. R. Boyer, "Opportunities and issues in the application of titanium alloys for aerospace components," *Metals (Basel).*, vol. 10, no. 6, 2020, doi: 10.3390/met10060705.

[5] Y. Zheng, "Nucleation Mechanisms of Refined Alpha Microstructure in Beta Titanium Alloys," The Ohio State University, 2013.

[6] W. Ahmed, A. Elhissi, M. J. Jackson, and E. Ahmed, *Precision machining of medical devices*. Elsevier Masson SAS., 2012.

[7] S. . Salihua, Y. I. Suleiman, and I. Eyinavi, "Classification, Properties and Applications of titanium and its alloys used in automotive industry- A Review," *Am. J. Eng. Res.*, vol. 8, no. 8, pp. 92–98, 2019.

[8] M. Qian, W. Xu, M. Brandt, and H. P. Tang, "Additive manufacturing and postprocessing of Ti-6Al-4V for superior mechanical properties," *MRS Bull.*, vol. 41, no. 10, pp. 775–783, 2016, doi: 10.1557/mrs.2016.215.

[9] D. F. Walczyk and S. Vittal, "Bending of titanium sheet using laser forming," *J. Manuf. Process.*, vol. 2, no. 4, pp. 258–269, 2000, doi: 10.1016/S1526-6125(00)70027-2.

[10] V. Oleksik, T. Trzepieciński, M. Szpunar, Ł. Chodoła, D. Ficek, and I. Szczęsny, "Single-point incremental forming of titanium and titanium alloy sheets," *Materials (Basel).*, vol. 14, no. 21, pp. 1–36, 2021, doi: 10.3390/ma14216372.

[11] I. Journal, A. Mahyuddin, P. Baggio, and D. H. Nimbalkar, "International Journal of Engineering Review of Incremental Forming of Sheet Metal Components."

[12] H. Wang, W. Wang, R. Zhai, R. Ma, J. Zhao, and Z. Mu, "Constitutive equations for describing the warm and hot deformation behavior of 20Cr2Ni4A alloy steel," *Metals (Basel).*, vol. 10, no. 9, pp. 1–30, 2020, doi: 10.3390/met10091169.

[13] Y. Q. Jiang, Y. C. Lin, G. D. Pang, D. G. He, and N. Kotkunde, "Constitutive Model and Processing Maps for a Ti-55511 Alloy in β Region," *Adv. Eng. Mater.*, vol. 22, no. 2, pp. 1–9, 2020, doi: 10.1002/adem.201900930.

[14] Z. Ma *et al.*, "Constitutive equation and hot processing map of Mg-16Al magnesium alloy bars," *Materials (Basel).*, vol. 13, no. 14, 2020, doi:

10.3390/ma13143107.

[15] L. Niu, Q. Zhang, B. Wang, B. Han, H. Li, and T. Mei, “A modified Hansel-Spittel constitutive equation of Ti-6Al-4V during cogging process,” *J. Alloys Compd.*, vol. 894, p. 162387, 2022, doi: 10.1016/j.jallcom.2021.162387.

[16] H. Zhan, G. Wang, D. Kent, and M. Dargusch, “Constitutive modelling of the flow behaviour of a β titanium alloy at high strain rates and elevated temperatures using the Johnson-Cook and modified Zerilli-Armstrong models,” *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 612, pp. 71–79, 2014, doi: 10.1016/j.msea.2014.06.030.

[17] G. Kang, Y. Dong, Y. Liu, and H. Jiang, “Macroscopic and microscopic investigations on uniaxial ratchetting of two-phase Ti-6Al-4V alloy,” *Mater. Charact.*, vol. 92, pp. 26–35, 2014, doi: 10.1016/j.matchar.2014.02.014.

[18] M. Tarfaoui, M. Nachtane, and H. Boudounit, “Finite Element Analysis of Composite Offshore Wind Turbine Blades under Operating Conditions,” *J. Therm. Sci. Eng. Appl.*, vol. 12, no. 1, pp. 1–11, 2020, doi: 10.1115/1.4042123.

[19] W. K. Liu, S. Li, and H. S. Park, “Eighty Years of the Finite Element Method: Birth, Evolution, and Future,” *Arch. Comput. Methods Eng.*, vol. 29, no. 6, pp. 4431–4453, 2022, doi: 10.1007/s11831-022-09740-9.

[20] H. Reza Rezaie, H. Beigi Rizi, M. M. Rezaei Khamseh, and A. Öchsner, “Application of the Finite Element Method in Dentistry,” *Adv. Struct. Mater.*, vol. 123, pp. 211–224, 2020, doi: 10.1007/978-3-030-48931-1_7.

[21] S. S. Rao, *The Finite Element Method in Engineering*, Sixth Edit. Butterworth-Heinemann, 2017.

[22] E. L. Odenberger, R. Pederson, and M. Oldenburg, “Finite element modeling and validation of springback and stress relaxation in the thermo-mechanical forming of thin Ti-6Al-4V sheets,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 104, no. 9–12, pp. 3439–3455, 2019, doi: 10.1007/s00170-019-04071-9.

[23] M. A. Wahed, A. K. Gupta, V. S. R. Gadi, K. Supradeepan, S. K. Singh, and N. Kotkunde, “Parameter optimisation in V-bending process at elevated temperatures to minimise spring back in Ti-6Al-4V alloy,” *Adv. Mater. Process. Technol.*, vol. 6, no. 2, pp. 430–444, 2020, doi: 10.1080/2374068X.2020.1728651.

[24] R. Ramadass, S. Sambasivam, and K. Thangavelu, “Selection of optimal parameters in V-bending of Ti-Grade 2 sheet to minimize springback,” *J. Brazilian Soc. Mech. Sci. Eng.*, vol. 41, no. 1, pp. 1–11, 2019, doi: 10.1007/s40430-018-1521-x.

[25] X. ming Yang, L. ming Dang, Y. qi Wang, J. Zhou, and B. yu Wang, “Springback prediction of TC4 titanium alloy V-bending under hot stamping condition,” *J. Cent. South Univ.*, vol. 27, no. 9, pp. 2578–2591, 2020, doi: 10.1007/s11771-020-4483-y.

[26] C. S. Aydogan, H. A. Hatipoglu, and O. Keles, “Springback prediction of CP2 titanium sheets in hydroforming with membrane diaphragm process with finite element method,” *MATEC Web Conf.*, vol. 190, p. 09002, 2018, doi: 10.1051/matecconf/201819009002.

[27] Rahul, S. Datta, B. B. Biswal, and S. S. Mahapatra, “Machinability analysis of Inconel 601, 625, 718 and 825 during electro-discharge machining: On evaluation of optimal parameters setting,” *Meas. J. Int. Meas. Confed.*, vol. 137, pp. 382–400, 2019, doi: 10.1016/j.measurement.2019.01.065.

[28] D. G. He *et al.*, “Microstructural evolution and support vector regression model for an aged Ni-based superalloy during two-stage hot forming with stepped strain rates,” *Mater. Des.*, vol. 154, pp. 51–62, 2018, doi: 10.1016/j.matdes.2018.05.022.

[29] H. Ali, H. Ghadbeigi, and K. Mumtaz, “Processing Parameter Effects on Residual Stress and Mechanical Properties of Selective Laser Melted Ti6Al4V,” *J. Mater. Eng. Perform.*, vol. 27, no. 8, pp. 4059–4068, 2018, doi: 10.1007/s11665-018-3477-5.

[30] O. M. Badr, B. Rolfe, P. Hodgson, and M. Weiss, “Forming of high strength titanium sheet at room temperature,” *Mater. Des.*, vol. 66, no. PB, pp. 618–626, 2015, doi: 10.1016/j.matdes.2014.03.008.

[31] M. Nastran and K. Kuzman, “Some comments on cold forming process stability analysis,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 133, no. 1–2, pp. 166–173, 2003, doi: 10.1016/S0924-0136(02)00227-3.

