



T.C.
KONYA TEKNİK ÜNİVERSİTESİ
LİSANSÜSTÜ EĞİTİM ENSTİTÜSÜ

SALINIMLI ŞEKİLLENDİRMEDE MALZEME
DAVRANIŞININ DENEYSEL VE SAYISAL
OLARAK İNCELENMESİ

Habip Gökay KORKMAZ

DOKTORA TEZİ

Makine Mühendisliği Anabilim Dalı

Haziran-2024
KONYA
Her Hakkı Saklıdır

TEZ KABUL VE ONAYI

Habip Gökay Korkmaz tarafından hazırlanan “Salınımlı Şekillendirmede Malzeme Davranışının Deneysel Ve Sayısal Olarak İncelenmesi” adlı tez çalışması 28/06/2024 tarihinde aşağıdaki jüri tarafından oy birliği ile Konya Teknik Üniversitesi Lisansüstü Eğitim Enstitüsü Makine Mühendisliği Anabilim Dalı’nda DOKTORA TEZİ olarak kabul edilmiştir.

Jüri Üyeleri

İmza

Başkan

Prof. Dr. Hüseyin Selçuk HALKACI
(Konya Teknik Üniversitesi)

.....

Danışman

Doç. Dr. Mevlüt TÜRKÖZ
(Konya Teknik Üniversitesi)

.....

Üye

Prof. Dr. Haydar LİVATYALI
(Yıldız Teknik Üniversitesi)

.....

Üye

Prof. Dr. Mehmet FIRAT
(Sakarya Üniversitesi)

.....

Üye

Prof. Dr. Ömer Sinan ŞAHİN
(Konya Teknik Üniversitesi)

.....

Yukarıdaki sonucu onaylarım.

Prof. Dr. Mevlüt UYAN
Enstitü Müdürü

Bu tez çalışması TÜBİTAK tarafından **219M489** nolu proje ile Konya Teknik Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projeleri Koordinatörlüğü tarafından **211110046** 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.

Habip Gökay KORKMAZ

Tarih: 28.06.2024

ÖZET

DOKTORA TEZİ

SALINIMLI ŞEKİLLENDİRMEDE MALZEME DAVRANIŞININ DENEYSEL VE SAYISAL OLARAK İNCELENMESİ

Habip Gökay KORKMAZ

**Konya Teknik Üniversitesi
Lisansüstü Eğitim Enstitüsü
Makine Mühendisliği Anabilim Dalı**

**Danışman: Doç. Dr. Mevlüt TÜRKÖZ
II. Danışman: Prof. Dr. Serkan TOROS**

2024, 179 Sayfa

Jüri

**Doç. Dr. Mevlüt TÜRKÖZ
Prof. Dr. Hüseyin Selçuk HALKACI
Prof. Dr. Haydar LİVATYALI
Prof. Dr. Mehmet FIRAT
Prof. Dr. Ömer Sinan ŞAHİN**

Bu doktora tezinde sınırlı şekillenme kabiliyetine sahip olan Ti-6Al-4V titanyum alaşımının oda sıcaklığında şekillendirilebilirliğini artırmak için salınlımlı şekillendirme prosesi üzerine deneysel ve sayısal araştırmalar yapılmıştır. Salınlımlı şekillendirme işlemleri, sistem alt yapısında değişiklik yapmaya ihtiyaç duyulmadan, malzemelerin gerilme seviyesinin azaltılıp tekrar artırılmasını sağlayacak şekilde yükleme yapılmasıyla uygulanmaktadır. Bu yönüyle uygulaması düşük maliyetli bir çözüm olan salınlımlı şekillendirme işlemleriyle farklı malzemelerin şekillendirilme kabiliyetindeki artışın incelendiği çalışmalar literatürde bulunmaktadır. Bu çalışmada literatürden farklı olarak havacılık ve uzay sanayinde yaygın olarak kullanılan Ti-6Al-4V titanyum alaşımının farklı salınlımlı yükleme şartlarında plastik deformasyon davranışı çekme deneyleri ile incelenmiştir. Salınlımlı çekme deneyleri yük boşaltma ve gerilme gevşemesi olmak üzere iki farklı yöntem ve 0,5 mm ve 2,65 mm olmak üzere iki farklı kalınlıktaki malzeme için gerçekleştirilmiştir. Sonuçta malzemenin yüzde uzamasında %50'ye varan oranda artışın mümkün olduğu bulunmuştur.

