



**T.C.**  
**KONYA TEKNİK ÜNİVERSİTESİ**  
**LİSANSÜSTÜ EĞİTİM ENSTİTÜSÜ**



**Ti-6Al-4V ALAŞIMININ HASAR**  
**DURUMUNUN DENEYSEL VE SAYISAL**  
**OLARAK İNCELENMESİ**

**Yusuf Furkan YAPAN**

**YÜKSEK LİSANS TEZİ**

**Makine Mühendisliği Anabilim Dalı**

**Haziran-2022**  
**KONYA**  
**Her Hakkı Saklıdır**

## TEZ KABUL VE ONAYI

Yusuf Furkan YAPAN tarafından hazırlanan “Ti-6Al-4V Alaşımının Hasar Durumunun Deneysel ve Sayısal Olarak İncelenmesi” adlı tez çalışması 24/06/2022 tarihinde aşağıdaki jüri tarafından oy birliği ile Konya Teknik Üniversitesi Lisansüstü Eğitim Enstitüsü makine Mühendisliği Anabilim Dalı’nda YÜKSEK LİSANS TEZİ olarak kabul edilmiştir.

### Jüri Üyeleri

### İmza

#### Başkan

Prof. Dr. H. Selçuk HALKACI

.....

#### Danışman

Dr. Öğr. Üyesi Mevlüt TÜRKÖZ

.....

#### Üye

Prof. Dr. Haydar LİVATYALI

.....

Yukarıdaki sonucu onaylarım.

Prof. Dr. Saadettin Erhan KESEN  
Enstitü Müdürü

Bu tez çalışması Konya Teknik Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projeleri Koordinatörlüğü tarafından **211010025** nolu proje ile desteklenmiştir.

## **TEZ BİLDİRİMİ**

Bu tezdeki bütün bilgilerin etik davranış ve akademik kurallar çerçevesinde elde edildiğini ve tez yazım kurallarına uygun olarak hazırlanan bu çalışmada bana ait olmayan her türlü ifade ve bilginin kaynağına eksiksiz atıf yapıldığını bildiririm.

## **DECLARATION PAGE**

I hereby declare that all information in this document has been obtained and presented in accordance with academic rules and ethical conduct. I also declare that, as required by these rules and conduct, I have fully cited and referenced all material and results that are not original to this work.

Yusuf Furkan YAPAN

Tarih: 24.06.2022

## ÖZET

### YÜKSEK LİSANS TEZİ

#### Ti-6Al-4V ALAŞIMININ HASAR DURUMUNUN DENEYSEL VE SAYISAL OLARAK İNCELENMESİ

Yusuf Furkan YAPAN

Konya Teknik Üniversitesi  
Lisansüstü Eğitim Enstitüsü  
Makine Mühendisliği Anabilim Dalı

Danışmanlar: Dr. Öğr. Üyesi Mevlüt TÜRKÖZ  
Doç. Dr. Serkan TOROS

2022, 108 Sayfa

Jüri

Dr. Öğr. Üyesi Mevlüt TÜRKÖZ  
Prof. Dr. Hüseyin Selçuk HALKACI  
Prof. Dr. Haydar LİVATYALI

Bu tez çalışmasında Ti-6Al-4V alaşımlı sacın çekme testi ve Hidroşekillendirme (HŞ) prosesindeki hasar davranışı deneysel ve nümerik olarak araştırılmıştır. Bu kapsamda 1, 3 ve 25 mm/dk çekme hızlarında farklı gerilme üç eksenliliği değerlerine sahip saf kayma, standart çentiksiz ve çentikli numunelerin çekme testleri yapılmıştır. Çekme testleri sonrasında deformasyon hızı ve gerilme üç eksenliliği değerleri açısından numunelerin kırılma yüzeyleri SEM görüntüleriyle incelenmiştir. Çekme testi numunelerinin kırılma yüzeylerinin genel olarak sünek kırılmayı gösteren morfolojilere sahip olduğu ve gerilim üç eksenliliği ile deformasyon hızından etkilendiği görülmüştür. Bu nedenle Sonlu Elemanlar Analizlerinde (SEA), sünek kırılma malzeme modellerinden biri olan gerilme durumunu ve deformasyon hızını dikkate alan Johnson-Cook (JC) pekleşme ve hasar kriterinin kullanılmasının uygun olduğu tespit edilmiştir. JC pekleşme ve hasar kriteri parametrelerinin optimum değerleri belirlenerek çekme testi ve HŞ prosesinin SEA'ları gerçekleştirilmiştir. Ti-6Al-4V alaşımının SEA'dan elde edilen çekme eğrileri deneysel eğrilerle büyük bir uyum göstermiştir. Hidrolik şişirme prosesinde patlama basıncı, şişme yüksekliği ve maksimum kalınlık incelmeleri sırasıyla %76.2, %97 ve %96.8 oranla doğru tahmin edilmiştir. 10 mm kalıp yüksekliğinde gerçekleştirilen HŞ prosesinde hasar meydana gelmeden geri esneme sonrası dalgalanma mesafesi ve taban radyüsü deneysel sonuçlardan sırasıyla %0.73 ve %0.13 oranında ortalama sapma ile belirlenmiştir. 12 mm kalıp yüksekliğinde gerçekleştirilen HŞ prosesinde yırtılma basıncı %92.5 oranla doğru tahmin edilmiştir. Kalıp giriş radyüsü ve taban radyüsü sırasıyla % 95.5 ve %97.8 oranında başarıyla belirlenmiştir. Kalınlık dağılımı deneysel sonuçlarla büyük bir oranda eşleşmiştir. Her iki proseste de yırtılma bölgeleri deneysel sonuçlarla iyi bir uyum göstermiştir. Sonuçta, JC pekleşme ve hasar kriterinin Ti-6Al-4V alaşımlı sacın hidroşekillendirilmesinde, şekillendirilebilirlik ve hasar tahmini açısından başarıyla kullanılabilceği belirlenmiştir.

**Anahtar Kelimeler:** Gerilme üç eksenliliği, Hasar tahmini, Hidroşekillendirme, Johnson-Cook, Kırılma davranışı, Sonlu elemanlar analizi, Ti-6Al-4V

## **ABSTRACT**

### **MS THESIS**

## **EXPERIMENTAL AND NUMERICAL INVESTIGATION OF DAMAGE STATE OF Ti-6Al-4V ALLOY**

**Yusuf Furkan YAPAN**

**Konya Technical University  
Institute of Graduate Studies  
Department of Mechanical Engineering**

**Advisor: Asst. Prof. Dr. Mevlüt TÜRKÖZ  
Assoc. Prof. Dr. Serkan TOROS**

**2022, 108 Pages**

**Jury**

**Asst. Prof. Dr. Mevlüt TÜRKÖZ  
Prof. Dr. Hüseyin Selçuk HALKACI  
Prof. Dr. Haydar LİVATYALI**

In this thesis, the damage behavior of the Ti-6Al-4V alloy sheet in the tensile test and hydroforming (HF) process was investigated experimentally and numerically. In this context, tensile tests of pure shear, standard unnotched, and notched samples with different stress triaxiality values at tensile speeds of 1, 3, and 25 mm/min were carried out. After the tensile tests, the fracture surfaces of the samples were examined with SEM images in terms of the deformation rate and stress triaxiality values. It has been observed that the fracture surfaces generally have morphologies showing ductile fracture, and fracture surfaces are affected by stress triaxiality and deformation rate. It has been observed that the fracture surfaces of the tensile test specimens generally have morphologies showing ductile fracture and are affected by stress triaxiality and deformation rate. For this reason, it has been determined that it is appropriate to use the Johnson-Cook (JC) hardening and damage criterion, which takes into account the stress state and deformation rate, which is one of the ductile fracture material models, in Finite Element Analysis (FEA). The tensile test and FEA of the HF process were performed by determining the optimum values of JC hardening and damage criterion parameters. The tensile curves of Ti-6Al-4V alloy obtained from FEA showed excellent agreement with the experimental curves. In the hydraulic bulging process, the burst pressure, bulge height, and maximum thickness reduction were predicted correctly with a rate of 76.2%, 97% and 96.8%, respectively. In the HF process performed at 10 mm die height, the undulation distance and base radius after springback without any damage were determined with an average deviation of 0.73% and 0.13%, respectively, from the experimental results. In the HF process performed at a die height of 12 mm, the tearing pressure was estimated correctly with a rate of 92.5%. Die entry radius and base radius were determined with a success rate of 95.5% and 97.8%, respectively. The thickness distribution largely matched the experimental results. The fracture zones in both processes showed good agreement with the experimental results. As a result, it has been determined that the JC hardening and damage criterion can be successfully used in hydroforming of Ti-6Al-4V alloyed sheet in terms of formability and damage prediction.

**Keywords:** Damage prediction, Finite element analysis, Fracture behavior, Hydroforming, Johnson-Cook, Stress triaxiality, Ti-6Al-4V

## ÖNSÖZ

Günümüzde, metal şekillendirme proseslerinde hasarın meydana geleceği kritik noktanın tahmininde kullanılan şekillendirme sınır eğrilerinin deneysel yollarla belirlenmesi zaman tüketimi ve maliyet açısından büyük dezavantajlara sahiptir. Bilgisayar güçlerinin artmasıyla sonlu elemanlar kodları ile nümerik olarak hasar tahmini için çeşitli karmaşık problemlerin araştırılması mümkün hale gelmiştir. Bu tez çalışmasında Ti-6Al-4V alaşımının deneysel ve nümerik çekme testleri sonucunda Johnson-Cook malzeme modelinin pekleşme ve hasar parametreleri belirlenip çekme testlerindeki hasar davranışı ile kırılma yüzeyleri incelenmiştir. Sonrasında ileri bir imalat yöntemi olan sac hidroşekillendirme prosesinde hasar tahmini için vaka çalışmaları yapılmıştır. Johnson-Cook pekleşme ve hasar kriteri hidroşekillendirme yöntemi ile sac metal şekillendirme prosesinde ilk defa hasar tahmini yapılmasında kullanılmıştır.

Konya Teknik Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projeleri Koordinatörlüğü'nün 211010025 No'lu BAP tez projesi kapsamında verdiği destek için teşekkür ederim.

Bu tez çalışmasının konusunun ortaya çıkmasına vesile olan İkinci Danışman'ım Doç. Dr. Serkan TOROS'a ve lisans eğitimimden başlayarak tüm yüksek lisans eğitimim boyunca bana çok değerli yardım ve katkılarıyla beni yönlendiren Danışman Hocam Dr. Öğr. Üyesi Mevlüt TÜRKÖZ'e sonsuz teşekkürlerimi sunarım.

Çalışmamda çok değerli katkıları bulunan Niğde Ömer Halisdemir Üniversitesi Makine Mühendisliği Bölümü'nde görevli Arş. Gör. Habip Gökay KORKMAZ'a ve Konya Teknik Üniversitesi Makine Mühendisliği Bölümü'nde görevli değerli dostum Arş. Gör. Mevlüt AYDIN'a teşekkürü borç bilirim.

Beni yetiştirip bu günlere gelmemi sağlayan kıymetli annem Fevziye YAPAN ile babam Gürsel YAPAN'a minnettar olup desteğini hiçbir zaman esirgemeyen sevgili kardeşim Çağrı Bedirhan YAPAN ile gösterdiği sabır ve anlayışla daima yanımda olan nişanlım Aylin OĞUR'a sonsuz teşekkür ederim.

Yusuf Furkan YAPAN  
KONYA-2022

# İÇİNDEKİLER

<b>ÖZET</b> .....	<b>iv</b>
<b>ABSTRACT</b> .....	<b>v</b>
<b>ÖNSÖZ</b> .....	<b>vi</b>
<b>İÇİNDEKİLER</b> .....	<b>vii</b>
<b>SİMGELER VE KISALTMALAR</b> .....	<b>ix</b>
<b>1. GİRİŞ</b> .....	<b>1</b>
<b>2. KAYNAK ARAŞTIRMASI</b> .....	<b>5</b>
2.1. Hidroşekillendirme.....	5
2.1.1. Tüp hidroşekillendirme.....	5
2.1.2. Kabuk hidroşekillendirme.....	7
2.1.3. Sac hidroşekillendirme .....	8
2.1.4. Hidroşekillendirmenin avantajları ve dezavantajları .....	9
2.2. Titanyum ve Titanyum Alaşımları .....	10
2.3. Metal Şekillendirmede Hasarın Gelişimi .....	14
2.4. Metal Şekillendirmede Hasarın Modellenmesi .....	22
<b>3. MATERYAL VE YÖNTEM</b> .....	<b>31</b>
3.1. Çekme Testlerinin Yapılması.....	31
3.2. Malzeme Karakterizasyonu ve Kırılma Yüzeylerinin İncelenmesi .....	35
3.3. Johnson Cook Pekleşme ve Hasar Parametrelerinin Belirlenmesi .....	38
3.3.1. JC parametrelerinin analitik olarak belirlenmesi .....	38
3.3.2. JC parametrelerinin nümerik olarak belirlenmesi.....	43
3.4. Hidroşekillendirme Prosesinin Sonlu Elemanlar Analizi .....	54
3.4.1. Sınır şartların tanımlanması .....	55
3.4.2. Malzeme modellerinin ve kesit özelliklerinin tanımlanması .....	56
3.4.3. Sıvı basıncı ve baskı plakası kuvvetinin tanımlanması .....	58
3.4.4. Parçalar arasındaki temasın tanımlanması .....	59
3.4.5. Kontrol ve sonuç kartlarının tanımlanması.....	60
3.5. Hidroşekillendirme Deneylerinin Yapılması .....	61
<b>4. ARAŞTIRMA SONUÇLARI VE TARTIŞMA</b> .....	<b>65</b>
4.1. Çekme Deneyi Sonuçları.....	67
4.1.1. Kırılma yüzeylerinin incelenmesi .....	70
4.2. Çekme Analizi Sonuçları .....	77
4.2.1. Gerilme üç eksenliliğinin değişimi .....	81
4.3. Hidroşekillendirme Deney ve Analiz Sonuçları .....	84
4.3.1. Hidrolik şişirme deneyleri .....	84
4.3.2. Dişi kalıpla hidroşekillendirme deneyleri.....	89

<b>5. SONUÇLAR VE ÖNERİLER.....</b>	<b>94</b>
5.1. Sonuçlar.....	94
5.2. Öneriler .....	96
<b>KAYNAKLAR .....</b>	<b>97</b>
<b>EKLER .....</b>	<b>105</b>
<b>ÖZGEÇMİŞ .....</b>	<b>108</b>





## SİMGELER VE KISALTMALAR

### Simgeler

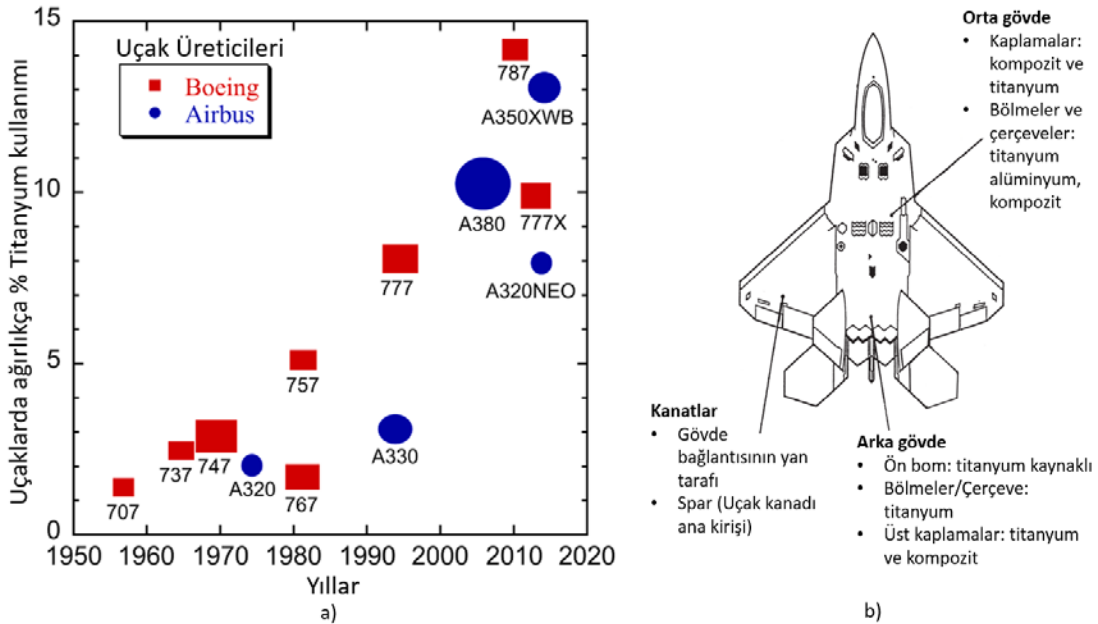
$\alpha$	: Alfa titanyum fazı
$a$	: Çentik boyutu (mm)
$A$	: Akma dayanımı (N/mm <sup>2</sup> )
$A_0$	: İlk kesit alanı (mm <sup>2</sup> )
$A_{BPK}$	: Baskı plakasının sac ile temas eden yüzey alanı (mm <sup>2</sup> )
$\beta$	: Beta titanyum fazı
$B$	: Mukavemet katsayısı (N/mm <sup>2</sup> )
$BPK$	: Baskı plakası kuvveti (N)
$BPK_{TEO}$	: Baskı plakası teorik kuvveti (N)
$C$	: Hız parametresi
$D_1$	: Johson Cook hasar kriteri parametresi
$D_2$	: Johson Cook hasar kriteri parametresi
$D_3$	: Johson Cook hasar kriteri parametresi
$D_4$	: Johson Cook hasar kriteri parametresi
$D_5$	: Johson Cook hasar kriteri parametresi
$\Delta l$	: Uzunluk değişimi (mm)
$F$	: Kuvvet (N)
$l$	: Son boy (mm)
$l_0$	: İlk boy (mm)
$m$	: Sıcaklık parametresi
$n$	: Pekleşme üsteli
$\eta$	: Gerilme üç eksenliliği
$\theta$	: Lode açısı (derece)
$P$	: Sıvı basıncı (N/mm <sup>2</sup> )
$\bar{\epsilon}_f^P$	: Eşdeğer plastik kırılma birim şekil değişimi (mm/mm)
$\bar{\epsilon}^P$	: Eşdeğer plastik birim şekil değişimi (mm/mm)
$\dot{\epsilon}_0^P$	: Referans birim şekil değiştirme hızı (1/s)
$\dot{\epsilon}^*$	: Birim şekil değiştirme hızı oranı
$\epsilon_m$	: Mühendislik birim şekil değişimi (mm/mm)
$\epsilon_g$	: Gerçek birim şekil değişimi (mm/mm)
$\xi$	: Lode parametresi
$\sigma_h$	: Hidrostatik gerilme (N/mm <sup>2</sup> )
$\bar{\sigma}$	: Eşdeğer gerilme (N/mm <sup>2</sup> )
$\sigma_m$	: Mühendislik gerilmesi (N/mm <sup>2</sup> )
$\sigma_g$	: Gerçek gerilme (N/mm <sup>2</sup> )
$\sigma_1$	: Hadde doğrultusundaki gerilme (N/mm <sup>2</sup> )
$\sigma_2$	: Hadde doğrultusuna dik gerilme (N/mm <sup>2</sup> )
$\sigma_3$	: Sac kalınlık doğrultundaki gerilme (N/mm <sup>2</sup> )
$t$	: Sac kalınlığı (mm)
$T^*$	: Homolog sıcaklık (°C)
$T_{erime}$	: Erime sıcaklığı (°C)
$T_{oda}$	: Oda sıcaklığı (°C)

## Kısaltmalar

Al	: Alüminyum
ASTM	: American Society for Testing and Materials
BPK	: Baskı Plakası Kuvveti
BŞD	: Birim Şekil Değişirme
DKSHŞ	: Dişi Kalıpla Sac Hidro-Şekillendirme
GTN	: Gurson-Tvergaard-Needleman
HMK	: Hacim Merkezli Kübik
HŞ	: Hidro-Şekillendirme
JC	: Johnson Cook
SE	: Sonlu Elemanlar
SEA	: Sonlu Elemanlar Analizi
SEM	: Scanning Electron Microscope
SPH	: Sıkı Paket Hegzagonal
ŞSE	: Şekillendirme Sınır Eğrisi
THŞ	: Tüp Hidro-Şekillendirme
Ti	: Titanyum
XRD	: X-Ray Diffraction
V	: Vanadyum

## 1. GİRİŞ

Havacılık ve uzay endüstrisi, hafif ağırlıklı tasarımlar kullanarak uçakların ağırlığını ve yakıt tüketimini azaltmayı yoğun bir şekilde hedeflemektedir (Bong ve ark., 2021). Bu hedef doğrultusunda ticari uçaklarda ağırlıkça % Titanyum (Ti) kullanımı artan bir eğilim göstermiştir (Şekil 1.1a) (Singh ve Ramamurty, 2020). Ticari uçakların yanı sıra savaş uçaklarında da titanyum kullanımı oldukça fazladır. Rusya'nın 2019 yılında ürettiği SU-57 ağırlıkça %18, Amerika'nın 2018 yılında ürettiği F35A ağırlıkça %27 ve yine Amerika'nın 2005 yılında ürettiği F22'de de ağırlıkça %41 oranında titanyum alaşımı kullanılmıştır (Hu ve ark., 2020). Şekil 1.1b'de F22 savaş uçaklarında Ti alaşımının kullanıldığı yerler gösterilmiştir. Havacılık ve uzay endüstrisinde Ti alaşımlarının kullanılmasının başlıca gerekçeleri ağırlık tasarrufu (öncelikle çelik yerine), dayanım (alüminyum yerine), çalışma sıcaklığı (alüminyum, nikel, çelik yerine), korozyon direnci (alüminyum ve düşük alaşımlı çelikler yerine) ve kompozit uyumluluğudur (alüminyum yerine) (Henriques, 2009).

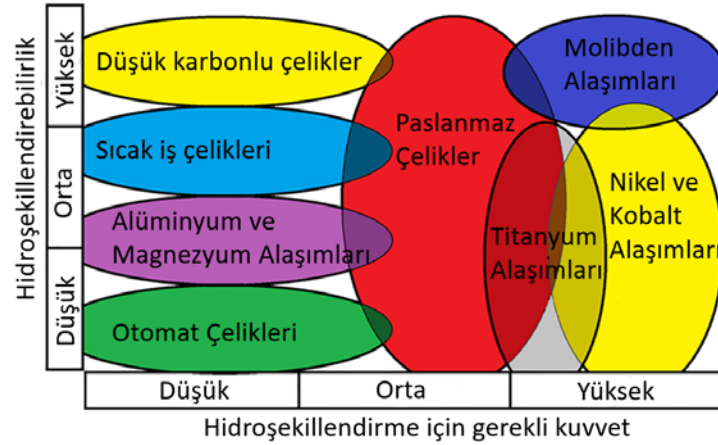


Şekil 1.1. a) Ticari uçaklarda yıllara göre ağırlıkça titanyum kullanımı (Singh ve Ramamurty, 2020)  
b) F22 Raptor ileri savaş uçağında Ti kullanılan bölgeler (Donachie, 2000)

Ti-6Al-4V alaşımı yüksek mukavemet/ağırlık oranı, yüksek korozyon direnci, yüksek biyouyumluluk ve yüksek sürünme direnci gibi özellikleri ile Dünyada toplam titanyum kullanımının %50'sinden daha fazlasını oluşturmaktadır (Allahverdizadeh ve ark., 2015; Valoppi ve ark., 2016; Odenberger ve ark., 2019). Bu avantajlara rağmen Ti-6Al-4V alaşımı saclar oda sıcaklığında sınırlı şekillendirilebilirliğe, düşük pekleşme

kabiliyetine ve yüksek geri yaylanma eğilimine sahiptir (Kotkunde ve ark., 2014; Bong ve ark., 2021). Bu dezavantajlara üretilen çözümler sıcak şekillendirme (süperplastik şekillendirme) veya kısa adımlı soğuk işlemler arasında yapılan tavlama işlemleridir (Badr ve ark., 2015). Her iki yöntemin de ayrı ayrı zorlukları bulunmaktadır. Son yıllarda ara ısı işlemler ile sürecin tamamlanmasında çıkan çarpılma gibi geometrik sorunlar nedeniyle süperplastik şekillendirme seçeneğini ön plana çıkarmıştır. Ancak süperplastik şekillendirmenin; yüksek enerji tüketimi, takım hasarı, düşük üretkenlik, malzeme yüzeyinin oksitlenmesi, daha kısa yorulma ömrü ve yüksek şekillendirme maliyetleri gibi önemli dezavantajlarından dolayı (Du ve ark., 1994; Bong ve ark., 2020), titanyumun şekillendirilmesi için alternatif şekillendirme prosesleri önem arz etmektedir.

Bu alternatif yöntemlerden biri metallerin sıvı basıncı etkisiyle şekillendirildiği Hidroşekillendirme (HŞ) prosesidir. Klasik yöntemlere göre pek çok avantaja sahip olan HŞ yöntemi şekillendirilebilirlikte artış sağlamaktadır. Öztürk ve ark. (2017) yaptıkları çalışmada alüminyum alaşımının erkek kalıpla sac HŞ'si ile sınır çekme oranını 2,7 değerine kadar çıkartmıştır. Böylece klasik şekillendirmede 3-4 kademedede üretilebilecek parçalar tek kademedede üretilebilmiştir. Şekillendirilebilirlikte artış sayesinde, daha ince saclar ile parçaların üretilmesine ve sünekliği nispeten az olan hafif alaşımların yapısal parçalara dönüştürülmesine imkân tanınmaktadır. Düşük yoğunluklu hafif malzemelerin fonksiyonel parçalara dönüştürülmesi araç ağırlığı azaltma çalışmalarında kilit bir nokta olarak ele alınmaktadır (Türköz, 2015). Bu nedenle malzeme seçimine ek olarak şekillendirilebilirliğin artırıldığı ileri imalat yöntemlerinin geliştirilmesi daha da önemli hale gelmektedir. Literatürde titanyum ve alaşımlarının hidroşekillendirmesiyle ilgili sınırlı sayıda çalışma vardır. Bunun sebebi titanyum alaşımlarının ve HŞ preslerinin maliyetlinin yüksek olmasıdır. Ayrıca oda sıcaklığında titanyum alaşımlarının şekillendirilmesi için gerekli kuvvetlerin birçok metale göre yüksek olmasıdır (Şekil 1.2) (Bell ve ark., 2020). Titanyumun maliyetli olmasından dolayı prosesin Sonlu Elemanlar Analizini (SEA) yapmak zaman ve maddi kaybın önüne geçecektir. Ancak bu sayısal simülasyonlardan elde edilen sonuçların güvenilir olması için Sonlu Elemanlar (SE) modeline doğru malzeme özelliği verilerinin ve hasar parametrelerinin girilmesi gereklidir. Metal şekillendirme SE modeline malzemenin Şekillendirme Sınır Eğrisinin (ŞSE) tanımlanması ile hasarın meydana geldiği noktanın belirlenmesi oldukça doğru



Şekil 1.2. Çeşitli metaller için hidroşekillendirilebilirlik (Bell ve ark., 2020)

sonuçlar vermektedir (Lacki, 2016). Ancak ŞSE'ler malzeme kusurları, kalınlık değişimi, porozite ve pürüzlülük gibi homojensizlikler, plastik özelliklerdeki değişimler, şekil değiştirme dağılımını etkileyen malzeme özellikleri, pekleşme katsayısı, anizotropi, şekil değiştirme hızı duyarlılığı, malzeme tipi ve kalınlığı, alaşım elementi, sıcaklık, tane boyutu ve şekli, deneylerdeki yağlama durumu, grid boyutu, gridleme ve ölçme yöntemi, şekillendirme ekipmanı ve operatör değişikliği gibi birçok faktörden etkilenmektedir (Dilmeç, 2012). Ayrıca deneysel yollarla ŞSE'lerin belirlenmesi zaman tüketimi ve maliyet açısından büyük dezavantajlara sahiptir (Zhang ve ark., 2018). Rastellini ve ark. (2016) tarafından ŞSE'lerin düzlem içi yükleme altında malzemelerin şekillendirilebilirliğini değerlendirmek için kullanılmasına rağmen çok eksenli gerilmelerin ortaya çıktığı hidroşekillendirme veya kalın sac şekillendirme işlemleri gibi üç eksenli yüklerin söz konusu olduğu proseslerde ne hasar ne de şekillendirme limitlerini tahmin etmek için uygun olmadığı belirtilmiştir.

Son yıllarda bilgisayar gücünün artmasıyla da doğrusal olmayan sonlu elemanlar kodları ile sayısal simülasyonlar, gerilme üç eksenliliğinin etkisini de dikkate alarak hasar tahmini için çeşitli karmaşık problemlerin araştırılmasına izin verir hale gelmiştir (Cao, 2017). Gerilme üç eksenliliğine karşılık kırılma birim şekil değiştirme eğrisinin (Triaxial Failure Diagram) geleneksel ŞSE yerine kullanılması maliyet, zaman ve doğruluk açısından birçok avantaj sağlamaktadır (Rastellini ve ark., 2016). Bu nedenle çalışmanın amacı oda sıcaklığında sınırlı şekillendirilebilirliğe sahip Ti-6Al-4V alaşımının ileri bir imalat yöntemi olan hidroşekillendirme prosesiyle şekillendirilmesi sırasında meydana gelebilecek hasarı, SE yazılımı ile nümerik olarak modelleyerek önceden tahmin etmektedir.

Bu kapsamda çalışmanın ikinci bölümünde hidroşekillendirme yönteminden bahsedilip metal şekillendirmede hasarın gelişimi ve modellenmesi üzerine yapılan çalışmaların literatür taraması verilmiştir.

Üçüncü bölümde çekme deneylerinin yapılması, malzeme karakterizasyonu ve kırılma yüzeylerinin incelenmesi, çekme deneylerinin modellenmesi, Johnson Cook pekleşme ve hasar parametrelerinin teorik ve nümerik olarak belirlenmesi, sac hidroşekillendirme prosesinin deneysel ve nümerik olarak gerçekleştirilmesi detaylı bir şekilde anlatılmıştır.

Dördüncü bölümde başlangıçta malzeme karakterizasyonu sonuçları verilmiştir. Daha sonra çekme deneyinin deneysel sonuçları ile simülasyonunun sonuçları karşılaştırılarak doğrulanmıştır. Son olarak ise hidroşekillendirme prosesinden deneysel olarak elde edilen parçalardaki yırtılma basıncı, şişme yüksekliği, kırılma morfolojisi, kalınlık dağılımı, kalıp giriş ve taban radyüsleri nümerik olarak belirlenen sonuçlarla karşılaştırılmıştır.

Son olarak beşinci bölümde tez çalışmasından elde edilen sonuçlar ile tez konusu ile ilgili öneriler verilmiştir.

## 2. KAYNAK ARAŞTIRMASI

Bu bölümde öncelikle Hidroşekillendirme (HŞ) prosesi hakkında kısaca bilgi verilmiştir. Prosesin nasıl gerçekleştirildiği, çeşitleri, uygulama alanları, avantajları ve dezavantajları açıklanmıştır. Daha sonra tez kapsamında kullanılan Ti-6Al-4V alaşımının mekanik ve metalürjik özelliklerine değinilmiştir. Son kısımda ise metal şekillendirmede hasarın gelişimi ve hasarın modellenmesindeki kullanılan yöntemler açıklanıp, Ti-6Al-4V alaşımındaki hasarın modellenmesi üzerine yapılan çalışmalar incelenmiştir.

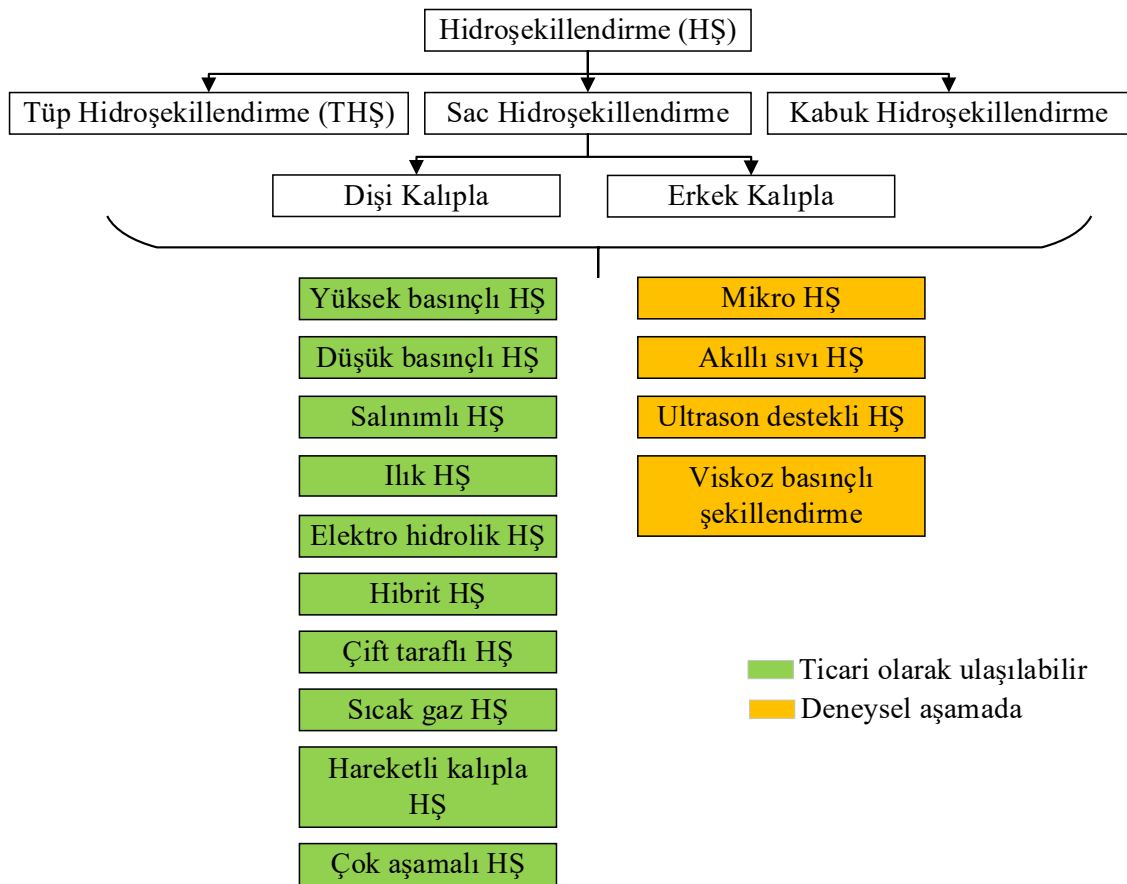
### 2.1. Hidroşekillendirme

HŞ prosesi, sac veya boru şeklindeki malzemelerin sıvı basıncı yardımıyla şekillendirilmesinde kullanılan ileri bir imalat yöntemidir. Yöntemde, malzemenin şekillendirilmesini sağlayan geleneksel mekanik kuvvetlerin yerini sıvı basıncı almaktadır. Bu durum beraberinde şekillendirilebilirlikte artış (Zhang ve Danckert, 1998), kalınlık incelmesinde azalma (Zhang ve ark., 2004), mekanik özelliklerde, yüzey kalitesinde ve boyutsal doğrulukta artış (Alaswad ve ark., 2012), kalıp maliyetlerinde azalma, ağırlık tasarrufu ve karmaşık geometrilerin tek kademede (Zhang, 1999) üretilmesi gibi birçok avantaj sağlamaktadır. Bu avantajların oluşmasındaki en temel sebep sıvının şekillendirilen malzeme üzerinde eşit miktarda kuvvet uygulamasıdır.

HŞ prosesi tüp, sac ve kabuk olmak üzere üçe ayrılmaktadır (Şekil 2.1) (Bell ve ark., 2020). Sac HŞ ise kendi içinde erkek kalıpla sac HŞ ve dişi kalıpla sac HŞ olmak üzere ikiye ayrılmaktadır. Ayrıca bu yöntemler yüksek basınçlı, düşük basınçlı, salınımlı, ılık, sıcak gaz, elektro hidrolik, mikro, akıllı sıvı ve ultrason destekli HŞ gibi alt dallara ayrılabilir. Bu proseslerin bir kısmına ticari olarak ulaşılabilirken bir kısmı hala deneysel çalışma aşamasındadır.

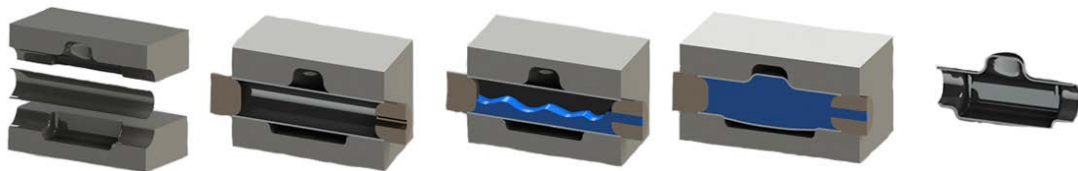
#### 2.1.1. Tüp hidroşekillendirme

Tüp Hidroşekillendirme (THŞ), boru şeklindeki malzemelerin akışkan bir ortamın uyguladığı iç basınç ve/veya aksel kuvvet etkisinde şekillendirilmesidir (Şekil 2.2). Prosesi içi boş silindirik metal bir borunun kalıp içerisine yerleştirilmesi ile başlanılmaktadır. Boruya ön şekillendirme işlemi uygulanmış olabilir. Kalıplar kapatılır ve basınç uygulanır. Sızdırmazlığı ve aynı zamanda aksel ilerlemeyi sağlayan pistonlar



Şekil 2.1. Hidroşekillendirme yönteminin sınıflandırılması (Bell ve ark., 2020)

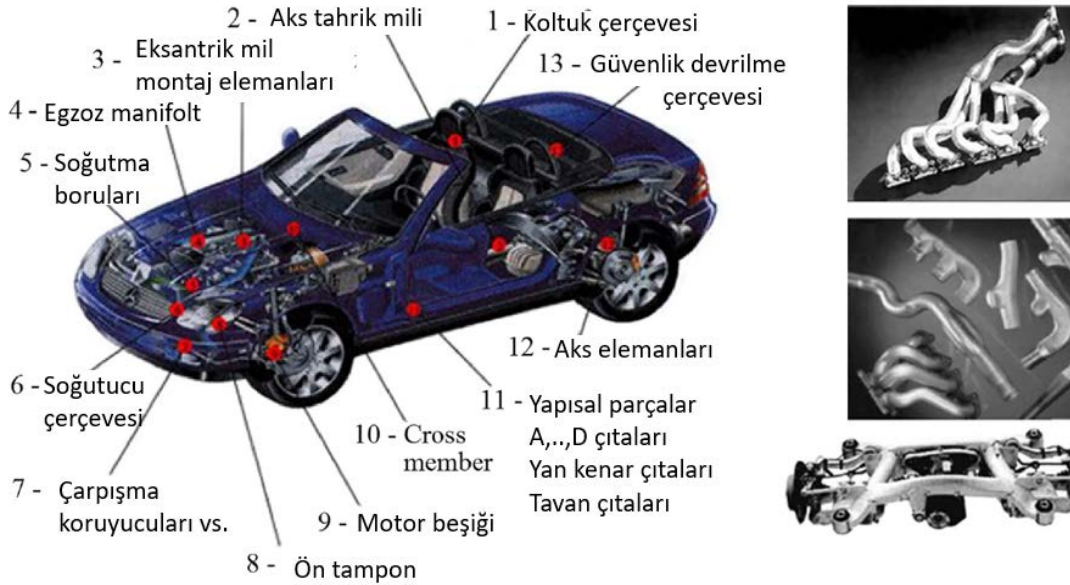
harekete geçer, borunun iki tarafını kapatır ve ortam şekillendirmeyi sağlayan akışkanla doldurulur. Sonraki aşama kalibrasyon aşaması olarak isimlendirilir (Şahin, 2002). Uygulanan iç basınçtan ve eğer varsa aksenal sıkıştırmadan dolayı malzeme kalıbın içine akmaya başlar ve şeklini alır. İşlem sonunda kalıp açılır ve parça dışarıya alınır. Genellikle THŞ prosesinde bulunan ekipmanlar; tüp parçaya istenilen geometriyi veren kalıp, proses sırasında tüpü ucundan iterek kalıp içerisine malzeme beslenmesi sağlayan aksenal besleme zımbası, T ve Y şekilli parçaların şekillendirilmesinde kullanılan karşı destek zımbası olarak sıralanabilir.



Şekil 2.2. Tüp Hidroşekillendirme prosesi (Bell ve ark., 2020)



Gray ve ark. tarafından 1940 yılında alınan patentle yöntemin temelleri atılmıştır. T şeklinde çıkıntıya sahip dikişsiz parçalarının iç basınç ve yüklemeye üretilmesi için kalıp, aksenel zımba ve sızdırmazlık tasarımları yapılmıştır. Aslında bisiklet parçalarını şekillendirmek için geliştirilen ve yıllardır bu amaç için kullanılan bu proses, son yıllarda otomotiv parçalarının şekillendirilmesi için daha da geliştirilmiş ve daha kaliteli ürünlerle beraber parça sayısını azaltarak daha hafif otomobillerin üretimini mümkün kılmıştır (Wang, 1994). Motor beşiklerinde yer alan karmaşık geometrilerin üretim sürecinde THŞ uygulanması, imalattaki adımları büyük ölçüde basitleştirmiş ve parça sayısını azaltmıştır. Buick LeSaabre motor beşiği THŞ üretim sürecinden geçirildiğinde parça sayısı 40'tan 18'e düşürülmüştür (Koç, 2008). THŞ ile üretilen bazı otomotiv bileşenlerinin (manifoldlar, borular, miller, dönen motor bileşenleri, tamponlar, motor beşikleri ve yapısal elemanlar) örnekleri Şekil 2.3'te verilmiştir (Bell ve ark., 2020).



Şekil 2.3. THŞ ile üretilmiş araba parçaları (Bell ve ark., 2020)

### 2.1.2. Kabuk hidroşekillendirme

Kabuk HŞ, birleşik hidro-şişirme olarak da adlandırılmaktadır (Yuan ve ark., 2004). Proses oldukça emek istediğinden dolayı tüp ve sac HŞ'ye göre daha az çalışılmıştır. Genellikle küçük ölçekli endüstriyel projelerde ve sınırlı akademik çalışmada yer almıştır (Wang ve ark., 2005; Wang ve Yuan, 2006). Prosese oval bükülmüş saclar bir araya getirilerek başlanılmaktadır. Sonrasında saclar küresel bir şekilde birbirine kaynatılmaktadır. Sacların tepesine sıvı basıncının kabuk içine aktarılmasını sağlayacak bir nozül eklenmektedir. Nozülden içeriye sıvı basıncı verilerek

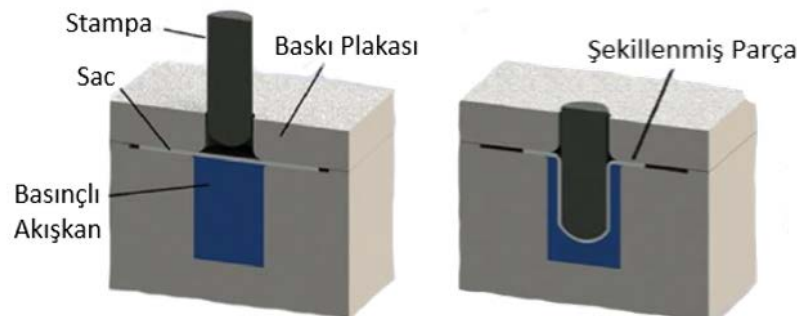
şişirme işlemi yapılmaktadır (Wang ve ark., 2005) (Şekil 2.4). Kabuk HŞ prosesinde şişme kalıpta değil boş alanda gerçekleştirilmektedir. Sıvıyı tutan kapların, yakıt tanklarının ve dekoratif eşyaların oluşturulmasında kullanılır (Yuan ve ark., 2004).



Şekil 2.4. Kabuk Hidroşekillendirme prosesi (Bell ve ark., 2020)

### 2.1.3. Sac hidroşekillendirme

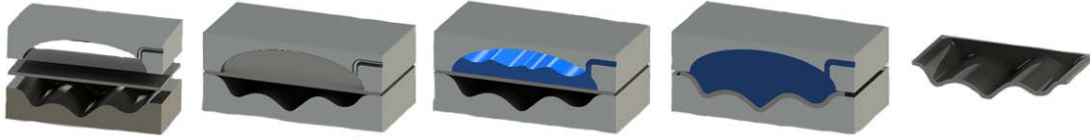
Sac HŞ teknolojisinin genel uygulama alanları otomobil sanayi, beyaz eşya sanayi, savunma, havacılık ve uzay sanayi gibi birçok alanı kapsamaktadır (Lang ve ark. 2004). Sac HŞ prosesi erkek kalıpla sac HŞ ve dişi kalıpla sac HŞ olmak üzere ikiye ayrılmaktadır (Altan, 2006). Erkek kalıpla sac HŞ prosesi hidromekanik derin çekme olarak da adlandırılmaktadır (Öztürk ve ark., 2017). Şekil 2.5'te görüldüğü üzere sac karşı tarafındaki yüksek basınçlı akışkan yardımıyla erkek kalıbın (stampa) şeklini almaktadır.



Şekil 2.5. Erkek kalıpla sac HŞ prosesi (Bell ve ark., 2020)

Dişi kalıpla sac HŞ prosesinde şekillendirme serbest şişme ve kalibrasyon olmak üzere iki aşamadan oluşmaktadır (Şahin, 2002). Sac malzeme, alt kalıp ve baskı plakası (üst kalıp) arasında yerleştirilmektedir. İstenilen geometri alt kalıp tarafından verilmektedir. Üst kalıp içerisine açılan kanaldan sacın üzerine sıvı basıncı uygulanmaktadır. İlk aşamada sac serbest olarak şişmektedir ve tam olarak kalıbın şeklini almamaktadır. İkinci aşamada ise daha yüksek iç basınç uygulanarak sacın kalıbın şeklini tam olarak alması sağlanmaktadır. Bu aşama kalibrasyon aşaması olarak

adlandırılmaktadır (Groche ve Metz, 2006). Bu yöntemde basınçlı sıvı bir stampa görevi gördüğünden dolayı kalıp maliyeti ve iş gücü azalmaktadır (Önder ve Tekkaya, 2008). Bu prosese etki eden önemli parametreler kalıpların geometrisi, baskı plakası (üst kalıp) kuvveti ve sıvı basıncıdır (Türköz, 2015).



Şekil 2.6. Dişi kalıpla sac HŞ prosesi (Bell ve ark., 2020)

#### 2.1.4. Hidroşekillendirmenin avantajları ve dezavantajları

HŞ prosesi diğer imalat proseslerine nazaran birçok avantaja sahipken birkaç dezavantaja sahiptir. Zhang ve Danckert (1998) geleneksel derin çekme prosesindeki 2.2 sınır çekme oranının HŞ prosesi ile 2.8'e kadar arttırılabileceğini belirtmiştir. Şekillendirilebilirlikteki bu artış imalat açısından değerlendirildiğinde üretilmesi hedeflenen parça nihai şekle yakın olmaktadır ve malzeme israfı önlenmektedir (Zhang, 1999). Şekillendirilebilirlikte artış sayesinde sünekliği nispeten az olan Ti-6Al-4V gibi hafif alaşımların yapısal parçalara dönüştürülmesine imkân tanınmaktadır. Karmaşık geometrilerin tek işlem adımında elde edilmesini sağlamaktadır (Koç, 1998). Bu durum montaj işlemlerinde kullanılan somun, civata ve diğer bağlantı parçalarının kullanılmasının önüne geçerek ağırlık azaltılmasını sağlamaktadır (Bell ve ark., 2015). Ayrıca HŞ prosesi montaj işlemlerindeki kaynaklı bağlantıları azaltarak güvenlik faktörünü arttırmaktadır (Frith ve Stone, 2015). HŞ prosesinde kullanılan sıvı, şekillendirme sırasında malzeme yüzeyini çizmeyeceğinden nihai üründe yüzey kalitesi daha yüksek olmaktadır (Singh ve Kumar, 2008). Singh ve Kumar 2008 yılındaki çalışmalarında farklı şişirme deneyleri yapmıştır ve geleneksel yöntemle elde edilen ortalama 1,84  $\mu\text{m}$  pürüzlülük değerinin hidroşekillendirilmiş numunede 0,96  $\mu\text{m}$ 'ye düştüğünü göstermiştir. HŞ prosesi maliyet açısından değerlendirilirse erkek kalıbın yerini sıvı basıncının alması kalıp maliyetlerinde azalma sağlamaktadır (Koç, 2008). Ancak bu avantajlara rağmen HŞ preslerinin ilk yatırım maliyeti, geleneksel preslerden kabaca %30 daha yüksektir (Zhang, 1999). HŞ preslerinin bir diğer dezavantajı çevrim süreleri geleneksel soğuk şekillendirme yöntemlerinde kullanılan preslerden çok daha uzundur (Ahmetoğlu ve Altan, 2000). Bunun nedeni, bir hazne içindeki sıvı basıncını doldurmanın ve artırmanın zaman almasıdır.