[32] R. Zafar, L. Lihui, Z. Rongjing, and W. Shaohua, “Formability analysis of Fiber Metal Laminates using rubber sheet and forming techniques,” *Proc. 2014 11th Int. Bhurban Conf. Appl. Sci. Technol. IBCAST 2014*, pp. 44–47, 2014, doi: 10.1109/IBCAST.2014.6778118.

[33] R. S. Mbakop, G. Lebrun, and F. Brouillette, “Experimental analysis of the planar compaction and preforming of unidirectional flax reinforcements using a thin paper or flax mat as binder for the UD fibers,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 109, pp. 604–614, 2018, doi: 10.1016/j.compositesa.2018.03.036.

[34] S. Gothivarekar, S. Coppieters, A. Van de Velde, and D. Debruyne, “Advanced FE model validation of cold-forming process using DIC: Air bending of high strength steel,” *Int. J. Mater. Form.*, vol. 13, no. 3, pp. 409–421, 2020, doi: 10.1007/s12289-020-01536-1.

[35] K. Kuzman, “Problems of accuracy control in cold forming,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 113, no. 1–3, pp. 10–15, 2001, doi: 10.1016/S0924-0136(01)00688-4.

[36] E. O. Ezugwu, J. Bonney, and Y. Yamane, “An overview of the machinability of aeroengine alloys,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 134, no. 2, pp. 233–253, 2003, doi: 10.1016/S0924-0136(02)01042-7.

[37] M. H. Yoo, J. R. Morris, K. M. Ho, and S. R. Agnew, “Nonbasal deformation

modes of HCP metals and alloys: Role of dislocation source and mobility," *Metall. Mater. Trans. A Phys. Metall. Mater. Sci.*, vol. 33, no. 3, pp. 813–822, 2002, doi: 10.1007/s11661-002-0150-1.

[38] Y. Sun, K. Wang, D. J. Politis, G. Chen, and L. Wang, "An experimental investigation on the ductility and post-form strength of a martensitic steel in a novel warm stamping process," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 275, no. July 2019, p. 116387, 2020, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2019.116387.

[39] S. Pandre, A. Morchhale, N. Kotkunde, and S. K. Singh, "Influence of processing temperature on formability of thin-rolled DP590 steel sheet," *Mater. Manuf. Process.*, vol. 35, no. 8, pp. 901–909, 2020, doi: 10.1080/10426914.2020.1743854.

[40] K. S. Pandya, C. C. Roth, and D. Mohr, "Strain rate and temperature dependent fracture of aluminum alloy 7075: Experiments and neural network modeling," *Int. J. Plast.*, vol. 135, no. September 2019, p. 102788, 2020, doi: 10.1016/j.ijplas.2020.102788.

[41] X. Li *et al.*, "High strength and large ductility of a fine-grained Al–Mg alloy processed by high strain rate hot rolling and cold rolling," *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 787, no. January, p. 139481, 2020, doi: 10.1016/j.msea.2020.139481.

[42] V. Velay, H. Matsumoto, L. Sasaki, and V. Vidal, "Investigation of the mechanical behaviour of Ti-6Al-4V alloy under hot forming conditions: Experiment and modelling," *Materwiss. Werksttech.*, vol. 45, no. 9, pp. 847–853, 2014, doi: 10.1002/mawe.201400293.

[43] Z. X. Zhang, S. J. Qu, A. H. Feng, J. Shen, and D. L. Chen, "Hot deformation behavior of Ti-6Al-4V alloy: Effect of initial microstructure," *J. Alloys Compd.*, vol. 718, pp. 170–181, 2017, doi: 10.1016/j.jallcom.2017.05.097.

[44] T. Seshacharyulu, S. C. Medeiros, W. G. Frazier, and Y. V. R. K. Prasad, "Hot working of commercial Ti-6Al-4V with an equiaxed α-β microstructure: Materials modeling considerations," *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 284, no. 1–2, pp. 184–194, 2000, doi: 10.1016/s0921-5093(00)00741-3.

[45] Y. Zong, P. Liu, B. Guo, and D. Shan, "Springback evaluation in hot v-bending of Ti-6Al-4V alloy sheets," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 76, no. 1–4, pp. 577–585, 2014, doi: 10.1007/s00170-014-6190-z.

[46] V. Velay *et al.*, "Hot forming process analysis of Ti6Al-4V alloy: Experiment, behaviour modelling and finite element simulation," *Mater. Sci. Forum*, vol. 838–839, pp. 183–189, 2016, doi: 10.4028/www.scientific.net/MSF.838-839.183.

[47] Y. Q. Jiang, Y. C. Lin, X. Y. Jiang, D. G. He, X. Y. Zhang, and N. Kotkunde, "Hot tensile properties, microstructure evolution and fracture mechanisms of Ti-6Al-4V alloy with initial coarse equiaxed phases," *Mater. Charact.*, vol. 163, no. October 2019, p. 110272, 2020, doi: 10.1016/j.matchar.2020.110272.

[48] J. Sieniawski, “Superplasticity in titanium alloys,” *J. Achiev. Mater. Manuf. Eng.*, vol. 24, no. 1, pp. 123–130, 2007.

[49] B. Yan, N. Kong, J. Zhang, and H. Li, “High temperature formability of Ti-4Al-2V titanium alloy under hot press forming process,” *Mater. Res. Express*, vol. 6, no. 12, 2019, doi: 10.1088/2053-1591/ab539b.

[50] J. W. and O. D. S. T.G. Nieh, *Superplasticity in metals and ceramics*. Cambridge University Press, 1997.

[51] O. Okman, M. Özmen, H. Huwiler, and A. E. Tekkaya, “Free forming of locally heated specimens,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 47, no. 7–8, pp. 1197–1205, 2007, doi: 10.1016/j.ijmachtools.2006.08.022.

[52] M. Patil, P. K. Jain, and R. K. Choubey, “Influence of Coil Shapes on Temperature Distribution in Induction Heating Process,” *2nd Int. Conf. Sustain. Mater. Manuf. Renew. Technol.*, vol. 2022, no. xxxx, 2021, doi: 10.1016/j.matpr.2022.08.376.

[53] F. Ozturk and I. Kacar, “10 Hot Stamping,” 2020.

[54] R. Muvunzi, D. Hagedorn-Hansen, S. Matope, X. Madyibi, C. B. Swart, and M. Nagel, “Industry case study: process chain for manufacturing of a large hybrid hot stamping tool with conformal cooling channels,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 110, no. 7–8, pp. 1723–1730, 2020, doi: 10.1007/s00170-020-05992-6.

[55] Q. Sirvin, V. Velay, R. Bonnaire, and L. Penazzi, “Mechanical behavior and modelisation of Ti-6Al-4V titanium sheet under hot stamping conditions,” *AIP Conf. Proc.*, vol. 1896, 2017, doi: 10.1063/1.5007973.

[56] C. Cheng, Z. Chen, H. E. Li, X. Wang, S. Zhu, and Q. Wang, “Vacuum superplastic deformation behavior of a near-α titanium alloy TA32 sheet,” *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 800, no. August 2020, p. 140362, 2021, doi: 10.1016/j.msea.2020.140362.

[57] T. Yasmeen, Z. Shao, L. Zhao, P. Gao, J. Lin, and J. Jiang, “Constitutive modeling for the simulation of the superplastic forming of TA15 titanium alloy,” *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 164, no. September, 2019, doi: 10.1016/j.ijmecsci.2019.105178.

[58] A. O. Mosleh, A. V. Mikhaylovskaya, A. D. Kotov, and J. S. Kwame, “Experimental, modelling and simulation of an approach for optimizing the superplastic forming of Ti-6%Al-4%V titanium alloy,” *J. Manuf. Process.*, vol. 45, no. July, pp. 262–272, 2019, doi: 10.1016/j.jmapro.2019.06.033.

[59] E. Alabort *et al.*, “Alloys-by-design: Application to titanium alloys for optimal superplasticity,” *Acta Mater.*, vol. 178, pp. 275–287, 2019, doi: 10.1016/j.actamat.2019.07.026.