Salınlımlı şekillendirme yönteminin malzemenin şekillendirilebilirlik kabiliyetini artırmasının arkasında yatan mikroyapısal sebeplerin belirlenmesi için XRD analizleri ile dislokasyon yoğunlukları hesaplanmış ve SEM analizleri ile de malzemelerin kırılma yüzeyleri incelenmiştir. Salınlımlı şekillendirme proseslerinin genelleştirilebilirliği için öncelikle Yoshida Uemori pekleşme modeli ile Sonlu Elemanlar Analizleri (SEA) gerçekleştirilmiştir. Ancak bu modelin gerilme gevşemesini ve buna bağlı olarak şekillendirilebilirlik artışını tahmin etme yeteneği olmadığı için tezin bir diğer özgün yönünü oluşturan, malzemenin salınlımlı şekillendirme davranışını ve şekillendirilebilirlik artışını tahmin edebilen yeni bir SEA modeli geliştirilmiştir. Bu kapsamda dislokasyon tabanlı Bergström pekleşme modelinde ve hasar noktasını tahmin eden Gurson Tvergaard Needleman hasar kriterinde modifikasyonlar yapılmıştır. Önerilen model kullanılarak yapılan SEA sonuçları salınlımlı hidro-şekillendirme deneylerinin sonuçları ile kıyaslanarak simülasyonların tahmin başarısı yaklaşık %92 olarak belirlenmiştir.

Salınlımlı şekillenme sırasında Ti-6Al-4V malzemenin içyapısında meydana gelen değişiklikler iki boyutlu gerçek mikroyapı ve üç boyutlu sentetik mikroyapı sonlu elemanlar analizleri yapılarak da tespit edilmiştir. Buna göre mikroyapıda meydana gelen deformasyonla birlikte her bir faz ve taneler için ortaya çıkan deformasyon oranları, gerilme dağılımları ve dislokasyon yoğunluğu dağılımları tespit edilebilmiştir.

Anahtar Kelimeler: Salınımlı Şekillendirme, Gerilme gevşemesi, Yük boşaltma, Ti-6Al-4V, Bergström, Gurson-Tvergaard-Needleman, Mikroyapı analizi



ABSTRACT

PhD THESIS

EXPERIMENTAL AND NUMERICAL INVESTIGATION OF MATERIAL BEHAVIOUR IN PULSATING FORMING

Habip Gökay KORKMAZ

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

**Advisor: Assoc. Prof. Dr. Mevlüt TÜRKÖZ
Co-Advisor: Prof. Dr. Serkan TOROS**

2024, 179 Pages

Jury

**Assoc. Prof. Dr. Mevlüt TÜRKÖZ
Prof. Dr. Hüseyin Selçuk HALKACI
Prof. Dr. Haydar LİVATYALI
Prof. Dr. Mehmet FIRAT
Prof. Dr. Ömer Sinan ŞAHİN**

In this dissertation, experimental and numerical investigations were performed on the pulsating forming process to increase the formability of Ti-6Al-4V titanium alloy, which has limited formability at room temperature. Pulsating forming processes are applied by loading the materials so that the stress level of the materials is reduced and increased again without the need to change the system infrastructure. In this respect, studies in the literature investigate the increase in the forming ability of different materials with pulsating forming processes, which is a low-cost solution. In this study, unlike the literature, the plastic deformation behavior of Ti-6Al-4V titanium alloy, which is widely used in the aerospace industry, under different pulsating loading conditions was investigated by tensile tests. Pulsating tensile tests were carried out for two different methods, loading-unloading and stress relaxation, and for two different thicknesses of 0.5 mm and 2.65 mm. As a result, it was found that an increase of up to 50% in the maximum elongation of the material was possible.

To determine the microstructural reasons behind the pulsating forming process increasing the material's formability, the dislocation densities were calculated by XRD analysis, and the fracture surfaces of the materials were examined by SEM analysis. To generalize the pulsating forming processes, Finite Element Analysis (FEA) was first performed with the Yoshida Uemori material model. However, since this model cannot predict stress relaxation and consequently formability increase, an FEA model that can predict the pulsating forming behavior and formability increase of the material, which constitutes another unique aspect of the thesis, has been developed. In this context, modifications were made to the dislocation-based Bergström material model and the Gurson Tvergaard Needleman damage criterion that predicts the damage point. The FEA results using the proposed model were compared with the results of pulsating hydroforming experiments and the prediction success of the simulations was determined to be approximately 92%.

The changes in the microstructure of Ti-6Al-4V material during pulsating forming were also determined by finite element analysis of two-dimensional real microstructure and three-dimensional synthetic microstructure. Accordingly, the deformation ratios, stress distributions and dislocation density

distributions for each phase and grain along with the deformation occurring in the microstructure could be determined.