## 2.2. Titanyum ve Titanyum Alaşımaları

Atom numarası 22, atom ağırlığı 47.9, ergime noktası 1668°C, kaynama noktası 3287°C, özgül ağırlığı 4.50 g/cm<sup>3</sup> olan titanyum periyodik tablonun 4B grubunda yer alan bir geçiş elementidir. Alüminyum, magnezyum ve demirden sonra dünyada en çok bulunan metaldir. Titanyumun oksijen ile kolaylıkla reaksiyona girmesi doğada saf halde bulunmasına engel olup genellikle rutil ( $TiO_2$ ) ve ilmenit ( $FeTiO_3$ ) gibi mineral formlarında bulunmasına neden olmaktadır (Leyens ve Peters, 2003). Titanyumun reaksiyona girme yatkınlığı ve yüksek ergime sıcaklığı nedeniyle saflaştırmak zor olduğundan maliyeti yüksek bir metaldir (Boyer ve ark., 1996). Titanyum metali üretimi çelikten 30 kat, alüminyumdan 6 kat daha pahalıdır (Hurless ve ark., 2002). Ancak çelik kadar sağlam olup %45 daha hafiftir ve alüminyumdan iki kat daha dayanıklı olup %60 daha ağırdır (Yücel, 2018). Böylelikle iyi bir mukavemet/yoğunluk oranı göstermektedir (Prasad ve ark., 2020). Ayrıca yüksek korozyon direncine ve yorulma dayanımına da sahiptir (Prando ve ark., 2017; Liying ve ark., 2011). Bu avantajlarından dolayı titanyum ve titanyum alaşımlarının birçok kullanım alanı bulunmaktadır. Başta havacılık ve uzay sanayi olmak üzere savunma ve medikal sanayinde yaygın olarak kullanılmaktadır. Uçak gövdesi, gaz türbin motoru, balistik zırh, medikal implant titanyum ve alaşımlarının bazı kullanım alanlarıdır (Subaşı ve Karataş, 2012).

Titanyum içerisine katılan elementlerin çeşidine ve miktarına, alaşım kimyasına, prosese ve ısı işleme bağlı olarak çok çeşitli mikroyapılar ve fazlar sergilemektedir (Çizelge 2.1). Fazlar, allotropik dönüşüm ve çökeltme reaksiyonları ile oluşmaktadır (Joshi, 2006).

**Çizelge 2.1.** Titanyum alaşımlarında bulunan bazı fazlar (Joshi, 2006)

Faz sembolü	Açıklaması
$\alpha$	Titanyumun düşük sıcaklıktaki allotropik formu (Sıkıpaket hegzogonal yapı)
$\beta$	Titanyumun yüksek sıcaklıktaki allotropik formu (Hacim merkezli kübik yapı)
$\alpha_2$	$Ti_3Al$ ; fazla alüminyumun çökeltmesi (DO19 hegzogonal yapı)
$\gamma$	$TiAl$ ; fazla alüminyumun çökeltmesi (L10 kübik yapı)
$\alpha'$	Martenzitik dönüşüm nedeniyle denge dışı faz (Sıkıpaket hegzogonal yapı)
$\alpha''$	Martenzit fazı (Ortorombik kristal yapı)
$\omega$	Titanyumun yüksek basınçtaki allotropik geçiş formu (hegzogonal yapı)

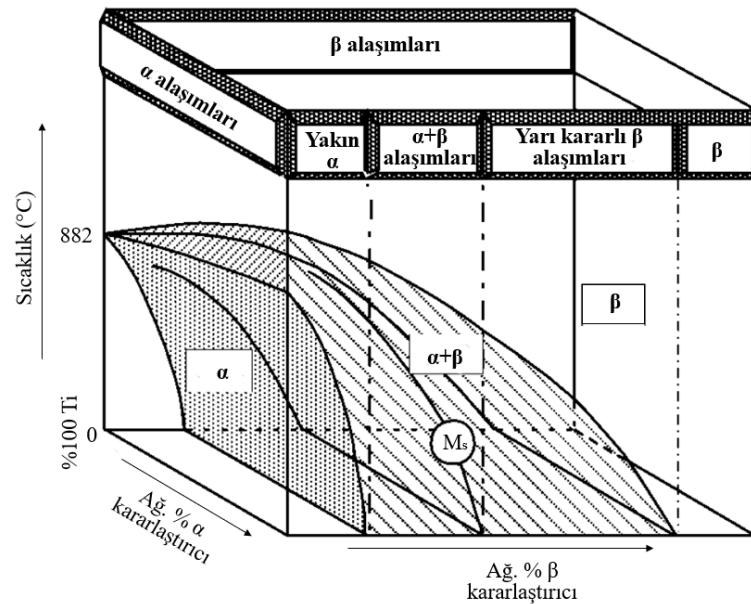
Çeşitli faz dönüşümleri yoluyla gelişen mikroyapısal varyasyonlara ek olarak yeniden kristalleşme, küreselleştirme vb. gibi diğer metalürjik süreçler nedeniyle mikroyapının morfolojisi ince ve kaba olmak üzere lamelli veya eş eksenli yapıda olabilir

(Leyens ve Peters, 2003). Lamelli mikroyapı  $\beta$  fazı alanından soğuma, eş eksenli mikroyapı ise yeniden kristalleşme sürecinin bir sonucu olarak elde edilir. Her iki mikroyapı türünde de fazlar kaba veya ince bir düzene sahip olabilir. Çeşitli mikroyapılar titanyum alaşımlarının mekanik özellikleri üzerinde güçlü bir etkiye sahiptir (Çizelge 2.2) (Leyens ve Peters, 2003). İnce ölçekli mikroyapılar, mukavemetin yanı sıra sünekliği de artırır. Ayrıca, çatlak çekirdeklenmesini geciktirirler ve süperplastik şekillendirme için bir ön koşuldurlar. Kaba mikroyapılar ise sürünme dayanımı gösterir ve yorulma çatlak büyümesine karşı daha dirençlidir. Eş eksenli mikroyapılar genellikle yüksek sünekliğe ve yorulma mukavemetine sahiptir ve süperplastik deformasyon için tercih edilirken, lamelli mikroyapılar yüksek kırılma tokluğu, sürünme dayanımı ve yorulma çatlak büyümesine karşı üstün direnç gösterir.

**Çizelge 2.2.** Mikroyapı morfolojisinin titanyum alaşımlarına etkisi (Leyens ve Peters, 2003)

İnce	Kaba	Özellik	Lamelli	Eş eksenli
+	-	Dayanım	-	+
+	-	Süneklik	-	+
-	+	Kırılma tokluğu	+	-
+	-	Yorulma çatlak başlaması	-	+
-	+	Yorulma çatlak yayılımı	+	-
-	+	Sürünme dayanımı	+	-
+	-	Süperplastiklik	-	+
+	-	Oksidasyon davranışı	+	-

Mikroyapılarda bulunan fazlar açısından genel olarak titanyum alaşımları sırasıyla  $\alpha$  fazlı titanyum, yakın  $\alpha$  fazlı titanyum,  $\alpha+\beta$  fazlı titanyum, yarı kararlı  $\beta$  fazlı titanyum ve  $\beta$  fazlı titanyum olarak sınıflandırılmaktadır (Şekil 2.7) (Ahmed ve ark.,



**Şekil 2.7.** Ti alaşımlarını sınıflandırmak için şematik üç boyutlu faz diyagramı (Ahmed, 2012)

2012).  $\alpha$  fazı yapıcı elementler ( $\alpha$  kararlaştırıcı) alüminyum, oksijen, karbon ve azot gibi elementlerdir.  $\beta$  fazı yapıcı elementler ( $\beta$  kararlaştırıcı) ise molibden, demir, vanadyum, krom ve magnezyum gibi elementlerdir (Donachie, 2000).

**$\alpha$  alaşımları**, ticari olarak saf titanyumun dört derecesi (Grade 1-4) (Oksijenin ağırlıkça % 0.18-0.40 arasında değiştiği Ti-O alaşımları) ve yalnızca  $\alpha$  kararlaştırıcı ile nötr elementlere sahip titanyum alaşımlarından oluşmaktadır. Isıl işleme cevap vermemeleri nedeniyle genellikle katı çözelti ve soğuk şekillendirme ile dayanımları artırılır (Leyens ve Peters, 2003). Ayrıca yüksek korozyon ve sürünme dirençleri sayesinde özellikle kimya endüstrisi için (örneğin basınçlı kaplarda veya ısı eşanjörlerinde) uygundur.

**Yakın  $\alpha$  alaşımları**,  $\beta$  kararlaştırıcı elementlerden ağırlıkça %2'ye kadar içerip hacimce yaklaşık %10'undan daha az  $\beta$  fazından oluşmaktadır. Bu alaşımlar yüksek sürünme direncini iyi mukavemet seviyeleriyle birleştirir ve esas olarak havacılık endüstrisinde kullanılan türbin motorlarının kompresörleri gibi yüksek sıcaklık uygulamaları (~ 500-550 °C) için kullanılır (Barriobero-Vila, 2015).

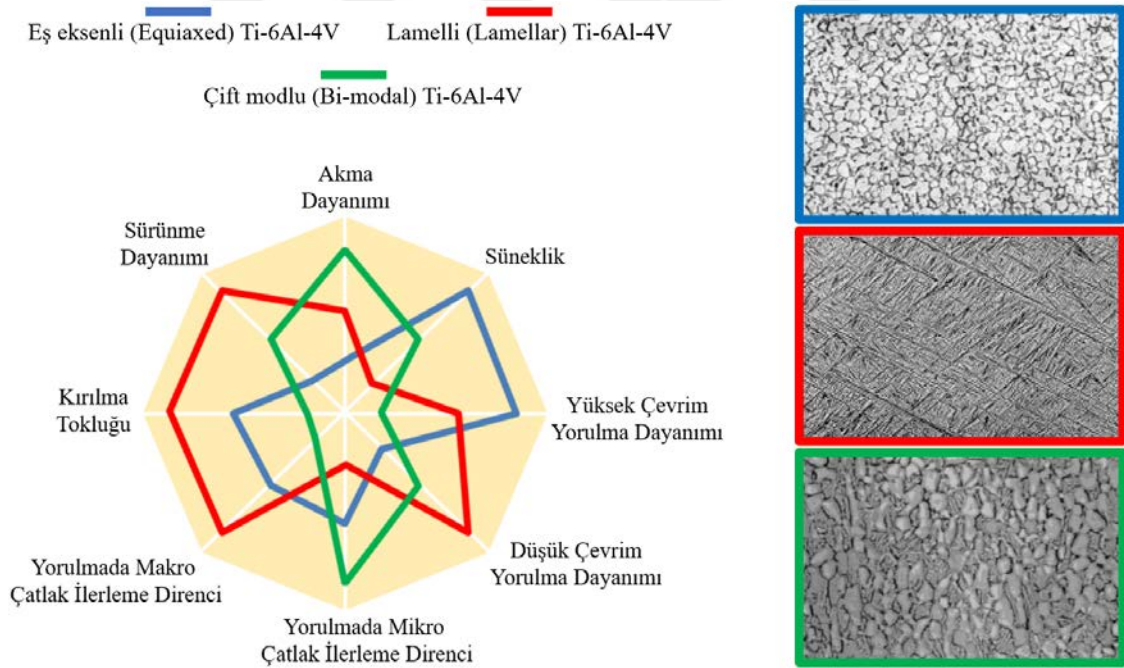
**$\alpha+\beta$  alaşımları**, oda sıcaklığında  $\beta$  fazının hacimce %5-40 oranında bulunmasına yol açan ağırlıkça %4-6 oranında  $\beta$  kararlaştırıcısı ilavesi içerir. Martenzit dönüşümü,  $\beta$  fazı alanından oda sıcaklığına hızlı soğuma ile meydana gelir. Bu alaşımlar, farklı termal ve termomekanik işlemler uygulayarak çok çeşitli mikroyapılar, yani farklı mekanik özellikler geliştirebilir (Donachie, 2000). Bu durum geniş bir uygulama yelpazesi sunar.

**Yarı kararlı  $\beta$  alaşımları**,  $\beta$  kararlaştırıcı elementlerin yüksek içeriklerinden dolayı (ağ. %10-15) bu alaşımlar hızlı soğutma üzerine martenzitik olarak dönüşmezler. Bunun yerine  $\beta$  fazı yarı kararlı durumda tutulur. Bu alaşımlar tokluk, yorulma direnci, iyi şekillendirilebilirlik ile birlikte yüksek dayanım sunar (Barriobero-Vila, 2015).

**$\beta$  alaşımları**, çok yüksek oranda  $\beta$  kararlaştırıcı ilavesi (ağırlıkça yaklaşık %30) içerir ve tek bir  $\beta$  fazından oluşur. Genel olarak yapıdaki  $\beta$  fazı arttıkça yoğunluk, ısıl işleme duyarlılık, dayanım, deformasyon hızına duyarlılık, soğuk şekillendirilebilirlik artar. Fakat sürünme dayanımı ve kaynak kabiliyeti düşer (Leyens ve Peters, 2003).

Tez kapsamında kullanılan Ti-6Al-4V alaşımı, titanyum alaşımları arasında en yaygın kullanım alanına sahip olup dünyada toplam titanyum üretiminin %50'sinden

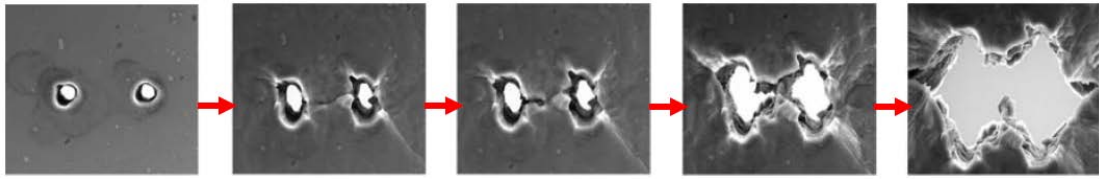
fazlasını oluşturmaktadır (Donachie, 2000). Alaşım, oda sıcaklığında çift fazlı yapıda olup yapısında bulunan %6'lık alüminyum elementi  $\alpha$  fazını, %4'lük vanadyum elementi  $\beta$  fazını kararlı hale getirmektedir. Bu alaşım barındırdığı alüminyum miktarı nedeniyle faz diyagramında  $\alpha$  fazına daha yakın bölgede bulunmaktadır.  $\alpha$  fazı yapıcı olan alüminyum elementi alaşım içerisinde katı çözelti mukavemetlenmesi sağlar. Yapıdaki alüminyum miktarı arttığı zaman  $\alpha_2$  fazı oluşur. Bu faz, Ti-6Al-4V alaşımının süneklik ve tokluk gibi mekanik özelliklerinde düşüşe neden olur (Grujicic and Narayan, 1992).  $\alpha_2$  fazının meydana gelmemesi için ağırlıkça Al miktarı %6 civarında tutulur. Alaşımında  $\beta$  fazı yapıcı olan vanadyum elementi  $\alpha$  fazında çözünmemektedir ve  $\alpha$  fazının sınır bölgelerinde birikmektedir. Sonuç olarak, Ti-6Al-4V gibi alaşımlar nispeten ince bir mikroyapıya sahiptir ve genellikle dayanımlarını tane sınırı mukavemetlenmesinden sağlarlar (Taktak, 2002). Literatürde Ti-6Al-4V alaşımını için eş eksenli, lamelli ve çift modlu olmak üzere üç farklı mikroyapı verilmiştir. Bu mikroyapıların resimleri ve özellik profilleri Şekil 2.8'de verilmiştir. Malzemeden beklenen özelliğe göre istenilen mikroyapı ısıt işlemlerle elde edilmektedir.



Şekil 2.8. Ti-6Al-4V alaşımının farklı mikroyapıları ve özellik profilleri (Barriobero-Vila, 2015)

### 2.3. Metal Şekillendirmede Hasarın Gelişimi

Hasar, bir mühendislik yeteneğini engelleyen bir veya daha fazla yapısal özelliğin istenmeyen gelişimini temsil eder. Metal şekillendirmede istenmeyen gelişim genellikle malzemenin hacmindeki plastik deformasyonun neden olduğu süreksizler (mikro çatlaklar veya mikro boşluklar vb.) olarak kabul edilmektedir (Tekkaya ve ark., 2020). Metal ve metal alaşımlarında sünek kırılma genellikle plastik deformasyon sırasında mikroskobik boşlukların başlaması, büyümesi ve birleşmesinden kaynaklanmaktadır (Li ve Fu, 2019) Şekil 2.9'da boşluğun çekirdeklenmesi, büyümesi ve birleşmesi süreci gösterilmiştir.



Şekil 2.9. Boşlukların çekirdeklenmesi, büyümesi ve birleşmesi süreci (Welk ve Wilkonson, 2008)

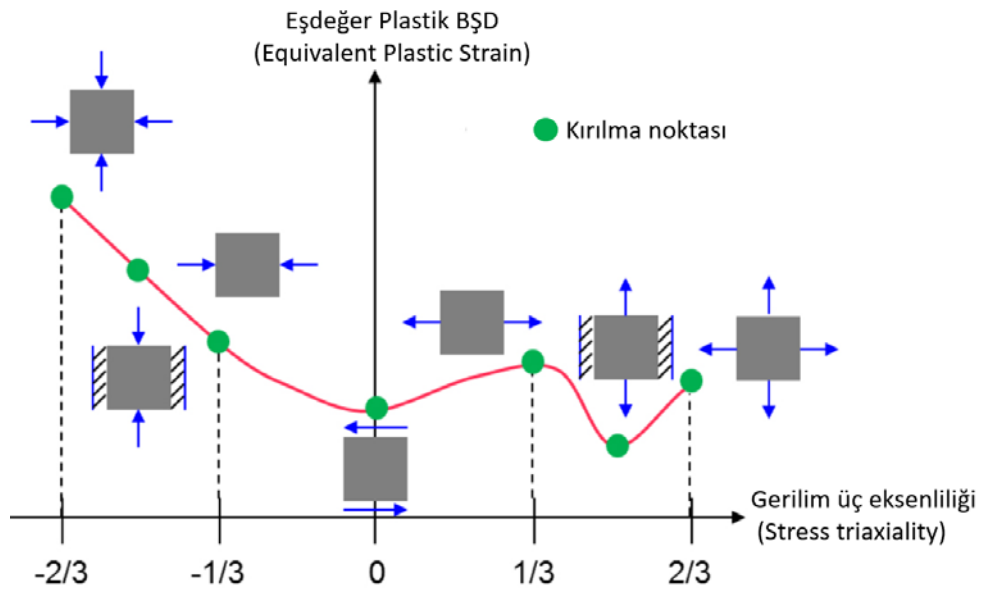
Boşluk çekirdeklenmesi yeni bir boşluğun ortaya çıkmasıdır. Boşluklar malzemede bölgesel gerilim arttıran unsurlar tarafından tetiklenmektedir. İkincil faz ya da inklüzyonlar etrafında, kayma bantlarının kesişim noktalarında ve tane sınırlarında meydana gelmektedir (Işık, 2020). Tez kapsamında kullanılan Ti-6Al-4V alaşımı çok fazlı mikro yapıya sahip olup sert bir  $\beta$  fazı ve daha yumuşak bir  $\alpha$  fazından meydana gelmektedir. Fazlar arasında yüksek yoğunluklu  $\alpha/\beta$  faz sınırları vardır. Bu  $\alpha/\beta$  faz sınırları deformasyon birikimi ve deformasyon uyumsuzluğunun olduğu yerlerdir. Bu sebeplerden dolayı Ti-6Al-4V malzemede boşluk çekirdeklenmesi için faz sınırları tercihli yerler olabilmektedir (Verleysen ve Peirs, 2017). Boşluklar çekirdeklendikten sonra daha fazla plastik deformasyon uygulanması, boşlukların boyutunu genişletip şeklini bozmaktadır. Bu duruma genellikle boşluk büyümesi adı verilmektedir. Boşluklar plastik deformasyonla büyük ölçüde genişleyip deforme olduğundan, birbirine yakın boşluklar bağlanır ve birleşir (Pineau ve ark., 2016). Sünek metaller için, boşluklar birleşmeden önce boyut olarak iki katına hatta üç katına çıkabilirken, daha az sünek malzemeler için boşlukların birleşme süreci çekirdeklenmeden hemen sonra başlamaktadır (Cao, 2017). Boşlukların çekirdeklenmesi ve büyümesinde malzeme içerisindeki empüritelere (safsızlıklar) sayısının etkisi olduğu gibi gerilme durumunun da etkisi vardır. Gerilme durumunun sünek hasar ve kırılma üzerindeki etkisini değerlendirmek için, yaygın olarak iki skaler tanımlayıcı kullanılmaktadır. Bunlar



gerilme üç eksenliliği (stress triaxiality) ve lode parametresidir (Tekkaya ve ark., 2020). Hidrostatik gerilme ve eşdeğer gerilme arasındaki oran, gerilme üç eksenliliği ( $\eta$ ) olarak adlandırılmaktadır (Eşitlik 2.1). Gerilme üç eksenliliği, genellikle gerilme durumu tarafından tanımlanan bölge içindeki kırılma tipini (sünek veya kırılğan) tahmin etmek için kullanılabilir (Kim ve ark., 2017).

$$\eta = \frac{\sigma_h}{\bar{\sigma}} = \frac{\frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)}{\sqrt{\frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}{2}}} \quad (2.1)$$

Burada  $\sigma_h$  hidrostatik gerilme,  $\sigma_{eş}$  eşdeğer Von-Mises gerilmesi,  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  ve  $\sigma_3$  ise asal gerilmelerdir. Hidrostatik gerilme ( $\sigma_h$ ) boşlukların çekirdeklenmesini ve büyümesini sağlamaktadır. Saf hidrostatik gerilme koşullarında, boşluklar bir çatlak oluşturmak üzere birleşene kadar küresel geometriyi koruyarak büyür. Deviatorik gerilme ( $\bar{\sigma}$ ) ise küre benzeri bir boşluğu elipsoid benzeri bir boşluğa dönüştüren boşluk geometrisinin değişiminden sorumludur (Giglio ve ark., 2012). Gerilim üç eksenliliği farklı yükleme koşullarında farklı değerler almaktadır (Şekil 2.10). Hidrostatik yükleme koşullarında  $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$  olduğundan dolayı  $\bar{\sigma}$  sifıra eşittir. Bu durum gerilim üç eksenliliği değerini sonsuz yapmaktadır. Dengeli iki eksenli çekme durumunda  $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma$  ve  $\sigma_3 = 0$  olup gerilim üç eksenlilik değeri  $2/3$  olarak hesaplanmaktadır. Tek eksenli yüklemede  $\sigma_1 = \sigma$  ve  $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$ 'dır. Bundan dolayı gerilim üç eksenliliği  $1/3$  değerini almaktadır. Saf



Şekil 2.10. Gerilim üç eksenliliğine karşılık eşdeğer plastik BŞD eğrisi (Kim ve ark., 2017)

kayma yüklemesinde  $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3 = 0$  olduğu için gerilim üç eksenlilik değeri 0'dır. Bu gerilme durumları ve gerilim üç eksenlilik değerleri Çizelge 2.3'te özetlenmiştir.

**Çizelge 2.3.** Gerilme durumuna göre elde edilen gerilme üç eksenliliği değerleri (Kim ve ark., 2017)

Gerilim Üç Eksenliliği ( $\eta$ )	Gerilme Durumu
-2/3	Dengeli iki eksenli basma
$-2/3 < \eta < -1/3$	Düzlem birim şekil değiştirme
-1/3	Tek eksenli basma
0	Saf kayma
1/3	Tek eksenli çekme
$1/3 < \eta < 2/3$	Düzlem birim şekil değiştirme
2/3	Dengeli iki eksenli çekme

Lode parametresi ( $\xi$ ) ise asal gerilme uzayının deviatorik düzlemindeki gerilme durumunun konumu ile ilgilidir (Verleysen ve Peirs, 2017). Lode parametresi hasarın meydana gelmesine neden olan boşluğun şeklini kontrol etmektedir (Tekkaya ve ark., 2020). Eşitlik 2.2'deki gibi ifade edilmektedir.

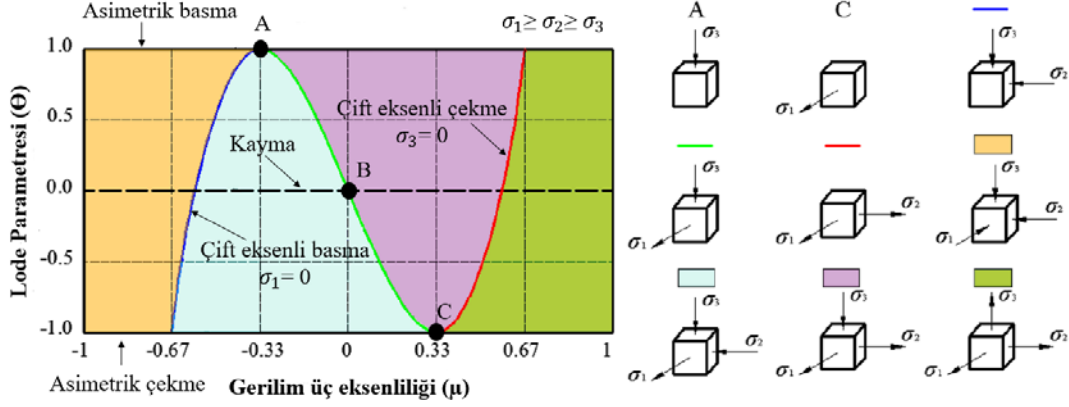
$$\xi = -\frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} \quad (2.2)$$

Burada  $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$  asal gerilmelerdir. Lode parametresinin değeri gerilme durumuna göre -1 ile +1 arasında değişmektedir (Bai ve ark., 2016). Lode parametresinin yerine bazı hasar modellerinde Lode açısı ( $\theta$ ) veya normalize edilmiş Lode açısı da ( $\bar{\theta}$ ) literatürde kullanılmaktadır. Lode parametresinin değeri yaklaşık olarak normalize edilmiş lode açısının değerinin negatifidir (Tekkaya ve ark., 2020). Eşitlik 2.3'te Lode açısını ifade eden, Eşitlik 2.4'te ise normalize edilmiş Lode açısını ifade eden denklem verilmiştir.

$$\theta = \frac{1}{3} \cos^{-1} \left( \frac{27 \det(\sigma^{dev})}{2\sigma_{e\bar{s}}^3} \right) \quad (2.3)$$

$$\bar{\theta} = 1 - \frac{6 * \theta}{\pi} \quad (2.4)$$

Şekil 2.11'de gerilim üç eksenliliğine karşılık lode parametresi eğrisi verilmiştir. A noktası tek eksenli basmaya, B noktası saf kaymaya ve C noktası tek eksenli çekmeye karşılık gelir. Mavi çizgi çift eksenli basma, kırmızı çizgi ise çift eksenli çekmeye karşılık gelir.

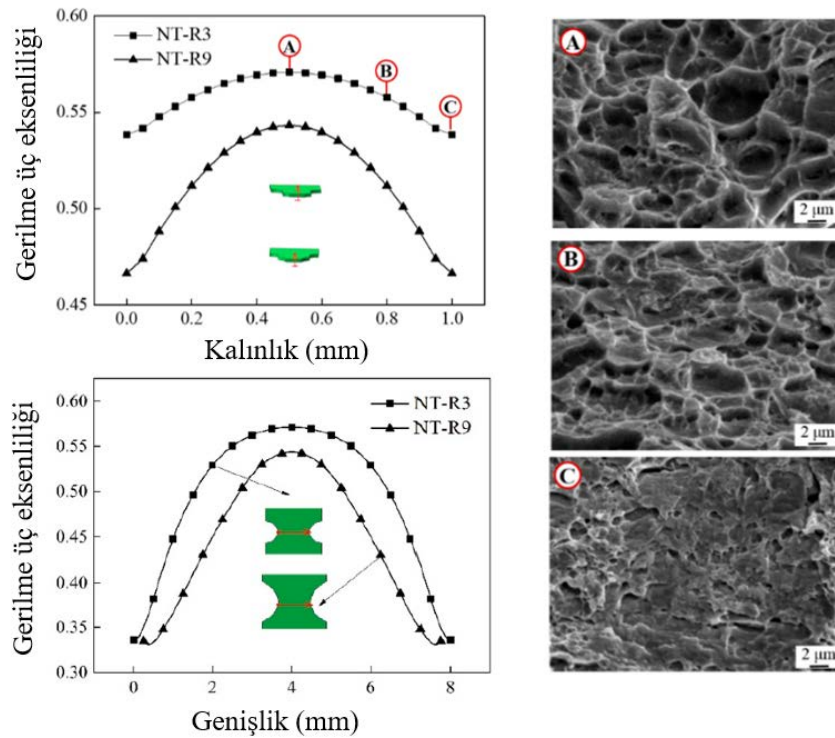


Şekil 2.11. Gerilim üç eksenliliğine karşılık Lode parametresi eğrisi (Chen ve ark., 2020)

Gerilme üç eksenliliği iki boyutlu gerilme durumunu, Lode açısı ise üç boyutlu gerilme durumunu ifade edebildiğinden, hangi parametrenin kullanılacağı malzemenin kırılma özelliklerine bağlı olarak farklılık göstermektedir. Örneğin kalınlık yönü üzerindeki etkinin önemsiz olduğu varsayılırsa bir sac metal iki boyutlu gerilme durumunda ifade edilebilmektedir (Kim ve ark., 2017). Bundan dolayı hasarın modellenmesinde gerilme üç eksenliliği yeterli olacaktır.

Ayrıca gerilme durumlarının farklılığı, makro ve mikro boyutta malzemenin kırılma davranışı ve kırılma yüzeyinden ayırt edilebilmektedir. Qian ve ark. (2019) 1 mm kalınlığa sahip tavlanmış TRIP 780 sacın farklı gerilme durumlarındaki kırılma mekanizmasını araştırmak için 6 farklı numune (0, 30, 45° kayma numuneleri, standart çekme, 3 ve 9 mm çentikli çekme numuneleri) tasarlamıştır. İki tekrarlı sabit 1mm/dk hızda çekme testleri yapılmıştır ve dijital görüntü korelasyonu yardımıyla BŞD değerleri ölçülmüştür. SEA yardımıyla da deplasman-kuvvet eğrileri büyük bir oranda doğru tahmin edilmiştir. Bunun üzerine sonlu elemanlar modellerinin güvenilir olduğu ve SEA'daki gerilim üç eksenliliği değerlerindeki değişimin doğru olduğu kabul edilmiştir. SEA'da kalınlık ve genişlik yönlerinde gerilme üç eksenliliği değişimi incelenmiş ve sonuçta çekme numunelerinin merkezindeki gerilme üç eksenliliği değeri kenar bölgelere göre daha yüksek çıkmıştır. Kayma numunelerinde ise merkez bölgedeki gerilme üç eksenliliği değerleri kenarlara göre daha düşük çıkmıştır. Bu gerilme üç eksenliliği değişimlerinin kırılma yüzeylerine etkisini incelemek amacıyla SEM resimleri çekilmiştir. 3 mm ve 9 mm çentiğe sahip numunelerin merkez ve kenar bölgelerinde farklı miktarlarda çukurlar gözlenmiştir. Özellikle kenar bölgelerde, çukurlar arasında kayma bantları oluşmuştur. 3 mm çentikli numunede çukurların boyutu 3-5  $\mu\text{m}$  mertebesinde iken 9 mm çentikli numunede çukur boyutları 2-3  $\mu\text{m}$  düzeyinde ölçülmüştür. Bu durum

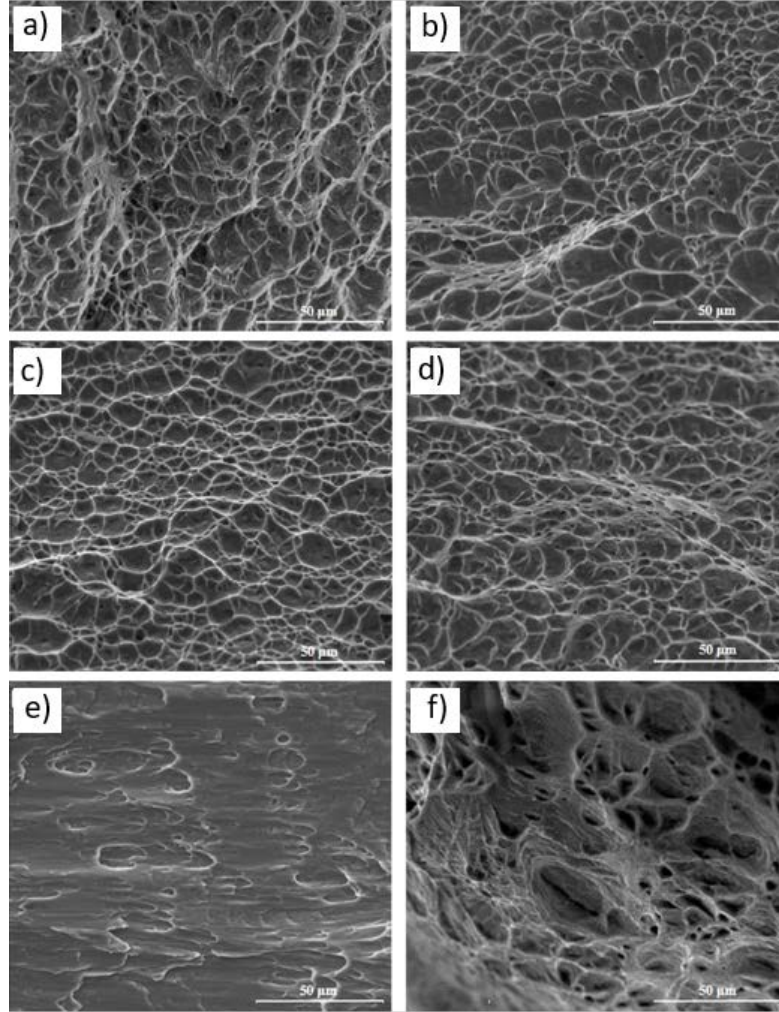
daha küçük çentik yarıçapları ve buna karşılık gelen daha yüksek gerilim üç eksenliliği değerlerinde, çukurların birleşmesini yanı çukurların büyümesini hızlandırmıştır. Böylelikle malzeme kırılmalar için daha zayıf hale gelmiştir. Çentik yarıçapının azaltılmasıyla, çekmenin baskın olduğu gerilme durumları ile gerilim üç eksenliliğinin boşluk gelişimi üzerindeki etkisi daha belirgin hale gelmiştir. Şekil 2.12'de 3 ve 9 mm çentikli numunelerin kalınlıkları boyunca gerilim üç eksenliliği değişimi ve buna karşılık gelen kırılma yüzeyi gösterilmiştir. Gerilme üç eksenliliği değerleri numunenin merkezinden kenarlara doğru gidildikçe azalmıştır. Kenarlardaki gerilme üç eksenliliği değerlerinin daha düşük olmasıyla birkaç kayma bandı tespit edilmiştir. Numunenin merkezinde (A bölgesi) yaklaşık 4  $\mu\text{m}$  boyutunda çukurlar bulunurken, B bölgesinde yaklaşık 2  $\mu\text{m}$  boyutlu daha küçük çukurlar gözlemlenmiştir. Kenara yakın olan C bölgesinde, büyük çoğunlukla kayma bantları oluşmuştur.



**Şekil 2.12.** 3 ve 9 mm çentik yarıçapına sahip numunelerdeki gerilme üç eksenliliği değerlerinin değişimi ve buna karşılık kırılma yüzeyleri (Qian ve ark., 2019)

Valoppi ve ark. (2017) 1 mm kalınlıkta Ti-6Al-4V alaşımının 600 °C sıcaklık ve 1 s<sup>-1</sup> deformasyon hızında standart çekme, kayma, eş eksenli düzlem gerilme, 2, 5 ve 10 mm çentik yarıçaplı numunelerinin kırılma yüzeylerini incelemiştir. Çentiksiz ve çentikli çekme numunelerin kırılma yüzeylerinde (Şekil 2.13a-d), sünek kırılmada tipik olarak görülen eş eksenli çukur meydana gelmiştir. Çentikli numunelerde (Şekil 2.13b-d) mikro

çatlakların olmaması ve gerilme üç eksenliliği artışı süneklik azalmasının sebebi olarak kabul edilmiştir. Daha büyük çentik yarıçaplarından (Şekil 2.13a ve Şekil 2.13d) daha küçük çentik yarıçaplarına (Şekil 2.13b) geçerken çukur boyutlarının artması ve küre benzeri boşlukların daha elipsoid benzeri boşluklara aşamalı dönüşümü sağlanmıştır. Kayma numunesinin kırılma yüzeyi (Şekil 2.13e), çekme numunelerinden farklıdır ve kayma bantları oluşmuştur. Son olarak, eş çift eksenli düzlem gerilme testi numunesi kırılma yüzeyinde (Şekil 2.13f) farklı boyutlarda çukurlar meydana gelmiştir.



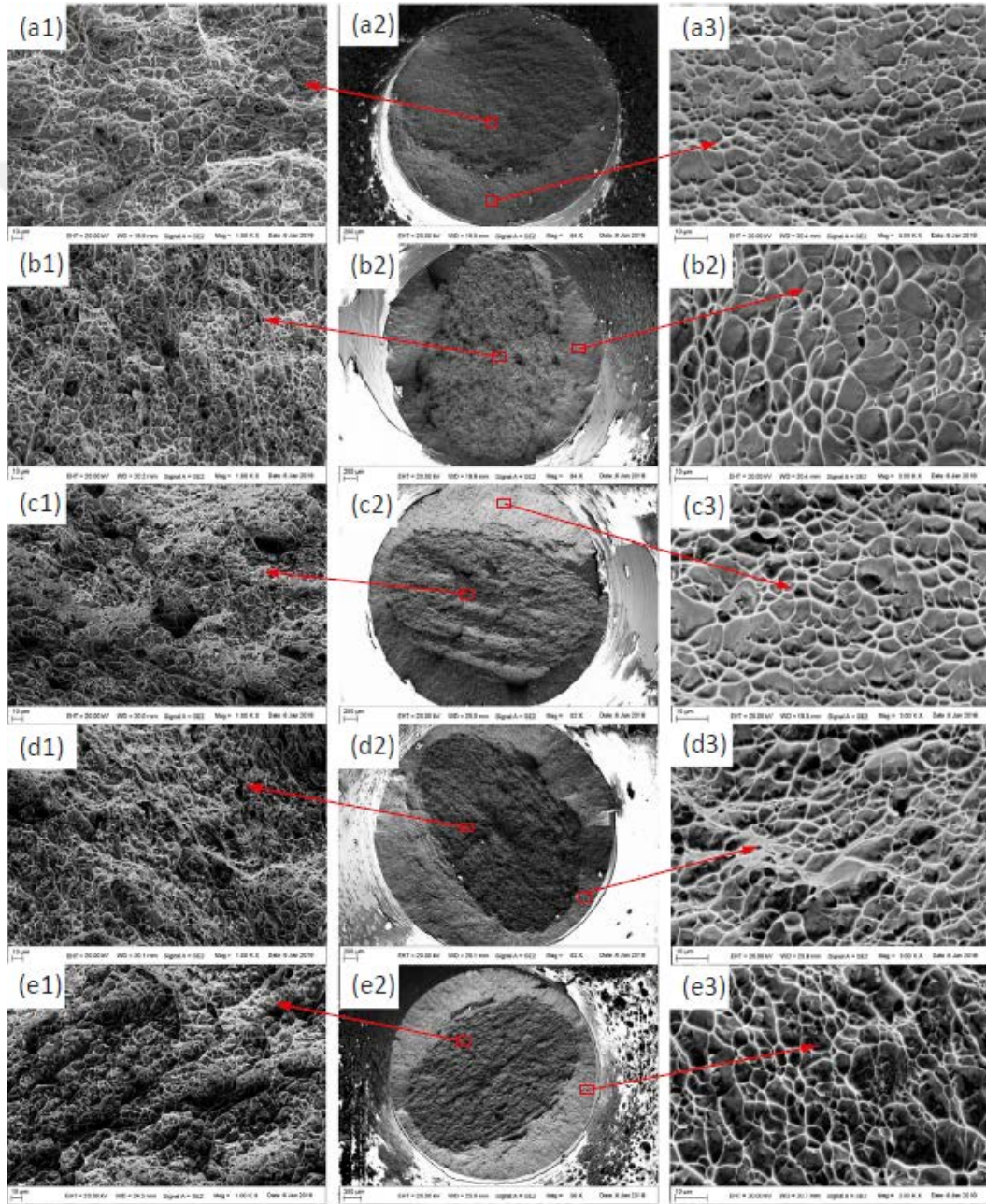
**Şekil 2.13.** Ti-6Al-4V numunelerin kırılma yüzeyleri **a)** çentiksiz **b)** 2 mm çentikli **c)** 5 mm çentikli **d)** 10 mm çentikli **e)** kayma **f)** çift eksenli çekme (Valoppi ve ark., 2017)

Verleyesen ve Peirs (2017) 0.6 mm sac kalınlığına sahip Ti-6Al-4V alaşımının kayma, düzlem içi çekme ve düzlem BŞD numunelerinin çekme testi sonrası kırılma yüzeylerini ImageJ görüntü işleme yazılımı ile analiz etmiştir. Çekme numunelerinde; ilk olarak yayılmış boyun verme, ardından  $54.7^\circ$  eğimle lokal boyun verme ve sonunda eğik kırılma meydana gelmiştir. Malzemenin düşük pekleşme katsayısına, düşük numune kalınlığına ve yüksek yükleme hızlarına sahip olmasından dolayı bu tür kırılmanın

meydana geldiği belirtilmiştir. Yükleme modundan bağımsız olarak tüm kırılma yüzeylerinin SEM görüntülerinde, sünek kırılmayı gösteren çukurlar bulunmuştur. Düzlem içi çekme numunelerinde, kırılma yüzeyinin tamamı eş eksenli çukurlarla kaplı olup numunenin merkezi ile sınırları arasında herhangi bir farklılık görülmemiştir. Kayma numuneleri çekme numuneleriyle karşılaştırıldığında, uygulanan kayma deformasyonunun sonucu numunenin merkezinde daha büyük ve uzamış çukurlar bulunmuştur. Daha büyük çukur boyutu, kaymada daha düşük miktarda boşluk çekirdeklenme bölgesi olduğunu göstermiştir. Statik olarak yüklenen numunede çukurlar daha küçük ve daha az uzamıştır. Ancak yüksek bir kırılma BŞD değeri olduğundan kırılma yüzeyleri ile çelişkili görülmektedir. Yüksek BŞD hızı testinde lokal olarak çok yüksek deformasyonlara ulaşılan bir adyabatik kesme bandının oluşumu bu gözlem için makul bir açıklamadır. Dinamik olarak yüklenmiş bir düzlem BŞD numunesi ile çekme numunesi karşılaştırıldığında, çukurlar daha az uzamıştır ve daha büyük çukurlar içinde alt çukurlar ayırt edilebilmiştir.

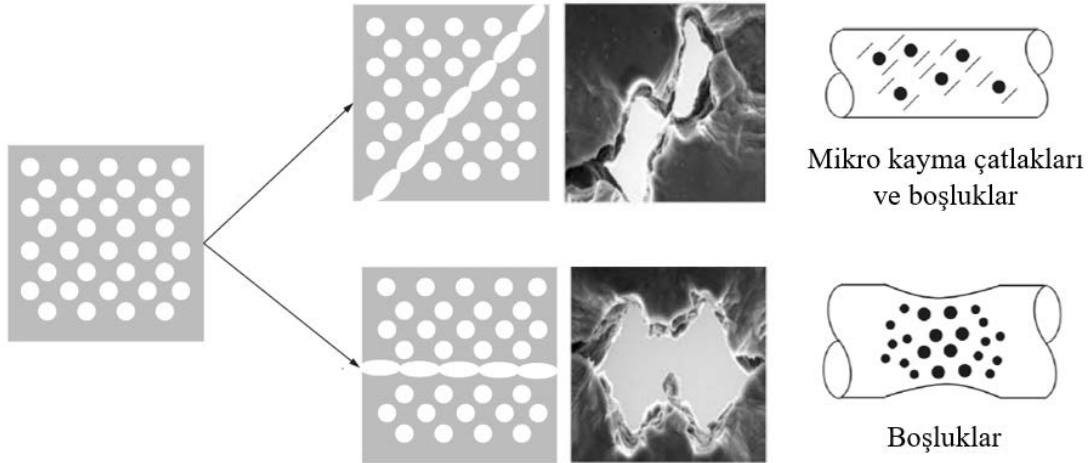
Huang ve ark. (2018) geniş bir deformasyon hızı aralığında Ti-6Al-4V alaşımının hasar davranışı üzerindeki gerilim üç eksenliliğinin etkisini araştırmışlardır. ASTM E8 standardında standart çekme numunesi ve Bridgman tarafından önerilen 10, 5, 3 ve 2 mm çentik yarıçaplarında numuneler hazırlanmıştır. Statik ( $0.001 \text{ s}^{-1}$ ) ve dinamik ( $1000 \text{ s}^{-1}$ ) çekme testleri yapılmıştır ve test sonrasında numunelerin kırılma yüzeyleri incelenmiştir.  $0.001 \text{ s}^{-1}$  deformasyon hızında beş çeşit geometriye sahip tüm numuneler için kırılma yüzeylerinin SEM resimleri Şekil 2.14'te gösterilmiştir. Orta sütun  $64\times$  büyütmede gösterilirken, sol ve sağdaki sütunda bulunan resimler sırasıyla  $1000\times$  ve  $3000\times$  büyütmede gösterilmiştir. Sol taraftaki resimler, numunelerin merkezinin (çatlak yayılma alanı) ayrıntılarını verirken, sağ taraftaki resimler numunelerin kenarlarındaki geçici kırılma alanının karakteristiğini göstermektedir. SEM görüntüleri bütün numunelerin merkezinde çukurlu morfoloji, kenarlarında ise kayma bantları oluşarak sünek kırılma meydana geldiğini göstermiştir. Sol sütundaki görüntüler karşılaştırıldığında, daha küçük gerilim üç eksenliliğine sahip numunelerin kırılma yüzeyinde daha sığ boşluklar gözlemlenmiştir. Bu, farklı gerilme durumları altında çukur morfolojilerinde de farklılıklar oluştuğunu göstermiştir. Çukurların yüksek gerilim üç eksenliliği altında çekirdeklenmesi nispeten daha kolay olup çekirdeklenmenin ardından birleşme ve çatlaklar oluşmuştur. Bu da kırılma BŞD'sini azalmasına yol açmıştır.

Deformasyon hızı artırıldığında ( $1000 \text{ s}^{-1}$ ) numunelerin ortasındaki çukurlu morfoloji belirgin değişiklikler göstermemiştir. Ancak statik testlerden farklı olarak, 10 mm ve 5 mm çentikli numunelerin görüntülerinde bazı ikincil çatlaklar gözlemlenmiştir. İkincil çatlaklar, yüksek deformasyon hızı durumunda daha fazla enerjiyi emmeye yardımcı olmuştur. Ayrıca düşük ve yüksek gerilim üç eksenliliğinde çatlak yayılma alanının oldukça farklı olduğu da fark edilmiştir. Düşük gerilim üç eksenliliği durumunda, belirgin kayma izi gözlemlenirken, yüksek gerilim üç eksenliliği numunelerinde sadece çukurlar bulunmuştur.



**Şekil 2.14.**  $0.001 \text{ s}^{-1}$  BŞD hızında Ti-6Al-4V'nin kırılma yüzeylerinin morfolojileri (a-e grupları sırasıyla  $R = \infty$ , 10 mm, 5 mm, 3 mm, 2 mm içindir) (Huang ve ark., 2018)

Sonuç olarak düşük gerilim üç eksenliliği ve yüksek deformasyon hızında boşluklar kayma doğrultusunda birleşerek hasar meydana gelirken, yüksek gerilim üç eksenliliği ve düşük deformasyon hızı için, boşluklar çekme numunesinin enine yönü boyunca birleşme eğilimi göstermektedir (Şekil 2.15).

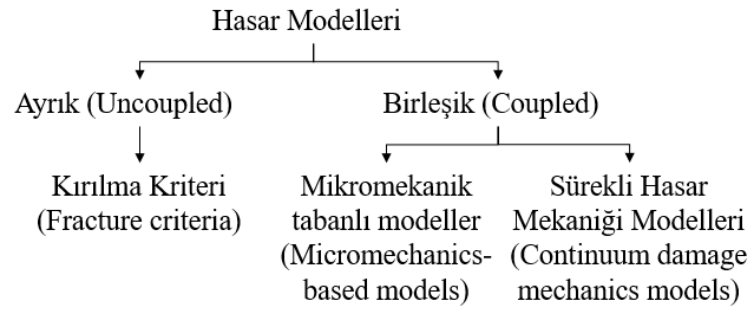


Şekil 2.15. Gerilme üç eksenliliğine bağlı olarak hasar mekanizmaları (Welk ve Wilkonson, 2008; Huang ve ark., 2018)

## 2.4. Metal Şekillendirmede Hasarın Modellenmesi

Günümüzde metaller şekillendirilirken kısa sürede, düşük maliyetle ve çeşitli kısıtlamalar altında üretilmek zorunda olup klasik olarak yapılan deneme yanılma üretimlerine yer kalmamıştır. Son yıllarda bilgisayar gücünün artmasıyla da doğrusal olmayan sonlu elemanlar kodları ile sayısal simülasyonlar hasar tahmini için çeşitli karmaşık problemlerin araştırılmasına izin verir hale gelmiştir. Literatürde bulunan hasar modelleri ayrık hasar modelleri (uncouple damage models) ve birleşik hasar modelleri (coupled damage models) olmak üzere iki başlık altında toplanmaktadır. Ayrık hasar modelleri kırılma kriteri (fracture criteria), birleşik hasar modelleri ise mikro-mekanik tabanlı modeller (micromechanics-based models) ve sürekli hasar mekaniği modelleri (continuum damage mechanics models) olmak üzere iki farklı yaklaşımla sınıflandırılmıştır (Şekil 2.16) (Cao, 2017).