[60] L. Ma, M. Wan, W. Li, J. Shao, X. Han, and J. Zhang, “On the superplastic deformation mechanisms of near-α TNW700 titanium alloy,” *J. Mater. Sci. Technol.*, vol. 108, pp. 173–185, 2022, doi: 10.1016/j.jmst.2021.08.065.

[61] I. V. Ratochka, E. V. Naydenkin, I. P. Mishin, O. N. Lykova, and O. V. Zabudchenko, “Low-temperature superplasticity of ultrafine-grained near β titanium alloy,” *J. Alloys Compd.*, vol. 891, p. 161981, 2022, doi: 10.1016/j.jallcom.2021.161981.

[62] L. Ma, M. Wan, W. Li, J. Shao, X. Bai, and J. Zhang, “Superplastic deformation mechanical behavior and constitutive modelling of a near-α titanium alloy TNW700 sheet,” *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 817, no. December 2020, p. 141419, 2021, doi: 10.1016/j.msea.2021.141419.

[63] T. Yasmeen, B. Zhao, J. H. Zheng, F. Tian, J. Lin, and J. Jiang, “The study of flow behavior and governing mechanisms of a titanium alloy during superplastic forming,” *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 788, no. April, p. 139482, 2020, doi: 10.1016/j.msea.2020.139482.

[64] A. M. Russell and K. L. Lee, *STRUCTURE – PROPERTY RELATIONS IN NONFERROUS METALS*. A John Wiley & Sons Inc. Publication, 2005.

[65] S. Gialanella and A. Malandruccolo, *Aerospace Alloys*. 2020.

[66] N. Balaban, “Titanyum Ve Alaşımlarının Biyouyumluluklarının İncelenmesi,” İstanbul Teknik Üniversitesi, 2007.

[67] J. C. W. Gerd Lütjering, *Engineering Materials and Processes (EMP) - Titanium*. Springer US, 2003.

[68] J. D. Beal, R. Boyer, and D. Sanders, “Forming of Titanium and Titanium Alloys,” *Metalwork. Sheet Form.*, vol. 14, pp. 656–669, 2018, doi: 10.31399/asm.hb.v14b.a0005146.

[69] F. Campbell, *Manufacturing Technology for Aerospace Structural Materials*. 2006.

[70] D. King, C. Carey, and O. Inderwildi, “Advanced aerospace materials : past , present and future Since Orville and Wilbur Wright first decided to power their Flyer with a,” *Aviat. Environ.*, no. January 2009, pp. 22–27, 2009.

[71] G. M. and N. R. M. Sudhagara Rajan Soundararajan, Jithin Vishnu, *Processing of Beta Titanium Alloys for Aerospace and Biomedical Applications*. IntechOpen, 2018.

[72] S. L. S. Joseph R. Davis, “ASM Metals Handbook, Vol. 14: Forming and Forging,” American Society for Metals.

[73] “Standard Specification for Unalloyed Titanium, for Surgical Implant Applications (UNS R50250, UNS R50400, UNS R50550, UNS R50700),” *ASTM F67-13*, 2017.

[74] Ç. Güner, “Ti-6al-4v sacların mikroyapı değişimi ve geri yaylanma davranışının incelenmesi,” Bursa Uludağ Üniversitesi, 2019.

[75] C. Ensarioğlu, “Titanyum ve alaşımlarının işlenebilirlik etüdü- Bölüm I,” Uludağ Üniversitesi, 2005.

[76] O. Kılıç, “Ti-6Al-4V alaşımının işlenmesinde farklı soğutma sistemlerinin

takım ömrü ve yüzey kalitesi üzerinde etkilerinin araştırılması," Afyon Kocatepe Üniversitesi, Afyon, Türkiye, 2019.

[77] C. Veiga, A. J. R. Loureiro, and J. P. Davim, "Properties and applications of titanium alloys," *Rev. Adv. Mater. Sci.*, vol. 32, p. s. 133-148, 2012.

[78] C. L. and M. Peters, *Titanium and Titanium Alloys-Fundamentals and Applications*. WILEY-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, Weinheim, 2003.

[79] M. M. Attallah *et al.*, "Microstructural and residual stress development due to inertia friction welding in Ti-6246," *Metall. Mater. Trans. A Phys. Metall. Mater. Sci.*, vol. 43, no. 9, pp. 3149–3161, 2012, doi: 10.1007/s11661-012-1116-6.

[80] P. J. Bania, "Beta titanium alloys and their role in the titanium industry," *J. Miner. Met. Mater. Soc.*, vol. 46, no. 7, pp. 16–19, 1994, doi: 10.1007/BF03220742.

[81] L. Chen, Y. Cui, and L. Zhang, "Recent Development in Beta Titanium Alloys for," 2020.

[82] M. Grujicic and C. P. Narayan, "A study of $\beta \rightarrow \alpha''$ martensitic transformation volume change in TiAlV alloys," *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 151, no. 2, pp. 217–226, 1992, doi: 10.1016/0921-5093(92)90210-R.

[83] F. Memu, "Katmanlı imalat yöntemiyle üretilmiş Ti-6Al-4V alaşımının mekanik özelliklerinin incelenmesi," TOBB Ekonomi ve Teknoloji Üniversitesi, 2019.

[84] Y. Oshida, "Materials Classification," *Biosci. Bioeng. Titan. Mater.*, pp. 9–34, 2013, doi: 10.1016/b978-0-444-62625-7.00002-9.

[85] L. Li, L. Zhao, Z. Y. Li, L. Feng, and X. Bai, "Surface characteristics of Ti-6Al-4V by SiC abrasive-mixed EDM with magnetic stirring," *Mater. Manuf. Process.*, vol. 32, no. 1, pp. 83–86, 2017, doi: 10.1080/10426914.2016.1151043.

[86] W. Z. Jan Sieniawski, Ed., *Titanium Alloys - Advances in Properties Control*. 2013.

[87] Mateusz Kopec, "Hot stamping of titanium alloys," Imperial College London, London SW7 2AZ U.K., 2020.

[88] T. Saraçyakupoğlu, "Bir Gaz Türbin Motoru Kompresör PalesininTi6Al4V Alaşımından Eklemeli Üretim Yöntemi ile İmalatı ve Boyutsal Doğrulaması," *Mühendis ve Makina*, vol. 62, no. 702, pp. 151–179, 2021, doi: 10.46399/muhendismakina.865357.

[89] G. P. Sutton, "History of liquid propellant rocket engines in the United States," *J. Propuls. Power*, vol. 19, no. 6, pp. 978–1007, 2003, doi: 10.2514/2.6942.

[90] I. T. A. (ITA), "Titanium usa 2018," *34Th Annu. Int. Conf. Exhib.*, pp. 1–40, 2018, [Online]. Available: https://cdn.ymaws.com/titanium.org/resource/resmgr/02_jens_folder/tit

anium_usa_2018_executive_.pdf.

[91] N. A. Ikuhiro INAGAKI*, Tsutomu TAKECHI, Yoshihisa SHIRAI, “Application and Features of Titanium for the Aerospace Industry,” no. 106, 2014.

[92] Z. Liu, B. He, T. Lyu, and Y. Zou, “A Review on Additive Manufacturing of Titanium Alloys for Aerospace Applications: Directed Energy Deposition and Beyond Ti-6Al-4V,” *Jom*, vol. 73, no. 6, pp. 1804–1818, 2021, doi: 10.1007/s11837-021-04670-6.

[93] F. H. F. Bhaskar Dutta, *Additive Manufacturing of Titanium Alloys, State of the Art, Challenges, and Opportunities*. Elsevier, 2016.

[94] P. Singh, H. Pungotra, and N. S. Kalsi, “On the characteristics of titanium alloys for the aircraft applications,” *Mater. Today Proc.*, vol. 4, no. 8, pp. 8971–8982, 2017, doi: 10.1016/j.matpr.2017.07.249.

[95] M.J. Donachie, *Titanium: A Technical Guide, 2nd Edition*. ASM International, 2000.