Keywords: Pulsating forming, Stress relaxation, Loading-unloading, Ti-6Al-4V, Bergström, Gurson-Tvergaard-Needleman, Microstructural analysis



ÖNSÖZ

Bu doktora tezi, sistem alt yapısında herhangi bir değişiklik yapmadan sadece yükleme profilinin salınımlı olarak uygulanmasıyla oda sıcaklığında malzemelerin şekillenebilirliğini artıran salınımlı şekillendirme yönteminin deneysel, sayısal ve mikroyapı üzerinde araştırılmasını kapsamaktadır. Yapılan sonlu elemanlar analizleri neticesinde mevcut modeller modifiye edilerek literatüre yeni bir yaklaşım önerilmiştir.

Bu tezin fikir aşamasından ortaya çıkmasına kadar her aşamada büyük emekleri olan, yönlendirmelerde bulunan ve yardımlarını eksik etmeyen Danışmanlarım Doç. Dr. Mevlüt TÜRKÖZ'e ve Prof. Dr. Serkan TOROS'a sonsuz teşekkürlerimi sunarım.

Yürütücülüğünü Danışman'ım Doç. Dr. Mevlüt TÜRKÖZ'ün yaptığı 219M489 numaralı "Salınımlı Sac Hidro Şekillendirme Prosesiyle Ti-6Al-4V Alaşımının Şekillendirilebilirliğinin İyileştirilmesi ve Mikroyapıyla İlişkilendirilmesi" başlıklı 1001 projesi kapsamında sağlanan destek için TÜBİTAK Kurumuna, önemli katkıları ile projede yer alan bütün araştırmacı ve bursiyerlere ayrı ayrı teşekkür ederim. Yine yürütücülüğünü Danışman'ım Doç. Dr. Mevlüt TÜRKÖZ'ün yaptığı 211110046 numaralı "Salınımlı Şekillendirmede Malzeme Davranışının Deneysel ve Sayısal Olarak İncelenmesi" isimli BAP projesi kapsamında sağlanan destekleyen için Konya Teknik Üniversitesi BAP Koordinatörlüğüne teşekkür ederim.

Tez izleme komitemde bulunarak değerli yönlendirmelerde bulunan Prof. Dr. Haydar LİVATYALI'ya ve Prof. Dr. H. Selçuk HALKACI'ya teşekkürlerimi sunarım.

Doktora tezi kapsamında yapılan çalışmalara çok değerli katkıları bulunan Yıldız Teknik Üniversitesi Makine Mühendisliği Bölümü'nde görev yapan Arş. Gör. Yusuf Furkan YAPAN'a ve Niğde Ömer Halisdemir Üniversitesi Makine Mühendisliği bölümünde görev yapan Dr. Öğr. Üyesi Tolga ALTAN'a teşekkür ederim.

Hayatlarının her anında bizleri önceleyerek maddi manevi olarak destekleyen Anneme ve Babama minnettarlığımı ve destekleriyle beni hiç yalnız bırakmayan değerli Eşime ve Kardeşlerime teşekkürlerimi sunarım. Her gülüşüyle içimi ısıtan biricik Oğluma da ayrıca teşekkür ederim. Akademisyen olma yolunda bana örnek olan, eğitim hayatımda beni maddi ve manevi olarak destekleyen ve 25.06.2022 tarihinde ilim yolundayken meydana gelen elim bir kaza sonucu aramızdan ayrılan Amcam Prof. Dr. Sıddık KORKMAZ'ı da rahmetle yâd ederek sonsuz teşekkürlerimi sunarım.

Habip Gökay KORKMAZ
KONYA-2024

İÇİNDEKİLER

ÖZET	iv
ABSTRACT	vi
ÖNSÖZ.....	viii
İÇİNDEKİLER.....	ix
SİMGELER VE KISALTMALAR.....	xi
1. GİRİŞ.....	1
2. KAYNAK ARAŞTIRMASI.....	4
2.1. Titanyum Alaşımları	4
2.2. Titanyum Malzemelerin Şekillendirilmesi.....	6
2.3. Salınlı Şekillendirme.....	13
2.3.1. Salınlı hidro-şekillendirme konusunda yapılan çalışmalar.....	13
2.3.2. Salınlı çekme konusunda yapılan çalışmalar.....	20
2.3.3. Salınlı şekillendirme konusunda yapılan diğer çalışmalar	26
2.4. Salınlı Şekillendirmenin Modellenmesi.....	28
2.5. Mikroyapı Modelleme.....	29
3. MATERYAL VE YÖNTEM	33
3.1. Çekme Deneyleri.....	33
3.2. Döngüsel Çekme-Basma Deneyleri	36
3.3. Salınlı Çekme Deneyleri	38
3.4. Hidro-Şekillendirme Deneyleri	39
3.5. Malzeme Karakterizasyonu.....	41
3.6. Sonlu Elemanlar Modelleme Çalışmaları	45
3.6.1. Yoshida Uemori pekleşme modeli ve parametrelerinin belirlenmesi	46
3.6.2. Bergström pekleşme modeli ve parametrelerinin belirlenmesi	53
3.6.3. Gurson hasar kriteri modeli ve parametrelerinin belirlenmesi	56