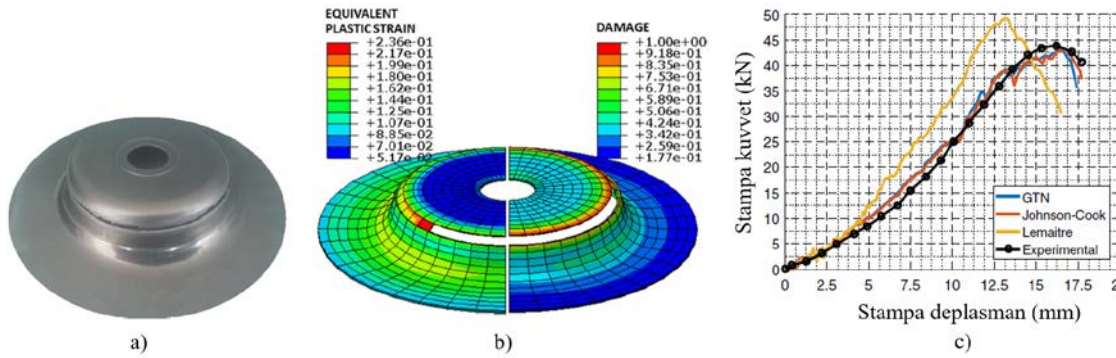
Şekil 2.16. Hasar modellerinin sınıflandırılması (Cao, 2017)

Ayrık (Uncoupled) hasar modelleri malzeme davranışı ile etkileşime girmezken, birleşik (coupled) hasar modelleri elastik ve/veya plastik malzeme davranışı etkileşim içerisindedir (Tekkaya ve ark., 2020). Ayrık hasar modellerinde bir harici değişken (örneğin plastik birim şekil değiştirme) kritik bir değere ulaştığında hasarın meydana geleceği tahmin edilmektedir (Li ve Fu, 2019). Ancak hesaplanan hasar, malzemelerin elasto-plastik özellikleriyle etkileşime girmez. Bu nedenle hasar yaklaşımı kırılma için sadece bir uyarıdır. Ayrık hasar modelleri basitliği sayesinde endüstriyel uygulamalar için birleşik hasar modellerinden daha fazla geliştirilmiştir ve literatürde bulunan bazı ayrık hasar modelleri Johnson ve Cook, Freudental, Cockcroft-Latham, Brozzo, Ayada, Rice ve Tracey, Oyane, Tresca, Modified Mohr Coulomb ve Xue-Wierzbick olarak sıralanabilir. Literatürde bulunan başlıca birleşik hasar modelleri ise Gurson-Tvergaard-Needleman (GTN), Rousselier, Chaboche ve Lemaitre olarak sıralanabilir.

Tekkaya ve ark. (2020) tarafından sünek kırılma tahmininin ancak elastik-viskoplastik davranışın doğru bir şekilde tanımlanması halinde mümkün olduğu belirtilmiştir. Metal şekillendirme, karmaşık yükleme yollarına neden olup gerilme durumlarının yanı sıra orantısız yükleme koşulları, deformasyon hızı ve sıcaklığın malzemenin sünekliği üzerindeki etkisi hasar tahmini yapılırken dikkate alınmalıdır. Bu nedenle, şekillendirme sırasında karşılaşılan deformasyon hızı ve sıcaklık aralığı için malzeme davranışının doğru bir şekilde tanımlanması önemlidir. Bu parametreleri dikkate alan modellerden biri Johnson-Cook hasar kriteridir (Johnson ve Cook, 1985).

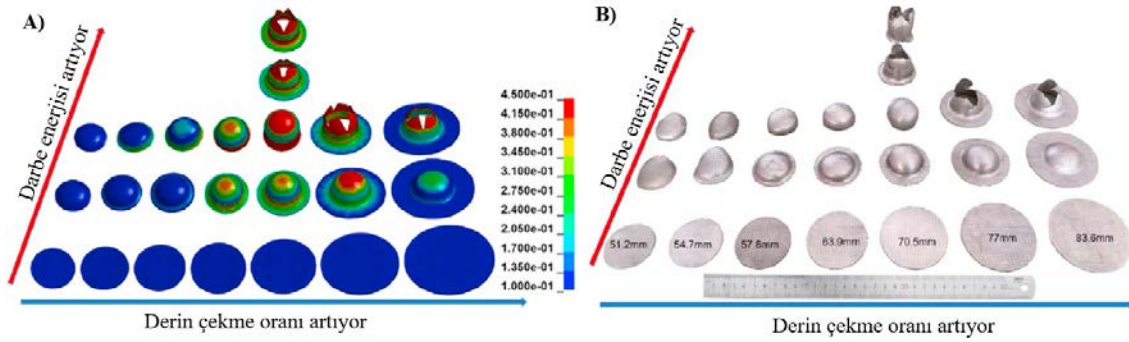
Literatür incelendiğinde Johnson-Cook (JC) hasar modeli çeşitli malzemelerin şekillendirilmesinde hasar tahmini yapabilmek için kullanılmıştır. Örneğin; Goksen ve Darendeliler (2020) çalışmalarında DKP-6112 ve AZ31 alaşımlarının nümerik olarak

modelleyerek Şekillendirme Sınır Diyagramı (ŞSD) elde etmişlerdir. Her iki malzeme içinde Johnson-Cook (JC) hasar modeli kullanırken Hill48, kinematik sertleşme, birleşik sertleşme ve Von-Mises akma kriterleri olmak üzere 4 farklı akma kriterinden biri kullanılmıştır. Nümerik olarak elde edilen ŞSD'ler deneysel olarak elde edilen ŞSD ile karşılaştırılmıştır. Hill48 akma kriteri ile JC hasar modeli kombinasyonu her iki malzeme içinde deneysel elde edilen ŞSD'ye en yakın sonucu vermiştir. Amaral ve ark. (2018) AA5182-O alaşımından silindirik bir kap derin çekme prosesi simülasyonunda Voce Law pekleşme eğrisi ile sırasıyla GTN, Lemaitre ve JC hasar modellerini kullanarak hasar tahmini yapmıştır. Daha sonra deneysel olarak gerçekleştirilen derin çekme prosesi sonucunda elde edilen numune ile simülasyonlardan elde edilen numune karşılaştırıldığında her üç modelde de hasarın bölgesi doğru tahmin edilmiştir (Şekil 2.17a-b). Ancak stampa kuvveti-deplasman eğrisi sonuçları karşılaştırıldığında GTN ve JC hasar modelleri Lemaitre'ye göre daha iyi sonuç vermiştir (Şekil 2.17c).



Şekil 2.17. a) Deneysel b) nümerik olarak elde edilen numune c) deneysel ve nümerik olarak stampa deplasmanına karşılık kuvvet eğrisinin karşılaştırılması (Amaral ve ark., 2018)

Literatürde HŞ ile metal şekillendirme prosesinde JC ile hasarın modellenmesi üzerine sınırlı sayıda çalışma bulunmaktadır. Chen ve ark. (2021) darbeli HŞ prosesinde farklı darbe enerjileri ile farklı derin çekme oranları kullanarak AA2B06-O sacı deneysel ve nümerik olarak şişirmişlerdir (Şekil 2.18). Simülasyonlarda JC malzeme modeli kullanarak hasar modellenmiştir. En büyük çaplı numunenin kalınlık dağılımı açısından nümerik ve deneysel sonuçlar karşılaştırılmıştır ve hata oranı %0.017 olarak belirlenmiştir.



Şekil 2.18. a) Nümerik b) deneysel sonuçların karşılaştırılması (Chen ve ark., 2021)

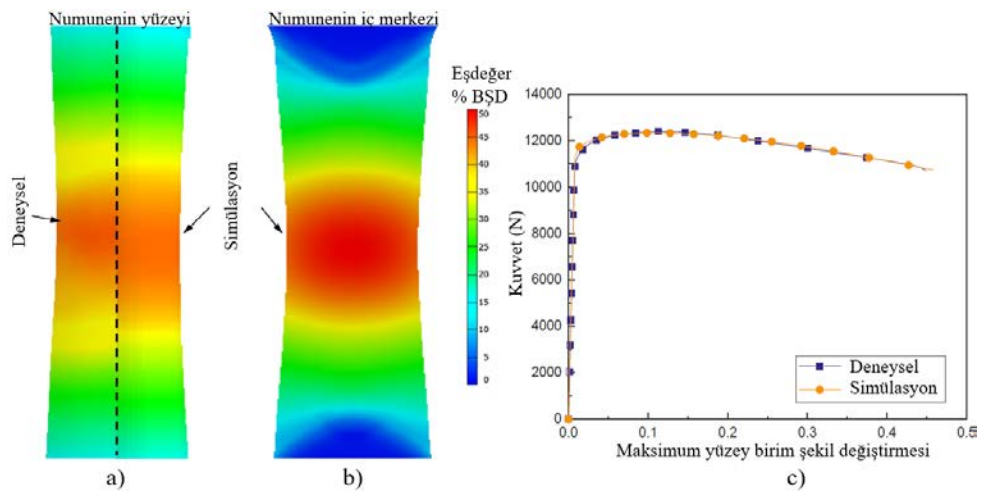
JC pekleşme ve hasar modeli HŞ prosesleri arasında yer alan hidro-kesme işlemlerinde metal şekillendirmeye kıyasla daha çok kullanılmıştır. Korkmaz (2018) 0.18 ve 0.7 mm kalınlığında östenitik paslanmaz sacların hidro-kesilmesini nümerik ve deneysel olarak araştırmıştır. Standart çentiksiz, 20a, 4a ve a çentikli numuneler  $0.0016 \text{ s}^{-1}$ ,  $0.0083 \text{ s}^{-1}$ ,  $0.042 \text{ s}^{-1}$ ,  $0.16 \text{ s}^{-1}$  ve  $0.33 \text{ s}^{-1}$  olmak üzere beş farklı deformasyon hızında yapılan çekme testleriyle JC hasar kriteri parametreleri belirlenmiştir. Deneysel sonuçlara kıyasla JC modeli kesme basıncı, toleransı ve çapak oluşumunu başarıyla tahmin etmiştir. Hassannejadasl ve ark. (2013) ise hidro-kesme ile borulara delik açılması işleminde JC hasar kriteri, sabit eşdeğer plastik şekil değişimi hasar kriteri, kayma ile sabit eşdeğer plastik şekil değişimi hasar kriteri ve GTN hasar kriteri olmak üzere dört farklı hasar modeli kullanarak kesme simülasyonlarını gerçekleştirmişlerdir. Simülasyon ile deneysel sonuçla kıyasladıklarında, JC ve kayma ile sabit eşdeğer plastik şekil değişimi hasar kriterlerinin deney sonuçlarıyla uyumlu olduğu görülmüştür.

Tez kapsamında kullanılan Ti-6Al-4V alaşımı metal şekillendirme proseslerinden ziyade daha çok talaşlı işleme proseslerinde (Zhang ve ark., 2015; Schulze ve Zanger, 2011; Karpat, 2010), çarpışma proseslerinde (Rahimijonous ve Bayat, 2020; Çaçoilo ve ark., 2021) ve çekme testlerinde hasar tahmini yapılmasında kullanılmıştır. Talaşlı işleme ve çarpışma proseslerinde JC hasar modellerinin kullanılması tezin içeriğinde yer almadığı için daha çok çekme testlerinde JC hasar modelinin kullanılması ile ilgili literatür çalışmaları incelenmiştir.

Raunt ve ark. (2021), Ti-6Al-4V alaşımı için JC pekleşme model parametrelerini,  $1 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ ,  $1.5 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ ,  $1 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$  deformasyon hızlarında ve  $27 \text{ }^\circ\text{C}$ ,  $200 \text{ }^\circ\text{C}$ ,  $300 \text{ }^\circ\text{C}$ ,  $400 \text{ }^\circ\text{C}$ ,  $800 \text{ }^\circ\text{C}$ ,  $1000 \text{ }^\circ\text{C}$ ,  $1200 \text{ }^\circ\text{C}$  sıcaklıklarda regresyon analizi yöntemi, en küçük kareler yöntemi ve logaritmik olarak grafik uydurma yöntemi olmak üzere üç farklı yöntemle elde etmiştir. Her üç yöntemden elde edilen değerler birbirleriyle karşılaştırılmış ve

değerlerdeki sapmanın, sonuçları engelleyecek kadar büyük olmadığı tespit edilmiştir. Bulunan maksimum fark 0.28 ve minimum fark ise 0 birimdir. Bundan dolayı araştırmacıların uzmanlıklarına göre kendileri için uygun olan yöntemi uygulayabileceği bildirilmiştir.

Huang ve ark. (2018) Ti-6Al-4V alaşımının tek eksenli çekme davranışına BŞD hızlarının (0.0002, 0.002, 1000, 2000, ve 3000 s<sup>-1</sup>), sıcaklığın (oda sıcaklığı, 150 °C ve 300 °C) ve gerilme üç eksenliliğinin (0.33, 0.43, 0.52, 0.62 ve 0.74) etkilerini belirlemek amacıyla yarı statik ve dinamik çekme testleri yapmıştır. Farklı gerilme üç eksenliliği değerleri oluşturmak için çentiksiz ( $\mu=0.33$ ), 10 mm ( $\mu=0.43$ ), 5 mm ( $\mu=0.52$ ), 3 mm ( $\mu=0.62$ ) ve 2 mm ( $\mu=0.74$ ) çentikli numuneler kullanılmıştır. Ti-6Al-4V alaşımının, yükleme hızı ve sıcaklıktan büyük ölçüde etkilendiği belirtilip BŞD hızı ve sıcaklığa bağlı olan JC modeli parametreleri eğri uydurma yöntemiyle belirlenmiş ve nümerik modellemede kullanılmıştır. Deneysel olarak BŞD değerleri dijital görüntü kolerasyonu yöntemiyle belirlenmiştir. Simülasyon sonuçları, kritik BŞD değerlerinin numunenin iç kısmında, merkezinde meydana geldiğini ve bu nedenle deneysel olarak dijital görüntü kolerasyonu ile ölçümün bu değerleri doğrudan elde edemediğini, dolayısıyla nümerik-deneysel yöntemin gerekli olduğunu göstermiştir. Dijital görüntü kolerasyonu ile deneysel olarak numunenin yüzeyindeki BŞD değerleri ölçülebilmştir ve simülasyonlarda da numunenin yüzeyindeki BŞD değeri ölçülüp modelin doğruluğu kontrol edilmiştir (Şekil 2.19). Simülasyon sonuçları deneysel sonuçları oldukça başarılı bir şekilde tahmin etmiştir.



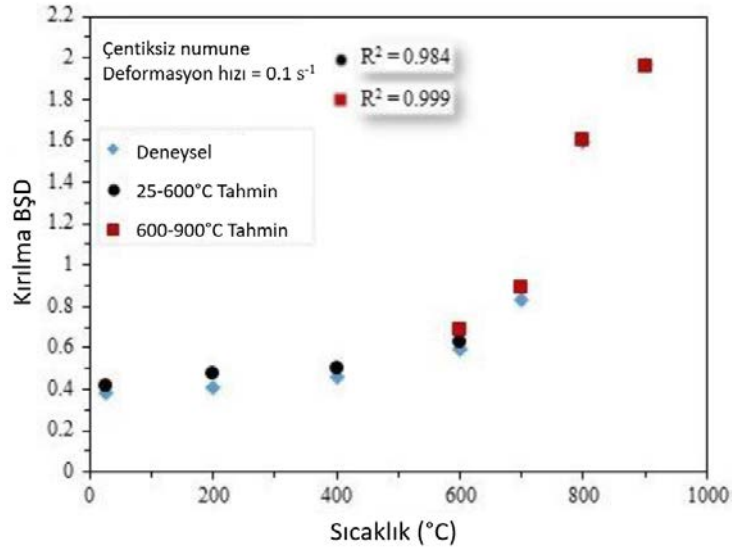
**Şekil 2.19.** a) Deneysel ve nümerik olarak numunenin yüzeyinden ölçülen b) nümerik olarak numunenin merkezinden ölçülen eşdeğer BŞD değerleri c) deneysel ve simülasyon sonuçların karşılaştırılması (Huang ve ark., 2018)

Kotkünde ve ark. (2014) 0.9 mm kalınlığında Ti-6Al-4V sacı 323-673 K sıcaklık aralığında  $10^{-5}$ ,  $10^{-4}$ ,  $10^{-3}$  ve  $10^{-2}$  s<sup>-1</sup> deformasyon hızlarında çekme testine tabi tutmuştur. Deneysel çekme testi sonuçlarında elde edilen akma davranışı Johnson-Cook (JC), Fields-Backofen (FB), Khan-Huang-Liang (KHL) ve Mekanik Eşik Gerilme (MTS) malzeme modelleri ile kurulan SEA sonuçları ile korelasyon katsayısı, ortalama mutlak hata ve standart sapma gibi istatistiksel ölçüler kullanılarak karşılaştırılmıştır. İstatistiksel ölçümlerin sonuçları Çizelge 2.4'te verilmiştir. FB modelinin tahminleri, deneysel sonuçlardan daha fazla sapmaya ve diğer tüm modeller arasında en az korelasyona sahiptir. Dolayısıyla FB modeli, Ti-6Al-4V alaşımının akma davranışının tahmini için en az uygundur. JC, KHL ve MTS modeli deneysel sonuçlarla çok daha iyi uyum göstermiştir. Ancak JC modeli sıcaklığa ve gerinim hızına çok daha duyarlı olmasından dolayı istatistiksel ölçüm sonuçları diğer tüm modellerden çok daha başarılı bir tahmin sergilemiştir.

**Çizelge 2.4.** Malzeme modellerinin deneysel verilerden sapması (Kotkünde ve ark., 2014)

	FB	MTS	KHL	JC
Korelasyon Katsayısı	0.8702	0.9614	0.9655	0.9772
Ortalama Mutlak Hata (%)	6.65	3.21	3.31	3.17
Standart Sapma (%)	5.98	2.56	2.96	2.21

Valoppi ve ark. (2016) 25-600 °C ve 600-900 °C olmak üzere iki farklı sıcaklık aralığında 1 mm kalınlığında Ti-6Al-4V sac malzemenin kırılma BŞD değerini tahmin edebilen modifiye edilmiş Johnson Cook (JC) kriterini önermişlerdir. Burada modifiye edilmişten kasıt sıcaklığın kırılma BŞD üzerindeki etkisini arttıran yeni bir formülasyon türetilmesidir. Deneylerde çentiksiz, 2, 5 ve 10 mm çentikli toplam dört numuneyle 0.1 s<sup>-1</sup> ve 1 s<sup>-1</sup> deformasyon hızlarında çekme testleri yapılmıştır. Düşük sıcaklık aralığında (25-600°C) sıcaklığa karşı kırılma BŞD eğrisi lineer olarak elde edilmiştir. Ancak yüksek sıcaklık aralığında (600-900°C) bu eğri polinom fonksiyonu olarak elde edilmiştir. Şekil 2.20'de 0.1 s<sup>-1</sup> deformasyon hızında çentiksiz numunenin sıcaklığa karşı kırılma BŞD sonuçları gösterilmiştir. Regresyon analizi sonucunda yüksek sıcaklık aralığında R<sup>2</sup> değeri 0.999, düşük sıcaklık aralığında ise R<sup>2</sup> değeri 0.984 olarak belirlenerek iki sıcaklık aralığında da tahmin edilen kırılma BŞD'leri deneysel sonuçlarla iyi eşleşmiştir.

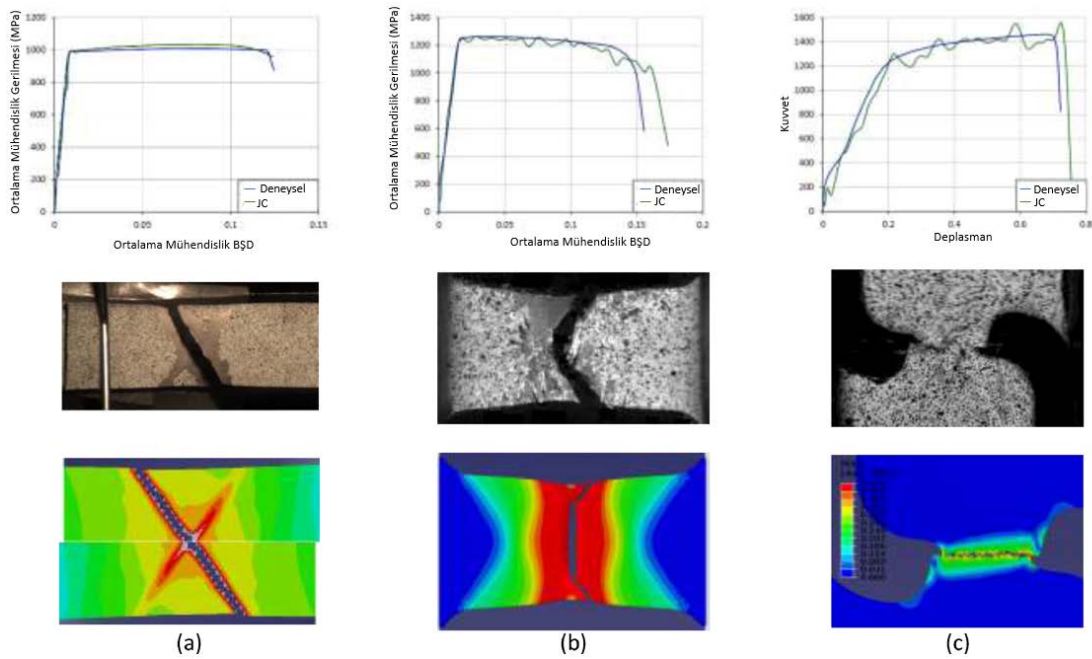


Şekil 2.20. Farklı sıcaklık aralıklarında JC hasar kriteri tahmini (Vallopi ve ark., 2016)

Vallopi ve ark. (2017) önceki çalışmalarına ek olarak JC modeline, gerilim üç eksenliliği ( $\eta$ ), sıcaklık ve deformasyon hızının etkisinin yanı sıra Lode parametresinin ( $\xi$ ) etkisini de katmışlardır. Ti-6Al-4V'nin çeşitli yükleme koşulları altında sünek kırılma davranışını araştırmak için çekme, kayma ve eş çift eksenli düzlem gerilme testleri gerçekleştirilmiştir. Çekme testlerinde çentiksiz, 2, 5 ve 10 mm çentikli numuneler, kayma testinde ASTM B831 standardında kayma numunesi ve eş çift eksenli düzlem gerilme testinde dairesel numune kullanılmıştır. Deney numunelerinin kırılma mekanizmalarının doğrulanması için SEM analizi yapılmıştır. Sonuçta deneylerde elde edilen kırılma lokusu, dördüncü dereceden bir polinom formu olup ve Lode parametresine göre herhangi bir simetri oluşmamıştır. Önerilen model ile deney sonuçları birbiriyle uyumlu çıkmıştır.

Verleysen ve Peirs (2017) Ti-6Al-4V 0.5 mm sac ve 16 mm çapında çubuk malzemede hasarı ve hasar özelliklerini belirlemek için oda sıcaklığında  $500-1500 \text{ s}^{-1}$  deformasyon hızlarında statik ve dinamik testler yapmıştır. Sac malzemeden düzlem içi kayma, düzlem içi çekme ve düzlem birim şekil değiştirme numuneleri hazırlanmıştır. Çubuk malzemeden silindirik çekme ve burulma numuneleri hazırlanmıştır. SEA'da sac malzemenin modellenmesinde JC pekleşme modeli ve JC hasar kriteri, silindirik malzemenin modellenmesinde JC pekleşme modeli ile sırasıyla JC ve GTN hasar kriterleri kullanılmıştır. Şekil 2.21'de statik olarak yüklü bir standart çekme numunesi (a), dinamik olarak yüklenmiş bir düzlem birim şekil değiştirme numunesi (b) ve dinamik olarak yüklü bir kesme numunesi (c) için deneysel ve nümerik gerilme-BŞD eğrileri

kırılma morfolojileri birlikte verilmiştir. Statik olarak düşük BŞD hızlarında yüklü numunenin simülasyon sonuçları büyük oranda deneyselle uyum içinde olup dinamik yüklemeye geçildiğinde deneysel verilerden sapmaya başlamıştır. Ancak hem statik hem de dinamik testlerde kırılma morfolojileri simülasyondan büyük bir doğrulukta belirlenmiştir. Düzlem içi statik çekme testinde sac malzemede merkezin etrafında, lokal BŞD'ye ve yüksek üç gerilim eksenliliğe sahip  $45^\circ$  eğimli iki bant oluşmuştur. Düzlem içi dinamik çekme numunelerinde ise V-şekilli ve eğik kırılmaları açıklayan bantlar boyunca kırılma meydana gelmiştir. Numunelerde enine kırığın yanındaki bağlarda  $54.7^\circ$  lokalize boyun oluşumu simülasyonlar tarafından da yakalanmıştır.

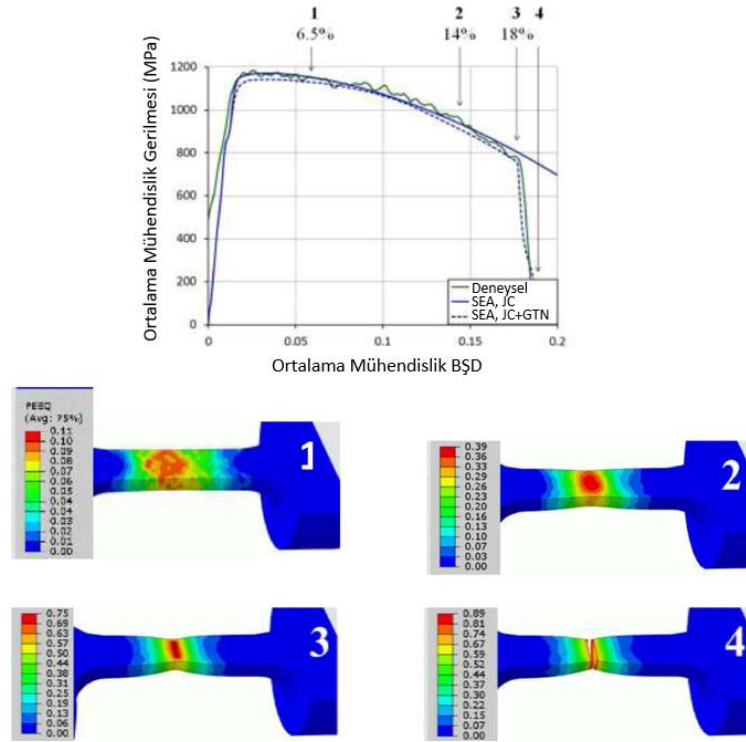


**Şekil 2.21.** a) Statik olarak yüklü bir standart çekme numunesi, (b) dinamik olarak yüklenmiş düzlem birim şekil değiştirme numunesi (c) dinamik olarak yüklü kayma numunesi için deneysel ve nümerik gerilme-BŞD eğrileri ve kırılma morfolojileri (Verleysen ve Peirs, 2017)

Şekil 2.22’de silindirik numunenin dinamik çekme testi için deneysel ve GTN ile JC hasar kriterinin kullanıldığı nümerik gerilme-BŞD eğrileri verilmiştir. Burada her iki hasar modeli numunenin akma davranışını yaklaşık olarak tahmin etse de kırılma noktasında GTN hasar modeli JC hasar modelinden daha iyi sonuç verilmiştir.

Ti-6Al-4V alaşımının çeşitli proseslerde simüle edilebilmesi için literatürde bulunan bazı JC pekleşme ve hasar parametreleri sırasıyla Çizelge 2.5 ve Çizelge 2.6’de verilmiştir. A, B, C, n ve m parametreleri sırasıyla malzemenin akma mukavemetini, mukavemet katsayısını, hız parametresini, pekleşme üstelini ve sıcaklık parametresini

ifade etmektedir.  $D_1$ ,  $D_2$ ,  $D_3$ ,  $D_4$  ve  $D_5$  parametreleri ise hasar kriteri parametreleri olup malzeme sabitleridir. Ti-6Al-4V alaşımının sahip olduğu farklı mikroyapılar, numunelerinin geometrik boyutları ve farklı deformasyon hızları gibi nedenler dolayısıyla çalışmalarda bulunan parametreler arasında farklılıklar gözlenmektedir.



Şekil 2.22. Silindirik numunenin dinamik çekme testi için deneysel ve nümerik sonuçları (Verleysen ve Peirs, 2017)

Çizelge 2.5. Ti-6Al-4V alaşımı için literatürde bulunan JC pekleşme parametreleri

Yazar, Yıl	A	B	C	n	m
Verleysen ve Peirs, 2017	951	892	0.015	0.71	0.71
Huang ve ark., 2018	891.5	630.3	0.034	0.547	0.9432
Chen ve ark., 2018	831.355	857.932	0.015	0.302	0.724
Cheng ve ark., 2019	812	844	0.015	0.216	1

Çizelge 2.6. Ti-6Al-4V alaşımı için literatürde bulunan JC hasar parametreleri

Yazar, Yıl	$D_1$	$D_2$	$D_3$	$D_4$	$D_5$
Verleysen ve Peirs, 2017	-0.078	0.282	0.479	0.029	3.87
Huang ve ark., 2018	0.01546	1.349	-2.144	0.0432	0.6815
Chen ve ark., 2018	-0.09	0.25	-0.5	-0.023	3.124
Cheng ve ark., 2019	0.245	0.081	-1.276	-0.028	3.87
Valoppi ve ark., 2016	-0.09	29.997	-9.25	-0.2597	1.2681

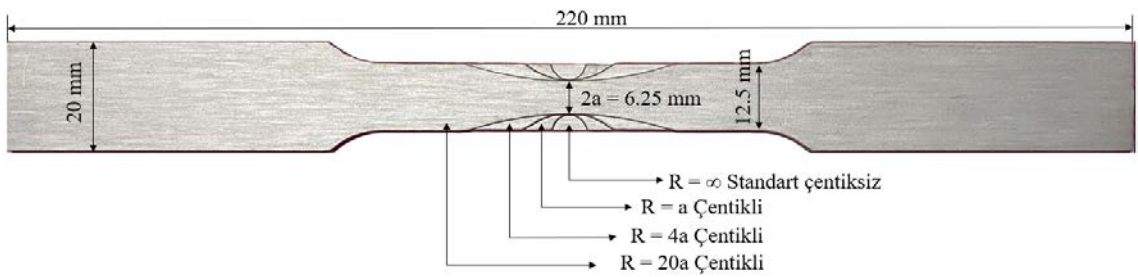


### 3. MATERYAL VE YÖNTEM

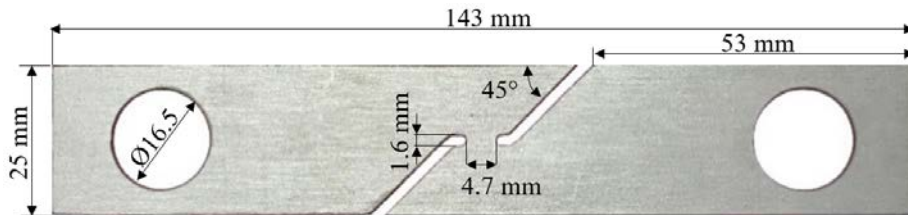
Tez kapsamında havacılık ve uzay sanayi başta olmak üzere birçok özel alanda kullanılan Ti-6Al-4V alaşımının karakterize edilmesi için XRD ve SEM incelemeleri yapılmıştır. Daha sonra Johnson-Cook (JC) pekleşme ve hasar parametrelerinin belirlenmesi, kırılma davranışının incelenmesi için çeşitli numuneler üzerinde çekme testleri gerçekleştirilmiştir. Belirlenen parametrelerle çekme testlerinin ve Hidroşekillendirme (HŞ) prosesinin Sonlu Elemanlar Analizi (SEA) yapılmıştır.

#### 3.1. Çekme Testlerinin Yapılması

Çekme testleri, Niğde Ömer Halisdemir Üniversitesi Makine Mühendisliği Bölümü Metal Şekillendirme Laboratuvarı'nda bulunan Shimadzu Autograph 100 kN çekme cihazında gerçekleştirilmiştir. 0.5 mm kalınlığında Ti-6Al-4V malzemeden hadde doğrultusunda ( $0^\circ$ ) çekme testi numuneleri kesilmiştir. Çekme testi numunelerinin kesiminde malzemede aşırı ısınma ve deformasyon meydana gelmemesi için lazer kesim yerine su jeti kullanılmıştır (Summers, 1995). Çekme testlerinde kullanılan numuneler sırasıyla ASTM E8 standardına uygun çentiksiz numune, ASTM E8 standardından modifiye edilmiş Bridgman teorisine dayanan a, 4a ve 20a çentikli numune (Şekil 3.1) (Anderson ve ark., 2014) ve ASTM B831 standardından modifiye edilmiş saf kayma numunesidir (Yin ve ark., 2014) (Şekil 3.2).



Şekil 3.1. Standart çentiksiz, a, 4a ve 20a çentikli numuneler



Şekil 3.2. Saf kayma numunesi

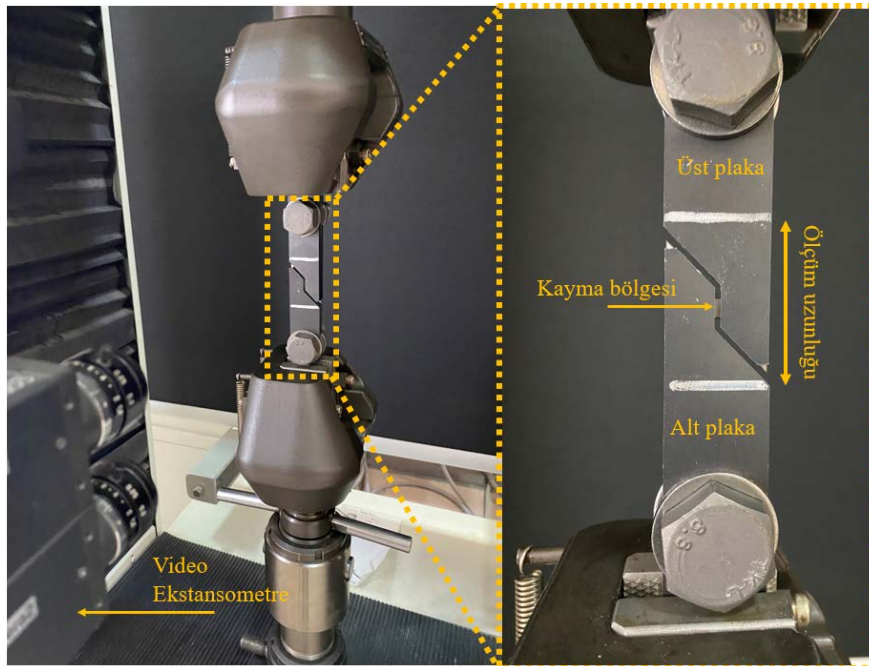
Farklı geometriye sahip numunelerin kullanılmasının nedeni farklı gerilme üç eksenliliği (triaxiality) değerleri elde edebilmek içindir. Gerilme üç eksenliliğinin başlangıç değerleri a çentik (3.125 mm yarıçap), 4a çentik (12.5 mm yarıçap), 20a çentik (62.5 mm yarıçap) için Eşitlik 3.1’de verilen denklemden hesaplanmıştır ve değerleri Çizelge 3.1’de verilmiştir. Burada  $\eta$  gerilme üç eksenliliği değeri, a çentikler arası mesafenin yarısı ve R ise çentik yarıçapıdır. Saf kayma numunesinde ise gerilme üç eksenliliği değeri sıfırdır. Hesaplanan gerilme üç eksenliliği değerleri deformasyon ile değiştiği için başlangıç gerilme üç eksenliliği olarak isimlendirilmiştir (Anderson ve ark., 2014). Deformasyon ile gerilme üç eksenliliği değişimleri Bölüm 4.2’de verilmiştir.

$$\eta = \frac{1}{3} + \ln \left( 1 + \frac{a}{2R} \right) \quad (3.1)$$

**Çizelge 3.1.** Numune tiplerine göre başlangıç gerilme üç eksenliliği değerleri

Numune	Saf kayma	Standart çentiksiz	20a çentikli	4a çentikli	a çentikli
Triaxiality	0	0.33	0.36	0.45	0.74

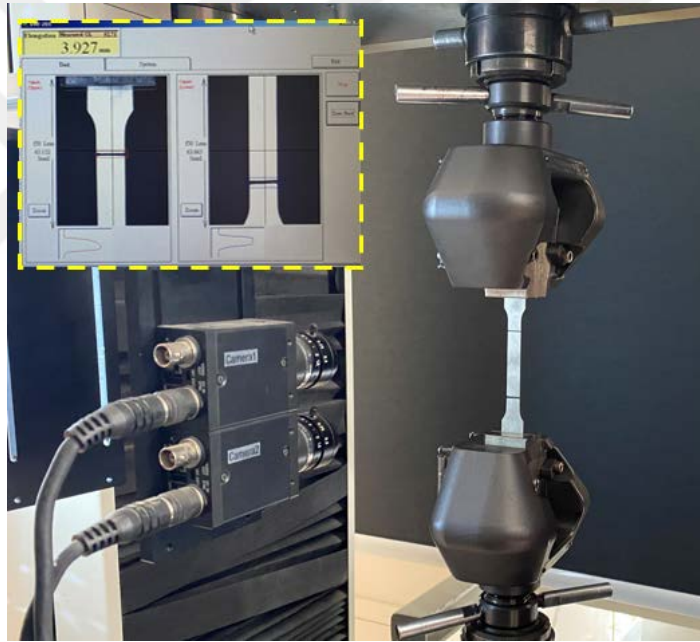
Beş farklı test numunesi 1 mm/dk, 3 mm/dk ve 25 mm/dk olmak üzere üç farklı hızda çekilmiştir. Çekme testleri üç tekrarlı olarak yapılmıştır. Toplamda 45 adet test gerçekleştirilmiştir. Kayma numunesinin çekilebilmesi için Şekil 3.3’te gösterildiği gibi alt-üst plakalardan oluşan bir fikstür tasarlanmıştır ve montaj resmi Ek 1’de verilmiştir. Fikstür kullanılmadığı takdirde tek eksenli çekme yükü altında kayma numunesi, eksenli etrafında dönmeye çalışıp burulmaya maruz kalır ve istenmeyen bir deformasyona neden



**Şekil 3.3.** Kayma numunesi için tasarlanan fikstür

olur (Yin ve ark., 2014). Bu dönme hareketi yeterli bir kenetleme kuvveti kullanılarak azaltılabilir ancak güçlü bir kenetleme kuvveti numuneye zarar verebilir. Bundan dolayı numunenin, çekme düzleminde dışarı çıkmaması için numunenin alt ve üst kısmının iki plaka arasına yerleştirildiği bir fikstür tasarlanmıştır. Fikstür plakaları lazer kesim ile imal edilmiştir. Numunenin çekilebilmesi için kayma bölgesi plakalar tarafından kapatılmamıştır. Plakalar arasına yerleştirilen sacın sabitlenmesi için cıvata-somun bağlantısı kullanılmıştır.

Çekme testleri sırasında numunelerin birim uzama değeri, numuneler üzerine 50 mm uzaklıkta çizilen iki çizginin arasındaki mesafenin anlık olarak değişimi ölçülerek belirlenmiştir. Çizgiler arasındaki uzaklık değişimi %0.1 hassasiyetli CCD kamera (video ekstansometre) kullanılarak ölçülmüştür (Şekil 3.4).



Şekil 3.4. Video ekstansometre ile ölçüm yapılması

Çekme testi sonucunda cihazdan alınan veriler, uygulanan kuvvet (N) ve birim uzama (mm) değerleridir. Uygulanan kuvvetin test numunesinin başlangıç kesit alanına bölünmesi ile mühendislik gerilmesi hesaplanmıştır (Eşitlik 3.2). Birim uzama değerinin, numunenin ölçüm aralığının uzunluğuna bölünmesi (50 mm) ile mühendislik Birim Şekil Değiştirme (BŞD) değerleri hesaplanmıştır (Eşitlik 3.3). Çentikli numunelerin BŞD değerlerinin ekstansometre gibi geleneksel yöntemle ölçülmesi durumunda ortalama BŞD değeri elde edileceğinden, çentik bölgesindeki gerçek BŞD değerlerinin ölçülemediği Huang ve ark. (2018) tarafından belirtilmiştir. Bundan dolayı tüm

ölçüm bölgesindeki BŞD dağılımını veren dijital görüntü kolerasyonu yönteminin kullanılması daha uygundur. Fakat dijital görüntü kolerasyonu yönteminde de numunenin sadece yüzeyindeki BŞD değerleri ölçülebilmektedir. Çekme testlerinde ise hasarın numunenin merkezinde başladığı bilinmektedir (Welk ve Wilkonson, 2008). Bundan dolayı hasarın meydana geleceği BŞD değerinin belirlenmesinde ölçüme ilave olarak simülasyonların da kullanılması gerektiği birçok çalışma tarafından belirtilmiştir (Qian ve ark., 2019; Huang ve ark., 2018). Bu tez çalışması kapsamında öncelikle çekme testlerindeki uzama değerleri video ekstansometre ile ölçülüp gerilme-BŞD eğrileri elde edilmiştir. Sonrasında kırılma BŞD değerleri çekme deneylerinin simülasyonlarından elde edilmiştir.

$$\sigma_m = \frac{F}{A_0} \quad (3.2)$$

$$\varepsilon_m = \frac{\Delta l}{l_0} = \frac{l - l_0}{l_0} \quad (3.3)$$

Malzeme modelinin parametrelerinin belirlenmesinde, hidroşekillendirme ile çekme deneyi analizlerinin yapılmasında gerçek gerilme ve gerçek BŞD değerleri kullanılmaktadır. Bu nedenle Eşitlik 3.4'te verilen denklemden gerçek BŞD ve Eşitlik 3.5'te verilen denklemden ise gerçek gerilme değerleri hesaplanmıştır.

$$\varepsilon_g = \ln(1 + \varepsilon_m) \quad (3.4)$$

$$\sigma_g = \sigma_m(1 + \varepsilon_m) \quad (3.5)$$

Numunelerin birim şekil değiştirme hızları ( $\dot{\varepsilon}$ ) ise geleneksel olarak çekme test makinesinin çene hızının ( $v$ ) numunenin ölçüm aralığına ( $l_0$ ) bölünmesi ile belirlenmiştir (Eşitlik 3.6). Bu tez çalışmasında 1, 3 ve 25 mm/dk çene hızları kullanılmıştır ve 50 mm ölçüm aralığı bulunmaktadır. Bundan dolayı şekil değiştirme hızları sırasıyla 0.0003333 s<sup>-1</sup>, 0.001 s<sup>-1</sup> ve 0.008333 s<sup>-1</sup> olarak belirlenmiştir.

$$\dot{\varepsilon} = \frac{v}{l_0} \quad (3.6)$$

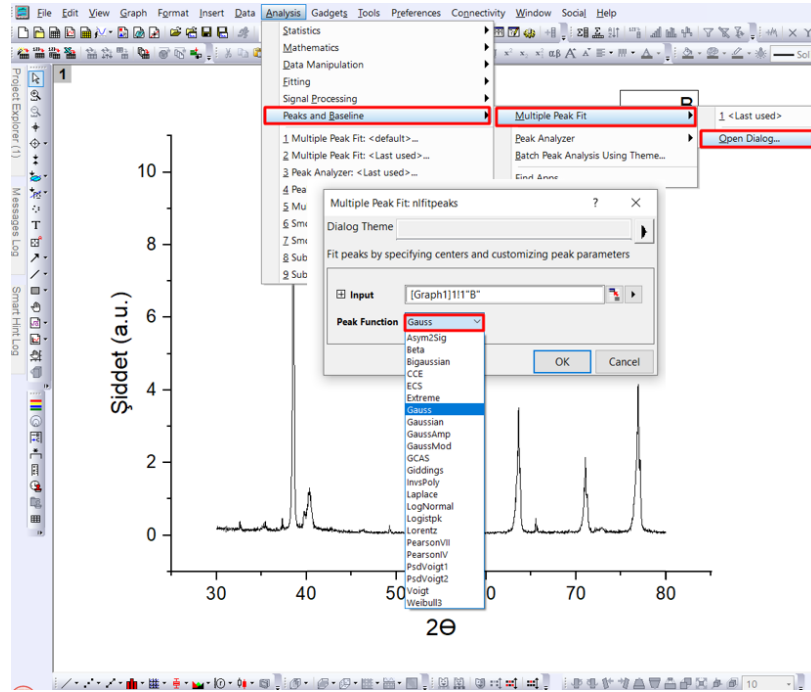
### 3.2. Malzeme Karakterizasyonu ve Kırılma Yüzeylerinin İncelenmesi

Temin edilen malzemenin karakterize edilebilmesi için XRD (X-Ray Diffraction) ve SEM (Scanning Electron Microscope) incelemeleri yapılmıştır. XRD analizi malzemenin kristal yapısını ve yapıda bulunan fazları, SEM incelemesi ise yapıda bulunan fazların doğrulanması ve dağılımını belirlemek amacıyla yapılmıştır. Ayrıca çekme numunelerinin kırılma yüzeylerini incelemek ve kırılma mekanizmasını anlayabilmek için de SEM incelemesi yapılmıştır.

XRD numunesi 10 mm x 10 mm boyutunda sac makası kullanarak kesilmiştir. Kesilen numunenin yüzeyi sırasıyla 1200 ve 2500'lük silisyum karbür zımpara kâğıdı ile ince bir şekilde zımparalanmıştır. Zımparalama işlemlerinin ardından numuneler sırasıyla 6 ve 3 µm'lik tek kristalli elmas süspansiyonla parlatılmıştır. Zımparalama ve parlatma işlemleri Brightway otomatik metalografik numune zımparalama ve parlatma cihazında gerçekleştirilmiştir. Son olarak saf su ile yüzey temizlenmiştir ve numune analize hazır hale getirilmiştir. XRD analizi, Orta Doğu Teknik Üniversitesi Merkezi Laboratuvarı'nda bulunan 40 kV voltaj ve 20 mA akımda çalışan Cu-K $\alpha$  radyasyonu ( $\lambda = 0.1542$  nm) kaynaklı bir Rigaku Ultima IV X-ışını difraktometresi kullanılarak oda sıcaklığında yapılmıştır. Kırınım taramaları 30°-80° aralığında gerçekleştirilirken, tarama hızı 1°/dk'ya ayarlanmıştır.

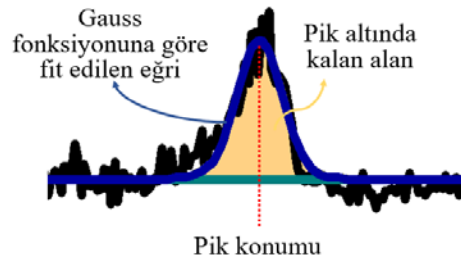
Analiz sonucunda cihazdan *xy* dosyası olarak x ışını kırınım eğrisi alınmıştır. Kırınım eğrisini çizdirmek için Origin 2021 yazılımında *Data* sekmesinde bulunan *Connect to File* kısmından *xy* dosyası yazılımın içerisine aktarılmıştır. Aktarma sonrasında verilerin bulunduğu bir çalışma kitaplığı açılmıştır. Açılan kitaplıkta x sütunu tarama açısını ( $2\theta$ ) y sütunu ise piklerin şiddetlerini göstermektedir. Her iki sütun seçilerek *Plot* sekmesinden *Line* komutuyla  $2\theta$ -Şiddet eğrisi çizdirilmiştir ve grafik penceresi açılmıştır. Piklerin konumunu belirlemek için *Analysis* sekmesinden *Peaks and Baseline* kısmı seçilerek *Multiple Peak Fit* komutuna tıklanmıştır. Daha sonra *nlfitpeaks* adında bir pencere açılmıştır. Açılan pencerede gauss fonksiyonu seçilmiştir (Şekil 3.5). Kırınım eğrisinde görülen her bir pik, tepe noktasının merkezinden işaretlenerek seçilmiştir. Böylece pikler Şekil 3.6'da görüldüğü gibi bir gauss fonksiyonuna uydurularak her bir pikin konumu belirlenmiştir. Şekil 3.6'da siyah renge sahip eğri XRD taraması sonrasında cihazdan alınan eğri, mavi eğri ise gauss fonksiyonuna uydurulan eğridir.

Belirlenen pik konumları, Ti-6Al-4V alaşımına ait literatürde bulunan pik konumlarıyla eşleştirip piklerin hangi faza ait olduğu belirlenmiştir.