[96] C. W. Hsu, A. G. Ulsoy, and M. Y. Demeri, “Development of process control in sheet metal forming,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 127, no. 3, pp. 361–368, 2002, doi: 10.1016/S0924-0136(02)00321-7.

[97] Sebastijan Jurendic and S. Gaiani, “Numerical simulation of cold forming of [alpha]-titanium alloy sheets,” *Stroj. Vestn. - J. Mech. Eng.*, vol. 59, no. 3, 2013.

[98] F. Ozturk, R. E. Ece, N. Polat, and A. Koksal, “Effect of warm temperature on springback compensation of titanium sheet,” *Mater. Manuf. Process.*, vol. 25, no. 9, pp. 1021–1024, 2010, doi: 10.1080/10426914.2010.492056.

[99] A. Abdul Ghafar, A. B. Abdullah, and J. I. Mahmood, “Experimental and numerical prediction on square cup punch–die misalignment during the deep drawing process,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 113, no. 1–2, pp. 379–388, 2021, doi: 10.1007/s00170-021-06595-5.

[100] G. SANA, “Titanium Sheet Hot Forming in the Aerospace Industry,” *MATEC Web Conf.*, vol. 321, p. 04020, 2020, doi: 10.1051/matecconf/202032104020.

[101] F. H. Froes, “Titanium - Physical Metallurgy, Processing, and Applications,” *ASM Int.*, pp. 75–94, 2015.

[102] M. Kopec, K. Wang, D. J. Politis, Y. Wang, L. Wang, and J. Lin, “Formability and microstructure evolution mechanisms of Ti6Al4V alloy during a novel hot stamping process,” *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 719, pp. 72–81, 2018, doi: 10.1016/j.msea.2018.02.038.

[103] F. Vollertsen and K. Lange, “Enhancement of drawability by local heat treatment,” *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 47, no. 1, pp. 181–184, 1998, doi: 10.1016/s0007-8506(07)62813-3.

[104] H. Karbasian and A. E. Tekkaya, “A review on hot stamping,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 210, no. 15, pp. 2103–2118, 2010, doi:

10.1016/j.jmatprotec.2010.07.019.

[105] S. L. Semiatin, “ASM Handbook Vol. 14b: Metalworking: Sheet Forming,” *ASM Int.*, vol. 14, p. 924, 2006, [Online]. Available: http://www.amazon.co.uk/ASM-Handbook-Vol-14b-Metalworking/dp/0871707101.

[106] F. Ö. Remzi Ecmel Ece, “Elektrik akımı ile ısıtma yönteminin sıcak sac şekillendirme uygulamalarında kullanımının incelenmesi,” *2. Ulus. Tasarım İmalat ve Anal. Kongresi*, pp. 303–312, 2010.

[107] T. Maeno, M. Tomobe, K. I. Mori, and Y. Ikeda, “Hot stamping of titanium alloy sheets using partial contact heating,” *Procedia Manuf.*, vol. 15, pp. 1149–1155, 2018, doi: 10.1016/j.promfg.2018.07.375.

[108] A. Astarita *et al.*, “Hot stretch forming of a titanium alloy component for aeronautic: Mechanical and modeling,” *Key Eng. Mater.*, vol. 554–557, pp. 647–656, 2013, doi: 10.4028/www.scientific.net/KEM.554-557.647.

[109] Z.-Y. C. Zhen Yang, “Research on the process of stretch forming based on distributed displacement loading,” *Adv. Eng. Res.*, 2015, doi: https://doi.org/10.2991/icadme-15.2015.386.

[110] M. E. Erdin, “Sac Şekillendirme İşlemleri.” [Online]. Available: http://web.hitit.edu.tr/dosyalar/materyaller/eminerdin@hititedutr300420180H7S9C0E.pdf.

[111] M. H. Shipton and W. T. Roberts, “Hot deep drawing of titanium sheet,” *Mater. Sci. Technol. (United Kingdom)*, vol. 7, no. 6, pp. 537–540, 1991, doi: 10.1179/mst.1991.7.6.537.

[112] L. Shiyong, Z. Jixin, L. Aihua, Z. Naiyun, and S. Qiangbo, “Observation on clinical effects of minimally invasive puncture and borehole drainage for the treatment of chronic subdural hematoma,” *Biomed. Res.*, vol. 28, no. 20, pp. 8914–8916, 2017.

[113] S. V. Zherebtsov, G. A. Salishchev, R. M. Galeyev, O. R. Valiakhmetov, S. Yu. Mironov, and S. L. Semiatin, “Production of submicrocrystalline structure in large-scale Ti-6Al-4V billet by warm severe deformation processing,” *Scr. Mater.*, vol. 51, no. 12, pp. 1147–1151, 2004, doi: 10.1016/j.scriptamat.2004.08.018.

[114] M. S. Mohamed, A. D. Foster, J. Lin, D. S. Balint, and T. A. Dean, “Investigation of deformation and failure features in hot stamping of AA6082: Experimentation and modelling,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 53, no. 1, pp. 27–38, 2012, doi: 10.1016/j.ijmachtools.2011.07.005.

[115] M. Motyka, J. Sieniawski, and W. Ziaja, “Microstructural aspects of superplasticity in Ti-6Al-4V alloy,” *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 599, pp. 57–63, 2014, doi: 10.1016/j.msea.2014.01.067.

[116] Accudyne, “Custom Hydraulic Press Systems – Hydraulic Presses / Hot Forming Press Systems.”

[117] B. P. Company, “The beginner’s guide to hot forming titanium,” 2019. doi: 10.12968/prma.2014.24.4.38.

[118] E. Dong, W. Yu, Q. Cai, L. Cheng, and J. Shi, “High-Temperature Oxidation Kinetics and Behavior of Ti–6Al–4V Alloy,” *Oxid. Met.*, vol. 88, no. 5–6, pp. 719–732, 2017, doi: 10.1007/s11085-017-9770-0.

[119] H. Güleryüz and H. Çimenoğlu, “Superplastic-like forming of Ti-6Al-4V alloy,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 69, no. 5–8, pp. 1097–1104, 2013, doi: 10.1007/s00170-013-5101-z.

[120] E. Sedes, “Numerical Investigation of the Effect of Process Parameters to Optimize a Superplastic Forming Process,” Master of Science in Manufacturing Technology, 2017.

[121] S. V. Zherebtsov, E. A. Kudryavtsev, G. A. Salishchev, B. B. Straumal, and S. L. Semiatin, “Microstructure evolution and mechanical behavior of ultrafine Ti-6Al-4V during low-temperature superplastic deformation,” *Acta Mater.*, vol. 121, pp. 152–163, 2016, doi: 10.1016/j.actamat.2016.09.003.

[122] O. Anishchenko, V. Kukhar, V. Agarkov, and A. Vorobeva, “Mathematical model development for superplastic forming of sheet shells by subliming agent gas pressure,” *E3S Web Conf.*, vol. 135, pp. 1–7, 2019, doi: 10.1051/e3sconf/201913501002.

[123] J. Liu, M. J. Tan, Y. Aue-U-Lan, A. E. W. Jarfors, K. S. Fong, and S. Castagne, “Superplastic-like forming of non-superplastic AA5083 combined with mechanical pre-forming,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 52, no. 1–4, pp. 123–129, 2011, doi: 10.1007/s00170-010-2729-9.

[124] J. Cai, K. Wang, P. Zhai, F. Li, and J. Yang, “A Modified Johnson-Cook Constitutive Equation to Predict Hot Deformation Behavior of Ti-6Al-4V Alloy,” *J. Mater. Eng. Perform.*, vol. 24, no. 1, pp. 32–44, 2015, doi: 10.1007/s11665-014-1243-x.

[125] M. E. KORKMAZ, “Nikel Esaslı Süper Alaşımın (Nimonic 80A) Malzeme Yapısal Denklem Parametrelerinin Berlilenmesi ve Uygulanabilirliğinin Araştırılması,” *Karabük Üniversitesi Doktora Tezi*, 2018.