3.6.4.	Bergström modelinin modifiye edilerek Comsol'a tanımlanması....	59
3.6.5.	Çekme deneyi analizlerinin kurulması	66
3.6.6.	Hidrolik şişirme analizlerinin kurulması	68
3.6.7.	Silindirik kap test analizlerinin kurulması	72
3.7.	Mikroyapı Modelleme Çalışmaları	76
3.7.1.	İki boyutlu mikroyapı modelinin elde edilmesi.....	77
3.7.2.	Üç boyutlu sentetik mikroyapı elde edilmesi	84
3.7.3.	Mikroyapı analizlerinin kurulması	89
4.	ARAŞTIRMA SONUÇLARI VE TARTIŞMA	92
4.1.	Çekme Deneyi Sonuçları.....	92
4.2.	Döngüsel Çekme-Basma Deneyleri	93
4.3.	Salınlı Çekme Deneyi Sonuçları	95
4.4.	Hidro-Şekillendirme Deney Sonuçları	103
4.5.	Malzeme Karakterizasyonu Sonuçları	104
4.6.	Sonlu Elemanlar Analiz Sonuçları	108
4.6.1.	Yoshida Uemori pekleşme modeli kullanılarak yapılan analizler ..	108
4.6.2.	Bergström ve Gurson modelleri kullanılarak yapılan analizler	119
4.7.	Mikroyapı Analiz Sonuçları	127
5.	SONUÇLAR VE ÖNERİLER.....	138
5.1.	Sonuçlar.....	138
5.2.	Öneriler	141
	KAYNAKLAR.....	142
	EKLER.....	151

SİMGELER VE KISALTMALAR

Simgeler

A_0	: İlk Andaki Kesit Alanı
A_i	: Anlık Kesit Alanı
α	: Pekleşme parametresi
b	: Burgers Vektörü
D_0	: Difüzyon Katsayısı
ε_g	: Gerçek Birim Şekil Değişimi
ε_m	: Mühendislik Birim Şekil Değişimi
F	: Kuvvet
f^*	: Malzeme İçerisindeki Kusurların Miktarını Gösteren Parametre
f_C	: Kritik Boşluk Seviyesi
f_G	: Mevcut Boşlukların Büyümesi
f_N	: Deformasyonun Artmasıyla Oluşan Boşluk Çekirdeklenmesi
G	: Kayma Modülü
l	: Deney Anında Ölçülen Çizgisi Uzunluğu
l_0	: İlk Ölçüm Çizgisi Uzunluğu
m	: Taylor Sabiti
Ω	: Dislokasyonların Geri Kazanımı
R	: Gaz Sabiti
ρ_0	: Başlangıçtaki Dislokasyon Yoğunluğu
q_1	: GTN Hasar Kriteri Parametresi
q_2	: GTN Hasar Kriteri Parametresi
Q_m	: Aktivasyon Enerjisi
s_0	: Ortalama Mesafe
σ_H	: Ortalama Hidrostatik Gerilme
σ_g	: Gerçek Gerilmesi
σ_m	: Mühendislik Gerilmesi
σ_{i0}	: Sürtünme Gerilmesi
T	: Sıcaklık
t	: Deformasyon Sonrasında Ölçülen Kalınlık
t_0	: İlk kalınlık
w	: Deformasyon Sonrasında Ölçülen Genişlik
w_0	: İlk genişlik

Kısaltmalar

BŞD	: Birim Şekil Değişimi
DHŞ	: Dişi Hidro-Şekillendirme
EBSD	: Elektron Geri Saçılım Kırınımı
GTN	: Gurson-Tvergaard-Needleman hasar kriteri
HSP	: Hegzagonal Sıkı Paket
HŞ	: Hidro-Şekillendirme
HŞD	: Hidrolik Şişirme Deneyi
HMK	: Hacim Merkezli Kübik
LMS	: Lazer Mesafe Sensörü
SEM	: Taramalı Elektron Mikroskobu
SEA	: Sonlu Elemanlar Analizleri
XRD	: X-Işını Kırınımı