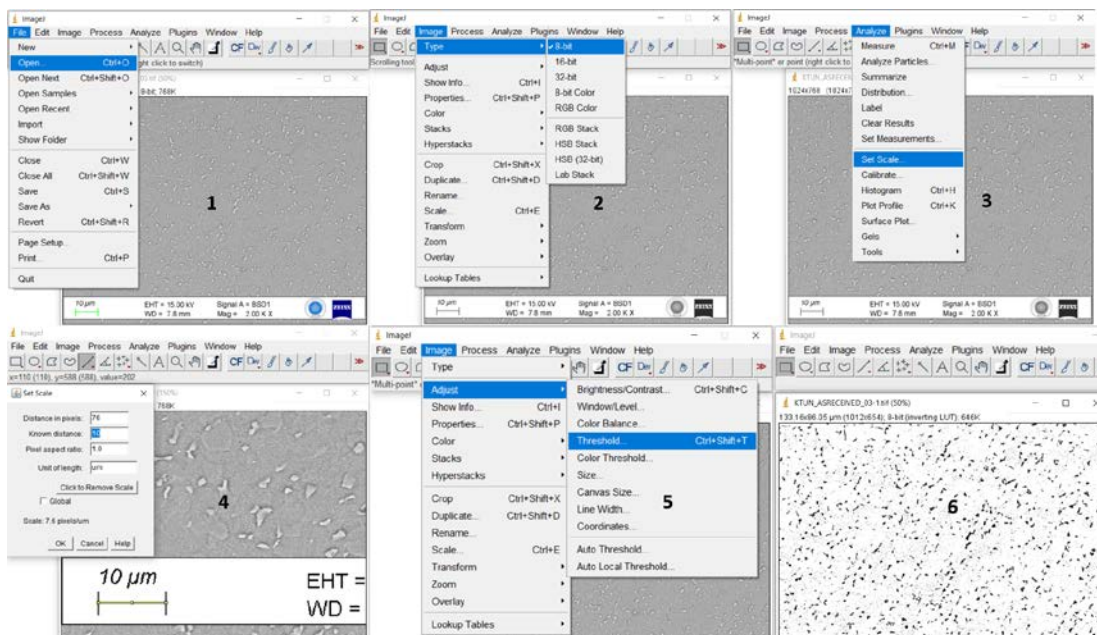
Şekil 3.5. Kırınım eğrisinin Origin 2021 yazılımında analiz edilmesi

Faz oranları Şekil 3.6'da da gösterildiği gibi eğrinin altında kalan alandan hesaplanmıştır. Eğrinin altında kalan alanın hesaplanabilmesi için *Analysis* sekmesinden *Peaks and Baseline* kısmı seçilerek *Peak Analyzer* komutuna tıklanmıştır. Açılan pencerede *Integrate Peaks* seçeneği kullanılmıştır. Bu seçenek içerisinde yer alan *Baseline Mode* kısmından Şekil 3.6'da yeşil çizgi ile gösterilen eğrinin taban kısmı tanımlanmıştır. Gauss fonksiyonuna göre fit edilen XRD kırınım eğrisi ile taban kısmı arasında kalan sarıyla gösterilen bölgenin alanı, ölçümü yapılan pikin altında kalan alanı vermektedir. Her bir pik için eğrinin altında kalan alan hesaplanmıştır. Hangi pikin hangi faza ait olduğu daha öncesinde belirlendiği için alanların oranından fazların oranı belirlenmiştir.



Şekil 3.6. Gauss fonksiyonuna uydurma ve fazların hesaplanması

SEM mikroyapı incelemeleri Necmettin Erbakan Üniversitesi Merkezi Laboratuvarı'nda bulunan ZEISS Gemini 500 mikroskopu kullanılarak yapılmıştır. Malzemenin yüzeyinden ve karşı kesitinden SEM numuneleri, Ti-6Al-4V için standart metalografik numune hazırlama teknikleri uygulanarak hazırlanmıştır. Kesilen numunenin yüzeyi iyi bir kalitede olduğu için sırasıyla 1200 ve 2500'lük silisyum karbür zımpara kâğıdı ile ince zımparalama yapmak yeterli olmuştur. Ancak numunenin karşı kesitinden SEM görüntüleri almak için numune kesiminde meydana gelebilecek olası deformasyonların etkisinden kurtulmak için kabadan inceye sırasıyla 350, 400, 600, 800, 1200 ve 2500'lük silisyum karbür zımpara kâğıdı ile 5 mm zımparalama yapılmıştır. Zımparalama işlemlerinin ardından numuneler sırasıyla 6 ve 3  $\mu\text{m}$ 'lik tek kristalli elmas süspansiyonla parlatılmıştır. Zımparalama ve parlatma işlemleri Brightway otomatik metalografik numune zımparalama ve parlatma cihazında gerçekleştirilmiştir. Parlatmanın ardından mikroyapıyı elde etmek için Kroll reaktifi (%92 saf su + %6 nitrik asit + %2 hidroflorik asit) ile 15 saniye dağlanmışır (Hoar ve ark., 2021). Dağlamanın ardından SEM ile numunenin mikroyapı resmi çekilmiştir ve ImageJ yazılımıyla yapıda bulunan faz oranları hesaplanmıştır. Şekil 3.7'de ImageJ yazılımında faz oranlarını hesaplamak için sırasıyla yapılması gerekenler verilmiştir. Öncelikle yazılımda bulunan *File* sekmesinde *Open* komutu ile resim yazılım içerisine aktarılmıştır. Resmin analiz edilebilmesi için *Image* sekmesinden *Type* komutu ile resim formatı 8-bit'e çevrilmiştir. Daha sonra *Analyze* sekmesinden *Set Scale* komutuyla resimde bulunan pikseller  $\mu\text{m}$



Şekil 3.7. ImageJ yazılımıyla faz oranlarının hesaplanması

cinsine ölçeklendirilmiştir. *Image* sekmesinde bulunan *Adjust* komutu ile resmin kontrastı değiştirilip siyah beyaz hale getirilmiştir. Parçacık halinde bulunan siyah fazın ve matris halinde bulunan beyaz fazın alanı *Analyze* sekmesinde bulunan *Analyze Particles* komutuyla ölçülmüştür. Alanların oranının ölçülmesiyle resimdeki fazların oranı belirlenmiştir.

Yıldız Teknik Üniversitesi İleri Malzemeler Araştırma Grubu bünyesinde bulunan masaüstü PhenomXL SEM cihazı kullanılarak öncelikle 1, 3 ve 25 mm/dk hızda çekilen standart çekme numunelerinin kırılma yüzeyleri incelenmiştir. Burada Ti-6Al-4V alaşımında deformasyon hızının kırılma davranışına ve yüzeyine etkisi araştırılmıştır. Daha sonra 1 mm/dk hızda çekilen standart, kayma, 20a, 4a ve a çentikli numunelerin kırılma yüzeyleri incelenerek gerilim üç eksenliliği değerlerindeki değişimin kırılma yüzeyine etkisi araştırılmıştır. Kırılan numunelerin merkez bölgesinden ve kenar bölgesinden SEM resimleri alınmıştır. Daha sonra ImageJ yazılımına yüklenen Watershed (sınır, havza) algoritmasının eklentisi yardımıyla kırılma yüzeyinde meydana gelen çukurların (dimple) sınırları belirlenmiştir. Belirlenen çukur sınırlarından çukurların sayısı ve çukurların kapladığı alan hesaplanmıştır.

### 3.3. Johnson Cook Pekleşme ve Hasar Parametrelerinin Belirlenmesi

Johnson Cook (JC) malzeme modeli parametreleri hem analitik olarak hem de Sonlu Elemanlar Analizi (SEA) kullanılarak yapılan optimizasyon çalışmaları ile belirlenmiştir. Analitik olarak eğri uydurma yöntemiyle belirlenen parametreler, optimizasyon ile belirlenen parametrelerin başlangıç değeri olarak kullanılmıştır. Sonlu Elemanlar (SE) modelinin kurulmasında LS-Dyna yazılımı, optimizasyonun yapılmasında ise LS-OPT yazılımı kullanılmıştır.

#### 3.3.1. JC parametrelerinin analitik olarak belirlenmesi

Johnson Cook (JC) pekleşme modeli çok sık kullanılan elasto-plastik malzeme modelidir (Eşitlik 3.7). Bu model malzemenin akma mukavemetini, pekleşme özelliklerini, yüksek şekil değiştirme sırasındaki davranışını ve yüksek sıcaklıktaki davranışını ifade eden beş farklı parametreden oluşmaktadır.

$$\bar{\sigma} = (A + B(\bar{\epsilon}^P)^n)(1 + C \ln(\bar{\epsilon}^*)) (1 - T^{*m}) \quad (3.7)$$



Burada A parametresi akma dayanımı, B parametresi mukavemet katsayısı, n parametresi pekleşme üsteli, C hız parametresi ve m ise sıcaklık parametresidir.  $\bar{\epsilon}^P$  ve  $\dot{\epsilon}^*$  sırasıyla eşdeğer plastik BŞD ve BŞD hızı oranını ifade etmektedir. BŞD hızı oranı, çekme testinde kullanılan BŞD hızının referans BŞD hızına ( $0.0003333 \text{ s}^{-1}$ ) oranıdır (Eşitlik 3.8).  $T^*$  ise homolog sıcaklık değerini göstermektedir (Eşitlik 3.9).

$$\dot{\epsilon}^* = \frac{\dot{\epsilon}^P}{\dot{\epsilon}_0^P} \quad (3.8)$$

$$T^* = \frac{T - T_{oda}}{T_{erime} - T_{oda}} \quad (3.9)$$

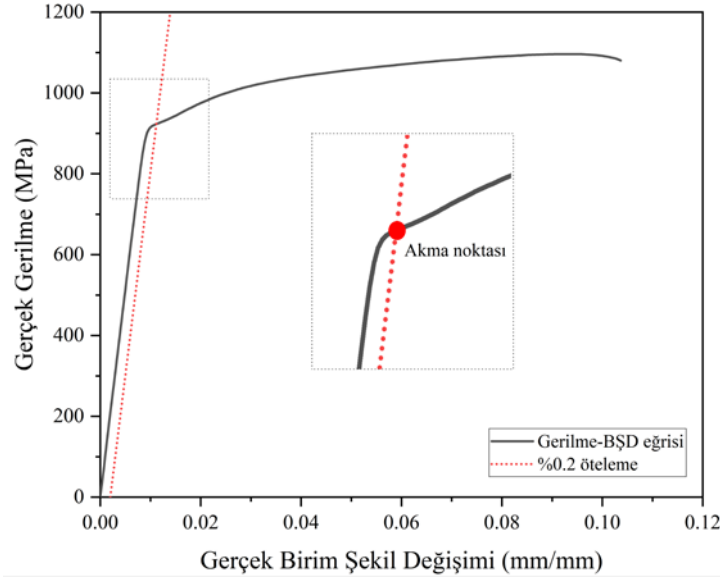
Burada T ifadesi malzeme sıcaklığı,  $T_{erime}$  malzemenin erime sıcaklığı ve  $T_{oda}$  ise odanın sıcaklığıdır. Çekme testlerinde farklı sıcaklıklar kullanılmadığı için homolog sıcaklık üstelinin yani m parametresinin değeri 1 olarak alınmıştır.

JC hasar kriteri Eşitlik 3.10'da verilmiştir. Verilen eşitlikte  $D_1$ ,  $D_2$ ,  $D_3$ ,  $D_4$  ve  $D_5$  ile gösterilen ifadeler hasar parametreleri olup malzeme sabitleridir.  $\bar{\epsilon}_f^P$ ,  $\eta$ ,  $\dot{\epsilon}^*$  ve  $T^*$  ifadeleri sırasıyla kırılma BŞD'si, gerilme üç eksenliliği değeri, BŞD hızı oranı ve homolog sıcaklık değerleridir. Tez kapsamında çekme testleri oda sıcaklığında yapıldığı için  $D_5$  hasar parametresinin değeri sıfırdır.

$$\bar{\epsilon}_f^P = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \eta)][1 + D_4 \ln(\dot{\epsilon}^*)][1 + D_5 T^*] \quad (3.10)$$

### **A parametresinin belirlenmesi**

A parametresi akma dayanımını ifade etmektedir. Malzemenin plastik şekil değiştirmeye başladığı gerilme, akma gerilmesi olarak isimlendirilir. Çekme testleri sonucunda elde edilen gerilme-BŞD eğrisi incelendiğinde belirgin bir akma noktası gözlemlenmediğinden dolayı %0.2 BŞD oluşturan gerilme akma gerilmesi olarak kabul edilmiştir. A parametresi, 1 mm/dk çekme hızında elde edilen gerilme-BŞD eğrisi ile elastik bölgeye paralel %0.2 BŞD değerine ötelenmiş doğrusal eğrinin kesişim noktasından belirlenmektedir (Şekil 3.8).



Şekil 3.8. A parametresinin analitik olarak belirlenmesi

### B ve n parametrelerinin belirlenmesi

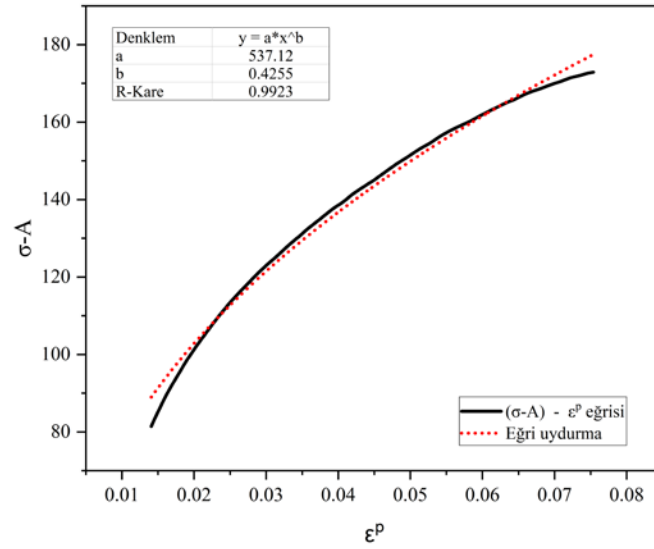
B ve n parametreleri sırasıyla mukavemet katsayısı ve pekleşme üsteli değerlerini ifade etmektedir. B ve n parametreleri yine A parametresinin belirlenmesinde olduğu gibi 1 mm/dk hızda (referans deformasyon hızı) gerçekleştirilen çekme testi sonucunda elde edilen gerilme-BŞD eğrisinden belirlenmiştir. Bundan dolayı Eşitlik 3.7'deki hız ve sıcaklık parametreleri etkisini yitirmiştir. Malzemenin akma bölgesinden boyun vermeye kadar olan kısmındaki eşdeğer gerilme değerlerinden akma dayanımı çıkartılarak Eşitlik 3.11'deki ifade elde edilmiştir.

$$\bar{\sigma} - A = B(\epsilon^P)^n \quad (3.11)$$

Bu eşitlik  $y = ax^b$  eğrisine benzetilmiştir (Şekil 3.9). Eğrideki  $y = \bar{\sigma} - A$ ,  $x = \epsilon^P$ , mukavemet katsayısı  $B = a$  ve pekleşme üsteli  $n = b$ 'dir. R-kare değerinin 1 değerine yakın olmasına dikkat edilmiştir.

### C parametresinin belirlenmesi

C parametresi BŞD hızı parametresidir. Bu parametrenin belirlenebilmesi için farklı deformasyon hızlarında çekme testleri yapılması gerekmektedir. Bu tez çalışması kapsamında 1 mm/dk ( $0.0003333 \text{ s}^{-1}$ ), 3 mm/dk ( $0.001 \text{ s}^{-1}$ ) ve 25 mm/dk ( $0.008333 \text{ s}^{-1}$ ) çekme hızları kullanılmıştır. Eşitlik 3.7'deki JC pekleşme modelinde farklı sıcaklıklar

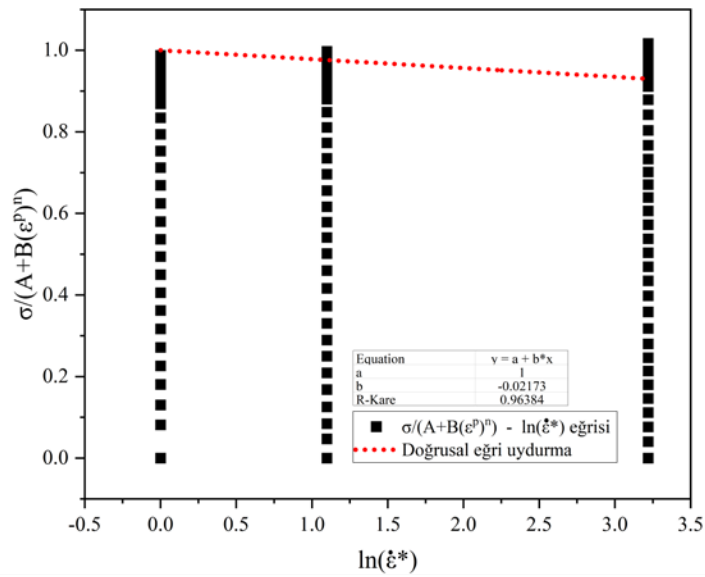


Şekil 3.9. B ve n parametrelerinin analitik olarak belirlenmesi

kullanılmadığından sıcaklık kısmı etkisini yitirerek Eşitlik 3.12’de verilen denklem elde edilmiştir.

$$\frac{\bar{\sigma}}{(A + B(\bar{\epsilon}^P)^n)} = (1 + C \ln(\bar{\epsilon}^*)) \quad (3.12)$$

Eşitlik 3.12’deki denklem her bir hızda yapılan çekme testi sonuçlarına uygulanmıştır ve  $y = mx + c$  doğrusuna benzetilmiştir (Şekil 3.10). Burada  $m = C$ ,  $x = \ln(\bar{\epsilon}^*)$ ,  $y = \bar{\sigma}/(A + B(\bar{\epsilon}^P)^n)$  ve  $c = 1$ ’dir.



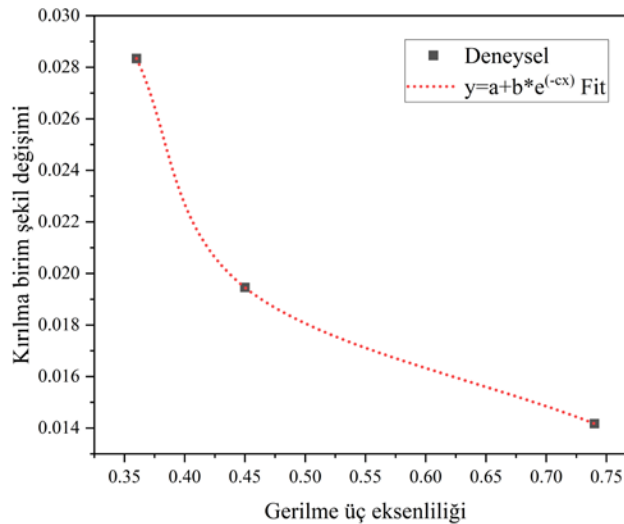
Şekil 3.10. C parametresinin analitik olarak belirlenmesi

### D<sub>1</sub>, D<sub>2</sub>, D<sub>3</sub>, D<sub>4</sub> ve D<sub>5</sub> hasar parametrelerinin belirlenmesi

Öncelikle D<sub>1</sub>, D<sub>2</sub> ve D<sub>3</sub> hasar parametreleri belirlenmiştir. Bu parametreleri belirleyebilmek için 1 mm/dk hızdaki çekme testi verileri kullanılmıştır. BŞD hızı 1 mm/dk olduğunda Eşitlik 3.10'da yer alan D<sub>4</sub> parametresi etkisini kaybetmektedir. Farklı sıcaklıklarda çekme testi de yapılmadığından D<sub>5</sub> parametresi değeri sıfırdır. Böylece Eşitlik 3.13'teki denklem elde edilmiştir.

$$\bar{\varepsilon}_f^P = [D_1 + D_2 \exp(-D_3 \eta)] \quad (3.13)$$

Burada  $\bar{\varepsilon}_f^P$  kırılma BŞD değeri,  $\eta$  ise gerilme üç eksenliliği değeridir. Başlangıç gerilme üç eksenliliği değerleri Eşitlik 3.1'de verilen denklemden 20a çentikli numune için 0.36, 4a çentikli numune için 0.45 ve a çentikli numune için 0.74 olarak hesaplanmıştır. Bu çentikli test numuneleri için kırılma BŞD değerleri 1 mm/dk deformasyon hızında gerçekleştirilen çekme testlerinden elde edilmiştir. Gerilme üç eksenliliği değerlerine karşılık kırılma BŞD değerleri dağılım grafiği olarak çizdirilmiştir. Daha sonra Eşitlik 3.12'deki ifade  $y = a + b * e^{-cx}$  üstel denklemine benzetilmiştir. Böylece  $y = \bar{\varepsilon}_f^P$ ,  $a = D_1$ ,  $b = D_2$ ,  $c = D_3$  olmuştur ve eğri uydurma yöntemiyle D<sub>1</sub>, D<sub>2</sub> ve D<sub>3</sub> hasar parametreleri belirlenmiştir (Şekil 3.11).

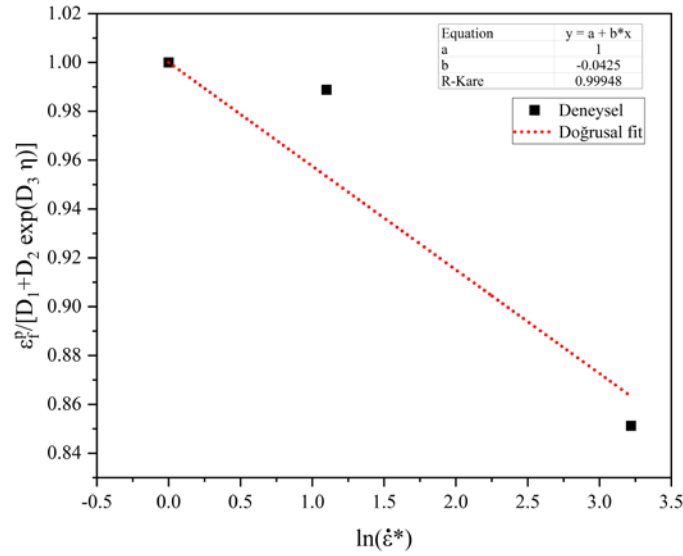


Şekil 3.11. D<sub>1</sub>, D<sub>2</sub> ve D<sub>3</sub> hasar parametrelerinin analitik olarak belirlenmesi

D<sub>4</sub> parametresi farklı deformasyon hızları kullanılarak belirlenebilmektedir. Eşitlik 3.9'daki D<sub>5</sub> parametresi yine daha önce belirtildiği gibi farklı sıcaklıklarda test gerçekleştirilmediğinden dolayı sıfır değerindedir. Böylece Eşitlik 3.14 elde edilmiştir.

$$\frac{\varepsilon_f^P}{[D_1 + D_2 \exp(D_3 \eta)]} = [1 + D_4 \ln(\dot{\varepsilon}^*)] \quad (3.14)$$

Eşitlik 3.14'teki ifade  $y = mx + c$  doğrusuna benzetilmiştir (Şekil 3.12). Burada  $y = \varepsilon_f^P / [D_1 + D_2 \exp(D_3 \eta)]$ ,  $m = D_4$ ,  $x = \ln(\dot{\varepsilon}^*)$  ve  $c = 1$ 'dir.



Şekil 3.12.  $D_4$  hasar parametresinin analitik olarak belirlenmesi

### 3.3.2. JC parametrelerinin nümerik olarak belirlenmesi

JC pekleşme (A, B, n ve C) ve hasar kriteri parametrelerinin ( $D_1$ ,  $D_2$ ,  $D_3$ ,  $D_4$  ve  $D_5$ ) belirlenebilmesi için LS-Dyna yazılımında Sonlu Elmanlar (SE) modelleri kurulmuştur ve LS-OPT yazılımına aktarılan SE modelleri ile optimizasyon çalışmaları yaparak bu parametrelerin optimum değerleri bulunmuştur. Optimizasyon çalışmalarının yapılabilmesi için belli bir strateji izlenmiştir. Öncelikle 1 mm/dk deformasyon hızında çekme testine tabi tutulan çentiksiz numunenin SE modeli kurulmuştur. Bu modelde ilk olarak A, B, n parametreleri için optimizasyon çalışması yapılmıştır ve C parametresi bu aşamada etkisini yitirdiğinden sabit tutulmuştur. A, B ve n parametrelerinin optimum değerleri belirlendikten sonra C parametresi için standart çentiksiz numunenin 1, 3 ve 25 mm/dk deformasyon hızlarındaki çekme testlerinin SE modelleri kurulmuştur. C parametresinin farklı hızlardaki SE modelleri için bir önceki aşamada belirlenen optimum A, B, n parametreleri kullanılmıştır. Üç farklı hız için hazırlanan üç farklı SE modeli LS-OPT yazılımında optimize edilerek optimum C parametresi elde edilmiştir. JC pekleşme modelinde bulunan bu parametrelerin belirlenebilmesi için LS-Dyna'da bulunan 98 numaralı kart (*MAT\_SIMPLIFIED\_JOHNSON\_COOK*) kullanılmıştır. Bu kart JC hasar parametrelerini içermediğinden dolayı pekleşme parametrelerinin optimum değerlerini daha doğru ve kısa sürede belirlenmesi sağlanmıştır. JC pekleşme parametreleri belirlendikten sonra sıra hasar kriteri parametrelerinin belirlenmesine gelmiştir. Bu

kapsamda SE modeli kurulurken pekleşme parametrelerinin yanı sıra hasar parametrelerini de içeren LS-Dyna'da bulunan 15 numaralı kart (*MAT\_JOHNSON\_COOK*) kullanılmıştır. Üç farklı hız (1, 3, 25 mm/dk) ve 4 farklı numune (standart, 20a çentikli, 4a çentikli, a çentikli) için toplamada 12 adet SE modeli kurulmuştur. Her bir SE modelinde numuneye ve çekme hızına ait deneysel verilerden yararlanılmıştır. Hasar parametrelerinin optimizasyon çalışmasında daha öncesinde belirlenen optimum pekleşme model parametreleri sabit tutulmuştur. Hasar kriteri parametreleri  $D_1$ ,  $D_2$ ,  $D_3$ ,  $D_4$  optimizasyonda değişken olarak koşturulmuştur.

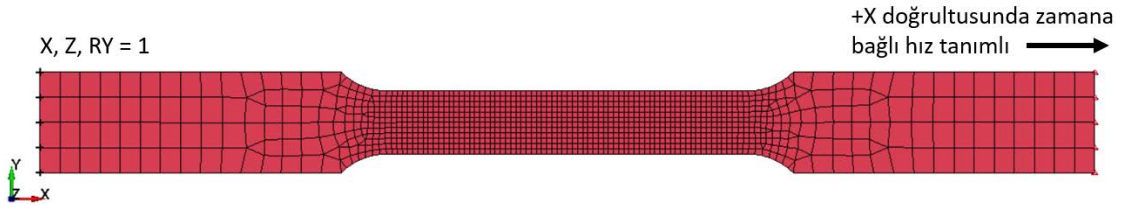
### **Sonlu elemanlar modelinin kurulması**

Bu tez çalışması kapsamında standart 1 mm/dk deformasyon hızında çekme testine tabi tutulan standart çentiksiz numunenin SE modelinin kurulması açıklanmıştır. Diğer numune tipleri ve hızları için kurulan SE modelleri neredeyse aynı olup birbirinden farklı, kullanılan çekme testi numunesi ve çekme hızıdır. Ayrıca pekleşme ve hasar kriteri modelleri için sırasıyla LS-Dyna'da bulunan 98 ve 15 numaralı olmak üzere iki farklı malzeme kartı kullanılmıştır.

Çekme testi prosesinin simülasyonun kurulabilmesi ve analiz çözüm süresinin kısılması için standart çentiksiz, 20a, 4a ve a çentikli numuneler Solidworks yazılımında yüzey olarak modellenmiştir. Daha sonra numunelere HyperMesh yazılımında *Automesh* komutu ile otomatik olarak ağ örme işlemi uygulanmıştır. Ağ örülen geometriler karmaşık olmadığı için bu komut yeterli olmuştur. Ayrıca numunelerin çentik bölgelerinde daha sıkı ağ örülmesine dikkat edilmiştir. Standart çentiksiz numunede toplam 1138 eleman 1245 düğüm noktası, 20a çentikli numunede 2110 eleman 2251 düğüm noktası, 4a çentikli numunede 805 eleman 895 düğüm noktası ve a çentikli numunede 543 eleman 623 düğüm noktası oluşturulmuştur.

Çekme testi prosesinin simülasyonu için tüm numunelerde öncelikle sınır koşulları tanımlanmıştır (Şekil 3.13). Çekme testinde numune bir ucundan sabit tutulurken diğer ucundan çekilmektedir. Bunu tanımlayabilmek için her iki kenarda bulunan düğümleri (node) kendi içinde gruptandırmak gerekmektedir. Sabit kenar için *CreEnt* penceresinden *Boundary* kısmının altında bulunan *Spc* sekmesi, hareketli kenar için ise *Prescribed Motion* sekmesi seçilmiştir. Her iki sekmede de *cre* butonuna tıklanmıştır ve açılan pencerede *Area* butonu kullanılarak sabitlenmesi ve hareketli kalması istenilen kenardaki düğümler seçilmiştir. Daha sonra sabit kenar için

*BOUNDARY\_SPC\_SET* kartı açılmıştır (Şekil 3.14). Kartta bulunan *NSID* kısmından sabit kenar için gruplandırılan düğümler seçilmiştir. Sabit kenarda gruplandırılan düğümlerin  $x$  ve  $z$  doğrultularındaki ötelenme hareketleri sabitleyip ( $DOFX=1, DOFZ=1$ )  $y$  ekseninde dönmeleri sınırlandırılmıştır ( $DOFRY=1$ ).



Şekil 3.13. Çekme testi simülasyonu için sınır koşulları

ID	TITLE	NSID	CID	DOFX	DOFY	DOFZ	DOFRX	DOFRY	DOFRZ
1	Sabit	1	0	1	0	1	0	1	0

Şekil 3.14. *BOUNDARY\_SPC\_SET* kartı

Hareketli kenar içinse *BOUNDARY\_PRESCRIBED\_MOTION\_SET* kartı açılmıştır (Şekil 3.15). Kartta bulunan *NSID* kısmından hareketli kenarda gruplandırılan düğümler seçilmiştir.  $DOF=1$  yapılarak düğümlerin  $x$  doğrultusunda hareket etmesine izin verilmiştir. *VAD* kısmı ise varsayılan değerde ( $VAD=0$ ) bırakılıp hız değerlerinin tanımlanmasına olanak sağlanmıştır. *LCID* kısmına ise hız eğrisinin tanımlanması gerekmektedir. Bundan dolayı *DEFINE\_CURVE* kartı açılmıştır. Proses boyunca sabit 1 mm/dk (0.016667 mm/s) hız tanımlanmıştır. Farklı hızda yapılan çekme tetstlerinin SE

ID	TITLE	NSID	DOF	VAD	LCID	SF	VID	DEATH	BIRTH
1	Hareketli	2	1	0	1	1.0000000	0	1.000e+28	0.0
2		OFFSET1	OFFSET2	MRB	NODE1	NODE2			
		0.0	0.0	0	0	0			

Şekil 3.15. *BOUNDARY\_PRESCRIBED\_MOTION\_SET* kartı

modeli bu kartta farklılık göstermektedir. 3 mm/dk hız için 0.05 mm/s hız değeri, 25 mm/dk hız için ise 0.416667 mm/s hız değeri tanımlamıştır.

Simülasyonun doğruluğu için adaptif olarak kendini yenileyen ağ yapısı oluşturulmalıdır. Bu kapsamda *CONTROL\_ADAPTIVE* kartı açılmıştır (Şekil 3.16). Ağ yapısı iyileştirilmesinin her bir zaman adımında olması için *ADPFREQ* kısmına 1 yazılmıştır. Adaptif hata toleransı (*ADPTOL*) 10 derece ayarlanmıştır. Maksimum iyileştirilme düzeyi (*MAXLVL*) varsayılan değer olarak 3 seçilmiştir. Öztürk ve Lee (2005) minimum eleman boyutunun sac kalınlığından düşük olmaması gerektiğini önerdiklerinden dolayı yenilenen elemanlarda kullanılan minimum boyut (*ADPSIZE*) 0.5 mm olarak seçilmiştir. Yeni ağ oluşturmaya başlanacak kalınlık (*ADPTH*) ise 0.49 mm olarak ayarlanmıştır.

1	ADPFREQ	ADPTOL	ADPTYP	MAXLVL	TBJRTH	TDEATH	LCADP	IOFLAG
	1.0000000	10.0000000	1	3	0.0	1.000e+20	0	1
2	ADPSIZE	ADPASS	IREFLG	ADPENE	ADPTH	MEMORY	ORIENT	MAXEL
	0.5	0	0	0.0	0.4900000	0	0	0
3	LADPN90	LADPGH	NCFRED	LADPCL	ADPCTL	CBIRTH	CDEATH	LCLVL
	0	0	0	1	0.0	0.0	1.000e+20	0
4	CNLA	MMM2D	ADPFERR	D3TRACE	JFSAND			
	110.00000	0	0	0	0	0	0	0

Şekil 3.16. CONTROL\_ADAPTIVE kartı

Analiz bitiş süresinin SE modeline tanımlanması için *CONTROL\_TERMINATION* kartı açılmıştır (Şekil 3.17). Deneysel olarak 1 mm/dk çekme hızında gerçekleştirilen standart çentiksiz numunenin çekme testi 491 saniyede tamamlanmıştır ve *ENDTIM* kısmına yazılmıştır. Bu süre farklı hızda çekilen ve farklı tipteki numuneler için değişkenlik göstermekte olup her bir numunenin SE modelinde çekme testi süreleri ayrıca tanımlanmıştır.

1	ENDTIM	ENDCYC	DTMIN	ENDENG	ENDMAS	NOSOL
	491.00000	0	0.0	0.0	1.000e+08	0

Şekil 3.17. CONTROL\_TERMINATION kartı



Çekme testi prosesinin çözüm süresini kısaltmak için numune kabuk (*shell*) olarak modellenmiştir. Numunenin kesit özelliklerinin tanımlaması için *SECTION\_SHELL* kartı açılmıştır (Şekil 3.18). Proseste 3 integrasyon noktasına sahip ( $NIP=3$ ) Belytschko-Tsay eleman formülasyonu kullanılmıştır ( $ELFORM=2$ ). Kayma faktörü ( $SHRF$ ), önerilen değer olarak 0.8333 alınmıştır. Çekme testi numunesin kalınlığı 0.5 mm olduğu için bir elemenda bulunan dört düğüm noktasının kalınlığında ( $T1$ ,  $T2$ ,  $T3$  ve  $T4$ ) 0.5 mm değeri yazılmıştır.

SECID	ELFORM	SHRF	NIP	PROPT	QR/IRID	ICOMP	SETYP
1	2	0.8333000	3	1	0	0	1

T1	T2	T3	T4	NLOC	MAREA	IDOF	EDGSET
0.5000000	0.5000000	0.5000000	0.5000000	0.0	0.0	0.0	0

Şekil 3.18. SECTION\_SHELL kartı

JC pekleşme modelinde bulunan  $A$ ,  $B$ ,  $n$  ve  $C$  parametrelerinin SE modelini kurmak ve optimizasyon çalışmalarını gerçekleştirmek için 98 numaralı kart olan *MAT\_SIMPLIFIED\_JOHNSON\_COOK* açılmıştır (Şekil 3.19). Tez kapsamında kullanılan malzeme Ti-6Al-4V alaşımı olup yoğunluğu ( $RO$ )  $4.43 \times 10^{-6}$  kg/m<sup>3</sup>, poisson oranı ( $PR$ ) 0.34, elastiklik modülü ( $E$ ) ise 110 GPa'dır. Hız etkisinin formülasyonu viskoplastik olarak seçilmiştir ( $VP=1$ ).  $EPSO$  değeri çekme testlerinde kullanılan en düşük çekme hızı olup referans BŞD hızı olarak adlandırılır ve değeri  $3.333 \times 10^{-4}$  s<sup>-1</sup>'dir.  $A$  ve  $B$  kısmı GPa cinsinden sırasıyla akma dayanımı ve mukavemet katsayısıdır.  $N$  pekleşme üsteli,  $C$  ise hız parametresidir.  $A$ ,  $B$ ,  $N$  ve  $C$  parametrelerinin değerleri Bölüm 3.2.1'de anlatıldığı gibi analitik olarak belirlenmiştir.

MID	RO	E	PR	VP
1	4.430e-06	110.00000	0.3400000	1.0000000

A	B	N	C	PSFAIL	SIGMAX	SIGSAT	EPSO
0.9233000	0.5371200	0.4255000	0.0	1.000e+17	1.000e+28	1.000e+28	3.333e-04

Şekil 3.19. MAT\_SIMPLIFIED\_JOHNSON\_COOK kartı

Hasar tahmini yapabilmek için SE modellerinde 98 numaralı malzeme kartı yerine 15 numaralı kart olan *MAT\_JOHNSON\_COOK* kartı kullanılmıştır (Şekil 3.20). Burada 98 numaralı karta ilaveten malzemenin kayma modülü (*G*) 40 GPa, özgül ısı (*CP*) değeri 528 J/Kg°C, erime sıcaklığı (*TM*) 1610 °C ve oda sıcaklığı (*TR*) 25 °C olarak tanımlanmıştır. Sıcaklık üsteli (*M*) parametresi farklı sıcaklıklar kullanılmadığı için 1 olarak alınmıştır. *A*, *B*, *N* ve *C* parametreleri için optimizasyondan elde edilen değerler kullanılmıştır. Hasar parametrelerinin (*D1*, *D2*, *D3*, *D4* ve *D5*) başlangıç değerleri Bölüm 3.2.1’de anlatılan analitik hesaplarla belirlenmiş olup karta yazılmıştır. Bu parametrelerin optimum değerleri LS-OPT yazılımından belirlenmiştir.

*MAT_JOHNSON_COOK_(TITLE) (015) (1)								
TITLE								
Ti64								
1	MID	RQ	G	E	PR	DIF	VP	RATEOP
1	1	4.430e-06	40.000000	110.00000	0.3400000	0.0	1.0	0.0
2	A	B	N	C	M	TM	TR	EPSO
2	0.8304747	0.5691235	0.2946030	0.0144856	1.0000000	1610.0000	27.000000	3.333e-04
3	CP	PC	SPALL	IT	D1	D2	D3	D4
3	528.00000	0.0	2.0	0.0	0.0139216	0.6631161	-10.634690	-0.0425000
4	D5	C2/P	EROD	EFMIN	NUMINT			
4	0.0	0.0	0	1.000e-06	0.0			

Şekil 3.20. MAT\_JOHNSON\_COOK kartı

Proseste tek parça olarak çekme numunesi bulunmakta olup kesit ve malzeme özelliklerinin çekme numunesine atanması için *PART\_PART* kartı açılmıştır (Şekil 3.21). *SECID* kısmından tanımlanan kesit, *MID* kısmından tanımlanan malzeme modeli parçaya atanmıştır. *ADOPT* kısmından parça üzerinde adaptif ağ örme işlemi aktif edilmiştir.

*PART_(TITLE) (1)								
TITLE								
numune								
2	PID	SECID	MID	EOSID	HGID	GRAV	ADOPT	TMID
2	1	1	1	0	0	0	1	0

Şekil 3.21. PART\_PART kartı

Ayrıca simülasyonun sonuçlarını alabilmek için bazı kartlar açılmıştır. Bunlardan biri *DATABASE\_BINARY\_D3PLOT* kartıdır. Kartta *NPLTC* kısmına 100 değeri

yazılmıştır. Bu değer simülasyon sonucunda alınacak çözüm sayısıdır. Bir diğer kart *DATABASE\_HISTORY\_NODE* kartıdır. Bu kart ile çekme numunesinin ortasında bulunan 50 mm'lik ölçüm çizgisini arasına alan iki adet düğüm noktası seçilmiştir. Daha sonra *DATABASE\_CROSS\_SECTION\_PLANE* kartı ile çekme numunesinin tam orta noktasında bir düzlem oluşturulmuştur. Son olarak *DATABASE\_OPTION* kartından *NODOUT* ve *SECFORC* kısımları aktif edilelerek sırasıyla seçilen iki düğüm noktasından deplasman değerleri, düzlemden ise kuvvet değerlerinin alınması sağlanmıştır.

Son olarak malzeme kartlarındaki *A*, *B*, *N*, *C*, *D<sub>1</sub>*, *D<sub>2</sub>*, *D<sub>3</sub>*, ve *D<sub>4</sub>* parametrelerinin optimizasyon ile en uygun değerlerinin bulunabilmesi için parametreleştirilmesi gerekmektedir. Parametre tanımlayabilmek için SE modeli kurulum dosyası (.k dosyası) not defteri (.txt formatı) ile birlikte açılmıştır. Dosya açıldıktan sonra Şekil 3.22'de de görüldüğü üzere *\*PARAMETER* adında başlık yazılmıştır ve altına optimizasyonda incelemesi yapılacak parametreler yazılmıştır. Parametrelerin değerleri analitik olarak hesaplanan başlangıç değerleridir. Burada parametrelerin optimizasyon tarafından okunabilmesi için başına "r" harfi eklenmelidir. Daha sonra metin dosyasında bulunan malzeme kartı kısmında parametrelerin başlangıç değerleri silinip yerine "&" simgesi ile parametrenin ismi yazılmalıdır.

```

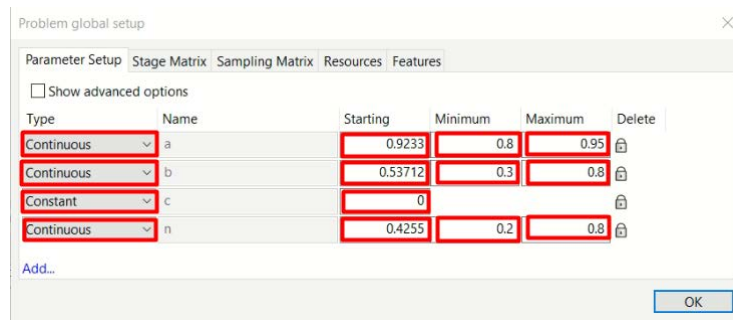
*A_Standart_V1 - Not Defteri
Dosya Düzen Biçim Görünüm Yardım
$# LS-DYNA Keyword file created by LS-PrePost(R) V4.8.19 - 26Aug2021
$# Created on Apr-17-2022 (16:21:46)
$$ HM_OUTPUT_DECK created 09:36:29 08-25-2021 by HyperMesh Version 12.0.110.40
$$ Ls-dyna Input Deck Generated by HyperMesh Version : 12.0.110.40
$$ Generated using HyperMesh-Ls-dyna 971 Template Version : hwdesktop12.0.110-104Win8
*KEYWORD
*PARAMETER
$# prmr1 val1 prmr2 val2 prmr3 val3 prmr4 val4
ra 0.9233
rb 0.53712
rn 0.4255
rc 0
*TITLE
$# title
LS-DYNA keyword deck by LS-PrePost
*MAT_SIMPLIFIED_JOHNSON_COOK_TITLE
Ti64
$# mid ro e pr vp
1 4.430E-6 110.0 0.34 1.0
$# a b n c psfail sigmax sigsat eps0
&a &b &n &c 1.0E17 1.0E28 1.0E28 3.3330E-4

```

Şekil 3.22. Parametrelerin tanımlanması

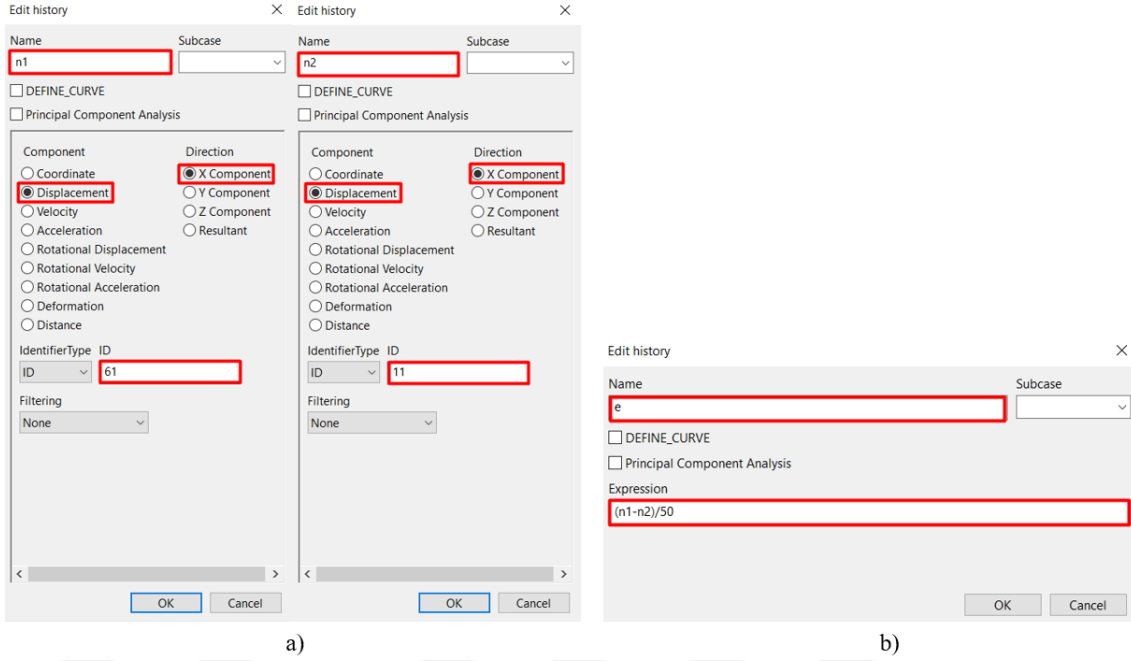
## Optimizasyon çalışmalarının yapılması

Optimizasyon çalışmaları için LS-OPT yazılımı kullanılmıştır. Öncelikle 1mm/dk hızındaki standart çentiksiz numunenin çekme testinin SE modeli kullanılarak optimizasyon çalışması yapılmıştır. LS-OPT içerisinde bulunan *Stage* bölümünün *Setup* sekmesinden çözüm yapması istenilen LS-Dyna çözücüsü ve çözülecek SE modelinin *k* uzantılı dosyası seçilmiştir. Seçim sonrasında yazılım içerisinde bulunan *Setup* bölümüne, SE modelinde parametre olarak tanımlanan değişkenler gelmiştir. Bu optimizasyon çalışmasında 1 mm/dk hızda gerçekleştirilen çekme testi kullanıldığından *C* parametresinin etkisi yoktur. Bundan dolayı *C* parametresi sabit tutulup *A*, *B* ve *N* parametreleri için optimizasyon koşturulmuştur (Şekil 3.23). Parametrelerin başlangıç değerleri LS-PrePost'ta SE modeli kurulurken analitik olarak hesaplanıp malzeme kartlarına yazılan değerlerdir. Ayrıca parametreler için minimum ve maksimum değerlerin tanımlanması gerekmektedir. Bu değerler literatürdeki çalışmalar incelenerek belirlenmiştir.



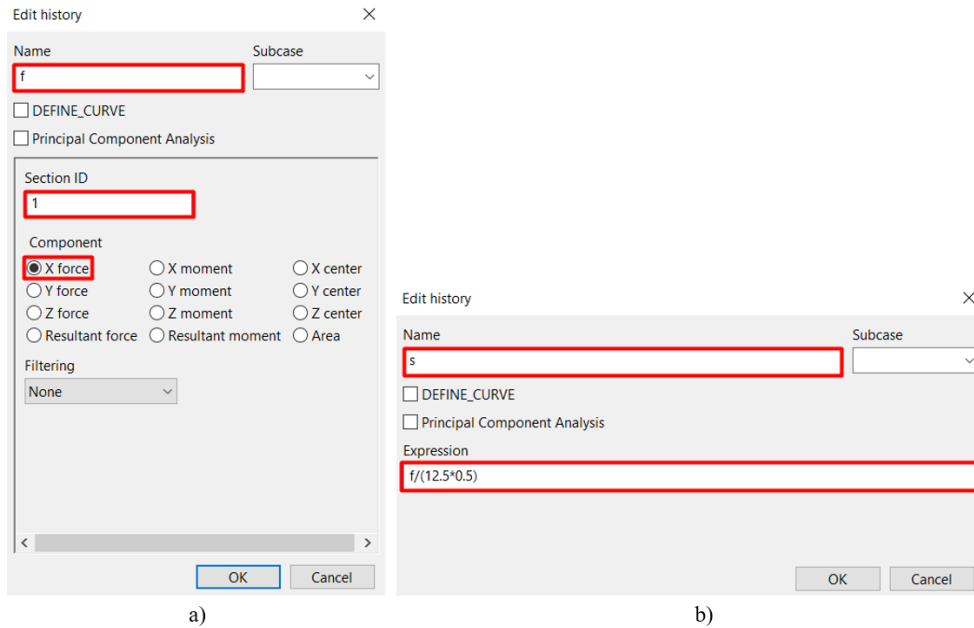
Şekil 3.23. Optimizasyon uygulanacak parametrelerin değer aralığının ayarlanması

Daha sonra *Stage* bölümünün *Histories* sekmesinden *NODOUT* sonuç dosyası seçilmiştir. SE modeli kurulurken *DATABASE\_OPTION* kartında bu sonuç dosyası aktif edilmiştir. Ayrıca yine SE modeli kurulurken *DATABASE\_HISTORY\_NODE* kartında iki adet düğüm noktası seçilmiştir. Bu düğüm noktalarının birbirinden uzaklıkları 50 mm olup çekme numunesi üzerindeki ölçüm uzunluğunu (gauge length) temsil etmektedir. Bu düğüm noktaları LS-OPT'ye tanımlanıp x yönündeki deplasmanları hesaplatılmıştır (Şekil 3.24a). 61 numaralı düğüm noktası n1, 11 numaralı düğüm noktası n2 olarak isimlendirilmiştir. Düğüm noktaları tanımlandıktan sonra *EXPRESSION* sekmesinden mühendislik BŞD değeri (*e*) değeri hesaplatılmıştır (Şekil 3.24b). Hesaplama yapılabilmesi için  $(n1-n2)/50$  formülasyonu kullanılmıştır.