[126] Y. C. Lin and X. M. Chen, “A critical review of experimental results and constitutive descriptions for metals and alloys in hot working,” *Mater. Des.*, vol. 32, no. 4, pp. 1733–1759, 2011, doi: 10.1016/j.matdes.2010.11.048.

[127] A. Tabei, F. H. Abed, G. Z. Voyiadjis, and H. Garmestani, “Constitutive modeling of Ti-6Al-4V at a wide range of temperatures and strain rates,” *Eur. J. Mech. A/Solids*, vol. 63, pp. 128–135, 2017, doi: 10.1016/j.euromechsol.2017.01.005.

[128] Y. M. Kim, S. K. Kim, and N. J. Kim, “Simple method for tailoring the optimum microstructures of high-strength low-alloyed steels by the use of constitutive equation,” *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 743, no. November 2018, pp. 138–147, 2019, doi: 10.1016/j.msea.2018.11.058.

[129] J. He, D. Zhang, W. Zhang, C. Qiu, and W. Zhang, “Constitutive equation and hot compression deformation behavior of homogenized Al-7.5Zn-1.5Mg-0.2Cu-0.2Zr alloy,” *Materials (Basel).*, vol. 10, no. 10, 2017, doi: 10.3390/ma10101193.

[130] Y. M. Kim, S. K. Kim, and N. J. Kim, “Correlation of Yield Ratio with Materials Constants of Constitutive Equation,” *Mater. Sci. Forum*, vol. 475–479, pp. 289–292, 2005, doi: 10.4028/www.scientific.net/msf.475-479.289.

[131] E. Voce, “The relationship between stress and strain for homogeneous deformation,” *J. Inst. Met.*, vol. 74, pp. 537–562, 1948.

[132] R. S. Rama Devi, G. Poshal, K. Eshwara Prasad, and R. Raman Goud, “Strain Hardening behaviour of Hot Rolled Annealed Nickel Free Nitrogen based Austenitic Stainess Steel,” *Mater. Today Proc.*, vol. 4, no. 2, pp. 917–926, 2017, doi: 10.1016/j.matpr.2017.01.103.

[133] T. Gladman and P. R. S. L. A, “On the theory of the effect of precipitate particles on grain growth in metals,” *Proc. R. Soc. London. Ser. A. Math. Phys. Sci.*, vol. 294, no. 1438, pp. 298–309, 1966, doi: 10.1098/rspa.1966.0208.

[134] E. E.-M. Alex Troost, “Zum mechanischen verhalten bei superplastizität,” *Mater. Sci. Eng.*, vol. 28, no. 2, pp. 201–207, 1977, doi: https://doi.org/10.1016/0025-5416(77)90172-0.

[135] R. Reiff, T. Joyce, A. Jaroń-Becker, and A. Becker, “Single-active electron calculations of high-order harmonic generation from valence shells in atoms for quantitative comparison with tddft calculations,” *J. Phys. Commun.*, vol. 4, no. 6, pp. 1–12, 2020, doi: 10.1088/2399-6528/ab9a68.

[136] H. J. SU Zixing, “Modified method for scaling law based on Cowper-Symonds equation,” 爆炸与冲击, vol. 38(3), pp. 654-658.

[137] H. J. Lee, J. H. Song, H. Huh, and S. H. Park, “Dynamic constitutive equations of auto-body steel sheets with the variation of temperature (II) - Flow stress constitutive equation -,” *Transactions of the Korean Society of Mechanical Engineers, A*, vol. 31, no. 2. pp. 182–189, 2007, doi: 10.3795/KSME-A.2007.31.2.182.

[138] W. Jia, S. Xu, Q. Le, L. Fu, L. Ma, and Y. Tang, “Modified Fields-Backofen model for constitutive behavior of as-cast AZ31B magnesium alloy during hot deformation,” *Mater. Des.*, vol. 106, pp. 120–132, 2016, doi: 10.1016/j.matdes.2016.05.089.

[139] G. R. J. and W. H. Cook, “Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures,” *Eng. Fract. Mech.*, 1985.

[140] J. L. Yimming Li, Hongchao Ji, Zhongman Cai, Xufeng Tang, Yaogang Li, “Comparative study on constitutive models for 21-4N heat resistant steel during high temperature deformation,” *Materials (Basel).*, vol. 12, no. 12,

2019, doi: https://doi.org/10.3390/ma12121893.

[141] D. Samantaray, S. Mandal, and A. K. Bhaduri, “A comparative study on Johnson Cook, modified Zerilli-Armstrong and Arrhenius-type constitutive models to predict elevated temperature flow behaviour in modified 9Cr-1Mo steel,” *Comput. Mater. Sci.*, vol. 47, no. 2, pp. 568–576, 2009, doi: 10.1016/j.commatsci.2009.09.025.

[142] C. Wang, C. Hao, and B. Su, “Johnson cook material model and simulation experiment of aluminum alloy 6005A,” *Adv. Mater. Res.*, vol. 472–475, pp. 510–514, 2012, doi: 10.4028/www.scientific.net/amr.472-475.510.

[143] M. E. Korkmaz, “Ferritik Paslanmaz Çeliğin Malzeme Yapısal Denklem Parametrelerinin Belirlenmesi ve Doğrulanması,” *Düzce Üniversitesi Bilim ve Teknol. Derg.*, vol. 7, no. 1, pp. 628–639, 2019, doi: 10.29130/dubited.485087.

[144] M. Chen, Q. Niu, Q. An, S. Tang, and P. Li, “Johnson-cook constitutive equation for titanium alloy TC11,” *Key Eng. Mater.*, vol. 589–590, pp. 140–146, 2014, doi: 10.4028/www.scientific.net/KEM.589-590.140.

[145] S. Gupta, S. Abotula, and A. Shukla, “Determination of johnson-cook parameters for cast aluminum alloys,” *J. Eng. Mater. Technol.*, vol. 136, no. 3, 2014, doi: 10.1115/1.4027793.

[146] and J. D. Nguyen Duc-Toan, Banh Tien-Long, Kim Young-Suk, “A Modified Johnson-Cook Model for Sheet Metal Forming at Elevated Temperatures and Its Application for Cooled Stress-Strain Curve and Spring-Back Prediction,” *AIP Conf. Proc.*, vol. 1383, no. 626, 2011, doi: https://doi.org/10.1063/1.3623666.

[147] P. Ludwik, “P. Elemente der Technologischen Mechanik,” *Springer*, p. 32, 1909.

[148] A. Airod, H. Vandekinderen, J. Barros, R. Colás, and Y. Houbaert, “Constitutive equations for the room temperature deformation of commercial purity aluminum,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 134, no. 3, pp. 398–404, 2003, doi: 10.1016/S0924-0136(02)01129-9.

[149] L. K. W.M. van Haaften, B. Magnin, W.H. Kool, “Thermomechanical behaviour of an AA3004 alloy at low strain rate,” *Light Met. TMS Alum. Comm J.*, 1999.

[150] G. Wei *et al.*, “Constitutive modeling of Mg-9Li-3Al-2Sr-2Y at elevated temperatures,” *Mech. Mater.*, vol. 89, pp. 241–253, 2015, doi: 10.1016/j.mechmat.2015.05.006.

[151] A. Alankar and M. A. Wells, “Constitutive behavior of as-cast aluminum alloys AA3104, AA5182 and AA6111 at below solidus temperatures,” *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 527, no. 29–30, pp. 7812–7820, 2010, doi: 10.1016/j.msea.2010.08.056.

[152] T. Subroto, A. Miroux, D. G. Eskin, and L. Katgerman, “Tensile mechanical

properties, constitutive parameters and fracture characteristics of an as-cast AA7050 alloy in the near-solidus temperature regime," *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 679, no. May 2016, pp. 28–35, 2017, doi: 10.1016/j.msea.2016.10.021.

[153] S. C. Sutton and A. A. Luo, "Constitutive behavior and processing maps of a new wrought magnesium alloy ZE20 (Mg-2Zn-0.2Ce)," *J. Magnes. Alloy.*, vol. 8, no. 1, pp. 111–126, 2020, doi: 10.1016/j.jma.2019.11.007.