1. GİRİŞ

Günümüzde, yenilenebilir enerji kaynaklarının geliştirilmesi ve kullanımıyla ilgili çalışmalar hızla devam etmektedir. Ancak enerji ihtiyacının önemli bir kısmı halen fosil yakıtlardan elde edilmektedir (Rusman ve Dahari, 2016). Bu nedenle hem çevrenin korunması hem de karbon emisyon değerlerinin azaltılması için enerjinin verimli kullanımı büyük önem taşımaktadır (Lafforgue ve ark., 2008). Özellikle havacılık & uzay sanayi ve otomotiv endüstrilerindeki araçlarda yakıt tüketiminin düşürülmesi, dolayısıyla düşük emisyon değerlerine ulaşılması için ağırlığın azaltılması hedeflenmektedir (Timmis ve ark., 2015). Bu noktada dolu malzemeden çeşitli imalat yöntemleri kullanarak parça çıkarılması yerine birçok alanda sıkça kullanılan sac metal şekillendirme yöntemi ile daha kısa sürelerde ve istenen kalitede parçalar rahatlıkla üretilebilmektedir (Altan ve Tekkaya, 2012). Araçlarda ağırlığın azaltılabilmesi için mukavemeti yeterli olsa da yüksek yoğunluğu nedeniyle mukavemet/ağırlık oranı düşük olan geleneksel çelik malzemelerin yerine yeni geliştirilen yüksek mukavemetli çelikler ve aynı zamanda mukavemet/ağırlık oranı oldukça yüksek olan hafif alaşımların (örneğin, titanyum, alüminyum ve magnezyum alaşımları) kullanımı giderek artmaktadır (Haber, 2015). Bu malzemeler, güçlü ve hafif yapıları sayesinde araçlarda kullanıldığında, daha az yakıt tüketimine ve dolayısıyla daha düşük emisyon salınımına katkıda bulunmaktadır. Bu da çevre dostu ve enerji verimli bir sürdürülebilirlik anlayışına ulaşmak için önemli bir adımdır.

Titanyum alaşımları yüksek mukavemet/ağırlık oranına sahip olmasının yanında yüksek korozyon direnci, sıcaklığa karşı dayanımı ve düşük termal genleşme katsayısı gibi birçok olağan üstü özelliği sebebiyle özellikle havacılık & uzay sanayinde sıklıkla tercih edilen bir malzeme türüdür (Ribeiro ve ark., 2003; Rahman ve ark., 2006; Veiga ve ark., 2012). Ancak bu malzemeler özellikle oda sıcaklığında çok düşük şekillendirme kabiliyeti sergilemektedir (Adamus, 2014). Araştırmacılar yıllardır malzemeden bağımsız olarak çeşitli prosesler geliştirerek malzemelerin şekillendirilebilirliğini artırmaya yönelik çalışmalar yapmışlardır. Titanyum malzemeler için uygulamada en sık kullanılan yöntemler; malzemelerin sıcak şekillendirilmesi ve süperplastik şekillendirme yöntemleridir (Beal ve ark., 2006; Gheysarian ve Abbasi, 2017). Oda sıcaklığında sınırlı şekillenebilirlik sergileyen malzemeler bu yöntemler sayesinde çok daha yüksek oranlarda şekillenebilmektedir. Ancak sıcak şekillendirme yöntemleri maliyetli sistem alt yapıları, uygulama zorluğu, parçaların boyutsal ve şekilsel toleranslarının büyüklüğü,

yüzey kalitesinin düşüklüğü ve özellikle titanyumun yüksek sıcaklıkta rektifliğinin yüksek olması gibi olumsuzlukları beraberinde getirmektedir. Malzemelerin şekillendirilebilme kabiliyetini oda sıcaklığında artıran hidro-şekillendirme gibi yöntemler bazı açılardan daha uygun olsa da titanyum gibi sınırlı şekillendirilebilirliğe sahip olan malzemeler için yeterli olamamaktadır. Bu noktada gerilme seviyesini azaltıp artırarak meydana getirdiği gerilme gevşemesi ile malzemelerin şekillenme kabiliyetini artıran salınlı şekillendirme prosesleri uygun bir çözüm olarak dikkat çekmektedir. Salınlı şekillendirmede, sistem alt yapısına herhangi bir müdahalede bulunulmadan sadece yükleme koşulları salınlı olarak uygulanmaktadır (Mori ve ark., 2004). Literatürde farklı malzemelerin salınlı şekillendirme davranışının araştırıldığı çalışmalar bulunmaktadır (Zhang ve ark., 2009; Prasad ve ark., 2018; Talebi Anaraki ve ark., 2018; Varma ve ark., 2018; Jiang ve ark., 2020). Ancak bu çalışmalarda Ti-6Al-4V titanyum alaşımının farklı salınlı yükleme şartlarında plastik deformasyon davranışı çekme deneyleri ile araştırılmamıştır. Bu nedenle tez kapsamında Ti-6Al-4V titanyum alaşımının salınlı çekme deneyleri ile plastik deformasyon davranışının araştırılması ve devamında, malzemenin salınlı şekillendirme davranışını ve şekillendirilebilirlik artışını tahmin edebilen bir SEA modeli geliştirilmesi bu doktora tezinin özgün yönünü oluşturmuştur. Ayrıca tezde yüklemenin salınlı olarak uygulanmasıyla şekillendirilebilirlikte elde edilen iyileşmenin neden olduğu mikroyapısal sebepler araştırılmıştır.