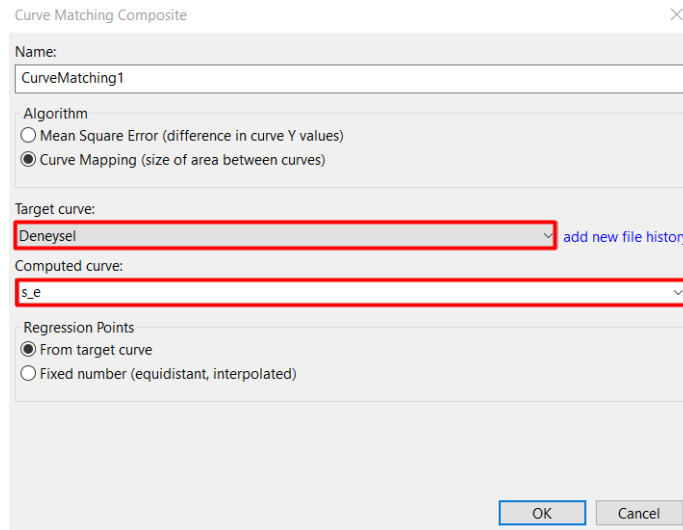
Şekil 3.24. a) Düğüm noktalarının tanımlanması b) BŞD değerinin hesaplanması

Gerilme değerinin hesaplanabilmesi için *SECFORC* sonuç dosyası açılmıştır. Daha önce SE modeli kurulurken bu sonuç dosyası *DATABASE\_OPTION* kartından aktif edilmişti. Ayrıca *DATABASE\_CROSS\_SECTION\_PLANE* kartı ile numunenin ortasına düzlem oluşturulmuştu. Bu düzlem LS-OPT'ye tanımlanıp düzleme x yönünde etkiyen kuvvet hesaplatılmıştır (Şekil 3.25a). Hesaplanan kuvvetin ( $f$ ) numunenin kesit alanına bölünmesi ile de mühendislik gerilmesi hesaplatılmıştır. Mühendislik gerilmesi ( $s$ ) *EXPRESSION* sekmesinden  $f/(0.5*12.5)$  formülü ile tanımlanmıştır (Şekil 3.25b).



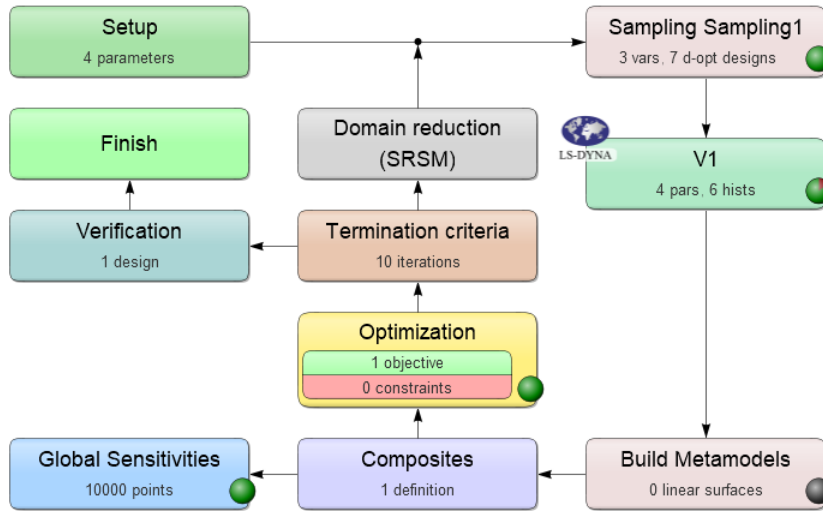
Şekil 3.25. a) Kuvvetin tanımlanması b) Gerilmenin hesaplanması

*Crossplot* sekmesinden gerilmeye karşılık BŞD eğrisinin çizilmesi komutu verilmiştir. Eğride x eksenini mühendislik BŞD'si, y eksenini ise mühendislik gerilmesi olarak tanımlanmıştır. Son olarak *File Histories* kısmından deneysel olarak elde edilen mühendislik çekme eğrisi LS-OPT'ye yüklenmiştir. Deneysel eğri ile optimizasyonla elde edilen eğrinin eşleştirilebilmesi için *Composites* bölümü aktif edilmiştir. Bu bölümdeki *CurveMatching* sekmesinden hedef eğri olarak deneysel mühendislik gerilme-BŞD eğrisi, eşleştirilecek eğri olarak ise *Crossplot* sekmesinde tanımlanan mühendislik gerilme-BŞD eğrisi seçilmiştir (Şekil 3.26). LS-OPT eğrilerin eşleştirilebilmesi için iki algoritma sunmakta olup bunlar ortalama hata karesi (mean square error) ve eğri haritalamadır (curve mapping). Ortalama hata karesi eğrilerin ordinatına göre eşleştirme yaparken eğri haritalama ordinatı ve apsisi eğri eşleştirme metriğine dahil eder (Stander ve ark., 2020). Bu nedenle daha doğru bir eşleştirme elde edileceğinden tez çalışmasında eğri haritalama algoritması kullanılmıştır.



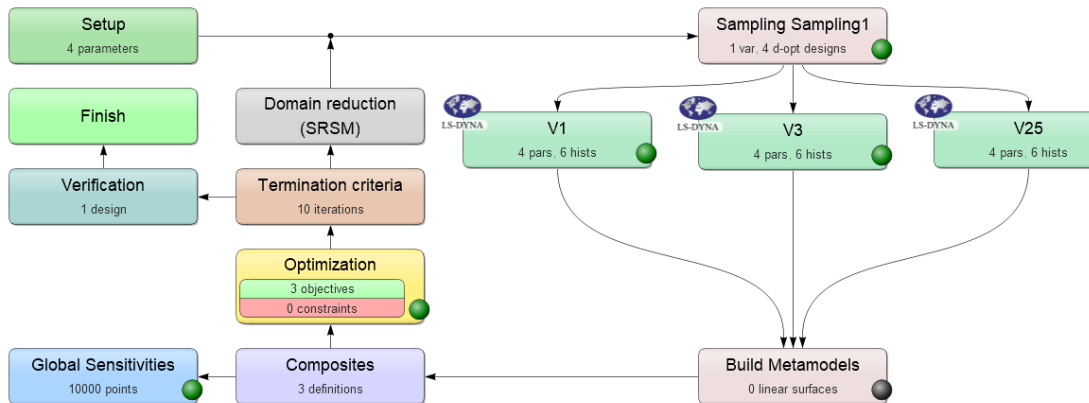
Şekil 3.26. Çekme eğrilerinin eşleştirilmesi

*Termination criteria* bölümü aktif edilip bu bölümden optimizasyon çalışmasında yakınsama için kullanılacak iterasyon sayısı 10 olarak ayarlanmıştır. Daha sonra *Domain reduction* bölümü aktif edilmiştir ve optimizasyon yöntemi olarak sıralı yüzey yanıt yöntemi (sequential response surface method, SRSM) kullanılır hale gelmiştir. *Sampling* bölümünden sıralı yüzey yanıt yöntemi için Metamodel, *Polynomial* olarak varsayılan değerde bırakılmıştır. Bu bölümden deneysel tasarım yöntemi (design of experiments, DOE) olarak *D-Optimal* seçilmiştir. Ayrıca *Global sensitivities* bölümü de aktif edilip varsayılan değerlerde bırakılmıştır. Kurulan optimizasyon modelinin haritası Şekil 3.27'de verilmiştir.



Şekil 3.27. A, B ve N parametreleri için optimizasyon haritası

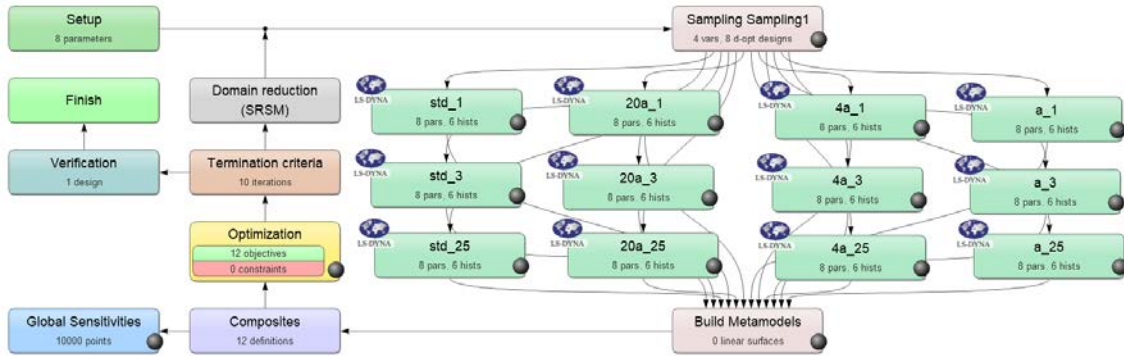
C parametresinin optimizasyonu içinse bir önceki optimizasyondan belirlenen A, B ve N parametreleri sabit tutulup C parametresi değişken olarak tanımlanmıştır. C parametresi hız parametresi olduğundan dolayı optimizasyonun kurulabilmesi için farklı deformasyon hızlarında çekme testine tabi tutulan standart çentiksiz numunelerin SE modelleri ve deneysel çekme eğrileri gerekmektedir. Bu kapsamda oluşturulan optimizasyon haritası Şekil 3.28’de verilmiştir.



Şekil 3.28. C parametresi için optimizasyon haritası

JC hasar parametrelerinin ( $D_1$ ,  $D_2$ ,  $D_3$ ,  $D_4$  ve  $D_5$ ) optimizasyonunda ise daha önce optimizasyondan belirlenen JC pekleşme modeli parametreleri (A, B, N ve C) sabit tutulmuştur.  $D_1$ ,  $D_2$ ,  $D_3$  ve  $D_4$  parametreleri değişken,  $D_5$  parametresi ise sıfır olduğu için sabit tutulmuştur. Hasar parametreleri belirlenirken dört farklı numunenin (standart çentiksiz, 20a, 4a ve a çentikli) üç farklı deformasyon hızındaki çekme testlerinin SE

modelleri ve deneysel mühendislik çekme eğrileri kullanılmıştır. Şekil 3.29’da hasar parametrelerinin belirlenmesinde kullanılan optimizasyon haritası gösterilmiştir.



Şekil 3.29. Hasar parametreleri için optimizasyon haritası

### 3.4. Hidroşekillendirme Prosesinin Sonlu Elemanlar Analizi

Sac HŞ prosesi için geometrik model; sac, kalıp ve baskı plakası olmak üzere üç parçadan oluşmaktadır. Modelde bulunan parçalar SolidWorks yazılımında iki boyutlu yüzey ve çeyrek olarak modellenmiştir. Geometrik modelin yüzey ve çeyrek olarak modellenmesinin nedeni analiz süresini kısaltmaktır. HŞ ile hasar analizlerine başlanmadan önce öncelikle uygun eleman boyutunun belirlenmesi hedeflenmiştir. Bu kapsamda 2, 1.5, 1, 0.75 ve 0.5 mm olmak üzere beş farklı eleman boyutuyla analiz yapılmıştır. Analizler sonucunda kalınlık dağılımları incelenerek uygun eleman boyutu belirlenmiştir. Simülasyonlar Intel Xeon 4 çekirdek 8 mantıksal işlemcili iş istasyonunda gerçekleştirilmiştir. Sonlu elemanlar modeli LS-PrePost yazılımında oluşturulmuştur. Modelde bulunan parçalar dörtgen kabuk elemanlar ile sonlu elemanlarına ayrılmıştır. Kabuk eleman sayıları kalıp ve baskı plakası için Çizelge 3.2’de, farklı eleman boyutlarına sahip sac (iş parçası) için Çizelge 4.3’te verilmiştir.

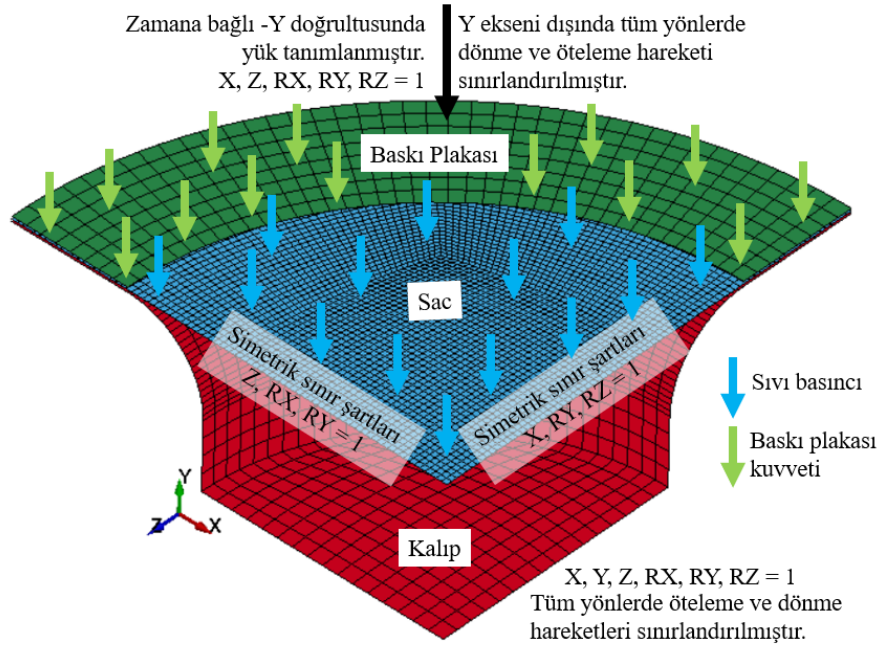
Çizelge 3.2. Modelde bulunan parçalar için eleman ve düğüm noktası sayısı

Parça	Eleman Sayısı	Düğüm Noktası Sayısı
Kalıp	520	721
Baskı plakası	39	207



### 3.4.1. Sınır şartların tanımlanması

Sac HŞ prosesinde kullanılan parçalar aksel simetrik olduğundan dolayı simülasyonun çözüm süresini azaltmak için proses çeyrek olarak modellenmiştir. Proses çeyrek olarak modellendiğinden dolayı *BOUNDARY\_SPC\_SET* kartı açılarak sac için simetri sınır koşulları tanımlanmıştır. Simetri sınır koşullarını uygulayabilmek için sacın  $z$  eksenine paralel olan kenarındaki elemanları  $x$  doğrultusunda tutulmuştur ( $DOFX=1$ ) ve yine aynı elemanların  $y$  ile  $z$  doğrultusundaki dönme hareketi kısıtlandırılmıştır ( $DOFRY=DOFRZ=1$ ). Aynı şekilde  $x$  eksenine paralel olan kenar  $z$  doğrultusunda tutulup ( $DOFZ=1$ ),  $x$  ve  $y$  eksenlerinde dönmesi kısıtlanmıştır ( $DOFRX=DOFRY=1$ ) (Şekil 3.30). Kalıbın  $x$ ,  $y$ ,  $z$  olmak üzere tüm koordinat eksenlerinde ötelenme ve dönme hareketi kısıtlandırılmıştır. Baskı plakasının ise sadece  $y$  doğrultusundaki ötelenme hareketine izin verilirken diğer tüm yönlerdeki hareketi kısıtlanmıştır (Şekil 3.30). Kalıp ve baskı plakasının sınır şartları LS-PrePost yazılımında 20 numaralı *MAT\_RIGID* malzeme kartı kullanılarak tanımlanmıştır. Kart içerisindeki *CMO* kısmı 1 seçilerek global koordinat eksenlerinde kısıtlama uygulanması aktif edilmiştir. Kalıp için *CON1* ve *CON2* değerleri 7 seçilerek  $x$ ,  $y$ ,  $z$  eksenlerindeki ötelenme ve dönme hareketleri sabitlenmiştir. Baskı plakası içinse *CON1* kısmı 6 seçilerek  $x$  ve  $z$  eksenlerindeki ötelenme hareketi kısıtlandırılıp,  $y$  yönündeki hareketine izin verilmiştir. Ayrıca baskı plakasının *CON2* kısmına 7 değeri seçilerek tüm eksenlerdeki dönme hareketi kısıtlandırılmıştır.



Şekil 3.30. Sınır şartların tanımlanması

### 3.4.2. Malzeme modellerinin ve kesit özelliklerinin tanımlanması

Sınır şartların tanımlanması kısmında bahsedildiği gibi kalıp ve baskı plakası rijit olarak modellendiği için *MAT\_RIGID* malzeme kartı kullanılmıştır (Şekil 3.31). Her iki parçada çelik olarak seçilmiş olup malzeme kartında bulunan özellikler literatürden alınmıştır (Türköz, 2015). Çizelge 3.3'te hem kalıp hem de baskı plakasına ait çelik malzemenin mekanik özellikleri verilmiştir.

**Çizelge 3.3.** Kalıp ve baskı plakasına ait çelik malzemenin mekanik özellikleri

Yoğunluk (RO) (kg/mm <sup>3</sup> )	Elastiklik Modülü (E) (GPa)	Poisson Oranı (PR)
7.8x10 <sup>-6</sup>	210	0.28

\*MAT\_RIGID\_(TITLE) (020) (2)

TITLE  
kalip\_çelik

1	MID	RO	E	PR	N	COUPLE	M	ALIAS
	1	7.800e-06	210.00000	0.2800000	0.0	0	0.0	
2	CMO	CON1	CON2					
	1.0	7	7					
3	LCO OR A1	A2	A3	V1	V2	V3		
	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0		

Şekil 3.31. MAT\_RIGID kartı

Ti-6Al-4V sac malzeme için LS-PrePost'ta 15 numaralı kart olan *JOHNSON\_COOK* malzeme kartı kullanılmıştır (Şekil 3.32). Bu kartta yer alan *RO*, *G*, *E*, *PR*, *TM*, *CP* sırasıyla yoğunluk, kayma modülü, elastiklik modülü, poisson oranı, erime sıcaklığı ve özgül ısı olup değerleri literatürden alınmıştır. *TR* ise oda sıcaklığı olup deneylerin gerçekleştirildiği ortamın sıcaklığıdır. *A*, *B*, *N*, *C* ve *M* sırasıyla akma mukavemeti, mukavemet katsayısı, pекleşme üsteli, hız parametresi ve sıcaklık parametresi olup çekme deneylerinin simülasyonlarından hesaplanmıştır. Çekme deneylerinde farklı sıcaklıklar kullanılmadığı için *M* parametresi 1 olarak alınmıştır. *VP* kısmı 1 değerine getirilerek viskoplastik davranış aktif edilmiştir. Viskoplastik davranış sac malzemenin hıza bağlı elastik olamayan davranışını tanımlamaktadır. *EPSO* ifadesi referans BŞD hızı olup çekme deneylerinde kullanılan en düşük deformasyon hızıdır. *D<sub>1</sub>*, *D<sub>2</sub>*, *D<sub>3</sub>*, *D<sub>4</sub>* ve *D<sub>5</sub>* hasar parametreleri olup çekme deneylerinin simülasyonlarından belirlenmiştir. *JC* malzeme kartının parametrelerinin belirlenmesindeki detay Bölüm 3.3'te anlatılmıştır.

\*MAT\_JOHNSON\_COOK\_(TITLE) (015) (1)

**TITLE**  
Ti-6Al-4V

1	<b>MID</b>	<b>RO</b>	<b>G</b>	<b>E</b>	<b>PR</b>	<b>DTF</b>	<b>VP</b>	<b>RATEOP</b>
	1	4.430e-06	40.000000	110.00000	0.3400000	0.0	1.0	0.0
2	<b>A</b>	<b>B</b>	<b>N</b>	<b>C</b>	<b>M</b>	<b>TM</b>	<b>TR</b>	<b>EPSO</b>
	0.8304747	0.5691235	0.2946030	0.0145000	1.0000000	1610.0000	25.000000	3.333e-04
3	<b>CP</b>	<b>PC</b>	<b>SPALL</b>	<b>IT</b>	<b>D1</b>	<b>D2</b>	<b>D3</b>	<b>D4</b>
	528.00000	0.0	2.0	0.0	-0.0900000	0.2150000	-0.4900000	-0.0400000
4	<b>D5</b>	<b>C2/P</b>	<b>EROD</b>	<b>EFMIN</b>	<b>NUMINT</b>			
	0.0	0.0	0	1.000e-06	0.0			

Şekil 3.32. MAT\_JOHNSON\_COOK kartı

Çok yüksek BŞD hızları ve akma gerilmesini çok aşan basınçlarında malzeme davranışını doğru bir şekilde simüle etmek için uygun bir *EOS* (Equations of State) modülünün kullanılması gerekmektedir. Korkmaz (2018), LS-DYNA yazılımında *MAT15\_JOHNSON\_COOK* hasar kriteri kullandığında uygun bir *EOS* modülü olarak *EOS\_LINEAR\_POLYNOMIAL* kartını kullanmıştır. Bu modülde kullanılan basınç denklemi Eşitlik 3.15'te verilmiş olup SE modelinde *EOS\_LINEAR\_POLYNOMIAL* kartı aktif edilmiştir (Şekil 3.33).

$$P = C_0 + C_1\mu + C_2\mu^2 + C_3\mu^3 + (C_4 + C_5\mu + C_6\mu^2)E \quad (3.15)$$

Kartta bulunan  $C_0$ ,  $C_1$ ,  $C_2$ ,  $C_3$ ,  $C_4$ ,  $C_5$ ,  $C_6$  değerleri polinomial denklem sabitleri,  $E_0$  değeri başlangıçtaki referans hacim başına iç enerji ve  $V_0$  akım yoğunluğunun referans yoğunluğa oranını temsil etmektedir.  $C_1$  parametresinin tek başına kullanılması durumunda,  $C_1$  hacim modülüne (Bulk Modulus) eşit olur ve  $C_0$ ,  $C_2$ ,  $C_3$ ,  $C_4$ ,  $C_5$ ,  $C_6$  sabitleri ise sifıra eşit olur.

\*EOS\_LINEAR\_POLYNOMIAL\_(TITLE) (1)

**TITLE**  
eos

1	<b>EOSID</b>	<b>C0</b>	<b>C1</b>	<b>C2</b>	<b>C3</b>	<b>C4</b>	<b>C5</b>	<b>C6</b>
	1	0.0	96.800003	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
2	<b>E0</b>	<b>V0</b>						
	0.0	1.0000000						

Şekil 3.33. EOS\_LINEAR\_POLYNOMIAL kartı

Sac HŞ prosesi kabuk (shell) ağ yapısına sahip elemanlarla modellendiği için simülasyonda bulunan tüm parçaların kesit özelliklerinin tanımlanması gerekmektedir. *SECTION\_SHELL* kartı açılarak sac, kalıp ve baskı plakası için bir adet kesit özelliği

tanımlanmıştır (Şekil 3.34). Analizin güvenilir olması için Öztürk (2015)'inde önerdiği gibi 7 integrasyon noktasına (*NIP*) sahip 16 numaralı tam integrasyonlu kabuk eleman formülasyonu (*ELFORM*) kullanılmıştır. *SHRF* kayma faktörü için ise önerilen değer olan 5/6 yani 0.8333 olarak alınmıştır. Bu tez çalışmasında 0.5 mm kalınlığa sahip Ti-6Al-4V alaşımı kullanıldığı için kabuk dörtgen elemanlarda bulunan dört düğüm noktalarının kalınlıklarına yani *T1*, *T2*, *T3*, *T4* kısımlarına 0.5 değeri yazılmıştır. Böylece simülasyonda kullanılan elemanların 0.5 mm kalınlığa sahip olduğu tanımlanmıştır.

\*SECTION\_SHELL\_(TITLE) (3)

TITLE								
kesit								
1	SECID	ELFORM	SHRF	NIP	PROPT	QR/IRID	ICOMP	SETYP
	1	16	0.8333300	7	1	0	0	1
2	T1	T2	T3	T4	NLOC	MAREA	IDOF	EDGSET
	0.5000000	0.5000000	0.5000000	0.5000000	0.0	0.0	0.0	0

Şekil 3.34. SECTION\_SHELL kartı

Kesit özellikleri de belirlendikten sonra malzeme modellerinin ve kesit özelliklerinin parçalara atanması gerekmektedir. Atama işlemini gerçekleştirmek için *PART\_PART* kartında bulunan *PID*, *SECID* ve *MID* kısımlarına ayrı ayrı kalıp, sac ve baskı plakası için tanımlanan kartlar atanmıştır. Ayrıca sac parçanın şekillenmesi sırasında oluşabilecek yanal kuvvetlerin etkisiyle çarpılmaması için *HGID* kısmı 1 olarak işaretlenmiştir. Çarpılmayı önleyen bu özeliğin adı *HOURLASS* olup *CONTROL\_HOURLASS* kartından aktif edilmiştir.

### 3.4.3. Sıvı basıncı ve baskı plakası kuvvetinin tanımlanması

Sıvı basıncı eğrisini tanımlayabilmek için *LOAD\_MASK* kartı kullanılmıştır (Şekil 3.35). Hangi parçaya sıvı basıncı uygulanacağı kartta bulunan *PID* kısmından seçilmiştir. Zamana karşı basınç değerlerinin eğrisi ve basıncın uygulandığı bölgeyi tanımlayan dairesel bir eğri sırasıyla *LCID* ve *LCIDM* kısımlarından seçilmiş olup *DEFINE\_CURVE* kartı ile tanımlanmışlardır. Basınç bölgesini tanımlayan eğri oluşturulurken *DATTYP=1* seçilmiştir ve tanımlanan değerlerin koordinat verileri olduğu belirtilmiştir. *VID1* ve *VID2* basıncın hangi aralıklarda ve yönde etki edeceğini belirtmekte olup *DEFINE\_VECTOR* kartından tanımlanmıştır.

*LOAD_MASK (1)								
1	PID	LCID	VID1	OFF	BOXID	LCIDM	VID2	INOUT
	2	2	1	0.0	0	3	2	0
2	ICYCLE							
	200							

Şekil 3.35. LOAD\_MASK kartı

Baskı plakası kuvveti ise *LOAD\_RIGID\_BODY* kartından tanımlanmıştır (Şekil 3.36). *PID* kısmından baskı plakası parçası seçilmiştir. *DOF* değeri 2 yapılarak baskı plakası yükünün uygulanacağı yön, y eksenini olarak ayarlanmıştır. *SF* değeri ise -1 yapılarak kuvvetin -y ekseninde etki etmesi sağlanmıştır. *LCID* kısmından ise zamana karşı baskı plakası kuvveti eğrisi tanımlanmıştır. Bu eğri *DEFINE\_CURVE* kartında oluşturulmuştur. Analiz süresini kısaltmak amacıyla çeyrek model oluşturulduğundan dolayı deneysel olarak ölçülen baskı plakası kuvveti değerinin 1/4'ü alınarak SE modeline girilmiştir.

*LOAD_RIGID_BODY (1)								
1	PID	DOF	LCID	SF	CID	M1	M2	M3
	3	2	1	-1.0000000	0	0	0	0

Şekil 3.36. LOAD\_RIGID\_BODY kartı

#### 3.4.4. Parçalar arasındaki temasın tanımlanması

Sac HŞ prosesinde sac ile kalıp ve sac ile baskı plakası arasında temas bulunmaktadır. Analizlerde parçaların penetrasyon olmaması yani iç içe geçmemesi için parçalar arasındaki sürtünme kuvvetinin ve temasın tanımlanması gerekmektedir. Bunun için LS-DYNA'da bulunan ve hidroşekillendirme analizlerinde sıklıkla kullanılan *CONTACT\_FORMING\_ONE\_WAY\_SURFACE\_TO\_SURFACE* kartı kullanılmıştır (Şekil 3.37). Bu temas tipinde ana parça (master) ve bağımlı parça (slave) seçilmelidir. Bu proseste kalıp ve baskı plakası gibi rijit parçalar ana parça iken sac bağımlı parçadır. Bundan dolayı kartta bulunan *SSTYP* ile *MSTYP* 3 değerine getirilerek *SSID* ve *MSID* için parça seçimine izin verilmiştir. *SSID* için sac, *MSID* içinse sırasıyla kalıp ve baskı plakası seçilmiştir. Temas halinde bulunan parçalar arasındaki sürtünme katsayısı ise *FS* kısmından tanımlanmıştır. Hidrolik şişirme prosesinde çelik-titanyum için kuru sürtünme katsayısının değeri Adamus ve ark. (2011) yaptıkları çalışmadan 0.4 olarak alınmıştır. Hidroşekillendirme prosesinde ise sacın alt ve üst yüzeyinde yağlayıcı olarak polietilen

film ve parafin ikilisi birlikte kullanılmıştır. Bu yağlama koşullarında meydana gelen sürtünme katsayısının (FS) belirlenebilmesi için prosesin SEA'sı 0.05, 0.065, 0.08 olmak üzere üç farklı FS değeri kullanılarak gerçekleştirilmiştir.

1	CID	TITLE	MPP		Parameters							
1	1	sac-kalip	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	IGNORE	BCKET	LCBCKT	NS2TRK	INITITR	PARMAX	UNUSED	CPARM8
2					0	200	1.0	3	2	1.0005		0
3					UNUSED	CHKSEGS	PENSE	GRPABLE				
4					0	1.0	0					
5					SSID	MSID	SSTYP	MSTYP	SBOXID	MBOXID	SPR	MPR
6					2	1	3	3	0	0	1	1
7					FS	FD	DC	VC	VDC	PENCHK	BI	DI
8					0.4000000	0.0	0.0	0.0	20.0000000	0	0.0	1.000e+20

Şekil 3.37. CONTACT\_FORMING\_ONE\_WAY\_SURFACE\_TO\_SURFACE kartı

### 3.4.5. Kontrol ve sonuç kartlarının tanımlanması

SE modelinin başarılı olarak çalışabilmesi için bazı kontrol kartlarının açılması gerekmektedir. *CONTROL\_CONTACT* kartında bulunan *THKCHG* ve *SHLTHK* kısımlarına 1 değeri seçilerek şekillendirme sırasındaki kalınlık değişimleri dikkate alınmıştır. Bu kart sayesinde iş parçasında meydana gelen olası kalınlık incelmeleri sonucunda temas noktaları yeniden düzenlenmektedir.

Sac parçanın şekillenmesi sırasında meydana gelebilecek olası yanal kuvvetlerden dolayı parçanın üzerinde bulunan elemanların çarpılmasını önlemek için *CONTROL\_HOURLASS* kartı aktif edilmiştir. Kartta bulunan *IHQ* ve *QH* kısımları sırasıyla viskozite tipi ve hourglass katsayısı olup varsayılan değerleri kullanılmıştır.

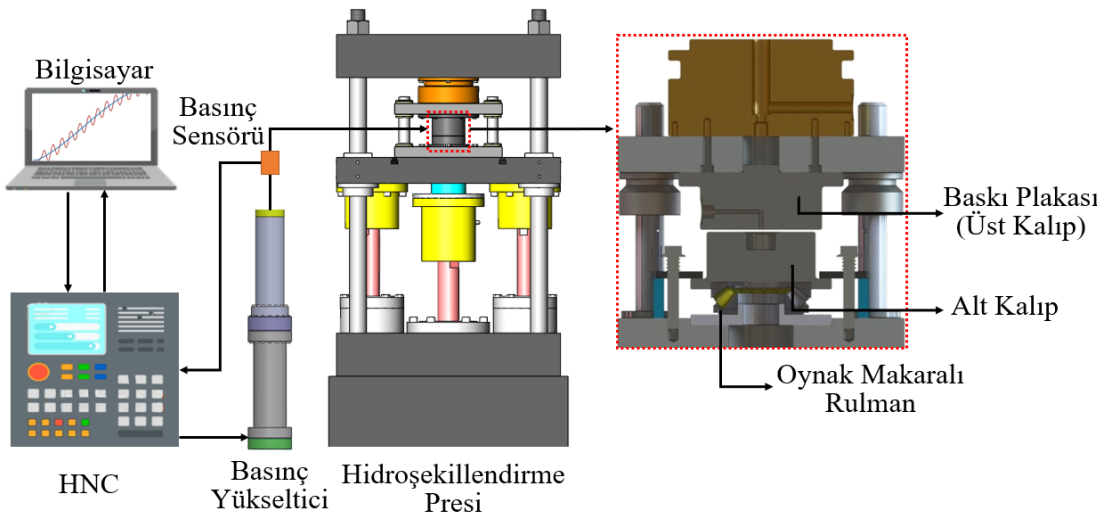
Modelde bulunan kalıp ve baskı plakası gibi rijit parçaların düğüm noktalarının hızlı bir şekilde güncellenebilmesi için *CONTROL\_RIGID* kartında bulunan *METALF* kısmı 1 değerine getirilerek aktif edilmiştir. Bu kısmın aktif olmasıyla tüm katı cisimlerin dönme hareketi kısıtlandırılmıştır. Normalde, rijit parçalar için *MAT\_RIGID* kartında bulunan *CON2* kısmından dönme hareketleri sınırlandırılmış olsa da analizin doğruluğu ve çözüm süresinde olumsuz bir etki yaratmaması açısından *METALF* kısmı da aktif edilmiştir.

*CONTROL\_SHELL* kartında bulunan *ISTUPD* yani deforme olabilen kabuk elemanlar için kabuk eleman kalınlığı değiştirme seçeneği değeri 1 seçilerek sac malzemenin kalınlık değiştirmesine izin verilmiştir.

*CONTROL\_TERMINATION* kartında bulunan *ENDTIM* kısmı analizin bitme süresini ifade edip deneylerde kullanılan süre tanımlanmıştır. *DATABASE\_BINARY\_D3PLOT* kartından ise *NPLTC* değeri 100 olarak ayarlanarak analiz süresi boyunca toplam 100 adet sonuç verisi alınması ayarlanmıştır.

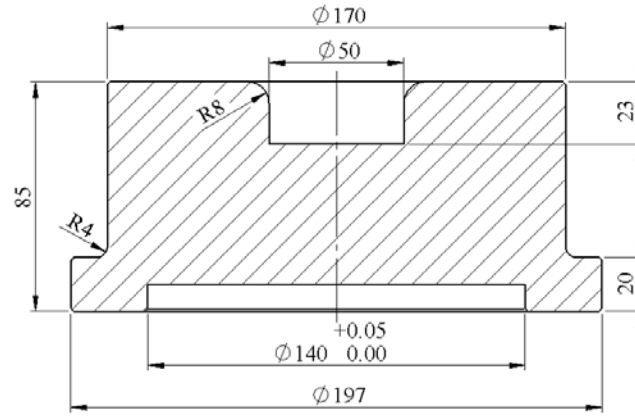
### 3.5. Hidroşekillendirme Deneylerinin Yapılması

Bu tez çalışmasında Konya Teknik Üniversitesi Makine Mühendisliği Bölümü Hidroşekillendirme Laboratuvarında bulunan Hidroşekillendirme presi kullanılarak HŞ simülasyonlarının doğruluğu deneysel olarak kontrol edilmiştir. 60 ton baskı plakası kuvvetine sahip olan hidroşekillendirme presi Şekil 3.38’de gösterilmiştir. Deney sistemi dört ana bölüme ayrılmaktadır. Bu bölümler; hidrolik sistem, kalıplar, ölçme ve veri toplama sistemi olarak isimlendirilmektedir. Hidrolik sistem içerisinde sıvıyı basınçlandırmak için kullanılan 1 litre 4500 bar’lık tek etkili basınç yükseltici, sıvı basıncı ile diğer eksenlerin kontrolünü sağlayan kapalı çevrim kontrol sistemi (HNC; hydraulic numeric control) ve uygulanan basıncın ölçülmesinde kullanılan basınç sensörü bulunmaktadır.



Şekil 3.38. Hidroşekillendirme test ünitesinin şematik gösterimi

Dişi kalıpla sac HŞ prosesinde iki adet kalıp bulunmaktadır. Alt kalıp sac malzemeye istenilen formu vermekte kullanılırken üst kalıp baskı plakası görevi görmektedir. Alt kalıp 50 mm çap ve 8 mm giriş radyüsüne sahip olup maksimum 23 mm yükseklikte silindirik parçalar üretilebilecek şekilde tasarlanmıştır. Kalıp yüksekliği, kalıbın tabanına yerleştirilebilen 48 mm çapında 1 mm kalınlığındaki pullar yardımıyla istenilen değerlerde ayarlanabilmektedir. Tasarlanan kalıbın teknik resmi Şekil 3.39'da gösterilmiştir. Deneyler sırasında pres kapanırken kalıp ve baskı plakası arasında merkezleme yapılabilmesi için kalıbın alt tarafına oynak makaralı rulmanın yerleştirilebileceği bir kısım oluşturulmuştur.



Şekil 3.39. Tasarlanan kalıbın imalat resmi

Deneylerde öncelikle sabit 60 ton BPK ve 10 saniyede doğrusal olarak maksimum 1000 bar basınca artan sıvı basıncı ile herhangi bir sürtünme elemanı kullanılmadan 15 mm kalıp yüksekliğinde Ti-6Al-4V alaşımının şişirilmesi incelenmiştir. Daha sonra 10 mm kalıp yüksekliğinde PE film ve parafinin birlikte kullanıldığı yağlama koşullarında, değişken BPK kullanarak maksimum 650 bar basınçta hasar meydana gelmeden silindirik parçanın hidroşekillendirilmesi gerçekleştirilmiştir. Son olarak 12 mm kalıp yüksekliğinde silindirik parçada hasar meydana gelecek şekilde 1000 bar basınçta ve değişken bir BPK ile dişi kalıpla hidroşekillendirme işlemi yapılmıştır. Deneyler oda sıcaklığında iki tekrarlı olarak gerçekleştirilmiştir. Deneylerde numune alt kalıp üzerine yerleştirilmiştir ve baskı plakası görevi gören üst kalıp kapatılmıştır. Daha sonra HNC kontrol sistemine 10 saniye zaman aralığında maksimum 1000 bar basınca kontrollü bir şekilde lineer olarak artan basınç eğrisi tanımlanmıştır. Basınç eğrisinin yanı sıra Baskı Plakası Kuvveti (BPK) eğrisinin de HNC kontrol sistemine tanımlanması gerekmektedir. Teorik olarak BPK değeri Eşitlik 3.15'te verilen denklem yardımıyla belirlenmiştir (Groover, 2013).



$$BPK_{Teo} = 0.015 * \sigma_{Akma} * A_{bpk} \quad (3.15)$$

Burada  $\sigma_{Akma}$  akma gerilmesini,  $A_{bpk}$  ise baskı plakasının sac yüzeyi ile temas ettiği alanı ifade etmektedir. Ancak teorik hesaplamalardan belirlenen BPK, sıvı basıncının göz ardı edildiği sac üzerine gelen net kuvvettir. Bu yüzden deneyler esnasında baskı plakasının sac parça yüzeyinden ayrılmasını ve akışkan sızıntısını önlemesi için sıvı basıncı tarafından üretilen kuvvet, teorik baskı plakası kuvveti değerine aşağıdaki formül yardımıyla eklenmiştir (Öztürk, 2015).

$$BPK = BPK_{Teo} + (P * A_{bpk}) \quad (3.16)$$

Burada, BPK deneylerde kullanılan baskı plakası kuvveti,  $BPK_{Teo}$  teorik hesaplamalardan elde edilen baskı plakası kuvveti, P sıvı basıncı ve  $A_{bpk}$  ise baskı plakasının sac malzeme ile temas ettiği yüzey alanıdır.

Deneyler esnasında basınç sensörü yardımıyla uygulanan sıvı basıncı değeri anlık olarak ölçülüp HNC kontrol sistemine iletilmiştir. Preste bulunan yük hücreleri yardımıyla da presin uygulayabildiği zamana karşı BPK değerleri de HNC kontrol sistemine iletilmiştir. WinView yazılımı ile HNC kontrol sisteminde bulunan değerler incelenmiştir ve son olarak MS Excel programına aktarılıp zamana karşı uygulanan basınç ve zamana karşı uygulanan BPK eğrileri elde edilmiştir.

Hasar meydana gelmiş numunelerin geometrik ölçümlerinin yapılması için Konya Teknik Üniversitesi Makine Mühendisliğinde bulunan optoTop-He 3B Optik Tarama cihazı kullanılmıştır. Optik tarama cihazı ile şekillendirilmiş parçalar nokta bulutu halinde 3B katı olarak bilgisayar ortamına aktarılmıştır. Tarama esnasında referans parçanın tanınabilmesi ve farklı pozlarda çekilen görüntülerin hizalanabilmesi için 3 mm çapında indeks etiketler kullanılmıştır. Şekillendirilmiş parçaların her iki yönden taraması yapılacağından indeks etiketleri sacın iç ve dış yüzeyine yapıştırılmıştır. Tarama programının parçayı her çekimde tekrar tanıyabilmesi için bir önceki çekimde gördüğü indeks etiketlerinden en az üçünü tekrar görmek zorundadır. Bu sebeple numune küçük açılarla çevrilerek taranmıştır. Numunelerin iki yüzeyini de aynı anda taramak oldukça zor olduğundan Şekil 3.40'da gösterilen referans parçalar numuneye yapıştırılmıştır. Ön yüzeyden arka yüzeye referans parçası sayesinde geçilmektedir. Numunelerin taraması yapıldıktan sonra optoTop programında sırasıyla; hizalama, indeks etiketlerini boşaltma,

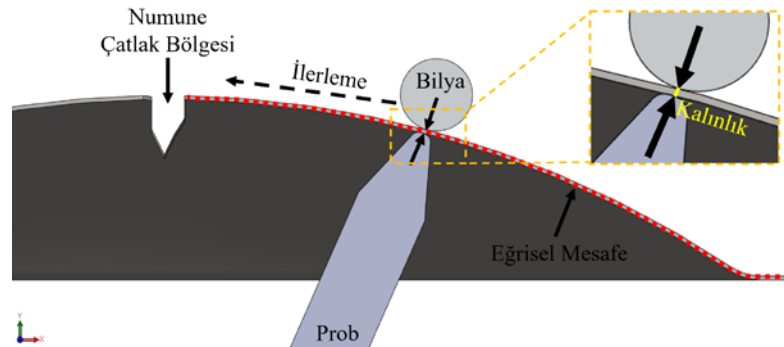
boşaltılan indeks etiketlerini doldurma, hizalama optimizasyonu ve kalan boşlukları doldurma işlemleri yapılarak parçalar ölçüme hazır hale getirilir.



Şekil 3.40. Hasar meydana gelen numunenin 3B optik taraması

Nokta bulutu hazır hale geldikten sonra Geomagic Control X programı kullanılarak geometrik ölçümler yapılmıştır. Şekillenme yüksekliği, sacın flanşından geçen bir düzlem ile şekillenen en yüksek bölge arasındaki uzaklığı ölçerek tespit edilmiştir. Radyüslerin ölçümlerinde ise numunenin kesit çizgisi oluşturularak ve kesit çizgisi üzerinde istenilen bölgelere uygun dairesel parçalar uydurularak radyüs değerleri okunmuştur.

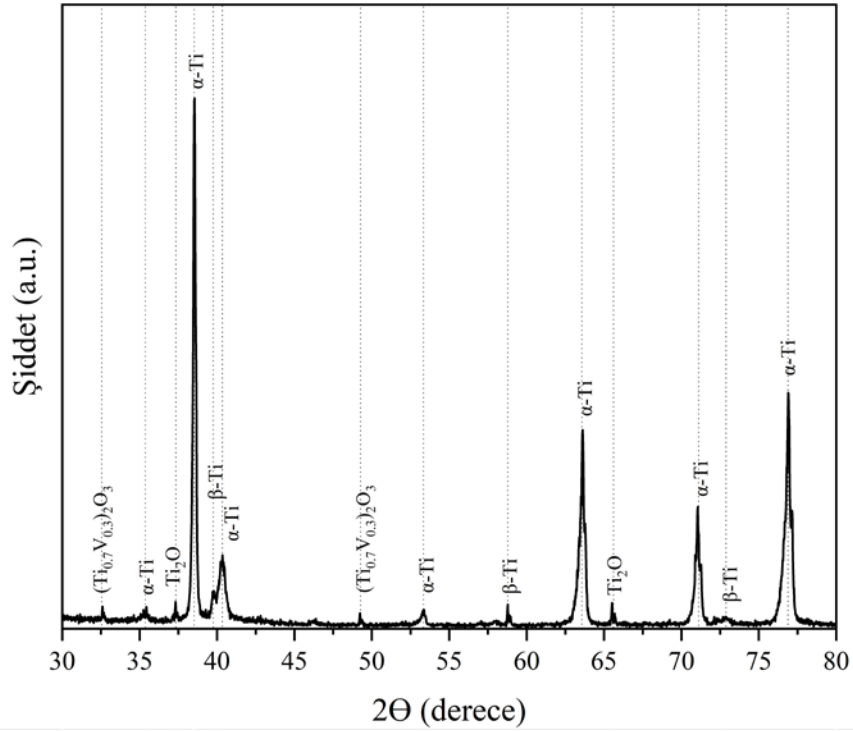
Şekillendirilen numunelerin kalınlık dağılımı manyetik bilyalı kalınlık ölçer cihazı kullanılarak belirlenmiştir. Ölçümler çatlakla dik doğrultuda gerçekleştirilmiştir. Şekil 3.41’de ölçümlerin nasıl yapıldığı şematik olarak gösterilmiştir. Kalınlık dağılımı eğrisel mesafe boyunca ve her seferinde yüzeye dik bir şekilde ölçülmüştür. Bu ölçme yönteminde prob ile bilya arasındaki mesafe ölçüldüğü için, her ölçüm noktasında en küçük değer görülene kadar numuneler hareket ettirilmiştir. Bu sayede ölçüm hatası en aza indirilmiştir.



Şekil 3.41. Manyetik bilyalı kalınlık ölçümünün şematik gösterimi

#### 4. ARAŞTIRMA SONUÇLARI VE TARTIŞMA

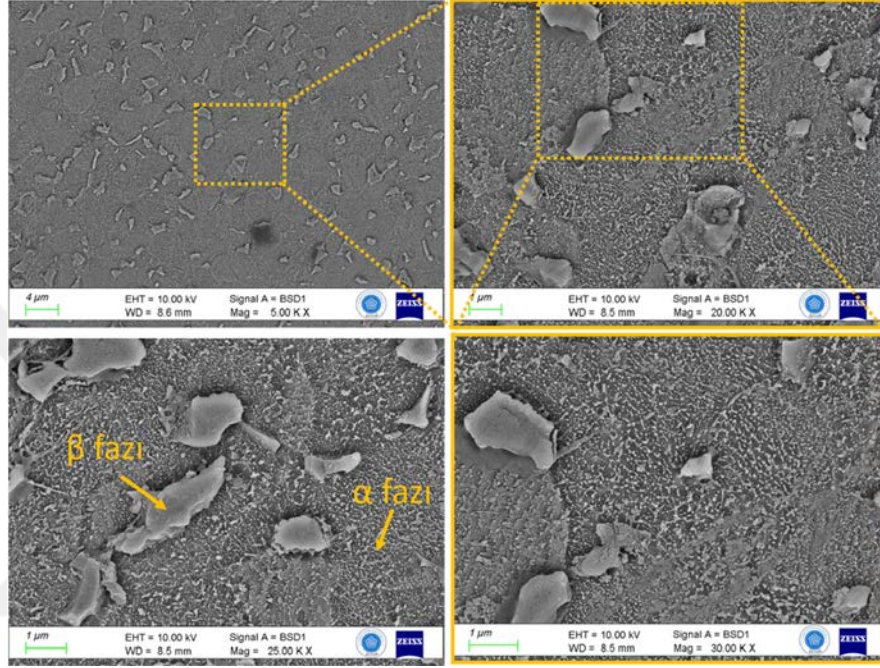
Tez kapsamında kullanılan Ti-6Al-4V alaşımının XRD kırınım eğrisi Şekil 4.1’de verilmiştir. XRD sonuçları, sıkı paket hegzagonal (SPH) yapıda  $\alpha$  fazı ve hacim merkezli kübik (HMK) yapıda  $\beta$  fazı olmak üzere çift fazlı bir yapı olduğunu göstermiştir.  $\alpha$  ve  $\beta$  faz piklerinin haricinde alaşım kompozisyonuyla eşleşmeyen titanyum oksit ( $\text{Ti}_2\text{O}$ ) veya titanyum vanadyum oksit  $(\text{Ti}_{0.7}\text{V}_{0.3})_2\text{O}_3$  olduğu düşünülen düşük şiddette ilave pikler tespit edilmiştir. Hacimsel olarak yapıda %95.7 oranında  $\alpha$  fazı ve %4.3 oranında  $\beta$  fazı olduğu Origin 2021 yazılımından hesaplanmıştır.