[154] U. F. Kocks, "Realistic constitutive relations for metal plasticity," *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 317, no. 1–2, pp. 181–187, 2001, doi: 10.1016/S0921-5093(01)01174-1.

[155] T. Wen, L. tao Liu, Q. Huang, X. Chen, and J. zhao Fang, "Evaluation on prediction abilities of constitutive models considering FEA application," *J. Cent. South Univ.*, vol. 25, no. 6, pp. 1251–1262, 2018, doi: 10.1007/s11771-018-3822-8.

[156] S. Mandal, V. Rakesh, P. V. Sivaprasad, S. Venugopal, and K. V. Kasiviswanathan, "Constitutive equations to predict high temperature flow stress in a Ti-modified austenitic stainless steel," *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 500, no. 1–2, pp. 114–121, 2009, doi: 10.1016/j.msea.2008.09.019.

[157] G. Chen *et al.*, "Strain-compensated arrhenius-type constitutive model for flow behavior of Al-12Zn-2.4Mg-1.2Cu alloy," *Xiyou Jinshu Cailiao Yu Gongcheng/Rare Met. Mater. Eng.*, vol. 44, no. 9, pp. 2120–2125, 2015, doi: 10.1016/s1875-5372(16)30009-1.

[158] L. Hu *et al.*, "Study on hot deformation behavior of homogenized Mg-8.5Gd-4.5Y-0.8Zn-0.4Zr alloy using a combination of strain-compensated Arrhenius constitutive model and finite element simulation method," *J. Magnes. Alloy.*, 2021, doi: 10.1016/j.jma.2021.07.008.

[159] H. Y. Li, Y. H. Li, X. F. Wang, J. J. Liu, and Y. Wu, "A comparative study on modified Johnson Cook, modified Zerilli-Armstrong and Arrhenius-type constitutive models to predict the hot deformation behavior in 28CrMnMoV steel," *Mater. Des.*, vol. 49, pp. 493–501, 2013, doi: 10.1016/j.matdes.2012.12.083.

[160] A. He, G. Xie, H. Zhang, and X. Wang, "A comparative study on Johnson-Cook, modified Johnson-Cook and Arrhenius-type constitutive models to predict the high temperature flow stress in 20CrMo alloy steel," *Mater. Des.*, vol. 52, pp. 677–685, 2013, doi: 10.1016/j.matdes.2013.06.010.

[161] H. Bu, Q. Li, S. Li, and M. Li, "Comparison of Modified Johnson–Cook Model and Strain–Compensated Arrhenius Constitutive Model for 5CrNiMoV Steel during Compression around Austenitic Temperature," *Metals (Basel).*, vol. 12, no. 8, 2022, doi: 10.3390/met12081270.

[162] Sutton Scott, "Characterization and Modeling of Lightweight Alloys in the Warm Forming Regime," The Ohio State University, 2018.

[163] B. Sener and M. E. Yurci, "Comparison of quasi-static constitutive equations and modeling of flow curves for austenitic 304 and ferritic 430 stainless

steels," *Acta Phys. Pol. A*, vol. 131, no. 3, pp. 605–607, 2017, doi: 10.12693/APhysPolA.131.605.

[164] M. M. Uz, A. B. Hazar Yoruç, C. S. Aydoğan, and G. G. Yapici, "A Comparative Study on the High-Temperature Forming and Constitutive Modeling of Ti-6Al-4V," *J. Mater. Eng. Perform.*, no. Ref 8, 2022, doi: 10.1007/s11665-022-07426-8.

[165] S. Turgut, "Otomotiv Döküm Parçasının ve Kalıbının Tasarım ve Analizi," Gebze Yüksek Teknoloji Üniversitesi, 2003.

[166] Ö. K. GÜRSOY, "Plastisite Modellerinin Sac Metal Formlama Sonlu Elemanlar Analizleri Üzerine Etkilerinin Tespiti," Bilecik Şeyh Edebali Üniversitesi, 2019.

[167] C. Scarponi, "Hemp fiber composites for the design of a Naca cowling for ultra-light aviation," *Compos. Part B Eng.*, vol. 81, pp. 53–63, 2015, doi: 10.1016/j.compositesb.2015.06.001.

[168] "Excellence in Engineering Simulation Advantage, ANSYS," 2019.

[169] K. Yue, W. Liu, G. Li, J. Ji, and D. Yu, "Numerical simulation of RCS for carrier electronic warfare airplanes," *Chinese J. Aeronaut.*, vol. 28, no. 2, pp. 545–555, 2015, doi: 10.1016/j.cja.2015.01.004.

[170] K. A. James, G. J. Kennedy, and J. R. R. A. Martins, "Concurrent aerostructural topology optimization of a wing box," *Comput. Struct.*, vol. 134, pp. 1–17, 2014, doi: 10.1016/j.compstruc.2013.12.007.

[171] S. Roisin, "L'efflorescence cistercienne et le courant féminin de piété au XIIIe s.," *Rev. Hist. Eccles.*, vol. 39, pp. 342–378, 1943.

[172] RW Clough, "The finite element method in plane stress analysis," *Proc. 2nd ASCE Conf. Electron. Comput. Pittsburgh Pa.*, 1960.

[173] C. S. AYDOĞAN, "Ti Alaşımlarının Diyaframla Hidrolik Şekillendirilmesinde Geri Esneme Miktarların Sayısal ve Deneysel İncelenmesi," Gazi Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, 2015.

[174] Y. shan Meng, L. Yan, W. Huang, T. tian Zhang, and Z. bo Du, "Structural design and analysis of a composite wing with high aspect ratio," *J. Zhejiang Univ. Sci. A*, vol. 20, no. 10, pp. 781–793, 2019, doi: 10.1631/jzus.A1900271.

[175] M. S. ÇETİN, "Derin çekme ile soğuk şekillendirmenin sonlu elemanlar metodu yardımıyla analizi," Trakya Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, 2007.

[176] School of Engineering Brown University, "Introduction to Finite Element Analysis in Solid Mechanics."

[177] E. KARATAŞ, "Sac bükmede geri yaylanmanın sonlu. Eleman yöntemi ile incelenmesi," Gebze Yüksek Teknoloji Üniversitesi, 2009.

[178] C. S. Erman Tekkaya, "Part: Finite Element Method," in *CIRP Encyclopedia*

of Production Engineering, Springer, 2019, pp. 508–514.

[179] A. E. T. Taylan Altan, *Sheet Metal Forming: Processes and Applications*. ASM International, Materials Park, 2012.

[180] S. Jadhav, M. Schoiswohl, and B. Buchmayr, "Applications of Finite Element Simulation in the Development of Advanced Sheet Metal Forming Processes," *BHM Berg- und Hüttenmännische Monatshefte*, vol. 163, no. 3, pp. 109–118, 2018, doi: 10.1007/s00501-018-0713-0.

[181] P. Zhang, L. Zhu, S. Luo, and J. Luo, "Hot stamping forming and finite element simulation of USIBOR1500 high-strength steel," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 103, no. 5–8, pp. 3187–3197, 2019, doi: 10.1007/s00170-019-03727-w.

[182] Ayan Roy Naskar and S. Kumar, "Simulation of Cup Drawing By Different Methods," *Int. J. Eng. Sci. Technol.*, vol. 9, no. December 2017, pp. 1058–1068, 2018.

[183] P. Ramanjaneyulu, P. Venkataramaiah, and K. D. Reddy, "Multi parameter optimization of deep drawing for cylindrical cup formation on brass sheets using Grey Relational Analysis," *Mater. Today Proc.*, vol. 18, pp. 2772–2778, 2019, doi: 10.1016/j.matpr.2019.07.142.

[184] J. Z. and N. K. Bin Yan, Hongbo Li, "The Effect of Initial Annealing Microstructures on the Forming Characteristics of Ti–4Al–2V Titanium Alloy," *Metals (Basel).*, pp. 1–9, 2019.