Bu kapsamda tezin ikinci bölümünde titanyum malzeme hakkında genel bilgiler sunulmuş ve salınlı şekillendirme yöntemi ile ilgili literatürde yapılan çalışmalar özetlenmiştir.

Tezin üçüncü bölümünde salınlı çekme ve salınlı hidro-şekillendirme deneylerinin uygulanışı hakkında bilgiler verilmiş, malzeme karakterizasyonunda kullanılan yöntemlerden bahsedilmiştir. Sonlu elemanlar analizlerinde yapılan modelleme çalışmaları, bu tezde önerilen pekleşme modeli ve analizlerin kurulması hakkında bilgiler sunularak açıklanmıştır. Ayrıca malzemelerin mikroyapı görüntüleri kullanılarak iki boyutlu gerçek mikroyapı analizleri ve iki boyutlu mikroyapının istatistiksel verileri kullanılarak üretilen sentetik üç boyutlu mikroyapı analizlerinin modellenmesi anlatılmıştır.

Dördüncü bölümde deneylerden ve analizlerden elde edilen sonuçlar paylaşarak bu bilgilere ait yorumlamalar sunulmuştur. Yapılan sonlu elemanlar analizleri deneysel

alışmalarla doğrulanmış ve mikroyapı analizleri ile malzemenin içyapısındaki değişimler yorumlanmıştır.

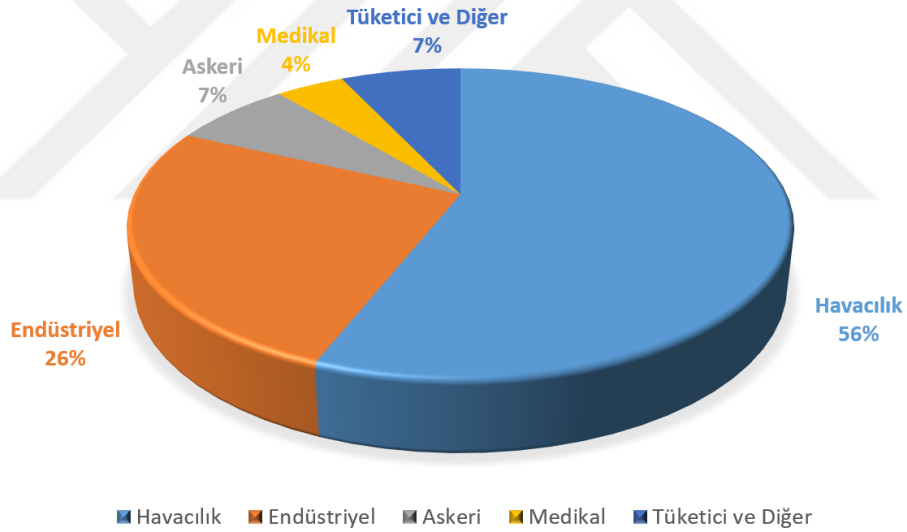
Son olarak beşinci bölümde tez kapsamında elde edilen sonuçlar özetlenerek, gelecek çalışmalara ışık tutması için önerilerde bulunulmuştur.