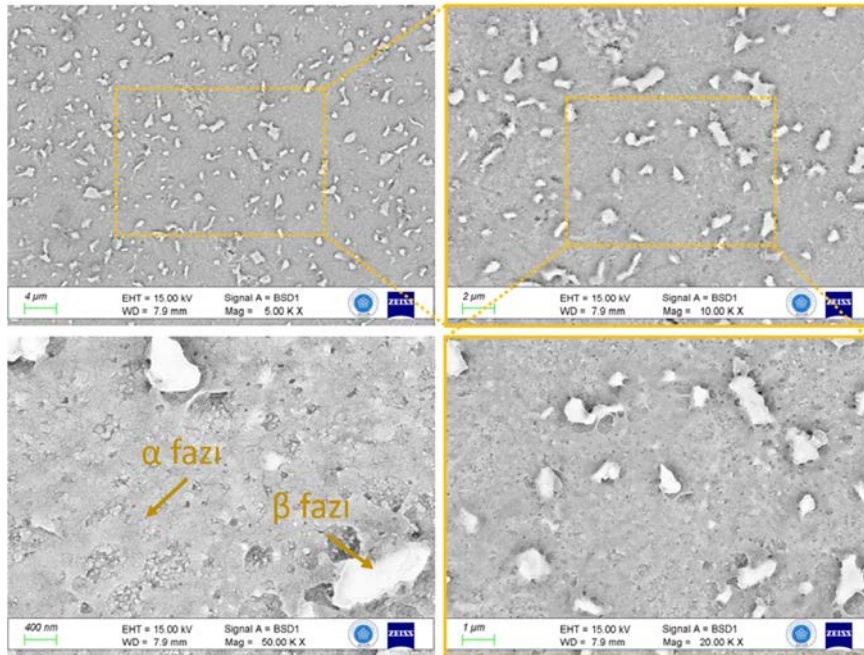
Şekil 4.1. Ti-6Al-4V alaşımının XRD kırınım eğrisi

XRD ile gerçekleştirilen karakterizasyon çalışmalarından sonra SEM ile mikroyapı karakterize edilmiştir. Malzemenin yüzeyinden ve karşı kesitinden (cross-section) görüntüler alınmıştır. Şekil 4.2’de farklı büyütmelerde malzemenin yüzeyinden alınan, Şekil 4.3’te ise malzemenin karşı kesitinden farklı büyütmelerde alınan SEM görüntüleri verilmiştir. Resimlerden görüleceği üzere yapıda XRD sonuçlarını destekler mahiyette farklı kontrasta sahip iki ayrı faz tespit edilmiştir. Noktasal EDS analizi sonucunda koyu kontrasta sahip bölgenin alüminyumca zengin olup alfa fazı, açık kontrasta sahip bölgenin ise vanadyumca zengin olup beta fazı olduğu belirlenmiştir. Böylelikle yapıdaki matris fazının  $\alpha$  fazı, diğer ikincil fazın ise  $\beta$  fazı olduğu belirlenmiştir. Tez kapsamında elde edilen mikroyapı görüntüleri, Ti-6Al-4V sac

malzemesi için literatürde rapor edilen SEM görüntüleri karşılaştırıldığında literatürle uyumlu olduğu görülmüştür (Sun ve ark., 2015; Zhang ve ark., 2018; Prasad ve ark., 2020). ImageJ yazılımıyla SEM görüntülerinden yapıda %95.3 oranında  $\alpha$  ve %4.7 oranında  $\beta$  fazı olduğu belirlenmiştir ve XRD’de belirlenen faz oranları doğrulanmıştır. Tez kapsamında belirlenen faz oranları Verleysen ve Peirs (2017) tarafından Ti-6Al-4V alaşımı için bildirilen faz oranları ile tutarlıdır.



Şekil 4.2. Ti-6Al-4V alaşımının yüzeyinden alınan SEM görüntüleri

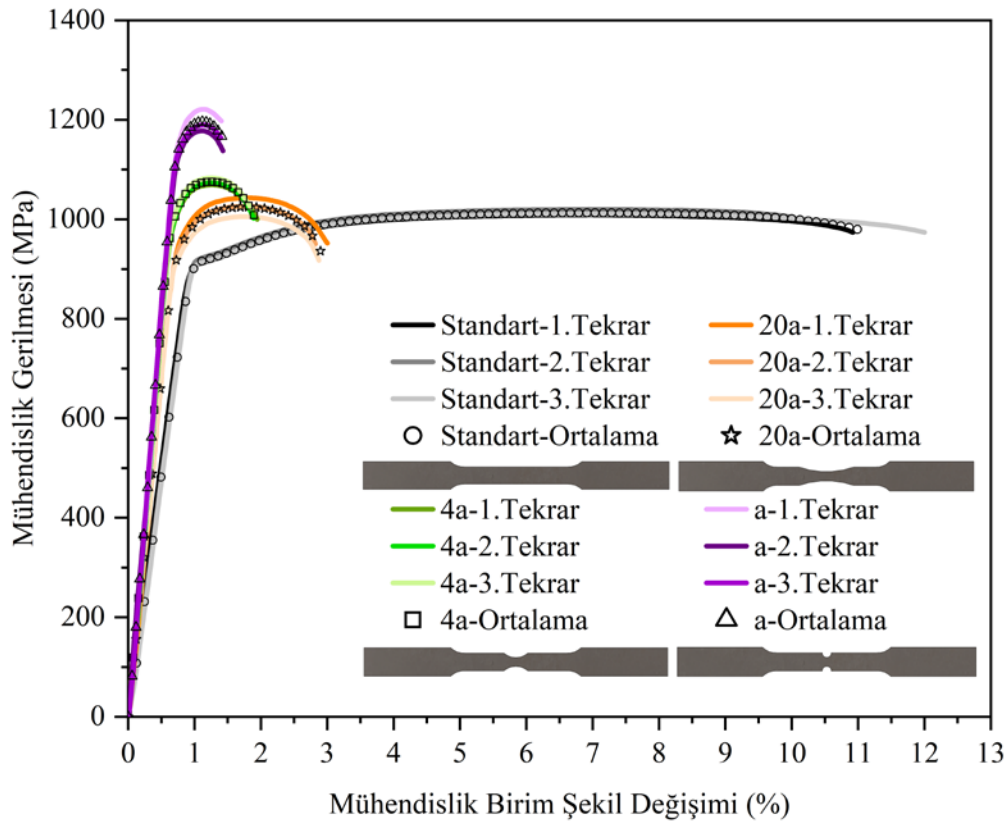


Şekil 4.3. Ti-6Al-4V alaşımının karşı kesitinden alınan SEM görüntüleri

#### 4.1. Çekme Deneyi Sonuçları

Çekme testlerinde kullanılan numuneler sırasıyla ASTM E8 standardına uygun çentiksiz numune, ASTM E8 standardından modifiye edilmiş a, 4a ve 20a çentikli numune (Anderson ve ark., 2014) ve ASTM B831 standardından modifiye edilmiş saf kayma numunesi (Yin ve ark., 2014) olup testler 1 mm/dk, 3 mm/dk ve 25 mm/dk çekme hızlarında üç tekrarlı olarak gerçekleştirilmiştir.

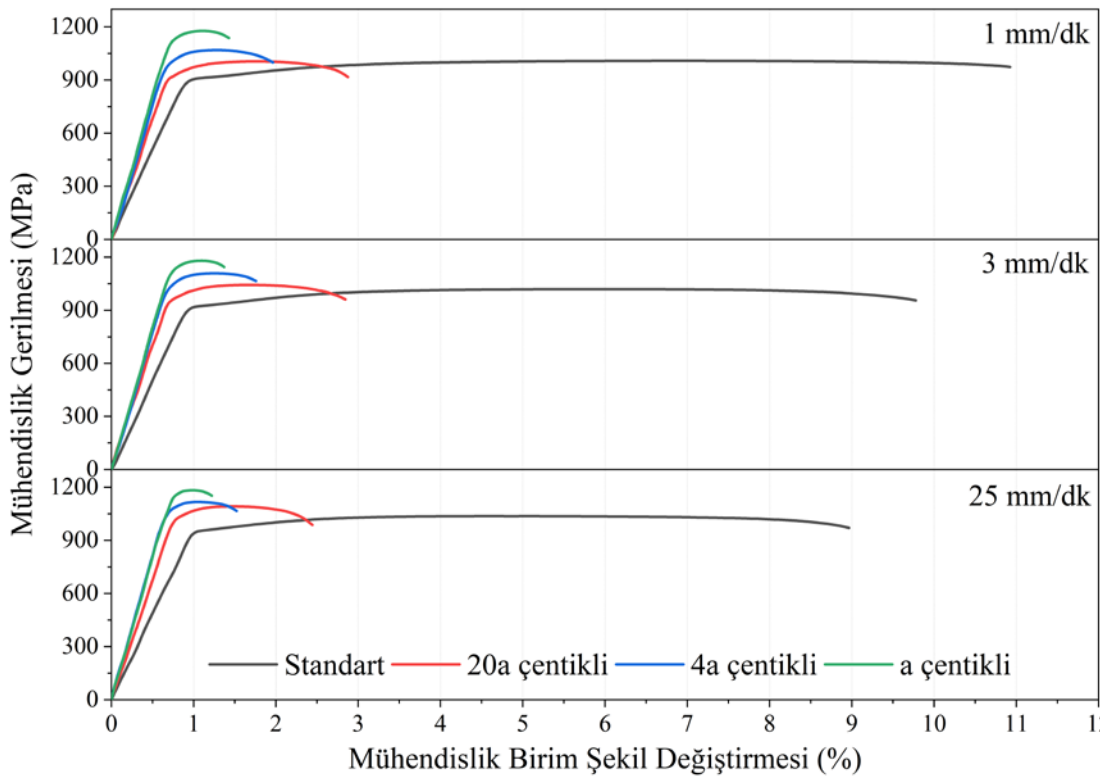
Şekil 4.4'te 0.5 mm kalınlığa sahip standart, 20a, 4a ve a çentikli Ti-6Al-4V alaşımının 1 mm/dk hızda yapılan çekme testi sonucunda elde edilen mühendislik gerilme-BŞD eğrilerinin tekrarları ve ortalamaları gösterilmiştir. Çekme testlerinin tekrarlanabilirlikleri gerilmeler ve BŞD değerleri açısından incelendiğinde tekrarlanabilirliğin genel olarak yüksek olduğu, sadece standart çentiksiz numunelerin kırılma BŞD değerlerinde kabul edilebilir farklılıklar bulunduğu gözlemlenmiştir. Ti-6Al-4V alaşımı %95.7 oranında SPH kristal yapıya sahip olduğu için kayma sistemlerinin sayısı azdır ve oda sıcaklığında şekillendirilebilirliği düşüktür (Odenberger, 2005). Çekme testi sonuçları bu durumu doğrular nitelikte olup standart, 20a, 4a ve a çentikli



Şekil 4.4. Standart, 20a, 4a ve a çentikli numunenin 1 mm/dk çekme hızı için mühendislik gerilme-birim şekil değiştirme eğrilerinin tekrarları ve ortalamaları

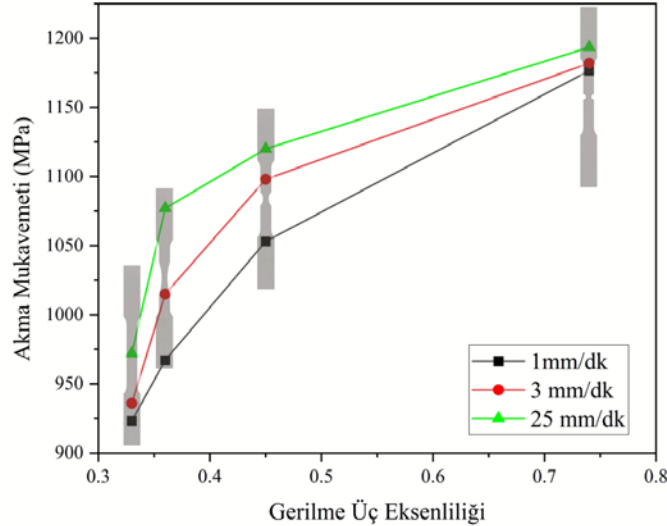
numunelerin mühendislik kırılma BŞD değerleri yaklaşık olarak sırasıyla %10.99, %2.9, %1.89 ve %1.41'dir. Bu yüzde uzama değerleri CCD kamera (video ekstansometre) ile numuneler üzerine 50 mm uzaklıkta çizilen iki çizginin arasındaki mesafenin anlık olarak değişimiyle ölçülmüştür. Huang ve ark. (2018) çentikli numunelerin BŞD değerlerinin ölçülmesinde ekstansometre kullanılmasını, ölçülen değerlerin hasar bölgesindeki gerçek BŞD'yi değil ortalama BŞD'yi verdiği için uygun görmemiştir. Bundan dolayı hasarın meydana geleceği BŞD değerinin simülasyonlar yardımıyla belirlenmesi gerektiği birçok çalışma tarafından rapor edilmiştir (Qian ve ark., 2019). Bu sebeple tez kapsamında hasarın meydana geldiği kırılma BŞD değerleri çekme testlerinden elde edilen gerilme-BŞD eğrilerinden faydalanarak simülasyonlar ile belirlenmiştir ve sonuçları Bölüm 4.2'de verilmiştir.

Şekil 4.5'te standart, 20a, 4a ve a çentikli çekme testi numunelerinin 1, 3 ve 25 mm/dk çekme hızlarındaki ortalama mühendislik gerilme-BŞD eğrileri gösterilmiştir. Literatürde de belirtildiği gibi bu tez çalışmasında da deformasyon hızı arttıkça malzemenin kopma BŞD değerinin azaldığı, gerilme değerlerinin arttığı gözlemlenmiştir (Marciniak ve ark., 2002). Deformasyon hızının yanı sıra numunenin geometrisi de BŞD ve gerilme değerlerini etkilemiştir. Çizelge 3.1'de standart numuneden a çentikli



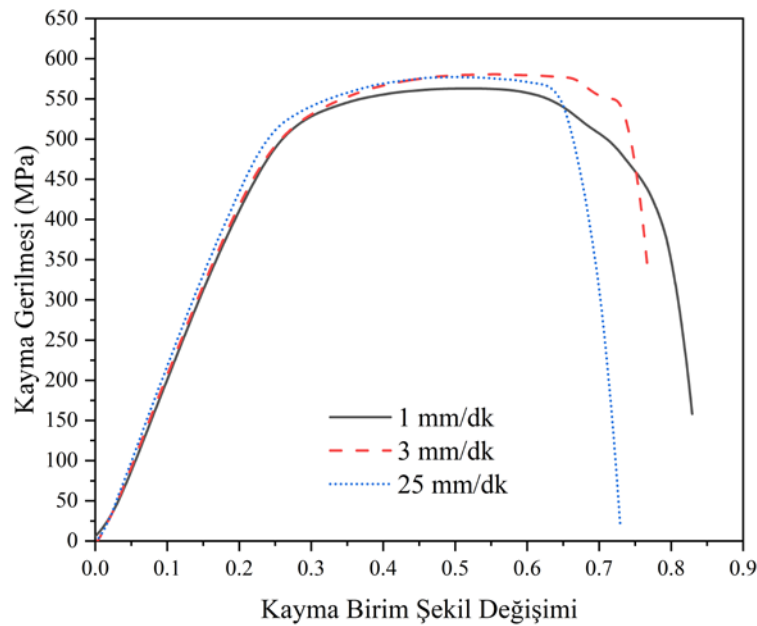
Şekil 4.5. Çekme testi numunelerinin üç farklı deformasyon hızında mühendislik gerilme-BŞD eğrileri

numuneye doğru gidildikçe başlangıç gerilme üç eksenliliği değerinin arttığı gösterilmiştir. Gerilme üç eksenliliği değeri arttıkça numunelerin kopma BŞD değerleri azalmıştır ve gerilme değerleri artmıştır. Şekil 4.6'da gerilme üç eksenliliği ve deformasyon hızlarının akma mukavemeti üzerindeki etkisi gösterilmiştir.



Şekil 4.6. Gerilme üç eksenliliğinin ve deformasyon hızının akma mukavemeti üzerindeki etkisi

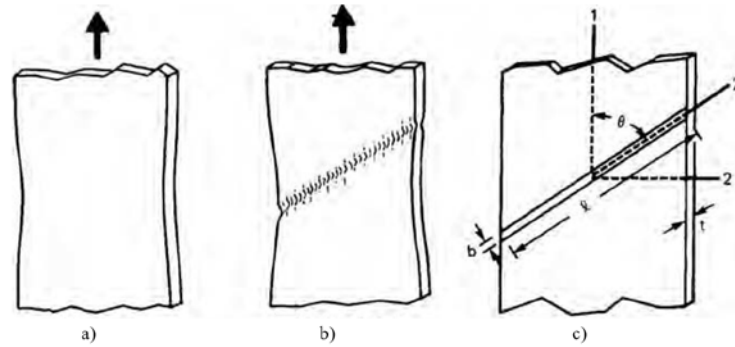
Şekil 4.7'de 1, 3 ve 25 mm/dk hızda gerçekleştirilen saf kayma testleri sonucunda elde edilen mühendislik BŞD değerine karşılık kayma gerilmesi eğrileri verilmiştir. Deformasyon hızı arttıkça kırılma BŞD değeri azalmıştır. Ancak gerilmeler açısından büyük farklar görülmemiş olup 1, 3 ve 25 mm/dk hız için maksimum kayma gerilmeleri sırasıyla 566, 583 ve 580 MPa olarak belirlenmiştir. Benzer sonuçlar Zejian ve ark. (2019) tarafından bildirilmiştir.



Şekil 4.7. Üç farklı deformasyon hızında birim şekil değiştirmeye karşılık kayma gerilmesi eğrileri

#### 4.1.1. Kırılma yüzeylerinin incelenmesi

Çekme testleri sonrasında Bölüm 3.2’de belirtilen numunelerin kırılma yüzeyleri makro ve mikro düzeyde incelenmiştir. Öncelikle deformasyon hızının gerilme durumuna dolayısıyla kırılma yüzeylerine etkisi araştırılmıştır. Birçok sac şekillendirme işleminde hasar keskin bir yerel boyun (localized necking) oluşumu ile meydana gelir (Verleysen ve Peirs, 2017). Sac numunelerin yayılmış boyun vermesi hem yanal hem de genişlik yönlerinde büzülme içerir. Sac numunelerde çekme sırasında ilk başta numune düzgün bir şekilde uzar. Maksimum yükte,  $\varepsilon_1 = n$  olduğunda hem genişliğin hem de kalınlığın daralmasıyla yayılmış bir boyun verme meydana gelir (Şekil 4.8a). Sonrasında ise yerel boyun verme oluşur (Şekil 4.8b). Yerel boyun verme sırasında numune daha fazla genişlik daralması olmaksızın inceler ve kırılma meydana gelir (Hosford ve Caddell, 2007).



Şekil 4.8. a) Yayılmış boyun verme b) yerel boyun verme c) analizde kullanılan koordinat sistemi (Hosford ve Caddell, 2007)

Bir çekme testinde, sac numunenin genişlik yönündeki birim şekil değişimi kolayca lokalize olmaz, ancak çekme eksenine  $\theta$  açısı yapan karakteristik keskin bir yerel boyun oluşabilir (Şekil 4.8b-c). Tipik olarak boyun genişliği kabaca sac kalınlığına eşittir ve yerel boyunlaşmadan sonra çok az uzama meydana gelir. Bu nedenle, boyuna paralel BŞD ( $d\varepsilon_{2'}$ ) sıfır kabul edilir (Hosford ve Caddell, 2007) (Eşitlik 4.1).

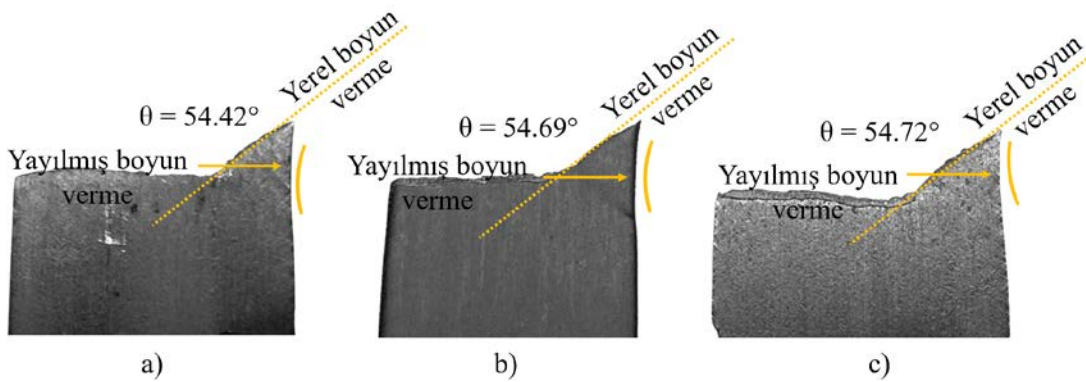
$$d\varepsilon_{2'} = d\varepsilon_1 \cos^2 \theta + d\varepsilon_2 \sin^2 \theta = 0 \quad (4.1)$$

Çekme yönünde tek eksenli gerilme altında izotropik bir malzeme için Eşitlik 4.2’deki BŞD değerleri elde edilmektedir (Marciniak ve ark., 2002).

$$d\varepsilon_2 = d\varepsilon_3 = -d\varepsilon_1/2 \quad (4.2)$$

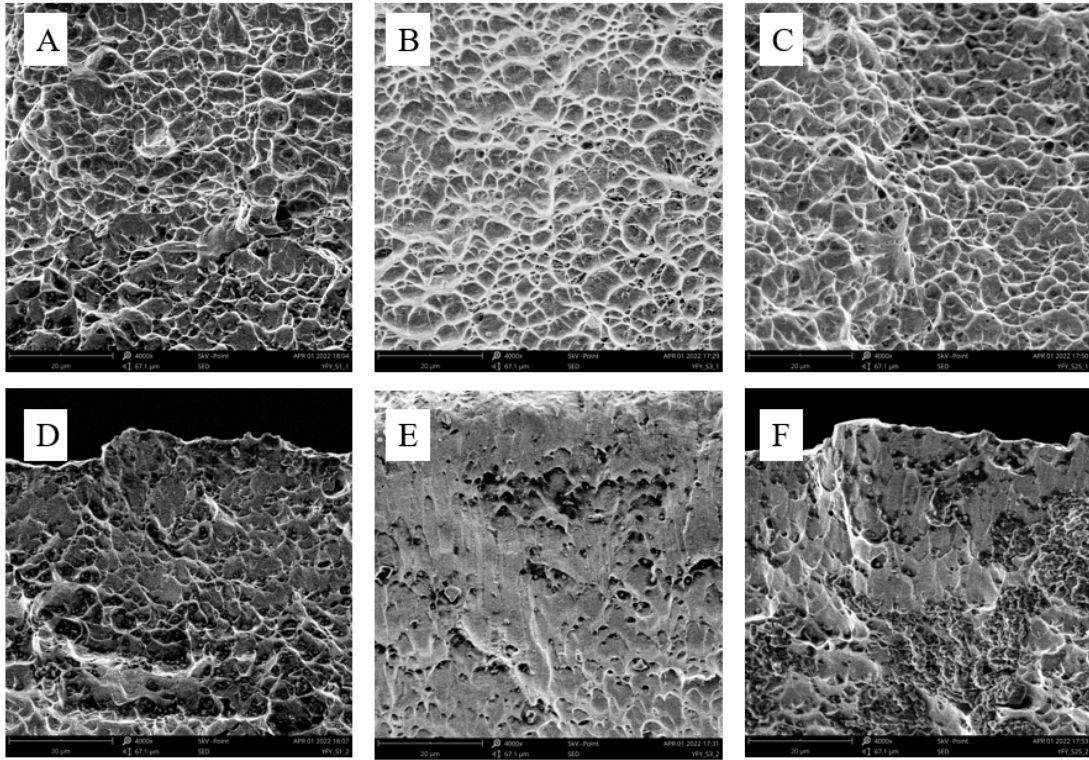


Eşitlik 4.2, Eşitlik 4.1’de yerine konulursa,  $\cos^2 \theta - (\sin^2 \theta)/2 = 0$  ifadesi elde edilir. Buradan,  $\tan \theta = \sqrt{2}$  değerine ulaşılır ve izotropik malzemeler için  $\theta$  açısı  $54.74^\circ$  olarak hesaplanır. Bu durum, tez kapsamında 1, 3 ve 25 mm/dk çekme hızında standart çentiksiz numunelerin çekme testi sonucunda kırılan numunelerde de görülmüştür (Şekil 4.9). 1, 3 ve 25 mm/dk çekme hızları için numunelerin hepsinde önce yayılmış boyun verme meydana gelmiştir ve sonrasında sırasıyla  $54.42^\circ$ ,  $54.69^\circ$  ve  $54.72^\circ$  yerel boyun verme açıları oluşmuştur. Bu durum tez kapsamında kullanılan Ti-6Al-4V alaşımlı sacın izotropik özellik gösterdiğini kanıtlar nitelikte olup SEM resimlerinde fazların yönlenmemesini de doğrulamıştır.



Şekil 4.9. a) 1 mm/dk b) 3 mm/dk c) 25 mm/dk çekem hızları için boyun verme davranışları

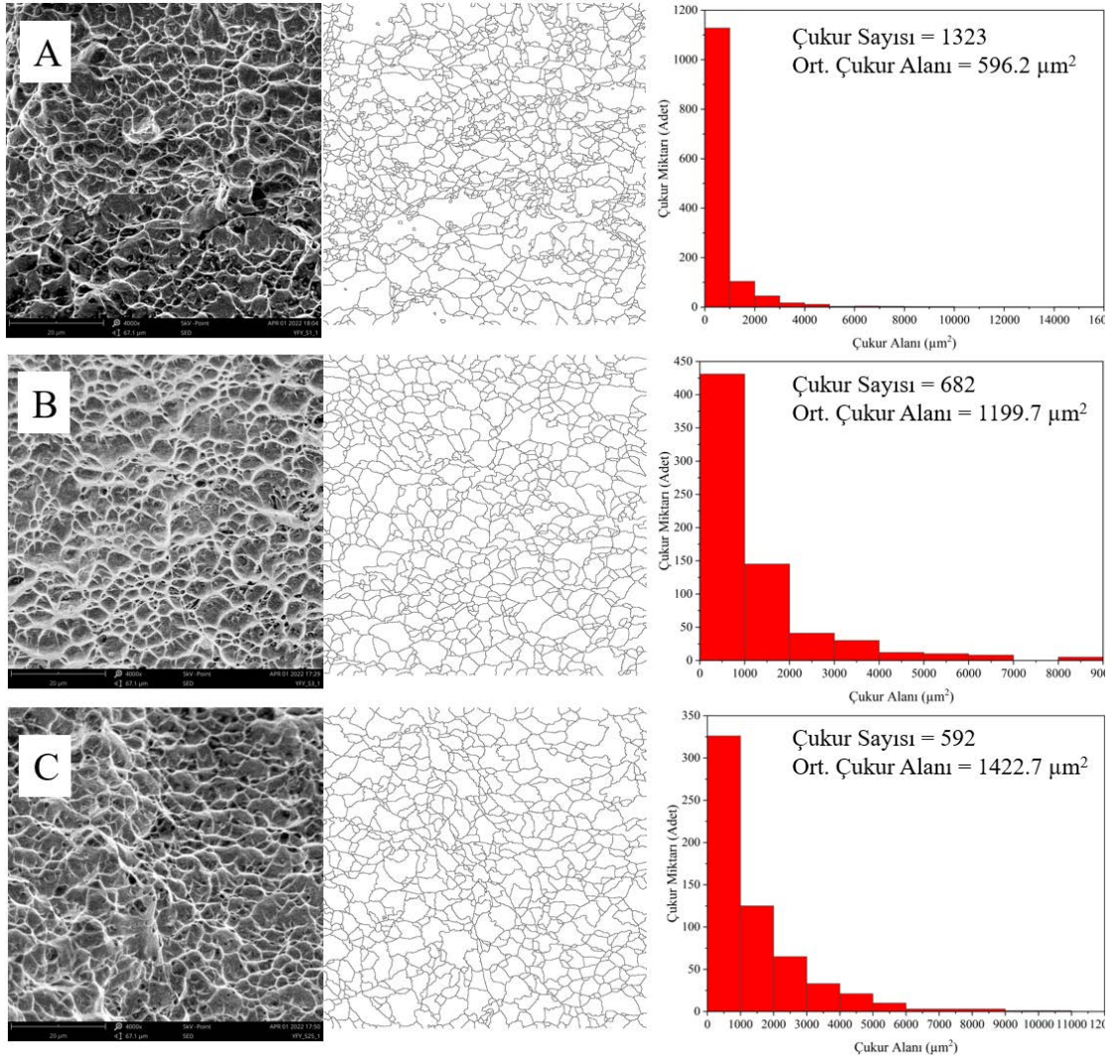
Numunelerin kırılma yüzeyleri mikro boyutta da 1, 3 ve 25 mm/dk hızlar için incelenmiştir. Şekil 4.10’da standart çentiksiz çekme numunelerinin SEM incelemesinden elde edilen kırılma yüzeyleri görülmektedir. Şekil 4.10(a-c)’de numunelerin merkezindeki kırılma yüzeyleri gösterilirken, Şekil 4.10(d-f)’de sırasıyla kenar bölgelerindeki kırılma yüzeyleri gösterilmiştir. Şekil 4.10(a-c)’den görüleceği üzere tüm numunelerin merkezinde sünek kırılmaya işaret eden çukurlar (dimple) gözlemlenmiştir. Ancak merkezden kenarlara doğru gidildikçe (Şekil 4.10(d-f)) çukurların neredeyse yok olduğu ve kayma bantları ile gevrek kırılmaya işaret eden bazı morfolojilerin olduğu belirlenmiştir. Qian ve ark. (2018) çalışmasında da farklı gerilme durumlarında çukur morfolojilerinin farklı olduğunu görülmüştür. Bu durum gerilme üç eksenliliği değerinin numunenin her bölgesinde sabit olmaması ve merkezdeki gerilme üç eksenliliği değerinin kenar bölgelerdeki gerilme üç eksenliliği değerlerinden daha büyük olmasından kaynaklanmaktadır (Huang ve ark., 2018).



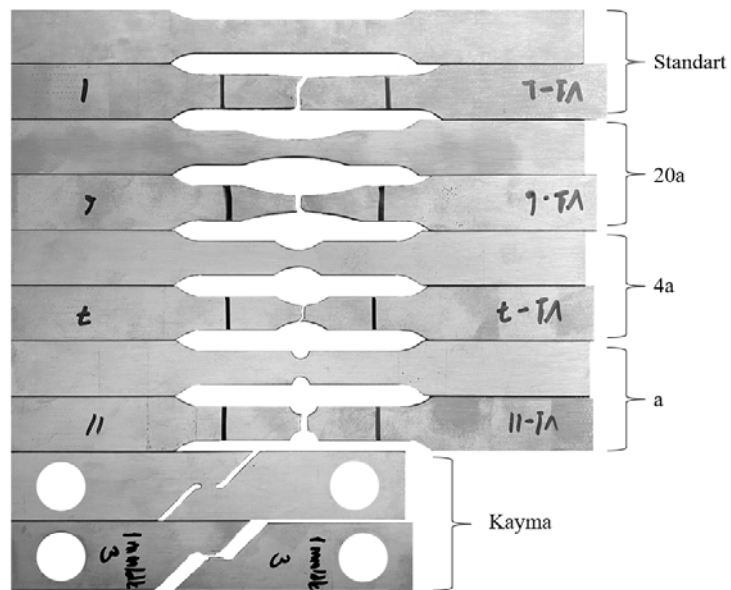
**Şekil 4.10.** 1, 3 ve 25 mm/dk çekme hızındaki çetiksiz numunelerin merkezindeki (sırasıyla A, B, C) ve kenarındaki (sırasıyla D, E, F) kırılma yüzeyleri

Çekme hızının, kırılma yüzeylerinde bulunan çukurların sayısına ve alanına etkisi imageJ yazılımında Watershed Algoritması kullanılarak hesaplanmıştır (Şekil 4.11). Çukur sayısı ve alanı sonuçları incelendiğinde deformasyon hızı arttıkça boşluk sayısının azaldığı ve boşlukların kapladığı ortalama alanın arttığı görülmüştür. Bu durumun deformasyon hızı arttıkça yeni boşlukların çekirdeklenmeden çukurların büyümesi, birleşmesi ve kırılmanın meydana gelmesinden kaynaklanabileceği düşünülmüştür. Benzer bir sonuç Jurczak ve ark. (2022) tarafından Al-Mg alaşımları için de bildirilmiştir.

Çekme hızlarının kırılma yüzeyine etkisinin yanı sıra numune geometrisinin yani farklı gerilme üç eksenliliği değerlerinin kırılma yüzeylerine etkisini araştırmak için 1 mm/dk çekme hızında gerçekleştirilen kayma, standart, 20a, 4a ve a çentikli numunelerin kırılma yüzeyleri incelenmiştir. 1 mm/dk çekme hızında gerçekleştirilen çekme testi öncesi ve sonrası numuneler Şekil 4.12’de gösterilmiştir.

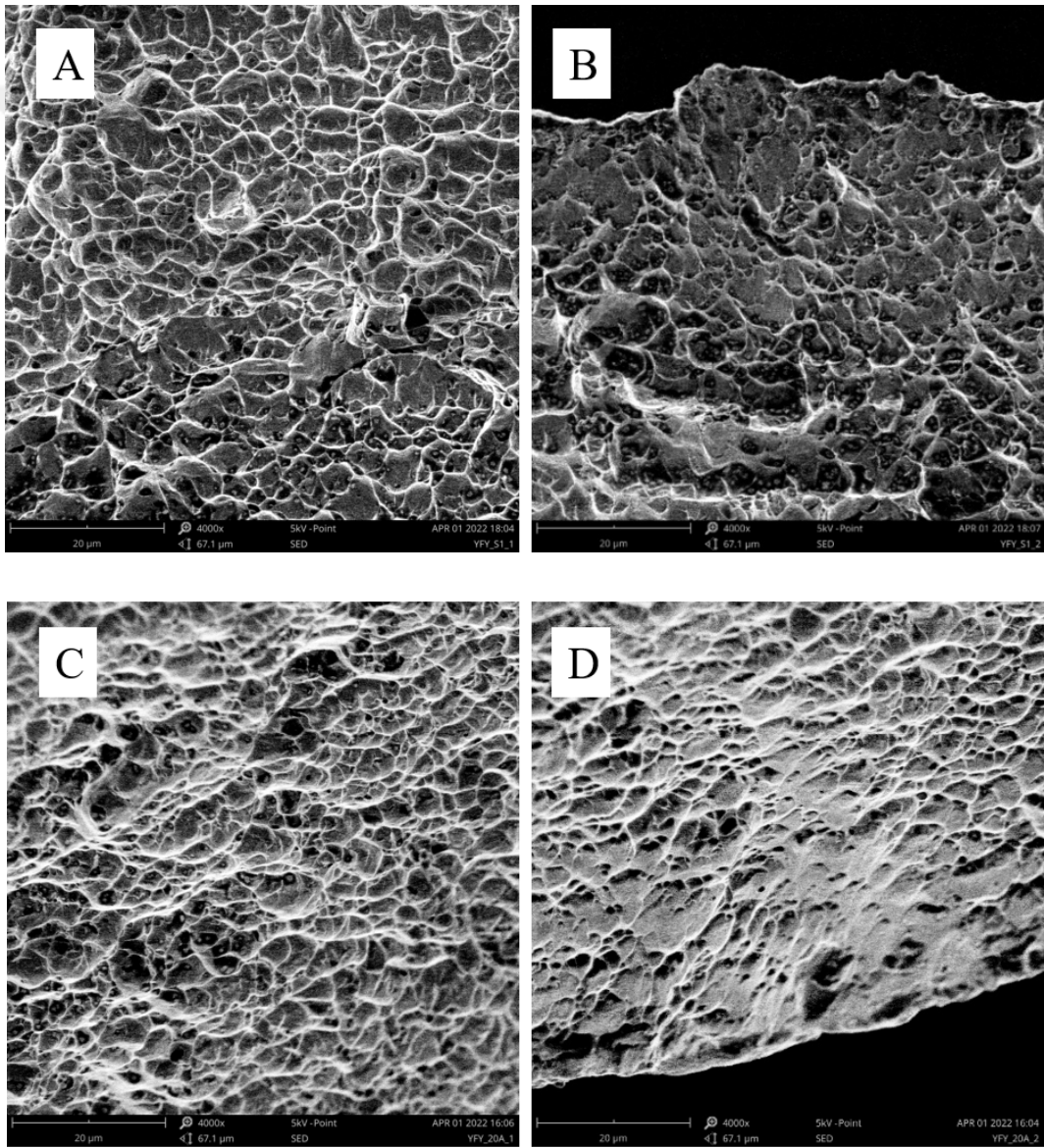


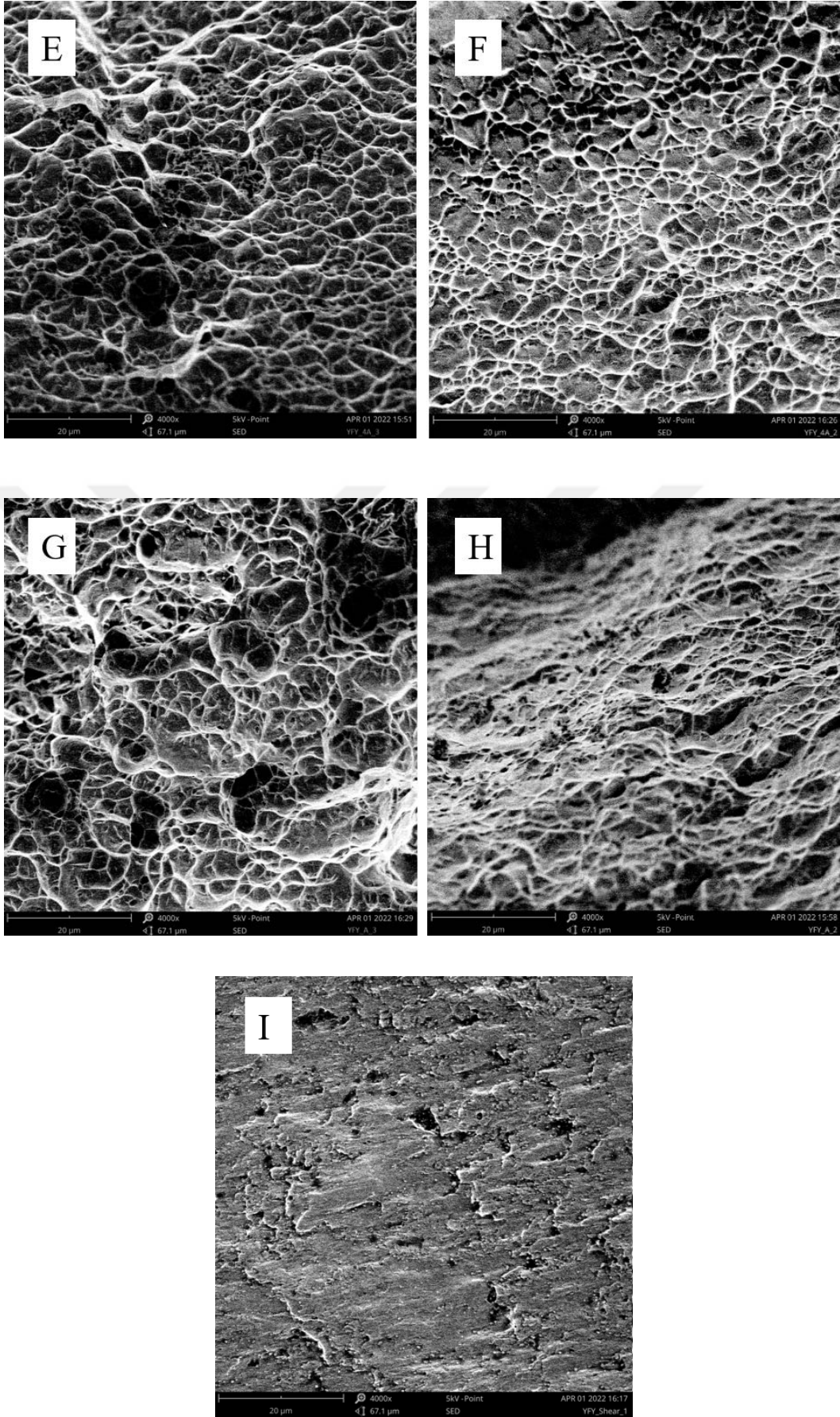
Şekil 4.12. a) 1 mm/dk b) 3 mm/dk c) 25 mm/dk için çukur miktarı ve alanı analizi



Şekil 4.11. 1 mm/dk hızda yapılan çekme testi öncesi ve sonrası numuneler

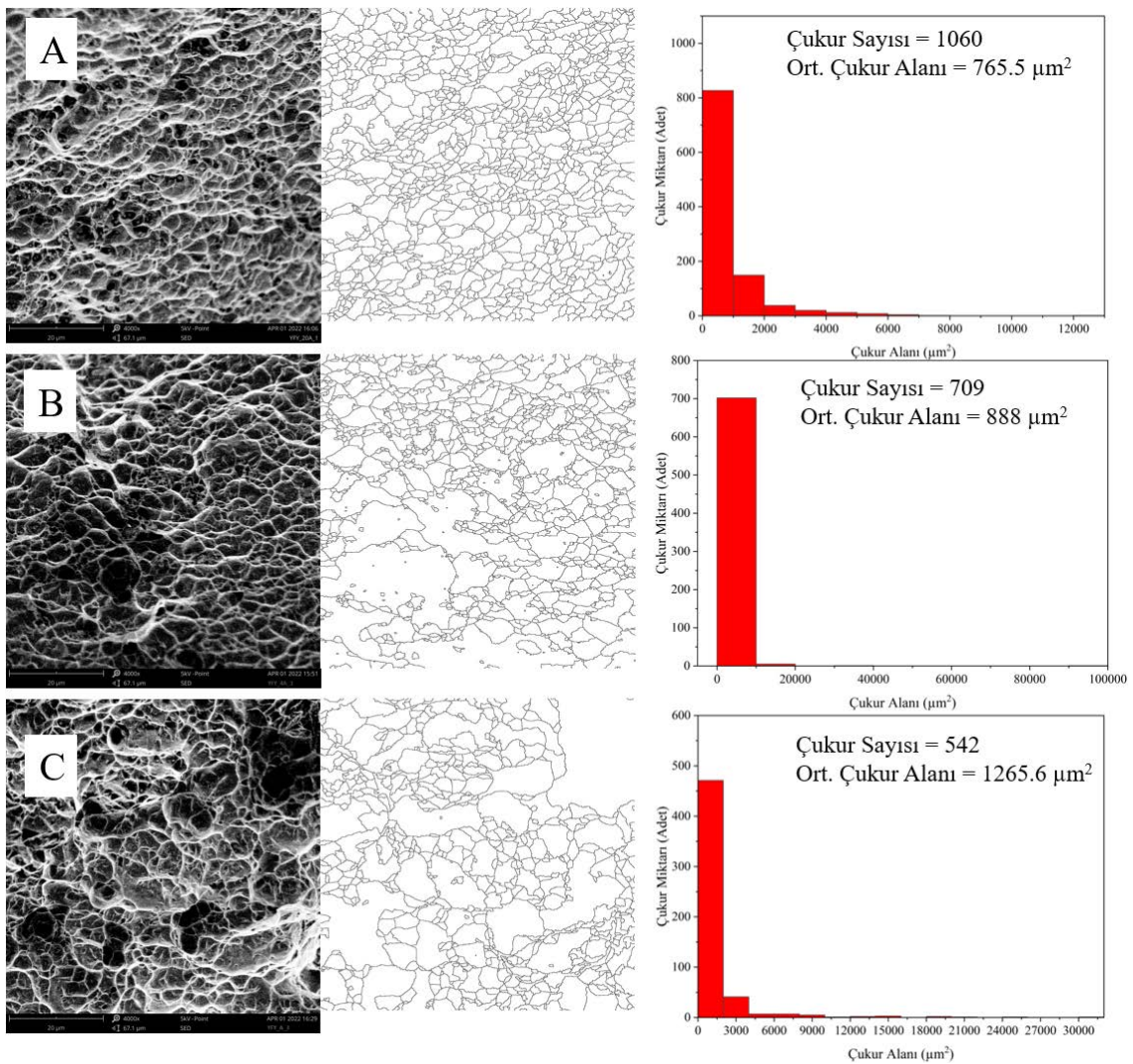
Şekil 4.13'de bu numunelerin merkez (A, C, E, G, I) ve kenar (B, D, F, H) bölgelerindeki kırılma yüzeylerinin SEM resimleri verilmiştir. 1, 3 ve 25 mm/dk hızda standart çentiksiz numunelerin kırılma yüzeylerinde olduğu gibi çentikli çekme numunelerinin kırılma yüzeylerinde de merkez ve kenar bölgelerindeki kırılma morfolojilerinde farklılık görülmüştür. Merkez bölgelerde sünek kırılmaya işaret eden çukur morfolojileri bulunurken, kenar bölgelerde çukur morfolojisi azalıp yerini kayma bantları almıştır. Kayma numunesinde ise gerilme üç eksenliliği değeri sıfır olup çekme numunelerindeki gibi çukurlu bir kırılma yüzeyi yerine pürüzsüz kayma bantlarını içeren bir kırılma yüzeyi elde edilmiştir.





**Şekil 4.13.** 1 mm/dk çekme hızında çentiksiz, 20a, 4a, a çentikli ve kayma numunelerinin sırasıyla merkez (A, C, E, G ve I) ve kenar (B, D, F, H) bölgelerindeki kırılma yüzeyleri

Çentikli numunelerin kırılma yüzeylerindeki boşluk sayısı ve boşluk alanı sonuçları Şekil 4.14'te verilmiştir. Sırasıyla çentiksiz numuneden 20a, 4a ve a çentikli numuneye gidildikçe gerilme üç eksenliliği değeri artmaktadır (Çizelge 3.1). Gerilme üç eksenliliği değeri arttığında, kırılma yüzeyinde bulunan çukurların sayısı azalmıştır ve kapladıkları alan artmıştır. Kırılma yüzeyinde bulunan çukurların kapladıkları alanının artması yani diğer bir deyişle çukurların boyutunun büyümesi Giglio ve ark. (2012) tarafından hidrostatik basıncın artmasından kaynaklandığı belirtilmiştir. Eşitlik 2.1'de verilen denklemden de görüleceği üzere hidrostatik basıncın artışı gerilme üç eksenliliği değerinin artışına neden olmaktadır.



Şekil 4.14. a) 20a b) 4a c) a çentikli numunelerin 1mm/dk çekme hızı için çukur miktarı ve alanı analizi

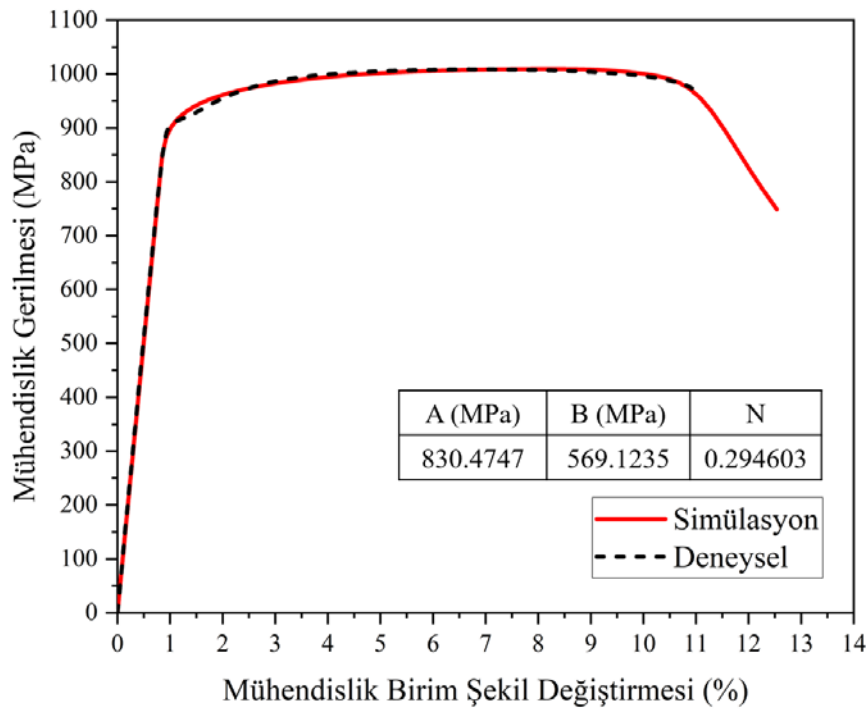
Tez kapsamında incelenen Ti-6Al-4V alaşımının kırılma yüzeyleri literatürde daha önce bildirilen çalışmalarla uyumlu olup (Valoppi ve ark., 2017; Verleysen ve Peirs, 2017) genel anlamıyla sünek kırılmayı gösteren morfolojilere sahiptir. Bu nedenle

SEA’da sünek kırılma malzeme modellerinden biri olan JC pekleşme ve hasar modelinin kullanılmasının uygun olduğu belirlenmiştir.