[185] N. Kotkunde, A. D. Deole, A. K. Gupta, S. K. Singh, and B. Aditya, "Failure and formability studies in warm deep drawing of Ti-6Al-4V alloy," *Mater. Des.*, vol. 60, pp. 540–547, 2014, doi: 10.1016/j.matdes.2014.04.040.

[186] A. O. Mosleh, A. D. Kotov, V. Vidal, A. G. Mochugovskiy, V. Velay, and A. V. Mikhaylovskaya, "Initial microstructure influence on Ti–Al–Mo–V alloy's superplastic deformation behavior and deformation mechanisms," *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 802, no. August 2020, p. 140626, 2021, doi: 10.1016/j.msea.2020.140626.

[187] A. O. Mosleh, A. V. Mikhaylovskaya, A. D. Kotov, M. Sitkina, P. Mestre-Rinn, and J. S. Kwame, "Superplastic deformation behavior of ultra-fine-grained Ti-1V-4Al-3Mo alloy: Constitutive modeling and processing map," *Mater. Res. Express*, vol. 6, no. 9, 2019, doi: 10.1088/2053-1591/ab31f9.

[188] A. Rezaei, R. Mahmudi, C. Cayron, and R. E. Loge, "Superplastic behavior of a severely deformed Mg–6Gd−3Y−0.5Ag alloy," *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 802, no. November 2020, p. 140616, 2021, doi: 10.1016/j.msea.2020.140616.

[189] A. O. Mosleh, A. V. Mikhaylovskaya, A. D. Kotov, J. S. Kwame, and S. A. Aksenov, "Superplasticity of Ti-6Al-4V titanium alloy: Microstructure evolution and constitutive modelling," *Materials (Basel).*, vol. 12, no. 11, 2019, doi: 10.3390/ma12111756.

[190] J. M. P. Martins, J. L. Alves, D. M. Neto, M. C. Oliveira, and L. F. Menezes, “Numerical analysis of different heating systems for warm sheet metal forming,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 83, no. 5–8, pp. 897–909, 2016, doi: 10.1007/s00170-015-7618-9.

[191] F. Ozturk, R. E. Ece, N. Polat, and A. Koksal, “Assessment of electrical resistance heating for hot formability of Ti-6Al-4V alloy sheet,” *Key Eng. Mater.*, vol. 473, pp. 130–136, 2011, doi: 10.4028/www.scientific.net/KEM.473.130.

[192] H. Güleryüz and H. Çimenoğlu, “Effect of thermal oxidation on corrosion and corrosion–wear behaviour of a Ti–6Al–4V alloy,” *Biomaterials*, vol. 25, no. 16, pp. 3325–3333, 2004, doi: 10.1016/j.biomaterials.2003.10.009.

[193] D. G. Sanders and M. Ramulu, “Examination of superplastic forming combined with diffusion bonding for titanium: Perspective from experience,” *J. Mater. Eng. Perform.*, vol. 13, no. 6, pp. 744–752, 2004, doi: 10.1361/10599490421574.

[194] A. D. Santos, J. F. Duarte, A. Reis, B. Da Rocha, R. Neto, and R. Paiva, “The use of finite element simulation for optimization of metal forming and tool design,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 119, no. 1–3, pp. 152–157, 2001, doi: 10.1016/S0924-0136(01)00953-0.

[195] “ASTM B348/B348M-21 Standard Specification for Titanium and Titanium Alloy Bars and Billets.”

[196] “ASTM E8/E8M-11 Standard Test Methods For Tension Testing Of Metallic Materials,” 2011.

[197] J. I. Qazi, J. Rahim, F. H. (SAM) Fores, A. Genc, and F. H. Froes, “Phase transformations in Ti-6Al-4V-xH alloys,” *Metall. Mater. Trans. A Phys. Metall. Mater. Sci.*, vol. 32, no. 10, pp. 2453–2463, 2001, doi: 10.1007/s11661-001-0035-8.

[198] J. Luo, M. Li, and W. Yu, “Microstructure evolution during high temperature deformation of Ti-6Al-4V alloy,” *Xiyou Jinshu Cailiao Yu Gongcheng/Rare Met. Mater. Eng.*, vol. 39, no. 8, pp. 1323–1328, 2010, doi: 10.1016/s1875-5372(10)60114-2.

[199] T. Zhang, Y. Liu, D. G. Sanders, B. Liu, W. Zhang, and C. Zhou, “Development of fine-grain size titanium 6Al-4V alloy sheet material for low temperature superplastic forming,” *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 608, pp. 265–272, 2014, doi: 10.1016/j.msea.2014.04.098.

[200] S. Hémery, P. Villechaise, and D. Banerjee, “Microplasticity at Room Temperature in α/β Titanium Alloys,” *Metall. Mater. Trans. A Phys. Metall. Mater. Sci.*, vol. 51, no. 10, pp. 4931–4969, 2020, doi: 10.1007/s11661-020-05945-4.

[201] W. Wang *et al.*, “Constitutive analysis and dynamic recrystallization behavior of as-cast 40CrNiMo alloy steel during isothermal compression,” *J. Mater. Res. Technol.*, vol. 9, no. 2, pp. 1929–1940, 2020, doi:

10.1016/j.jmrt.2019.12.025.

[202] Y. Chu, J. Li, F. Zhao, B. Tang, and H. Kou, “Characterization of the elevated temperature compressive deformation behavior of high Nb containing TiAl alloys with two microstructures,” *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 725, no. February, pp. 466–478, 2018, doi: 10.1016/j.msea.2018.04.055.

[203] N. Tahreen, D. F. Zhang, F. S. Pan, X. Q. Jiang, D. Y. Li, and D. L. Chen, “Hot deformation and processing map of an as-extruded Mg-Zn-Mn-Y alloy containing I and W phases,” *Mater. Des.*, vol. 87, pp. 245–255, 2015, doi: 10.1016/j.matdes.2015.08.023.

[204] J. Luo, M. Li, W. Yu, and H. Li, “The variation of strain rate sensitivity exponent and strain hardening exponent in isothermal compression of Ti-6Al-4V alloy,” *Mater. Des.*, vol. 31, no. 2, pp. 741–748, 2010, doi: 10.1016/j.matdes.2009.09.055.

[205] H. R. Rezaei Ashtiani and A. A. Shayanpoor, “Hot Deformation Characterization of Pure Aluminum Using artificial neural network (ANN) and Processing Map Considering Initial Grain Size,” *Met. Mater. Int.*, vol. 27, no. 12, pp. 5017–5033, 2021, doi: 10.1007/s12540-020-00943-y.

[206] “Plastic Deformation and Ductile Fracture of Ti-6Al-4V under Various Loading Conditions,” Ohio State University, 2012.

[207] E. Alabort, D. Putman, and R. C. Reed, “Superplasticity in Ti-6Al-4V: Characterisation, modelling and applications,” *Acta Mater.*, vol. 95, pp. 428–442, 2015, doi: 10.1016/j.actamat.2015.04.056.

[208] M. A. Wahed, A. K. Gupta, V. Sharma, K. Mahesh, S. K. Singh, and N. Kotkunde, “Material characterization, constitutive modelling, and processing map for superplastic deformation region in Ti-6Al-4V alloy,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 104, no. 9–12, pp. 3419–3438, 2019, doi: 10.1007/s00170-019-03956-z.

[209] A. Orozco-Caballero, F. Li, D. Esqué-de los Ojos, M. D. Atkinson, and J. Quinta da Fonseca, “On the ductility of alpha titanium: The effect of temperature and deformation mode,” *Acta Mater.*, vol. 149, pp. 1–10, 2018, doi: 10.1016/j.actamat.2018.02.022.

[210] S. V. Sajadifar and G. G. Yapici, “Workability characteristics and mechanical behavior modeling of severely deformed pure titanium at high temperatures,” *Mater. Des.*, vol. 53, pp. 749–757, 2014, doi: 10.1016/j.matdes.2013.07.057.

[211] F. Q. Li, J. H. Mo, J. J. Li, L. Huang, and H. Y. Zhou, “Formability of Ti-6Al-4V titanium alloy sheet in magnetic pulse bulging,” *Mater. Des.*, vol. 52, pp. 337–344, 2013, doi: 10.1016/j.matdes.2013.05.064.