2. KAYNAK ARAŞTIRMASI

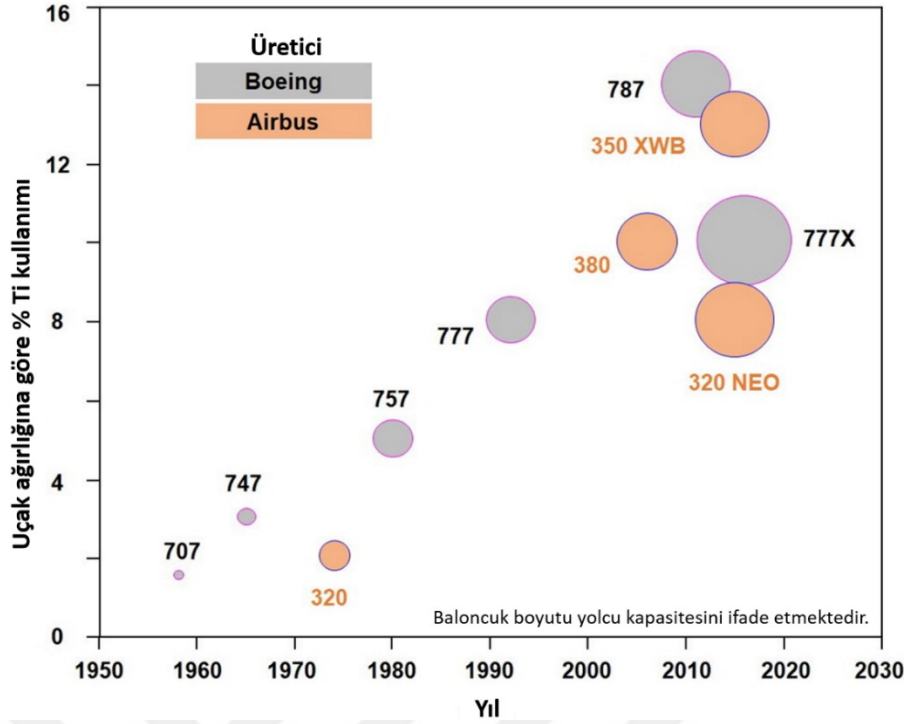
2.1. Titanyum Alaşımları

Titanyum alaşımı malzemeler yüksek mukavemet/ağırlık oranı, korozyon direnci, ısı direnci, esnekliği, tokluğu ve biyo-uyumluluğu sebebiyle havacılık & uzay sanayinde, otomotiv sektöründe, medikal uygulamalarda oldukça sık kullanılan ve kullanım alanı giderek artan malzemelerdir (Ribeiro ve ark., 2003; Rahman ve ark., 2006; Veiga ve ark., 2012). Şekil 2.1’de titanyum alaşımlarının kullanıldığı uygulama alanları yüzdesel olarak gösterilmektedir. Titanyum alaşımları %56 oranla en fazla havacılık sektöründe kullanılmaktadır. İkinci olarak %26 oranla endüstriyel uygulamalarda ve sırasıyla %7 ve %4 oranlarında askeri ve medikal uygulamalarda, %7 oranında ise başka uygulamalar için diğer sektörlerde kullanılmaktadır (Fang ve ark., 2020).



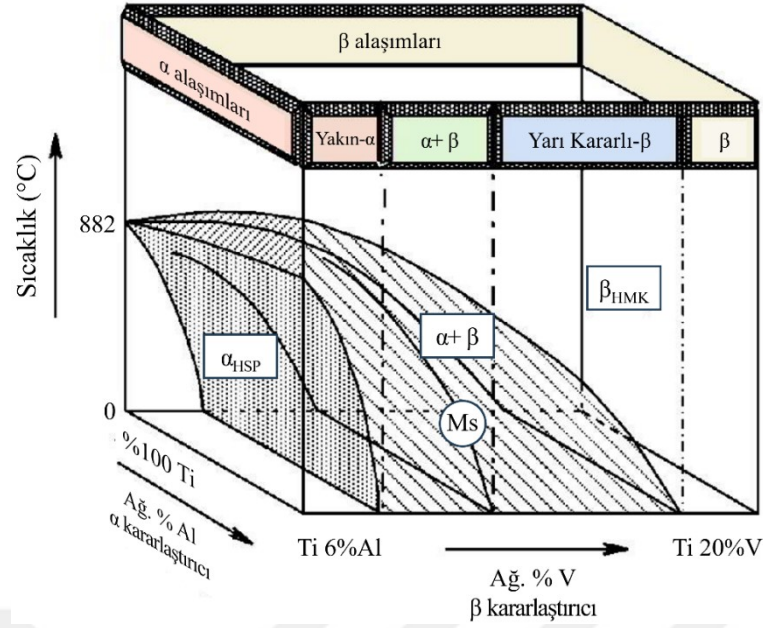
Şekil 2.1. Titanyum alaşımlarının uygulama alanları (Fang ve ark., 2020)

Havacılık & uzay uygulamalarındaki titanyum alaşımı kullanımının göz önüne serilmesi adına Şekil 2.2’de iki farklı uçak üreticisinin farklı modelleri için yıllar içerisinde titanyum alaşımı kullanım miktarı toplam uçak ağırlığına oranla yüzdesel olarak gösterilmektedir. 1960’larda yaklaşık olarak uçağın toplam ağırlığının %2’si kadar olan titanyum alaşımı kullanım miktarı 2020’li yıllarda yaklaşık olarak %15 seviyelerine kadar çıkmıştır.