#### 4.2. Çekme Analizi Sonuçları

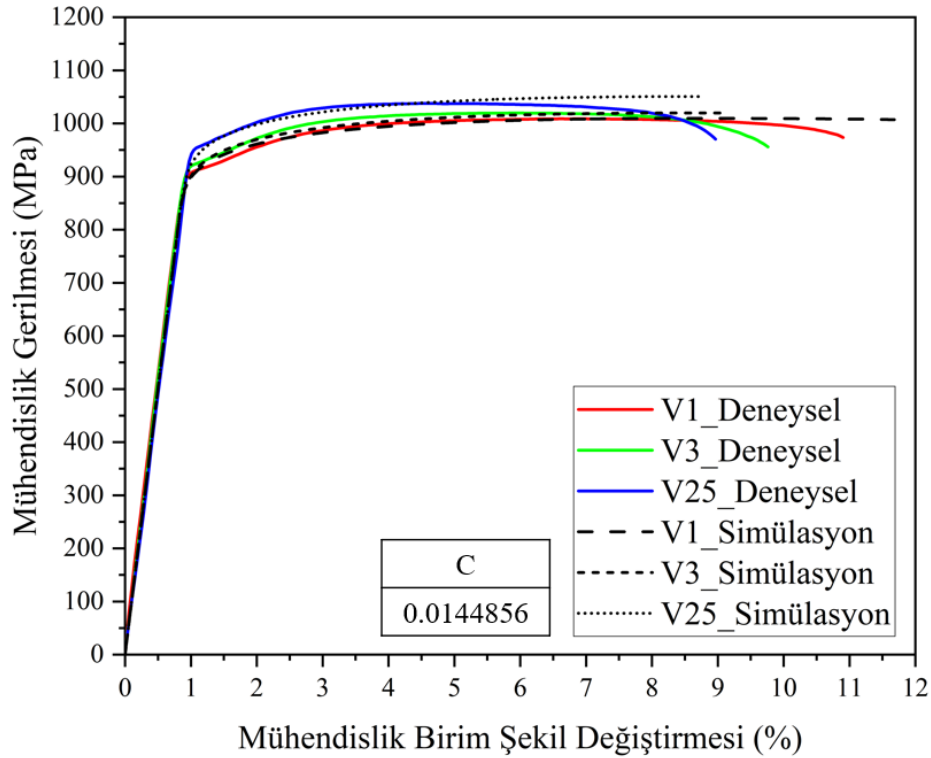
Materyal ve Yöntem bölümünde belirtildiği gibi öncelikle JC malzeme modelinin pekleşme parametreleri daha sonra hasar kriteri parametreleri belirlenmiştir. JC pekleşme model parametrelerinin optimum değerleri kendi içinde iki aşamalı olarak belirlenmiştir. Öncelikle 1 mm/dk çekme hızında standart çentiksiz numunenin çekme analizinin optimizasyonundan A, B ve N parametreleri, daha sonra 1, 3 ve 25 mm/dk çekme hızında standart çentiksiz numunelerin çekme analizinin optimizasyonundan C parametresinin optimum değeri belirlenmiştir. Farklı sıcaklıklar kullanılmadığı için M parametresinin değeri 1 olarak alınmıştır.

A, B ve N parametreleri sırasıyla 830.47 MPa, 569.12 MPa ve 0.294 olarak belirlenmiş olup optimizasyon sonucunda elde edilen mühendislik gerilme-BŞD eğrisi ile deneysel olarak elde edilen gerilme BŞD eğrisinin karşılaştırılması Şekil 4.15’te verilmiştir. Simülasyon sonuçları incelendiğinde malzemenin pekleşme eğrisi deneysel sonuçlarla başarıyla eşleşmiştir.



Şekil 4.15. Optimizasyon sonucunda elde edilen mühendislik gerilme-BŞD eğrisi ile deneysel olarak elde edilen gerilme BŞD eğrisinin karşılaştırılması

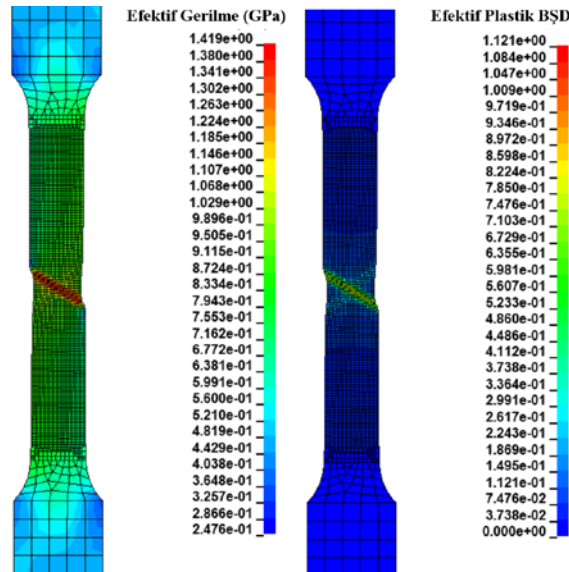
C parametresi, yapılan optimizasyon çalışmasının ardından 0.01446 olarak belirlenmiştir ve standart çentiksiz numunenin 1, 3 ve 25 mm/dk hızında çekme testlerinin simülasyonları sonucunda elde edilen mühendislik gerilme-BŞD eğrileri ile deneysel olarak belirlenen gerilme-BŞD eğrileri Şekil 4.16'da karşılaştırılmıştır. Simülasyon sonuçları incelendiğinde malzemenin pekleşme eğrisi deneysel sonuçlarla başarıyla eşleşmiştir.



**Şekil 4.16.** 1, 3 ve 25 mm/dk hızda çekme testlerinin simülasyonları sonucunda elde edilen mühendislik gerilme-BŞD eğrileri ile deneysel olarak belirlenen gerilme-BŞD eğrilerinin karşılaştırılması

A, B, N ve C parametreleri için simülasyonlardan belirlenen gerilme-BŞD eğrileri LS-Dyna'da bulunan hasar parametrelerini içermeyen 98 numaralı *MAT\_SIMPLIFIED\_JOHNSON\_COOK* kartı ile elde edildiğinden dolayı çekme numunelerinde herhangi bir kopma gözlemlenmemiştir. Şekil 4.17'de 1 mm/dk çekme hızında standart çentiksiz numunenin efektif gerilme ve plastik BŞD değerleri verilmiştir. Simülasyon yazılımı kaba olarak maksimum kuvvet kriterine göre hasar tahmini yaptığından dolayı numunelerde boyunlaşma davranışı tahmin edilebilmiştir. Bu nedenle numunelerde yayılmış ve lokal boyunlaşma meydana geldiği görülmektedir ancak kopma görülmemiştir.





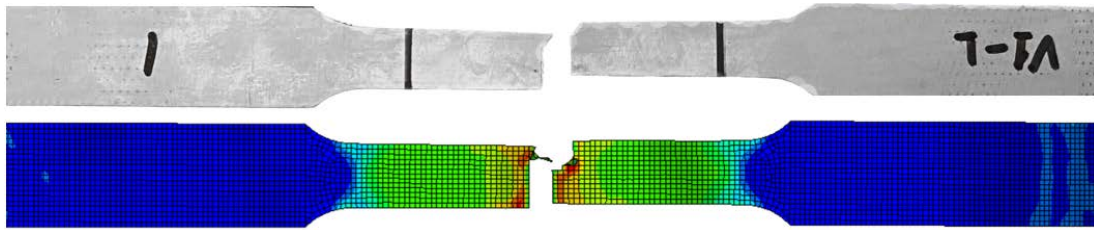
Şekil 4.17. 1 mm/dk çekme hızında standart numunenin efektif gerilme ve plastik BŞD değerleri

Tez kapsamında Ti-6Al-4V alaşımı için belirlenen JC pekleşme modeli parametreleri ile aynı malzeme için literatürde belirlenen pekleşme parametreleri Çizelge 4.1’de gösterilmiştir. Pekleşme parametreleri için 10 iterasyonlu gerçekleştirilen optimizasyon sonucunun yakınsama grafikleri Ek 2’de verilmiştir.

Çizelge 4.1. JC pekleşme modeli parametreleri

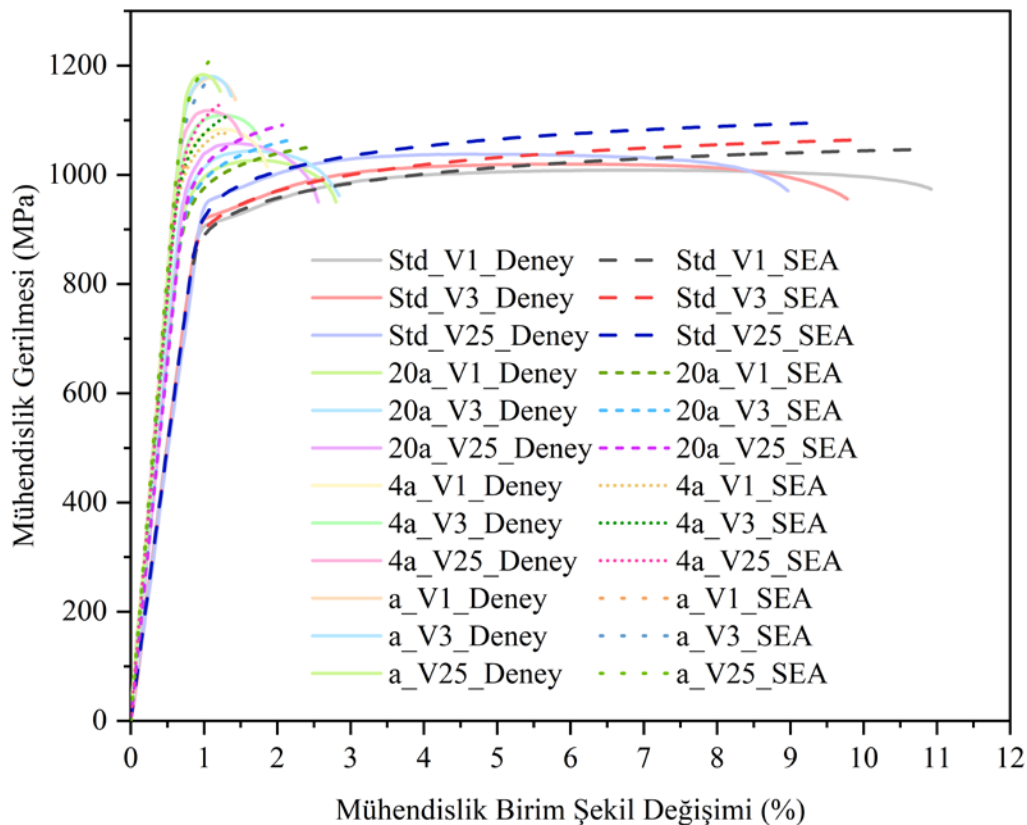
Yazar, Yıl	A	B	C	n	m
Verleysen ve Peirs, 2017	951	892	0.015	0.71	0.71
Huang ve ark., 2018	891.5	630.3	0.034	0.547	0.9432
Chen ve ark., 2018	831.35	857.93	0.015	0.302	0.724
Cheng ve ark., 2019	812	844	0.015	0.216	1
Tez Çalışması	830.47	569.12	0.0145	0.294	1

JC pekleşme modeli parametrelerinin belirlenmesinden sonra  $D_1$ ,  $D_2$ ,  $D_3$ ,  $D_4$  ve  $D_5$  hasar parametreleri belirlenmiştir. Farklı sıcaklıkların etkisi incelenmediğinden  $D_5$  hasar parametresinin değeri sıfırdır.  $D_1$ ,  $D_2$ ,  $D_3$  ve  $D_4$  parametreleri ise LS-Dyna’da 15 numaralı kart olan *MAT\_JOHNSON\_COOK* kartı kullanılarak LS-OPT ile yapılan optimizasyon çalışmalarıyla belirlenmiştir. Bu kart ile hasar tahmini mümkün olduğu için SEA sonucunda çekme numunelerinde kopma gerçekleşmiştir. Şekil 4.18’de 1 mm/dk çekme hızında standart çentiksiz numunenin deneysel ve SEA sonucunda kopma şekli gösterilmiştir. SEA’daki kopma şekli deneysel sonuçlarla başarıyla eşleşmiştir. Materyal ve Yöntem bölümünde anlatıldığı üzere hasar parametreleri belirlenirken 1, 3 ve 25 mm/dk hızlarında çekilen standart çentiksiz, 20a, 4a ve a çentikli numuneler



**Şekil 4.18.** 1mm/dk deformasyon hızında standart çentiksiz numunenin kopma şeklinin deneysel ve nümerik olarak karşılaştırılması

kullanılmıştır. Şekil 4.19’da her bir hız için tüm numunelerin simülasyon sonuçları ile deneysel sonuçlarının karşılaştırılması verilmiştir. A, B, n ve C pekleşme parametreleri gerilme değerlerindeki değişimden belirlenirken  $D_1$ ,  $D_2$ ,  $D_3$ ,  $D_4$  ve  $D_5$  hasar parametreleri kırılma BŞD değerlerinden belirlenmektedir. Şekil 4.19’dan görüleceği üzere SEA’dan belirlenen çentiksiz numunelerin kırılma BŞD değerleri deneysel sonuçlarla büyük oranda eşleşirken çentik boyutu keskinleştikçe ve deformasyon hızı arttıkça deneysel sonuçlardan kabul edilebilir bir miktarda sapmalar meydana gelmiştir.



**Şekil 4.19.** 1, 3 ve 25 mm/dk hızında çekme testlerinin simülasyonları sonucunda elde edilen mühendislik gerilme-BŞD eğrileri ile deneysel olarak belirlenen gerilme-BŞD eğrilerinin karşılaştırılması

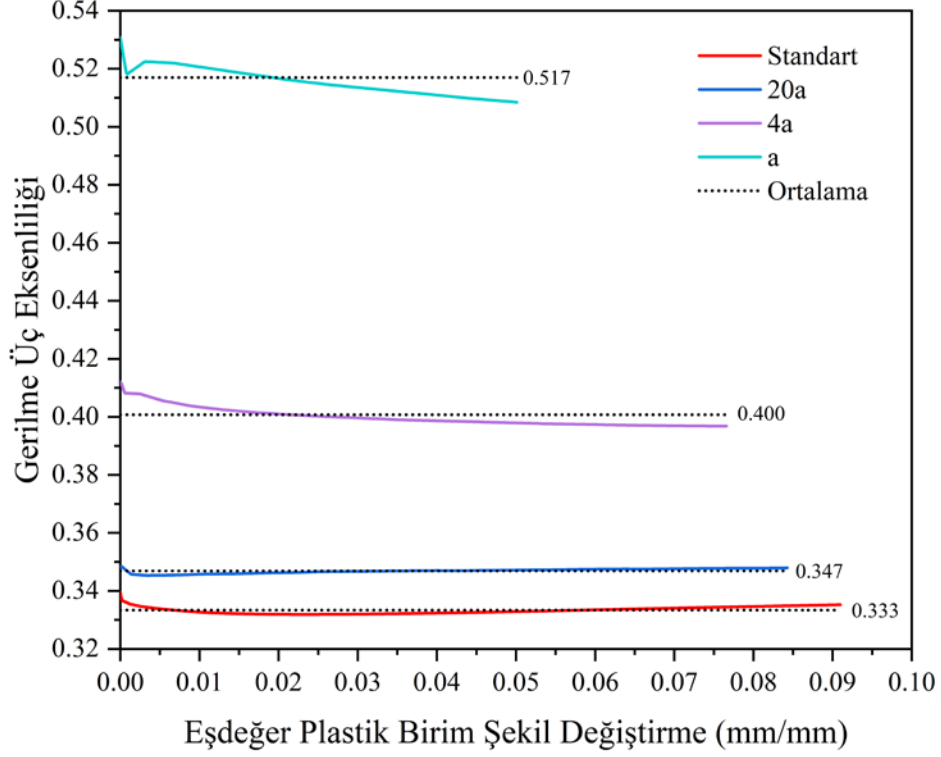
SEA'lar sonucunda Ti-6Al-4V alaşımı için belirlenen JC hasar kriteri parametreleri ile aynı malzeme için literatürde belirlenen parametreler Çizelge 4.2'de gösterilmiştir. Tez kapasamında belirlenen ile literatürde daha önce belirlenen pekleşme ve hasar kriteri parametrelerindeki farklılığın sebebi numunelerin boyutları, yükleme hızları ve kullanılan sıcaklık değerlerindeki farklılıklardır.

**Çizelge 4.2.** JC hasar modeli parametreleri

Yazar, Yıl	D <sub>1</sub>	D <sub>2</sub>	D <sub>3</sub>	D <sub>4</sub>	D <sub>5</sub>
Verleysen ve Peirs, 2017	-0.078	0.282	0.479	0.029	3.87
Huang ve ark., 2018	0.01546	1.349	-2.144	0.0432	0.6815
Chen ve ark., 2018	-0.09	0.25	-0.5	-0.023	3.124
Cheng ve ark., 2019	0.245	0.081	-1.276	-0.028	3.87
Tez Çalışması	-0.09	0.215	-0.49	-0.04	0

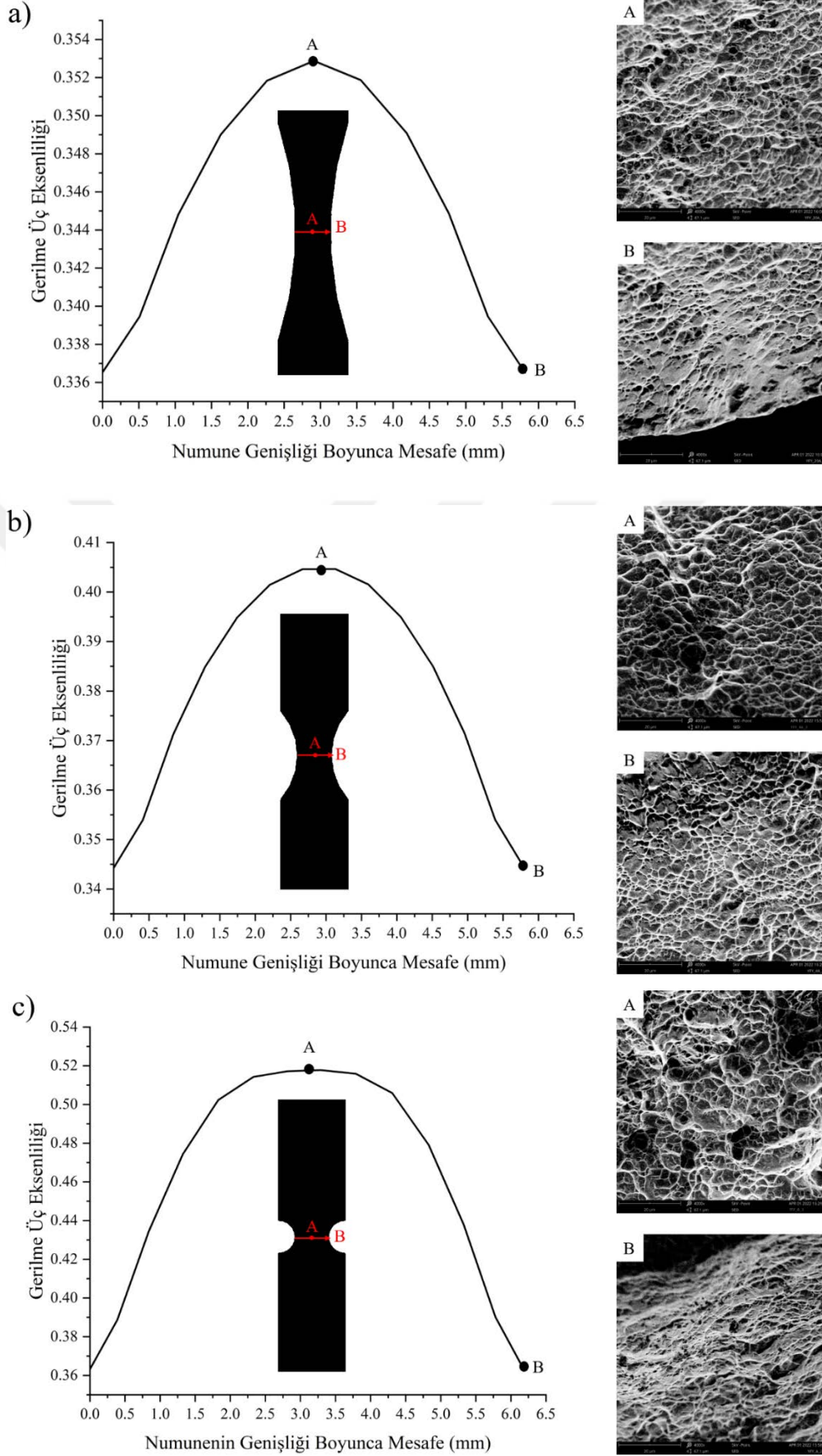
#### 4.2.1. Gerilme üç eksenliliğinin değişimi

Gerilme üç eksenliliği başlangıç değerleri saf kayma, standart çentiksiz, 20a, 4a ve a çentikli numuneler için Eşitlik 3.1'de verilen Bridgman Teorisine dayanan denklemden hesaplanmıştır ve değerleri Çizelge 3.1'de verilmiştir. Teorik olarak hesaplanan bu değerler sabit olup gerilme durumundaki değişimleri hesaba katmamaktadır. Huang ve ark. (2018) tarafından gerilme üç eksenliliği değerlerinin sabit olmayıp deformasyonla değiştiği ve numune kesiti boyunca aynı olmadığı belirtilmiştir. Çentikli ve çentiksiz çekme numunelerinde gerilme üç eksenliliği değerlerinin maksimum değerinin numunenin merkezinde yer aldığı bilinmektedir (Qian ve ark., 2019). Bu nedenle gerilme üç eksenliliği değerlerinin değişimi ve maksimum değeri deneysel ve teorik olarak hesaplanamamaktadır. Bundan dolayı deneysel olarak elde edilen gerilme-BŞD eğrileri optimizasyon yardımıyla simülasyonlardan doğrulanıp gerilme üç eksenliliği değerlerinin değişimi simülasyonlardan incelenmiştir. Çentiksiz ve çentikli numunelerin merkezindeki gerilme üç eksenliliği değerlerinin plastik deformasyonla değişimi Şekil 4.20'de verilmiştir.



Şekil 4.20. Plastik şekil değişimine göre gerilme üç eksenliliği değerlerinin değişimi

Simülasyonlardan sabit bir gerilme durumunun olmadığı ve numunelerin çoğu için gerilme üç eksenliliği değerlerinin dar bir aralıkta değiştiği görülmüştür. Çentik keskinleştikçe plastik deformasyonla birlikte gerilme üç eksenliliği değerindeki değişim artmıştır. Çentikli numunelerin genişlik yönü boyunca gerilim üç eksenliliği değerleri ve merkez ile kenar bölgelerindeki kırılma yüzeyi resimleri Şekil 4.21’de verilmiştir. Tüm numunelerin merkez noktasındaki gerilme üç eksenliliği değeri kenar bölgelerden daha büyük çıkmıştır. Bu durum Bölüm 4.1’de verilen kırılma yüzeyi resimlerini doğrulamaktadır. Ayrıca çentik değeri keskinleştikçe yani 20a çentikten a çentiğe doğru gidildikçe numunenin merkez ve kenar bölgelerindeki gerilme üç eksenliliği değerlerinin arasındaki farkın arttığı belirlenmiştir. 20a, 4a ve a çentik için numune genişliği boyunca gerilme üç eksenliliği değerleri arasındaki fark sırasıyla % 1.64, % 6.04 ve % 15.45’tir. Bu değerlerdeki artışın sebebi, numunedeki çentik etkisinin artmasından kaynaklanmaktadır (Korkmaz, 2018).



Şekil 4.21. a) 20a b) 4a c) a çentikli numunelerin genişlikleri boyunca gerilme üç eksenliliği değişimi

### 4.3. Hidroşekillendirme Deney ve Analiz Sonuçları

HŞ deneylerinde öncelikle sabit 60 ton BPK ve 10 saniyede doğrusal olarak maksimum 1000 bar basınca artan sıvı basıncı ile herhangi bir sürtünme elamanı kullanılmadan 15 mm kalıp yüksekliğinde Ti-6Al-4V alaşımının şişirilmesi incelenmiştir. Daha sonra 10 mm kalıp yüksekliğinde PE film ve parafinin birlikte kullanıldığı yağlama koşullarında, değişken BPK kullanarak maksimum 650 bar basınçta hasar meydana gelmeden silindirik parçanın hidroşekillendirilmesi gerçekleştirilmiştir. Son olarak 12 mm kalıp yüksekliğinde silindirik parçada hasar meydana gelecek şekilde maksimum 1000 bar basınçta ve değişken bir BPK ile dışı kalıpla sac hidroşekillendirme işlemi yapılmıştır. Deneylerden sonra proseslerin SEA'ları yapılarak JC pekleşme ve hasar kriterinin HŞ imalat yöntemindeki şekillendirme ve hasar tahmini performansı incelenmiştir.

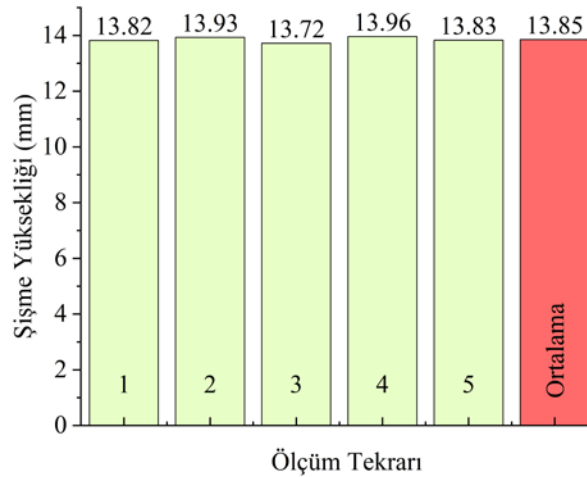
#### 4.3.1. Hidrolik şişirme deneyleri

Yağlayıcı kullanılmadan yani metal metale temas altında gerçekleştirilen HŞ deneylerinde sürtünme kuvvetinin yüksek olması nedeniyle sac malzeme, kalıp ve baskı plakası arasından kaymadan şekillenmiştir. Sacın proses öncesi ve sonrası dış çapı 90 mm olarak sabit kalmıştır. Dolayısıyla sac, hidrolik basınçla şişirilmiştir. Şekil 4.22'de şişirilen deney numunesinin üstten ve önden görünümü verilmiştir.



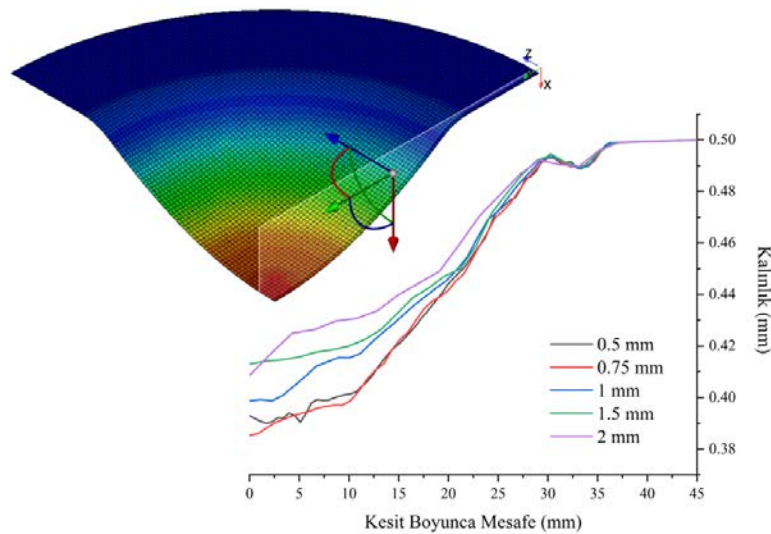
Şekil 4.22. Şişirilen sacın a) üstten b) önden görünümü

İki tekrarlı olarak gerçekleştirilen hidrolik şişirme prosesinde numuneler üzerine uygulanan sıvı basıncı maksimum 278 ve 281 bar'a ulaştığında haddeye dik doğrultuda numunenin merkezinde yırtılma meydana gelmiştir. Maksimum basınç değeri basınç sensörleri yardımıyla ölçülmüştür. Yırtılmanın meydana geldiği yükseklik ise proses sonrasında optik tarama cihazı ile beş tekrarlı olarak ölçülmüştür. Şekil 4.23'de ölçümler sonucunda elde edilen şişme yükseklikleri gösterilmiştir. Ölçümlerin ortalama değeri 13.85 mm olup standart sapması 0.09 mm'dir.



Şekil 4.23. Hesaplanan şişme yükseklikleri

HŞ ile hasar analizlerine başlanmadan önce uygun eleman boyutunun belirlenmesi hedeflenmiştir. Bu kapsamda 2, 1.5, 1, 0.75 ve 0.5 mm olmak üzere beş farklı eleman boyutuyla analiz yapılmıştır. Şekil 4.24'te eleman boyutunun kesit boyunca kalınlık dağılımına etkisi verilmiş olup kalınlık dağılımı grafikleri incelediğinde 0.5 mm ve 0.75 mm eleman boyutlarındaki analizlerin yaklaşık aynı değerleri verdiği görülmüştür.



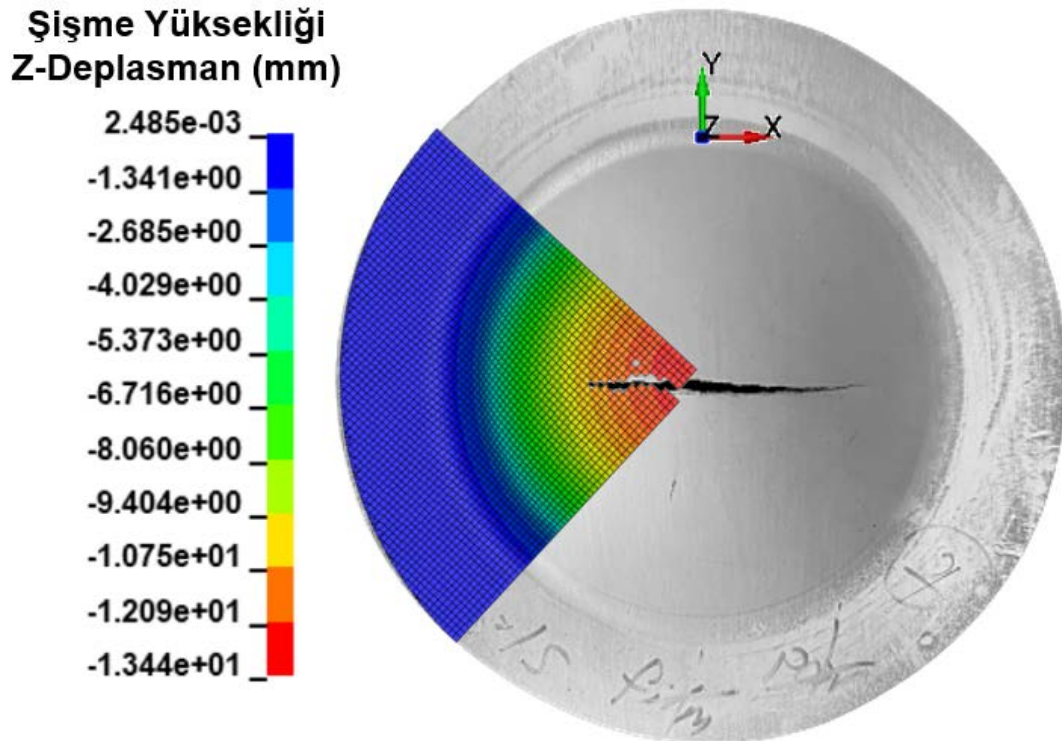
Şekil 4.24. Eleman boyutunun kesit boyunca kalınlık dağılımına etkisi

Çizelge 4.3'teki çözüm süreleri de dikkate alındığında her analiz başına yaklaşık %54.9 analiz süresinden tasarruf edilebilmesi için analizlerin 0.75 mm boyutundaki elemanlarla yapılmasının uygun olduğu sonucuna varılmıştır.

**Çizelge 4.3.** Farklı eleman boyutlarının analiz çözüm süresine etkisi

Eleman Boyutu (mm)	Eleman Sayısı (Adet)	Analiz Süresi
2	449	1 dakika 45 saniye
1.5	752	2 dakika 24 saniye
1	1655	3 dakika 3 saniye
0.75	2908	10 dakika 53 saniye
0.5	6486	24 dakika 9 saniye

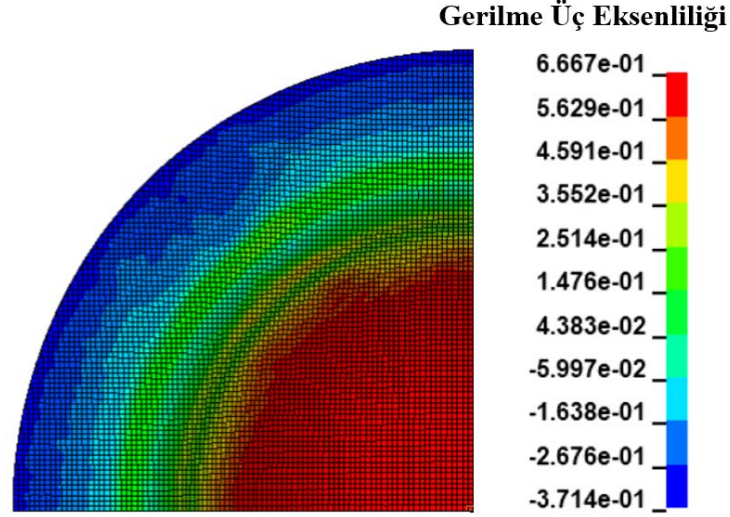
Şekil 4.25'te şişme numunesinin deneysel ve nümerik sonuçlarının karşılaştırılması verilmiştir. LS-Dyna yazılımında gerçekleştirilen SEA ile elde edilen parçanın maksimum yırtılma basıncı 210 bar olup şişme yüksekliği 13.44 mm olarak belirlenmiştir. Bu değerler deneysel olarak ortalama 279.5 bar ve 13.85 mm ölçülmüş olup yırtılma basıncı yaklaşık %76.2 oranında, şişme yüksekliği ise %97 oranında başarıyla doğru tahmin edilmiştir. Ayrıca SEA'da oluşan hasar, deneylerde olduğu gibi numunenin merkezinde meydana gelmiştir.



**Şekil 4.25.** Şişme numunesinin deneysel ve nümerik sonuçlarının karşılaştırılması

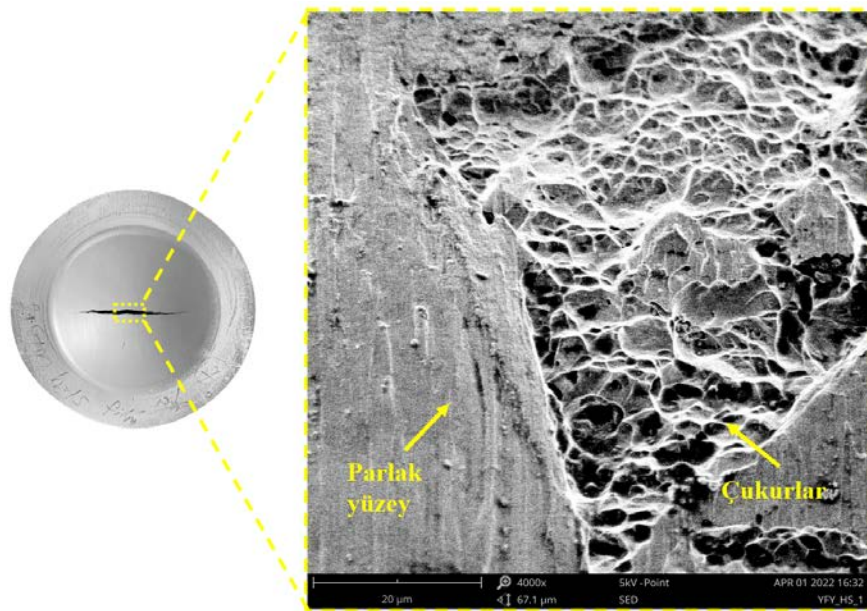


Şekil 4.26'daki SEA sonuçlarından numunenin gerilme üç eksenliliğinin 0.6667 değerinde olduğu görülmektedir. Dengeli iki eksenli çekme durumunda Çizelge 2.3'te belirtildiği gibi gerilme üç eksenliliği  $2/3$  yani 0.66 değerinde hesaplanmıştır. Bu durum analizlerde dengeli iki eksenli gerilme şartlarının sağlandığını göstermektedir.



**Şekil 4.26.** Şişme numunesinin gerilme üç eksenliliği değeri

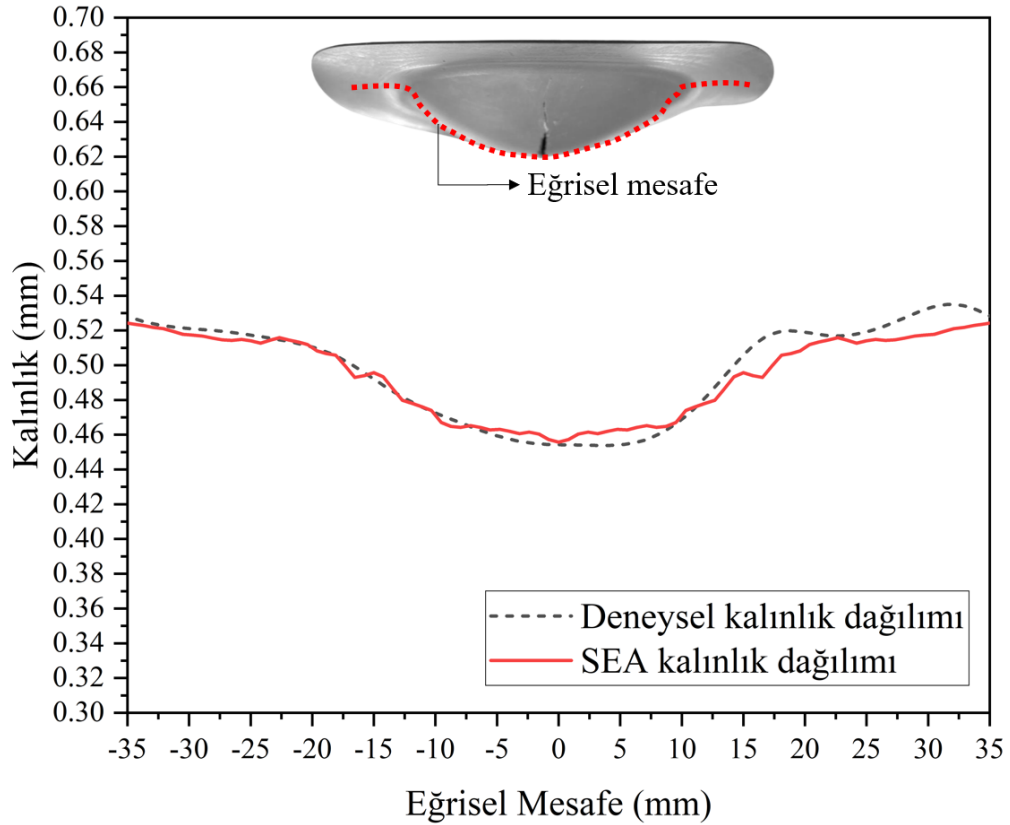
Eş iki eksenli çekme durumunda deneysel numunenin kırılma yüzeyi SEM ile incelendiğinde çukurlu bir yapının yanı sıra parlak pürüzsüz bölgelerin de olduğu görülmüştür (Şekil 4.27). Çoğunlukla gevrek kırılma karakteristiğini gösteren parlak yapı, Ti-6Al-4V alaşımında gözlenen düşük plastik deformasyona uğrama özelliğinin doğasından kaynaklanmaktadır. Ayrıca numunede sünek kırılmayı işaret eden çukur



**Şekil 4.27.** Eş iki eksenli çekme durumunda numunenin kırılma yüzeyi

morfolojileri gözlemlense de malzemenin şekillenme kabiliyeti oldukça düşük seviyededir. Badr ve ark. (2015) tarafından da Ti-6Al-4V alaşımının önemli bir boyunlaşma gelişimi olmaksızın ani bir kırılma gösterdiği bildirilmiştir. Ti-6Al-4V alaşımının bu davranışı pekleşme kabiliyetinin zayıf olmasından kaynaklanmaktadır.

Şekil 4.28’de deneysel ve nümerik olarak kalınlık dağılım grafikleri gösterilmiştir. Genel olarak kalınlık dağılımlarının birbiriyle oldukça uyumlu olduğu görülmektedir. Deneysel olarak maksimum kalınlık incelmesi değeri %12.7 olarak ölçülmüştür. SEA’den ise numunenin kesiti boyunca kalınlık dağılımı grafiği incelendiğinde maksimum %12.3 incelme meydana geldiğinde hasar oluşmuştur. Deneysel ve nümerik sonuçlar arasındaki fark sadece %3.15 olup maksimum yüzde kalınlık incelemesi SEA ile %96.85 doğrulukla belirlenmiştir. Böylece JC pekleşme ve hasar kriterinin Ti-6Al-4V alaşımlı sacın şişirilmesinde genel anlamda başarıyla kullanılabilceği sonucuna ulaşılmıştır.



Şekil 4.28. Şişme numunesinde deneysel ve nümerik olarak kalınlık dağılımı karşılaştırılması

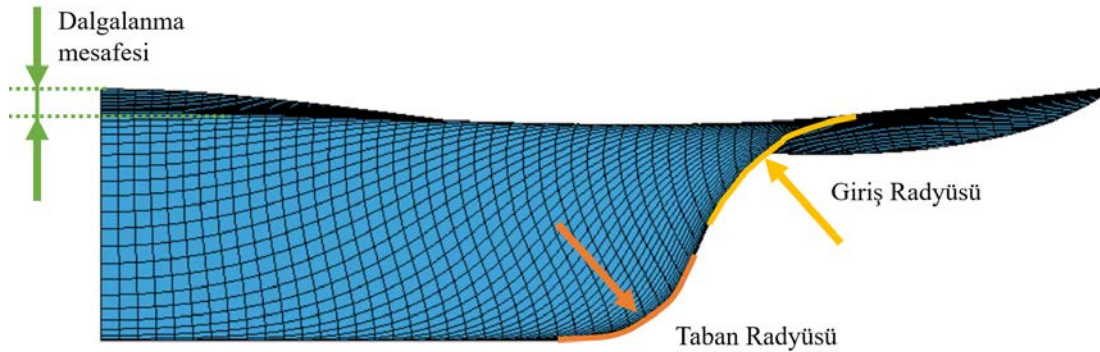
#### 4.3.2. Dişi kalıpla hidroşekillendirme deneyleri

10 mm kalıp yüksekliğinde gerçekleştirilen deneylerde 650 bar değerine kadar sıvı basıncı uygulanarak herhangi bir hasar gözlemlenmeden Şekil 4.29'da görülen silindirik parça elde edilmiştir. Deneysel olarak prosesin uygulanışında sacın alt ve üst yüzeyinde yağlayıcı olarak polietilen film ve parafin ikilisi birlikte kullanılmıştır. Bu yağlama koşullarında meydana gelen sürtünme katsayısının (FS) belirlenebilmesi için prosesin SEA'sı farklı FS değerleri (0.05, 0.065, 0.08) kullanılarak gerçekleştirilmiştir.



Şekil 4.29. 10 mm kalıp yüksekliğinde elde edilen silindirik numune

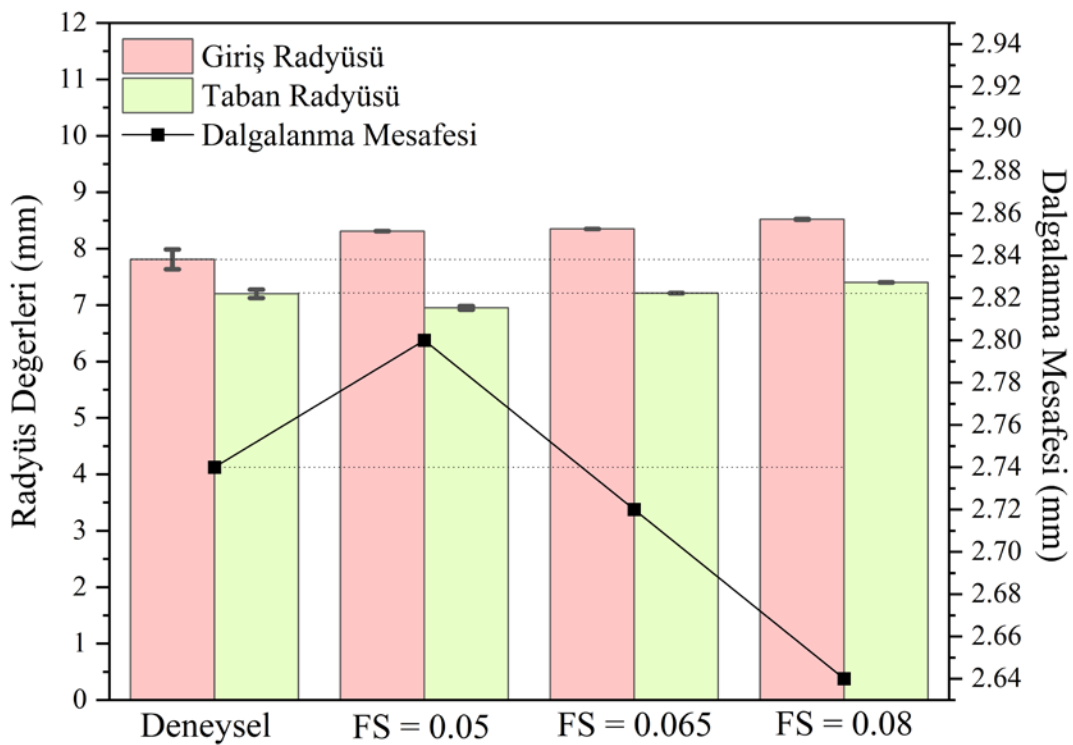
Analizler sonucunda numunenin taban ve giriş radyüsleri ile flanş bölgesinden geri yaylanma sonrası dalgalanma yüksekliği ölçülmüştür (Şekil 4.30). Şekillendirilen numunede de aynı geometrik ölçümler optik tarama cihazıyla yapılmıştır. Ölçümlerin sayısal değerleri Çizelge 4.4'te verilmiş olup deney ve SEA sonuçları Şekil 4.31'de karşılaştırılmıştır.



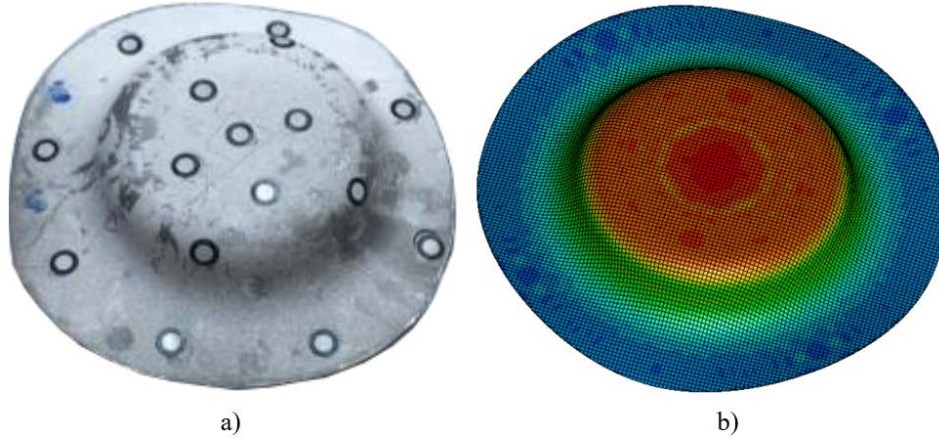
Şekil 4.30. Geometrik ölçümlerin yapıldığı bölgeler

**Çizelge 4.4.** 10 mm yüksekliğe sahip silindirik kabın deneysel ve nümerik olarak geometrik ölçümleri

	Ölçüm No	Deneysel Ölçümler (mm)	SEA Ölçümleri (mm)		
			FS = 0.05	F = 0.065	FS = 0.08
Giriş Radyüsü	1	8.22	8.36	8.37	8.42
	2	7.90	8.26	8.35	8.59
	3	7.30	8.31	8.33	8.56
	<b>Ortalama</b>	<b>7.810±0.466</b>	<b>8.310±0.05</b>	<b>8.350±0.02</b>	<b>8.523±0.09</b>
Taban Radyüsü	1	7.44	7.10	7.27	7.45
	2	6.86	6.73	7.17	7.25
	3	7.3	7.03	7.21	7.52
	<b>Ortalama</b>	<b>7.2±0.303</b>	<b>6.953±0.196</b>	<b>7.21±0.050</b>	<b>7.40±0.140</b>
Dalgalanma Mesafesi	Maks.-Min.	2.74	2.8	2.72	2.64

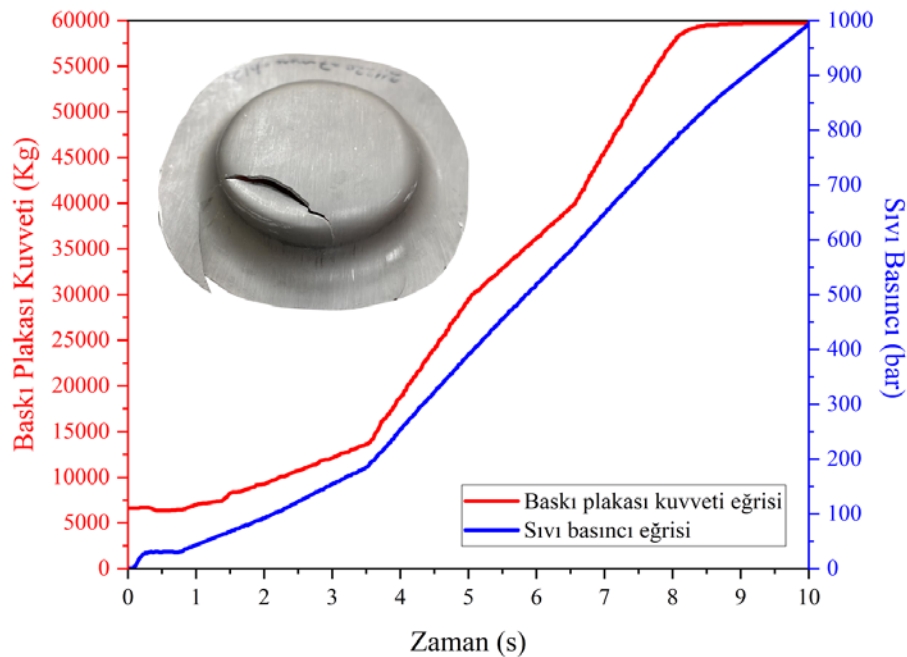
**Şekil 4.31.** 10 mm kalıp yüksekliği için deneysel ve nümerik sonuçların karşılaştırılması

Malzemenin geri esnemeye yatkınlığından (Li ve ark., 2019) dolayı numunenin ölçümlerinde bir miktar sapma meydana gelmiştir. Dalgalanma mesafesi ve taban radyüsü açısından deneysel ölçümlere en yakın sonucu veren sürtünme katsayısı değeri 0.065 olup ortalama sapma oranları sırasıyla %0.73 ve %0.13'tür. Kalıp giriş radyüsü açısından ise deneysel ölçüme en yakın sonucu veren sürtünme katsayısı değeri 0.05 olmakla birlikte 0.065 değeri de oldukça yakındır. Bu nedenle sürtünme katsayısının en uygun değeri 0.065 olarak belirlenmiştir. Şekil 4.33'te deneysel olarak elde edilen numune ve geri esneme analizi ile elde edilen numunenin geometrik benzerlikleri gösterilmiştir.