[212] P. Ludwik, “Elemente der Technologischen Mechanik,” *Jul. Springer, Berlin*, 1909.

[213] W. M. Van Haaften, B. Magnin, W. H. Kool, and L. Katgerman, “Constitutive

behavior of as-cast AA1050, AA3104, and AA5182," *Metall. Mater. Trans. A Phys. Metall. Mater. Sci.*, vol. 33, no. 7, pp. 1971–1980, 2002, doi: 10.1007/s11661-002-0030-8.

[214] L. K. W.M. van Haaften, B. Magnin, W.H. Kool, "Thermomechanical behaviour of an AA3004 alloy at low strain rate," *Light Met.*, 1999.

[215] P. M. Souza, H. Beladi, R. P. Singh, P. D. Hodgson, and B. Rolfe, "An Analysis on the Constitutive Models for Forging of Ti6Al4V Alloy Considering the Softening Behavior," *J. Mater. Eng. Perform.*, vol. 27, no. 7, pp. 3545–3558, 2018, doi: 10.1007/s11665-018-3402-y.

[216] M. Hu, L. Dong, Z. Zhang, X. Lei, R. Yang, and Y. Sha, "Correction of flow curves and constitutive modelling of a Ti-6AL-4V alloy," *Metals (Basel).*, vol. 8, no. 4, pp. 1–15, 2018, doi: 10.3390/met8040256.

[217] M. Mu, J. Liang, X. Zhou, and Q. Xiao, "One-step preparation of TiO2/MoS2 composite coating on Ti6Al4V alloy by plasma electrolytic oxidation and its tribological properties," *Surf. Coatings Technol.*, vol. 214, pp. 124–130, 2013, doi: 10.1016/j.surfcoat.2012.10.079.

[218] Y. V. R. K. Prasad, K. P. Rao, and S. Sasidhara, Eds., *Hot Working Guide: A Compendium of Processing Maps*, Second Edi. ASM International, 2015.

[219] H. Fan, Q. Wang, J. A. El-Awady, D. Raabe, and M. Zaiser, "Strain rate dependency of dislocation plasticity," *Nat. Commun.*, vol. 12, no. 1, pp. 1–11, 2021, doi: 10.1038/s41467-021-21939-1.

[220] S. Bruschi *et al.*, "Testing and modelling of material behaviour and formability in sheet metal forming," *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 63, no. 2, pp. 727–749, 2014, doi: 10.1016/j.cirp.2014.05.005.

[221] T. McAnulty, J. Jeswiet, and M. Doolan, "Formability in single point incremental forming: A comparative analysis of the state of the art," *CIRP J. Manuf. Sci. Technol.*, vol. 16, pp. 43–54, 2017, doi: 10.1016/j.cirpj.2016.07.003.

[222] W. C. Emmens and A. H. van den Boogaard, "An overview of stabilizing deformation mechanisms in incremental sheet forming," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 209, no. 8, pp. 3688–3695, 2009, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2008.10.003.

[223] "Accudyne Hot Forming Press Systems," *Accudyne Engineering & Equipment Company*, 2022. https://www.accudyneeng.com/presses/hot-forming/.

[224] A. S. Takalkar and L. B. Mailan Chinnapandi, "Deep drawing process at the elevated temperature: A critical review and future research directions," *CIRP J. Manuf. Sci. Technol.*, vol. 27, pp. 56–67, 2019, doi: 10.1016/j.cirpj.2019.08.002.

[225] G. Fargas, J. J. Roa, B. Sefer, R. Pederson, M. L. Antti, and A. Mateo, "Oxidation behavior of Ti6Al4V alloy exposed to isothermal and cyclic

thermal treatments," *Met. 2017 - 26th Int. Conf. Metall. Mater. Conf. Proc.*, vol. 2017-Janua, no. May, pp. 1573–1579, 2017.

[226] L. C. Zhang, L. Y. Chen, and L. Wang, "Surface Modification of Titanium and Titanium Alloys: Technologies, Developments, and Future Interests," *Adv. Eng. Mater.*, vol. 22, no. 5, pp. 1–37, 2020, doi: 10.1002/adem.201901258.

[227] S. N. Patankar, Y. T. Kwang, and T. M. Jen, "Alpha casing and superplastic behavior of Ti-6Al-4V," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 112, no. 1, pp. 24–28, 2001, doi: 10.1016/S0924-0136(00)00849-9.

[228] S. Fred and S. Drive, "Bachelor of Engineering Thesis ALPHA CASE FORMATION AND PREVENTION," no. October, 2009.

[229] V. Deshmukh, R. Kadam, and S. S. Joshi, "Removal of alpha case on titanium alloy surfaces using chemical milling," *Mach. Sci. Technol.*, vol. 21, no. 2, pp. 257–278, 2017, doi: 10.1080/10910344.2017.1284558.

[230] N. Mohite, S. Biradar, J. S. Jha, S. Mishra, and A. Tewari, "Development and removal of alpha-case layer from heat treated Titanium alloys," *ASME 2017 Gas Turbine India Conf. GTINDIA 2017*, vol. 2, no. February 2019, 2017, doi: 10.1115/GTINDIA2017-4894.

[231] H. S. Lee, J. H. Yoon, C. H. Park, Y. G. Ko, D. H. Shin, and C. S. Lee, "A study on diffusion bonding of superplastic Ti-6Al-4V ELI grade," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 187–188, pp. 526–529, 2007, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2006.11.215.

TEZDEN ÜRETİLMİŞ YAYINLAR

Konferans Bildirileri

1. M. M. Uz, A. B. Hazar Yoruç, and C. S. Aydoğan, "Hot Press Forming Process Analysis Of Ti-6Al-4V Sheet Material: Finite Element Analysis," *14th International Scientific Research Congress-UBAK*, Turkey, 349-355, 2022

2. M. M. Uz, C. S. Aydoğan, and, A. B. Hazar Yoruç, "Ti6Al4V Alaşımının Sıcak Deformasyon Davranışının Matematiksel Modellenmesi," *8th International Congress On Engıneering, Architecture And Design*, Turkey, 493, 2021

Makaleler

1. M. M. Uz, A. B. Hazar Yoruç, C. S. Aydoğan, and G. G. Yapici, "A Comparative Study on the High-Temperature Forming and Constitutive Modeling of Ti-6Al-4V," *J. Mater. Eng. Perform.*, no. Ref 8, 2022, doi: 10.1007/s11665-022-07426-8.

2. M. M. Uz, A.B. Hazar Yoruç, O. Cokgunlu, C.H. Aydogan, and G. G. Yapici, "A comparative study on phenomenological and artificial neural network models for high temperature flow stress prediction in Ti6Al4V alloy," *Materials Today Communications*, 33, 104933 . 2022, doi:10.1016/j.mtcomm.2022.104933.

Projeler

1. Türkiye Bilimsel ve Teknolojik Araştırma Kurumu (TÜBİTAK)–Proje No.: 1189B441801030 "Titanyum Sac Malzemelerin Sıcak Şekillendirilmesi Prosesinin İncelenmesi ve Uygun Proses Parametrelerinin Belirlenmesi" TUSAŞ-YTÜ Sanayi Doktora Programı (2244), Doktora Bursiyeri (2019-2023)

2. Türk Havacılık ve Uzay Sanayii Bilimsel Araştırma Programı (TUSAŞ BAP)–Proje No.: 202100483 "Titanyum Sac Malzemelerin Sıcak Şekillendirilmesi Prosesinin İncelenmesi ve Uygun Proses Parametrelerinin Belirlenmesi" Doktora Öğrencisi (2021-2023)

3. YTÜ Teknoloji Transfer Ofisi (YTÜ TTO)–Proje No.: YTÜTTO599 "Titanyum Sac Malzemelerin Sıcak Şekillendirilmesi Prosesinin İncelenmesi ve Uygun Proses Parametrelerinin Belirlenmesi" Araştırmacı (2021-2022)