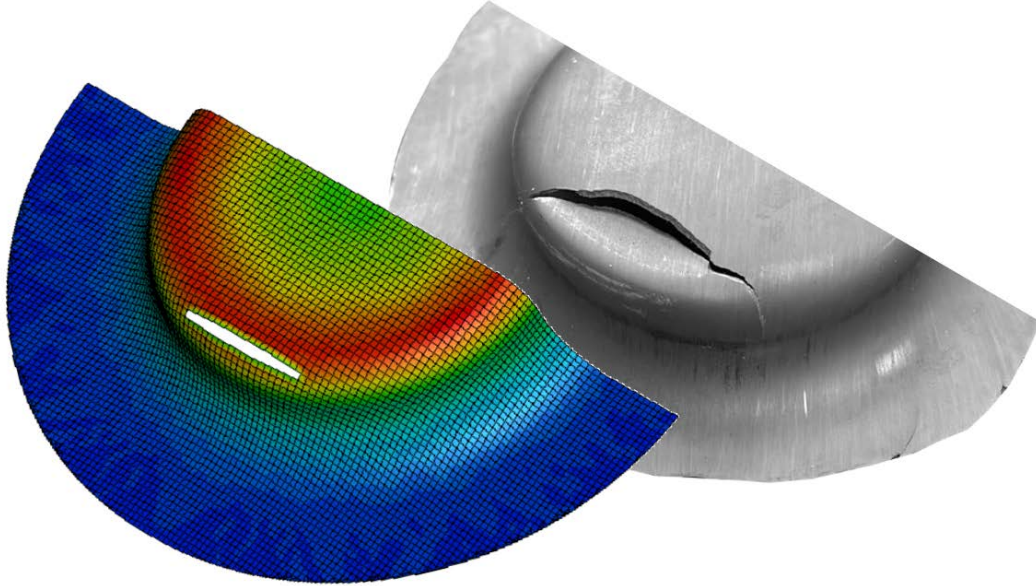
**Şekil 4.33.** 10 mm kalıp yüksekliğinde a) deneysel olarak taranan ve b) nümerik olarak elde edilen numune

12 mm kalıp yüksekliğinde yapılan deneylerde dört adet deneyin ikisinde sac parçada yırtılma gerçekleşmezken iki deneyde sacın yırtıldığı görülmüştür. Yırtılma sırasıyla 867 ve 907 bar basınçta silindirik parçanın taban radyüsünde meydana gelmiştir. 907 bar basınçta yırtılan hasarlı silindirik numunenin resmi ve HNC kontrol sisteminden alınan yükleme eğrileri (zamana karşı BPK ile sıvı basıncı eğrisi) Şekil 4.32’de verilmiştir. Deneysel olarak HNC kontrol sisteminden alınan yükleme eğrileri, prosesin SEA’ında kullanılmıştır. Ancak SEA’da çeyrek model kullanıldığı için BPK değerlerinin dörtte biri alınmıştır. Sürtünme katsayısı olarak 10 mm kalıp yüksekliğinde yapılan dişi kalıpla sac HŞ analizlerinden belirlenen sürtünme katsayısı kullanılmıştır.



**Şekil 4.32.** 12 mm kalıp yüksekliği için elde edilen silindirik parça ve yükleme eğrisi

SEA sonucunda parçanın maksimum yırtılma basıncı 958 bar olarak belirlenmiş olup deneysel yırtılma basıncı %92.5 oranında başarıyla doğru tahmin edilmiştir. Ayrıca SEA’da oluşan hasar bölgesi deneylerde de olduğu gibi numunenin taban radyüsünde meydana gelmiştir. Şekil 4.34’te deneysel ve nümerik olarak hasarın meydana geldiği bölgeler gösterilmiştir.

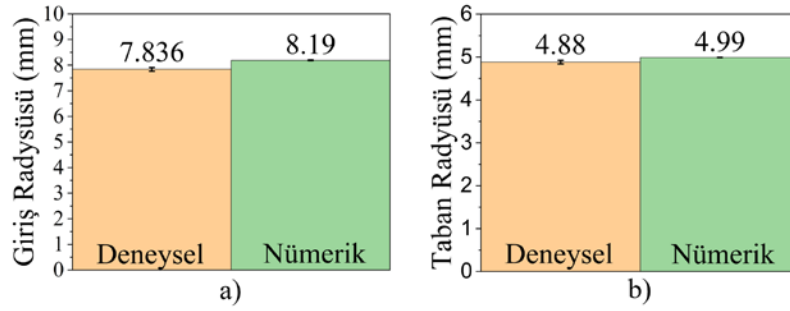


Şekil 4.34. 12 mm kalıp yüksekliğinde deneysel ve nümerik olarak hasarın meydana geldiği bölgeler

Deneyler ve analizler sonucunda elde edilen numunelerin taban ve giriş radyüsleri ölçülmüştür. Ölçümlerin sayısal değerleri Çizelge 4.5’te verilmiş olup deney ve SEA sonuçları Şekil 4.35’te karşılaştırılmıştır. Kalıp giriş radyüsü ve taban radyüsü SEA’dan sırasıyla %95.5 ve %97.8 oranında başarıyla belirlenmiştir.

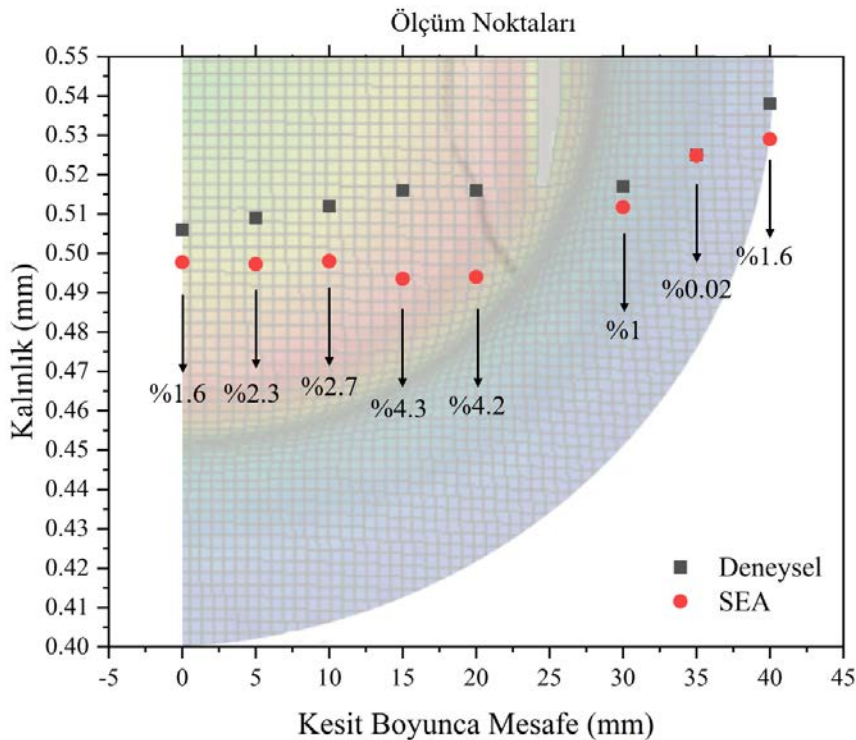
Çizelge 4.5. 12 mm yüksekliğe sahip silindirik kabın deneysel ve nümerik olarak geometrik ölçümleri

	Ölçüm No	Deneysel Ölçümler (mm)	SEA Ölçümleri (mm)	Ortalama Sapma Oranı
Giriş Radyüsü	1	8.09	8.22	%4.51
	2	7.52	8.08	
	3	7.90	8.27	
	<b>Ortalama</b>	<b>7.836±0.290</b>	<b>8.190±0.098</b>	
Taban Radyüsü	1	5.25	5.02	%2.25
	2	4.5	4.99	
	3	4.89	4.94	
	<b>Ortalama</b>	<b>4.88±0.140</b>	<b>4.99±0.04</b>	



Şekil 4.35. a) Giriş radyüsü b) taban radyüsü açısından deneysel ve nümerik sonuçların karşılaştırılması

Deneyel olarak kalınlık incelmeleri radyüs bölgesinden ölçülemediği için silindirik numunenin tabanından ve flanş bölgesinden ölçülen deneyel ve nümerik kalınlıklar Şekil 4.36'da karşılaştırılmıştır. Her bir karşılaştırma noktasında deney ve nümerik sonuçlar arasındaki yüzde farklar yine şekil üzerinde görülmektedir. Numunenin merkezinde kalınlık incelmeleri arasındaki fark %1.58 iken flanştaki incelmeler arasındaki fark %1.62 olarak ölçülmüştür. En büyük fark merkezden 15 mm mesafe ileride %4.3 olarak gerçekleşmiştir. Sonuçta deneyel ve SEA ölçümleri arasındaki fark radyüs bölgesine yaklaşıldıkça bir miktar sapma gösterse de kalınlık incelmeleri açısından da SEA sonuçları deneyel sonuçlarla iyi bir uyum göstermiştir. Böylece JC pekleşme ve hasar kriterinin Ti-6Al-4V alaşımli sacın hidroşekillendirilmesinde, şekillendirilebilirlik ve hasar tahmini açısından başarıyla kullanılabilceği belirlenmiştir.



Şekil 4.36. Silindirik numunede deneyel ve nümerik olarak kalınlık karşılaştırılması

## 5. SONUÇLAR VE ÖNERİLER

### 5.1. Sonuçlar

Bu tez çalışmasında, Ti-6Al-4V alaşımının kırılma davranışı çekme testleri ile deneysel ve nümerik olarak araştırılmıştır. Daha sonra ileri bir metal şekillendirme yöntemi olan hidroşekillendirme prosesinde hasar tahmini yapılmıştır. Yapılan çalışmalar neticesinde aşağıda belirtilen sonuçlar elde edilmiştir.

- Ti-6Al-4V alaşımı çift fazlı mikroyapıya sahip olup yapıdaki matris fazının  $\alpha$  fazı, diğer ikincil fazın ise  $\beta$  fazı olduğu belirlenmiştir. XRD analizinden %95.7 oranında  $\alpha$  fazı ve %4.3 oranında  $\beta$  fazı, SEM görüntülerinden ise %95.3 oranında  $\alpha$  fazı ve %4.7 oranında  $\beta$  fazı olduğu belirlenmiştir.
- Çekme testlerinden deformasyon hızı ve gerilme üç eksenliliği değeri arttıkça malzemenin kopma birim şekil değiştirme değerinin azaldığı ve gerilme değerlerinin arttığı belirlenmiştir.
- Standart çentiksiz numunenin 1, 3 ve 25 mm/dk hızda yapılan çekme testlerinde önce yayılmış boyun verme ve sonrasında yaklaşık 54.7° açıyla yerel boyun verme oluşmuştur. Bu durum malzemenin izotropik özelliğe sahip olduğunu göstermiştir.
- Çentikli ve çentiksiz numunelerin kırılma yüzeylerinin merkezinde sünek kırılmayı işaret eden çukur morfolojilerinin bulunduğu, kenar bölgelerde ise çukurların neredeyse yok olduğu ve kayma bantları ile gevrek kırılmaya işaret eden bazı morfolojilerin bulunduğu SEM resimlerinden belirlenmiştir. Kayma numunesinde ise çekme numunelerindeki gibi çukurlu bir kırılma yüzeyi yerine pürüzsüz kayma bantlarını içeren bir kırılma yüzeyi olduğu belirlenmiştir.
- Gerilme üç eksenliliği değeri ve deformasyon hızı arttıkça numunelerin kırılma yüzeylerindeki çukurların kapladığı alanın arttığı ve sayısının azaldığı belirlenmiştir. Bu durum gevrek kırılmaya karşı eğilimin arttığını göstermektedir.



- Gerilme üç eksenliliği değerinin özellikle daha keskin çentiklerde sabit kalmayıp deformasyonla beraber değiştiği sonlu elemanlar analizlerinden belirlenmiştir.
- Çekme numunelerinin merkezindeki gerilme üç eksenliliği değerinin kenar bölgelerden daha büyük olduğu sonlu elemanlar analizlerinden belirlenmiştir. Kırılma yüzeylerinde yapılan SEM incelemeleri bu durumu doğrulamıştır.
- Johnson-Cook pekleşme ve hasar kriteri kullanılarak Ti-6Al-4V alaşımının sonlu elemanlar analizlerinden elde edilen çekme eğrileri deneysel eğrilerle büyük bir uyum göstermiştir.
- Johnson-Cook pekleşme ve hasar kriteri kullanılarak Ti-6Al-4V alaşımli sacın şişirilmesinde yırtılma basıncı ve şişme yüksekliği sırasıyla %76.2 ve %97 oranında doğru tahmin edilmiştir.
- Ti-6Al-4V alaşımli sacın şişirilmesinde deneysel olarak maksimum %12.7 kalınlık incelmesi değerinde, SEA'da ise maksimum %12.3 incelme meydana geldiğinde hasar oluşmuştur. Deneysel ve nümerik sonuçlar arasındaki fark sadece %3.15 olup yüzde kalınlık incelemesi SEA ile %96.85 doğrulukla belirlenmiştir.
- JC pekleşme ve hasar kriterinin Ti-6Al-4V alaşımli sacın şişirilmesinde genel anlamda başarıyla kullanılabileceği belirlenmiştir.
- 10 mm kalıp yüksekliğine sahip numunede geri esneme sonrası dalgalanma mesafesi ve taban radyüsü açısından deneysel ölçümlere en yakın sonucu veren sürtünme katsayısı değeri 0.065 olup ortalama sapma oranları sırasıyla %0.73 ve %0.13 olarak belirlenmiştir. Böylece sac hidroşekillendirme prosesinde kullanılan parafin ve PE film yağlayıcı şartında sürtünme katsayısının en uygun değeri 0.065 olarak belirlenmiştir.
- 12 mm kalıp yüksekliğinde gerçekleştirilen HŞ deneylerinde maksimum yırtılma basıncı 958 bar olarak belirlenmiş olup deneysel yırtılma basıncı %92.5 oranında başarıyla doğru tahmin edilmiştir. Ayrıca SEA'da oluşan hasar bölgesi deneylerde de olduğu gibi numunenin taban radyüsünde meydana gelmiştir. SEA ile kalıp giriş radyüsü ve taban radyüsü sırasıyla %95.5 ve %97.8 oranında başarıyla belirlenmiştir.

- 12 mm kalıp yüksekliğinde elde edilen numunenin kalınlık incelmesinin deneysel ve SEA ölçümleri arasındaki fark, radyüs bölgesine yaklaşıldıkça bir miktar sapma gösterse de SEA sonuçları deneysel sonuçlarla iyi bir uyum göstermiştir. Numunenin merkezinde kalınlık incelmeleri arasındaki fark %1.58 iken flanştaki incelmeler arasındaki fark %1.62 olarak ölçülmüştür. En büyük fark merkezden 15 mm mesafe ileride %4.3 olarak gerçekleşmiştir.
- JC pekleşme ve hasar kriterinin Ti-6Al-4V alaşımın sacın hidroşekillendirilmesinde, şekillendirilebilirlik ve hasar tahmini açısından başarıyla kullanılabilmesi belirlenmiştir.

## 5.2. Öneriler

Ti-6Al-4V alaşımın sacın hasar tahmini ile ilgili yapılacak çalışmalar için aşağıda verilen hususlar önerilebilir.

- Çekme testlerinde birim şekil değişiminin ölçümünde ekstansometre yerine ölçüm yapılan alanın her bir noktasında birim şekil değişimi değerini veren dijital görüntü kolerasyonu yöntemi kullanılabilir. Böylece çentik bölgelerindeki birim şekil değiştirme değerleri daha doğru bir şekilde ölçülebilir.
- Hasarın tahmini için gerilme üç eksenliliğinin yanı sıra lode parametresini de içeren modifiye edilmiş sünek kırılma malzeme modelleri kullanılabilir.
- Farklı metal şekillendirme proseslerinde ve farklı özellikte malzemeler üzerinde Johnson-Cook malzeme modelinin performansı araştırılabilir.
- Ti-6Al-4V alaşımının şekillendirilmesinde mikro ile makro düzeyde hasar tahmini yapılmasını sağlayan malzeme modellerinin karşılaştırılması yapılabilir.

**KAYNAKLAR**

- Adamus, J., Lacki, P., Motyka, M. and Kubiak, K., 2011, Investigation of Sheet-titanium drawability, *Proceeding of the 12th World Conference on Titanium*, 337-340.
- Ahmed, Y.M., Sahari, K.S.M., Ishak, M. and Khidhir, B.A., 2012, Titanium and its alloy, *International Journal of Science and Research*, 3(10), 1351-1361.
- Ahmetoğlu, M. and Altan, T., 2000, Tube hydroforming: state-of-the-art and future trends, *Journal of Materials Processing Technology*, 98, 25-33.
- Alaswad, A., Benyounis, K.Y., Olabi, A.G., 2012, Tube hydroforming process: A reference guide, *Materials and Design*, 33, 328-339.
- Allahverdizadeh, N., Gilioli, A., Manes, A. and Giglio, M., 2015, An experimental and numerical study for the damage characterization of a Ti-6Al-4V titanium alloy, *International Journal of Mechanical Sciences*, 93, 32-47.
- Altan, T., 2006, Process for hydroforming sheet metal, *Stamping Journal*, 400-418.
- Amaral, R., Teixeira, P., Santos, A.D. and Sa, J.C., 2018, Assessment of different ductile damage models and experimental validation, *Int J Mater Form*, 11, 435-444.
- Anderson, D., Winkler, S., Bardelcik, A. ve Worswick, M. J., 2014, Influence of stress triaxiality and strain rate on the failure behavior of a dual-phase DP780 steel, *Materials & Design*, 60, 198-207
- Badr, O. M., Rolfe, B., Hodgson, P. and Weiss, M., 2015, Forming of high strength titanium sheet at room temperature, *Materials and Design*, 66, 618-626.
- Barriobero-Vila, 2015, Phase transformation kinetics during continuous heating of  $\alpha+\beta$  and metastable  $\beta$  titanium alloys, Doctoral Thesis, Technischen Universität Wien, Vienna.
- Bell, C., Corney, J., Savings D. and Storr, J., 2015, Assessing the potential benefits of manufacturing gas turbine components by utilizing hydroforming technology, *13th International Cold Forming Congress*, Glasgow.
- Bell, C., Corney, J., Zuelli, N. and Savings, D., 2020, A state of the art review of hydroforming technology: Its applications, research areas, history, and future in manufacturing, *International Journal of Material Forming*, 13, 789-828.
- Bong, H.J., Kim, D., Kwon, Y.N. and Lee, J., 2021, Predicting hot deformation behaviors under multiaxial loading using the Gurson-Tvergaard-Needleman damage model for Ti-6Al-4V alloy sheets, *European Journal of Mechanics / A Solids*, 87, 104227.

- Bong, H.J., Yoo, D.H., Kim, D., Kwon, Y.N., Lee, J., 2020, Correlative study on plastic response and formability of Ti-6Al-4V sheets under hot forming conditions, *J Manuf Process*, 58, 775-786.
- Boyer, R.R., 1996, An overview on the use of titanium in the aerospace industry, *Mater Sci Eng: A*, 213(1), 103-114.
- Caçoilo, A., Mourao, R., Teixeira-Dias, F., Azevedo, A., Coghe, F. ve Valente, R.A.F., 2021, Modelling ballistic impact on military helmets: The relevance of projectile plasticity, *Defence Technology*, 17, 1699-1711.
- Cao, T.S., 2017, Models for ductile damage and fracture prediction in cold bulk metal forming processes: a review, *Int J Mater Form*, 10, 139-171.
- Chen, D.Y., Xu, Y., Zhang, S.H., Ma, Y., El-Aty, A.A., Banabic, D., Pokrovsky, A.I., Bakinovskaya, A.A., 2021, A novel method to evaluate the high strain rate formability of sheet metals under impact hydroforming, *Journal of Materials Processing Tech.*, 287, 116553.
- Chen, F., Zhao, X., Chen, H., Ren, J., 2020, Void closure behaviour during plastic deformation using the representative volume element model, *Applied Physics A*, 126, 685.
- Chen, G., Ren, C., Lu, L., Ke, Z., Qin, X., Ge, X., 2018, Determination of ductile damage behaviors of high strain rate compression deformation for Ti-6Al-4V alloy using experimental-numerical combined approach, *Engineering Fracture Mechanics*, 200, 499-520.
- Cheng, W., Outeiro, J., Costes, J.P., M'Saoubi, R., Karaouni, H., Astakhov, V., 2019, A constitutive model for Ti6Al4V considering the state of stress and strain rate effects, *Mechanics of Materials*, 137, 103103.
- Dilmeç, M., 2012, 2024-T4 alüminyum sacların şekillendirme sınır eğrilerinin kalınlığa göre değişimi, Doktora Tezi, *Selçuk Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü*, Konya.
- Donachie, M.J., 2000, Titanium a technical guide, 2nd edition, *ASM International*, Ohio.
- Du, H.L., Datta, P.K., Lewis, D.B., Burnell-Gray, J.S., 1994, Air oxidation behaviour of Ti-6Al-4V alloy between 650 and 850°, *Corros Sci*, 36(4), 631-642.
- Frith, R., Stone, M., 2015, Weld efficiency factors revisited, *Procedia Engineering*, 130(1), 434-445.
- Giglio, M., Manes, A. and Vigano, F., 2012, Ductile fracture locus of Ti-6Al-4V titanium alloy, *International Journal of Mechanical Sciences*, 54, 121-135.
- Goksen, S. ve Darendeliler, H., 2020, The Effect of Strain Rate and Temperature on Forming Limit Diagram for DKP-6112 and AZ31 Materials, *Procedia Manufacturing*, 47, 1241-1244.

- Groche, P. and Metz, C., 2006, Investigation of active-elastic blank holder systems for high-pressure forming of metal sheets, *International Journal of Machine Tools & Manufacturing*, 46, 1271-1275.
- Groover, M. P., 2008, Fundamentals of modern manufacturing: materials, processes and systems, 4th ed, John Wiley & Sons, Hoboken.
- Grujicic, M. and Narayan, C. P., 1992, A study of beta to alpha double prime martensitic transformation volume change in Ti-Al-V alloys, *Material Science Engineering A*, 15, 217-226.
- Halkacı, H.S., Türköz, M., Dilmeç, M., 2014, Enhancing formability in hydromechanical deep drawing process adding a shallow drawbead to the blank holder, *Journal of Materials Processing Technology*, 214, 1638-1646.
- Hassannejadasl, A., Green, D. E., Altenhof, W. J., Maris, C. ve Mason, M., 2013, Numerical modeling of multi-stage tube hydroforming, *Materials & Design*, 46, 235-246.
- Henriques, A. R., 2009, Titanium production for aerospace applications, *Journal of Aerospace Technology and Management*, 1, 7-17.
- Hoar, E., Sahoo, S., Mahdavi, M., Liang, S., Roy, S., Garmestani, H., 2021, Statistical modeling of microstructure evolution in a Ti-6Al-4V alloy during isothermal compression. *Acta Mater*, 210, 116827.
- Hosford, W.F. and Caddell, R. M., 2007, Metal Forming Mechanics and Metallurgy, Third Edition, *Cambridge University Press*, New York, 237-238.
- Hu, W., Markovych, S., Tan, K., Shorinov, O. and Cao, T., 2020, Surface repair of aircraft titanium alloy parts by cold spraying technology, *Aerospace Technic and Technology*, 3, 163.
- Huang, J., Guo, Y., Qin, D., Zhou, Z., Lie, D., Li, Y., 2018, Influence of stress triaxiality on the failure behavior of Ti-6Al-4V alloy under a broad range of strain rates, *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 97, 48-61.
- Hurless, B.E., ve Froes, F.H., 2002, Cutting the cost of titanium, *Advanced Materials and Processes*, 160, 37-40.
- Işık, K., 2020, Metalik malzemelerde hasar oluşumu, *Mühendis ve Makine*, Şubat, 37-46.
- Johnson, G.R., and Cook, W.H., 1985, Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures, *Engineering Fracture Mechanics*, 21, 31-48.
- Joshi, V.A., 2006, Titanium alloys : an atlas of structures and fracture features, *Taylor & Francis Group*, Florida.

- Jurczak, W. Trzepieciński, T., Kubit, A., Bochnowski, W., 2022, Static and Dynamic Properties of Al-Mg Alloys Subjected to Hydrostatic Extrusion, *Materials*, 15, 1066.
- Karpat, Y., 2010, A Modified Material Model For The Finite Element Simulation of Machining Titanium Alloy Ti-6Al-4V, *Machining Science and Technology*, 14, 390-410.
- Kim, D.Y., Han, Y., Shin, S., and Yook, H., 2017, Numerical Fracture Analysis Considering Forming Effect and Element Size Regularization for Automotive Seat Structures, *SAE Int. J. Engines*, 10 (2), 287-295.
- Koç, M. and Altan, T., 1998, Development of guidelines for part, process and tooling design in the tube hydroforming technology, *Ohio State University*, Columbus.
- Koç, M., 2008, Hydroforming for advanced manufacturing, 1st edition. *Woodhead Publishing Limited*, Cambridge.
- Korkmaz, H.G., 2018, Sac Hidro-Kesmede Proses Parametrelerinin Deneysel ve Nümerik Olarak Belirlenmesi, Yüksek Lisans Tezi, *Selçuk Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü*, Konya, x-x.
- Kotkunde, N., Deole, A. D., Gupta, A. K., Singh, S. K., 2014, Comparative study of constitutive modeling for Ti-6Al-4V alloy at low strain rates and elevated temperature, *Materials and Design*, 55, 999-1005.
- Kotkunde, N., Deole, A. D., Gupta, A. K., Singh, S. K., and, Aditya, B., 2014, Failure and formability studies in warm deep drawing of Ti-6Al-4V alloy, *Materials and Design*, 60, 540-547.
- Lacki, P., 2016, Determination of FLD for Ti-6Al-4V titanium alloy sheet, *Key Engineering Materials*, 687, 171-178.
- Lang, L. H., Wang, Z. R., Kang, D. C., Yuan, S. J., Zhang, S. H., Danckert, J., Nielsen, K. B., 2004, Hydroforming highlights: sheet hydroforming and tube hydroforming, *J Mater Process Technol*, 165-177.
- Leyens, C. and Peters, M., 2003, Titanium and Titanium Alloys: Fundamentals and Applications, *Wiley VCH*, Weinheim.
- Li, H., and Fu, M., 2019, Deformation-Based Processing of Materials Behaviour, Performance, Modelling, and Control, *Elsevier*, Cambridge, 85-131.
- Liyong, Z., Yongqing, Z., Quan, H., Guanjun, Y., 2011, High cycle fatigue property of Ti-600 alloy at ambient temperature, *Journal of Alloys and Compounds*, 509, 2081-2086.
- Marciniak, Z., Duncan, J.L. and Hu, S.J., 2002, Mechanics of Sheet Metal Forming, *Butterworth-Heinemann*, London, 14-27.

- Odenberger, E. L., 2005, Material characterisation for analyses of titanium sheet metal forming, Doktora Tezi, *Luleå tekniska universitet*, Norrbotten.
- Odenberger, E. L., Pederson, R., and Oldenburg, M., 2019, Finite element modeling and validation of springback and stress relaxation in the thermo-mechanical forming of thin Ti-6Al-4V sheets, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 104, 3439-3455.
- Ozturk, F. and Lee, D., 2005, Experimental and numerical analysis of out-of-plane formability test, *Journal of Materials Processing Technology*, 170, 247-253.
- Önder, E., Tekkaya, A.E., 2008, Numerical simulation of various cross sectional workpieces using conventional deep drawing and hydroforming Technologies, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 48, 532-542.
- Öztürk, E., 2015, Hidromekanik Derin Çekmede Yükleme Profillerinin Bulanık Mantık Kontrol Algoritması İle Belirlenmesi, Yüksek Lisans Tezi, *Selçuk Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü*, Konya.
- Öztürk, E., Türköz, M., Halkacı, H. S., Koç, M., 2017, Determination of optimal loading profiles in hydromechanical deep drawing process using integrated adaptive finite element analysis and fuzzy control approach, *Int J Adv Manuf Technol.*, 88, 2443-2459.
- Pineau, A., Benzerga, A.A. and Pardoën, T., 2016, Failure of metals I: Brittle and ductile fracture, *Acta Materialia*, 107, 424-483.
- Prando, D., Brenna, A., Diamanti, M.V., et al., 2017 Corrosion of Titanium: Part 1: Aggressive Environments and Main Forms of Degradation, *Journal of Applied Biomaterials & Functional Materials*, 15(4), 291-302.
- Prasad, K., Krishnaswamy, H., Arunachalam, N., 2020, Investigations on ductility improvement and reloading yielding during stress relaxation of dual phase Ti-6Al-4V titanium alloy, *J Alloy Compd*, 828, 154450.
- Qian, L., Wang, X., Sun, C., and Dai, A., 2019, Correlation of Macroscopic Fracture Behavior with Microscopic Fracture Mechanism for AHSS Sheet, *Materials*, 12, 900.
- Rahimijonoush, A. ve Bayat, M., 2020, Experimental and numerical studies on the ballistic impact response of titanium sandwich panels with different facesheets thickness ratios, *Thin-Walled Structures*, 157, 107079.
- Rastellini, F., Socorro, G., Forgas, A., and Oñate, E., 2016, A Triaxial Failure Diagram to predict the forming limit of 3D sheet metal parts subjected to multiaxial stresses, *Journal of Physics: Conference Series*, 734, 032020.
- Raut, N., Shinde, S., Yakkundi, V., 2021, Determination of Johnson Cook parameters for Ti-6Al-4V Grade 5 experimentally by using three different methods, *Materials Today: Proceedings*, 44, 1653-1658.

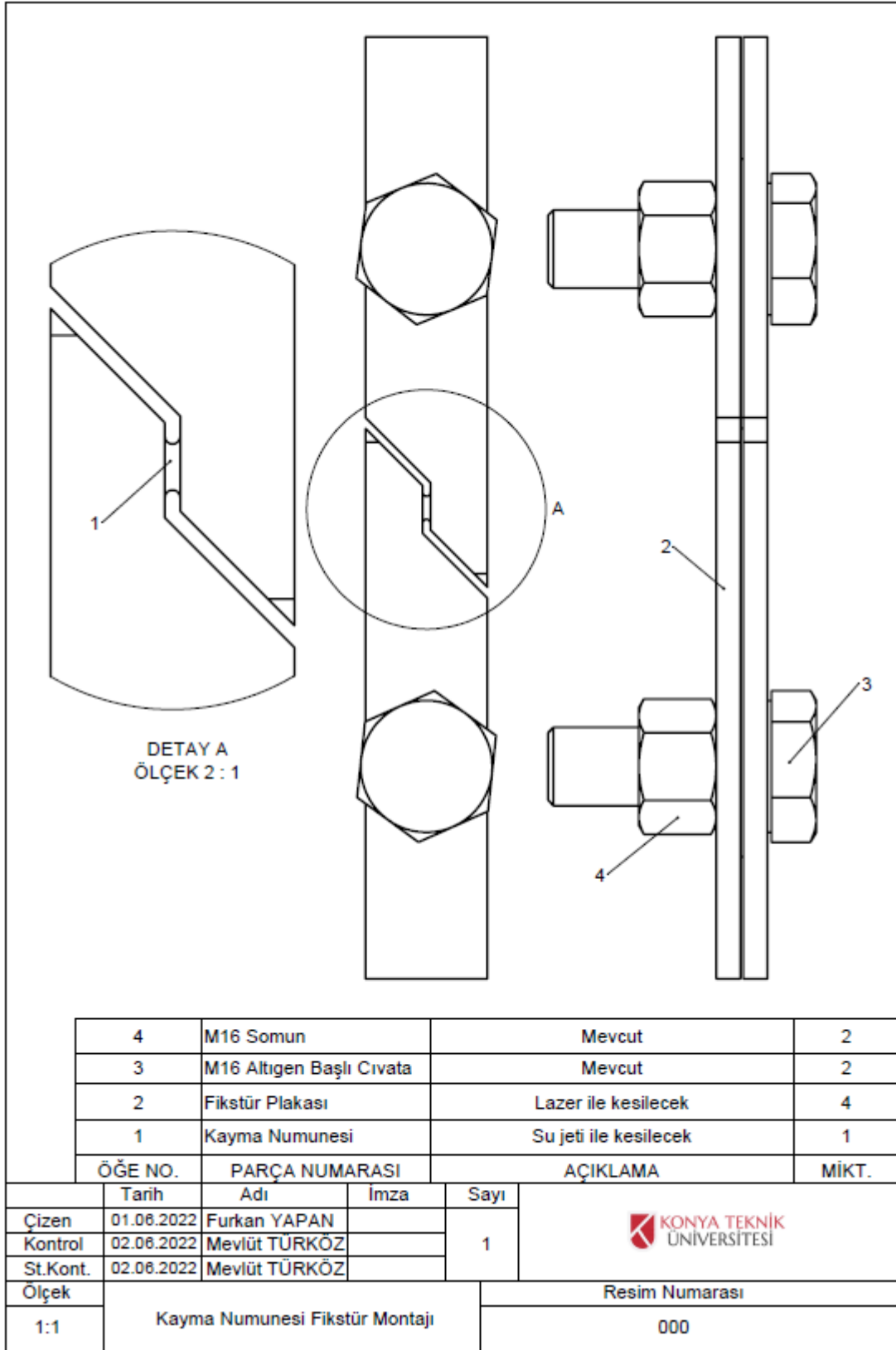
- Schulze, V., and Zanger, F., 2011, Numerical Analysis of the Influence of Johnson-Cook-Material Parameters on the Surface Integrity of Ti-6Al-4V, *Procedia Engineering*, 19, 306-311.
- Singh, G. and Ramamurty, U., 2020, Boron modified titanium alloys, *Progress in Materials Science*, 111, 100653.
- Singh, S.K., Kumar, D.R., 2008, Effect of process parameters on product surface finish and thickness variation in hydro-mechanical deep drawing, *J Mater Process Technol*, 204(1-3), 169-178.
- Stander, N., Basudhar, A., Roux, W., Liebold, K., Eggleston, T., Goel, T. and Craig, K., 2020, LS-OPT User' Manual a Design Optimization and Probabilistic Analysis Tool for the Engineering Analyst Version 7.0, *Livermore Software Technology*, California.
- Subaşı, M., ve Karataş, Ç., 2012, Titanyum ve Titanyum Alaşımlarından Yapılan İmplantlar Üzerine İnceleme, *Politeknik Dergisi*, 15, 87-103.
- Sun, P., Fang Z., Koopman, M., Paramore, J., Chandran, R., Renb Y., Lu j., 2015, An experimental study of the (Ti-6Al-4V)-xH phase diagram using in situ synchrotron XRD and TGA/DSC techniques, *Acta Materialia*, 84, 29-41.
- Summers, D. A., 1995, Waterjetting Technology, 1st edition, *E & FN Spon*, London.
- Şahin, S., 2002, Tüp Hidrolik Şekillendirmede Malzeme Özelliklerinin Şekillendirmeye Etkisi, Yüksek Lisans Tezi, *İstanbul Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü*, İstanbul.
- Şükür E.F., 2014, Al5754 Sac Malzemenin Ilık Sıcaklıklardaki Akma Eğrilerinin Şişirme Deneyiyle Belirlenmesi, Yüksek Lisans Tezi, *Selçuk Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü*, Konya.
- Taktak, Ş., 2002, Plazmada nitrülenmiş Ti-6Al-4V alaşımının difüzyon kinetiği ve aşınma davranışının incelenmesi, Doktora Tezi, *Sakarya Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü*, Sakarya.
- Tekkaya, A.E., Bouchard, P.O., Bruschi, S. and Tasan, C.C., 2020, Damage in metal forming, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 69, 600-623.
- Tekkaya, A.E., Clausmeyer, T., Schowtjak, A., Kirchlechner, C., Lohmar, J., and Menzel, A., 2020, Industrial impact of damage in metal forming, *23rd International Conference on Material Forming*, 47.
- Türköz, M., 2015, Ilık Hidromekanik Derin Çekmede Proses Optimizasyonu – Baskı Plakası Kuvveti, Basınç ve Sıcaklık Üzerine Deneysel ve Sayısal Çalışmalar, Doktora Tezi, *Selçuk Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü*, Konya.



- Valoppi, B., Bruschi, S., Ghiotti, A. and Shivpuri, R., 2017, Johnson-Cook based criterion incorporating stress triaxiality and deviatoric effect for predicting elevated temperature ductility of titanium alloy sheets, *International Journal of Mechanical Sciences*, 123, 94-105.
- Valoppi, B., Bruschi, S. and Ghiotti A., 2016, Modelling of Fracture Onset in Ti6Al4V Sheets Deformed at Elevated Temperature, *Procedia Manufacturing*, 5, 248-258.
- Verleysen, P. and Peirs, J., 2017, Quasi-static and high strain rate fracture behaviour of Ti6Al4V, *International Journal of Impact Engineering*, 108, 370-388.
- Wang, Z., Liu, G., Yuan, S., Teng, B., He, Z., 2005, Progress in Shell hydroforming, *J Mater Process Technol*, 167(2-3), 230-236.
- Wang, Z. R. and Yuan, S.J., 2006, New forming technologies used in manufacturing large vessels, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 46, 1180-1187.
- Weck, A. and Wilkinson, D., 2008, Experimental investigation of void coalescence in metallic sheets containing laser drilled holes, *Acta Materialia*, 56, 1774-1784.
- Yin, Q., Zillmann, B., Suttner, S., Gerstein, G., Biasutti, M., Tekkaya, A. E., Wagner, M.F.X., Merklein, M., Schaper, M., Halle, T., Brosius, A., 2014, An experimental and numerical investigation of different shear test configurations for sheet metal characterization, *International Journal of Solids and Structures*, 51, 1066-1074.
- Yuan, S. J., Teng, B. G., Dong, X. Y. and Wang, R. W., 2004, Progress in large vessel forming: introduction of some innovations of Prof. Z.R. Wang, *Journal of Materials Processing Technology*, 151, 12-17.
- Yücel, M. B., 2018, Üretiminden ticari kullanımına titanyum, *Doğal Kaynaklar ve Ekonomi Bülteni*, 26, 63-78.
- Zejian, X., Xiaodong, H., Hongzhi, H., PJ, T., Yu L., and Fenglei H., 2019, Plastic behavior and failure mechanism of Ti-6Al-4V under quasi-static and dynamic shear loading, *International Journal of Impact Engineering*, 130, 281-291.
- Zhang, S. and Danckert, J., 1998, Development of hydro-mechanical deep drawing, *J Mater Process Technol*, 83(1-3), 14-25.
- Zhang, S. H., 1999, Developments in hydroforming, *J Mater Process Technol*, 91, 236-244.
- Zhang, S. H., Wang, Z. R., Xu, Y., Wang, Z. T. and Zhou, L. X., 2004, Recent developments in sheet hydroforming technology, *Journal of Materials Processing Technology*, 151, 237-241.
- Zhang, Y., Outeiro, J.C. and Mabrouki, T., 2015, On the selection of Johnson-Cook constitutive model parameters for Ti-6Al-4V using three types of numerical models of orthogonal cutting, *Procedia CIRP*, 31, 112-117.

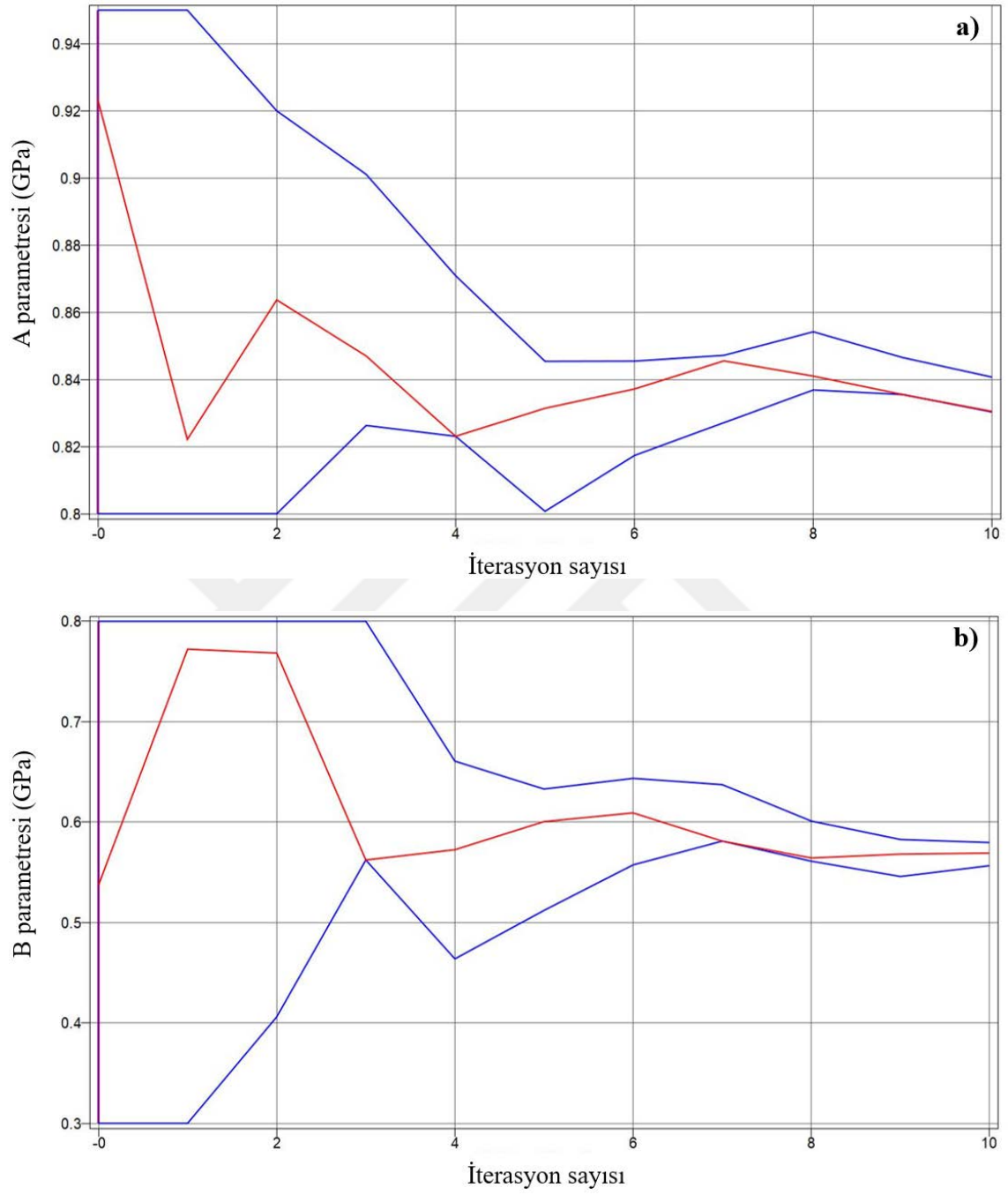
Zhang, W., Ding, H., Cai, M., Yang, W., Li, J., 2018, Ultra-grain refinement and enhanced low-temperature superplasticity in a friction stir-processed Ti-6Al-4V alloy, *Materials Science & Engineering A*, 18, 30345-9.

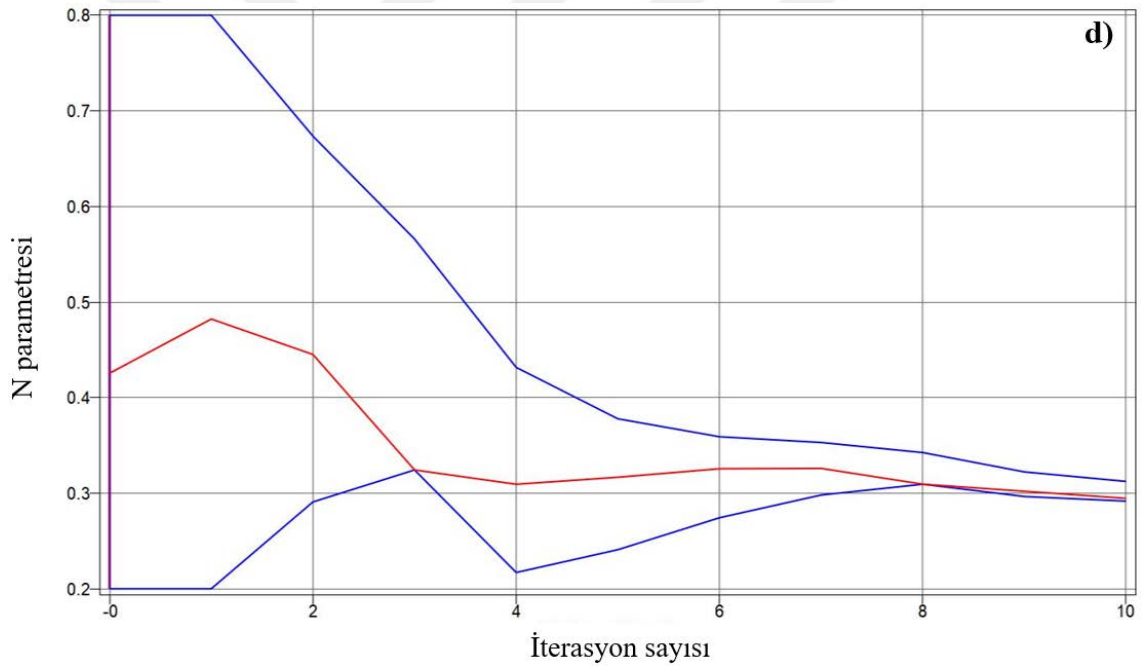
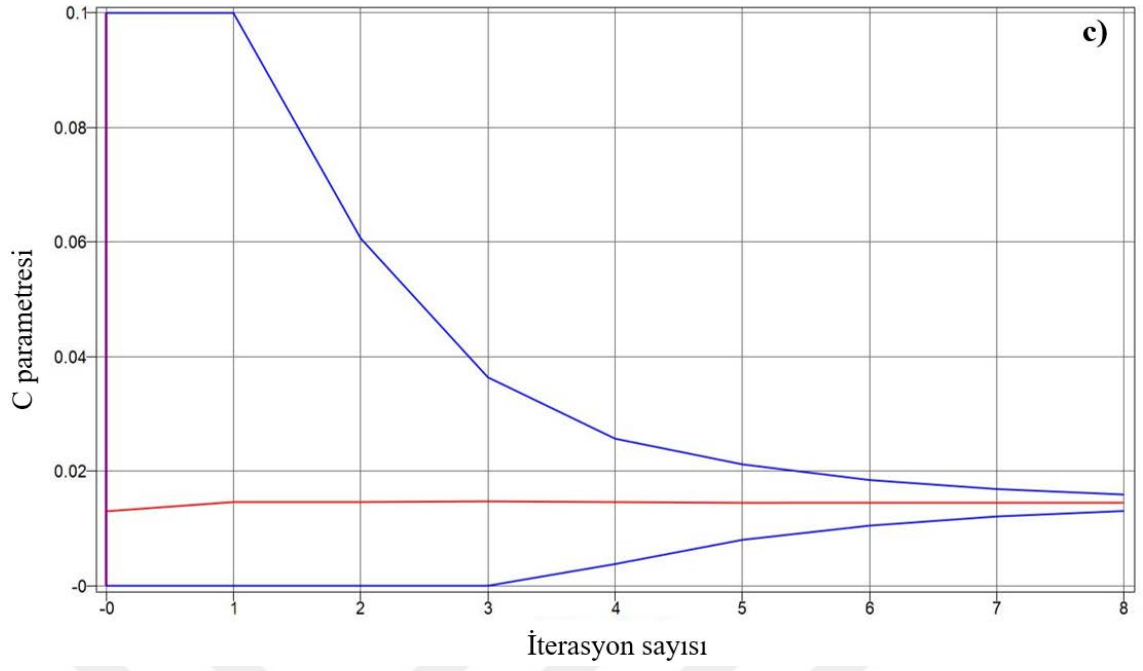


**EKLER****EK-1** Kayma numunesi için tasarlanan fikstürün montajı

Şekil Ek1.1. Kayma numunesi fikstür montaj resmi

**EK-2** JC malzeme modelinin pekleşme parametrelerinin optimum değerlerinin optimizasyon ile yakınsama eğrileri





**Şekil Ek2.1.** JC pekleşme parametrelerinin optimum değerlerinin optimizasyon ile yakınsama eğrileri **a)** akma mukavemeti **b)** mukavemet katsayısı **c)** hız parametresi **d)** pekleşme üsteli