Şekil 2.2. Ticari uçaklarda titanyum kullanımının artması (Gangwar ve Ramulu, 2018)

Titanyum alaşımı malzemeler çelik veya alüminyum alaşımları ile kıyaslandığında oldukça yeni malzemelerdir. Ticari olarak kullanılan ilk titanyum alaşımı 1940'ların başlarında Amerika Birleşik Devletlerinde geliştirilmiştir (Eylon ve Seagle, 2000). Titanyum alaşımlandırıldığında, mukavemet ve korozyon direnci gibi özgün özellikleri korunurken aynı zamanda elde edilen yeni alaşım, kullanılan alaşımlandırma elementinin olumlu özelliklerini de içermektedir. Bu nedenle titanyum alaşımları, saf titanyumdan daha fazla uygulamaya sahiptir (Hussien, 2022). Saf titanyum; alüminyum, molibden, vanadyum, niyobyum, tantal, zirkonyum, manganez, demir, krom, kobalt, nikel ve bakır gibi elementler ile alaşımlandırılarak mekanik özelliklerinin iyileşmesi sağlanmaktadır (Codell ve ark., 1955; W. Nicholson, 2020). Ticari olarak kullanılan saf titanyum, 882 °C'nin altındaki bir sıcaklıkta α -fazında tipik olarak Hegzagonal Sıkı Paket (HSP) kristal yapıya sahip allotropik bir elementtir. Sıcaklık 882 °C'yi aştığında β -fazında bulunan Hacim Merkezli Kübik (HMK) yapıya dönüşür (Pushp ve ark., 2022). Titanyum alaşımları temel olarak alfa titanyum alaşımları, yakın alfa titanyum alaşımları, alfa + beta titanyum alaşımları, yarı kararlı beta titanyum alaşımları ve beta titanyum alaşımları olmak üzere 5 sınıfa ayrılmaktadır. Titanyum alaşımlarının üç boyutlu bir faz diyagramı üzerinde sınıflandırılmış hali Şekil 2.3'te gösterilmektedir.



Şekil 2.3. Titanyum alaşımlarını sınıflandırmak için üç boyutlu faz diyagramı (Leyens ve Peters, 2006)

Ayrıca titanyum alaşımlarının sınıflandırılmasında kullanılan "Grade" terimi ASTM standardında (American Society for Testing and Materials) alaşımın belirli bir kalite veya sınıfa sahip olduğunu ifade etmektedir. Bu sınıflandırma, alaşımın mekanik özelliklerinin, dayanıklılığının, korozyon direncinin ve diğer özelliklerinin belirli bir standarda veya spesifikasyona uygunluğunu tanımlamaktadır. Titanyum alaşımları arasında en yaygın kullanılan alaşım türü %50'den fazla kullanım oranıyla bu doktora tezinde de hedef malzeme olarak seçilen Sınıf 5 (Grade 5) olarak nitelendirilen Ti-6Al-4V alaşımıdır (Eylon ve Seagle, 2000; Peters ve ark., 2003). Ti-6Al-4V alaşımı malzeme genellikle havacılık, savunma, otomotiv, enerji, denizcilik ve medikal uygulamalarında tercih edilmektedir (Arulmurugan ve ark., 2020).

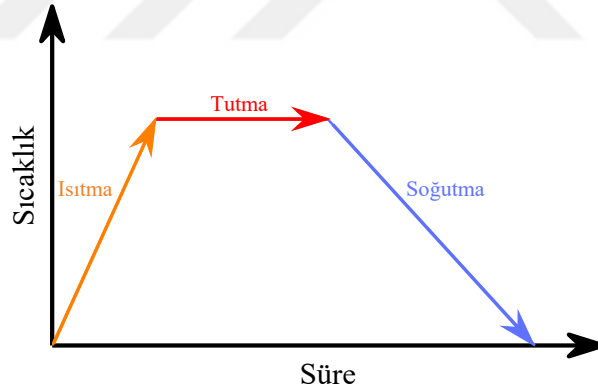
2.2. Titanyum Malzemelerin Şekillendirilmesi

Yıllar boyu malzemelerin şekillendirilebilme kabiliyetinin artırılabilmesi için yeni malzemeler geliştirilerek yüksek mukavemet/ağırlık oranına ve yüksek şekillendirilebilirliğe sahip malzemeler elde edilmeye çalışılmıştır. Bunun yanında şekillendirme yöntemleri üzerinde de çalışmalar yapılarak, yeni yöntemler geliştirilmiş ve malzemeden bağımsız olarak şekillendirilebilirlikte artış sağlanmıştır. Özellikle, Titanyum ve Magnezyum alaşımları gibi HSP kristal yapıya sahip malzemeler, düşük kayma sistem sayılarının olması nedeniyle oda sıcaklığında şekillendirilmesi zor olan

malzemelerdir (Yu ve ark., 2012). HSP kristal yapıya sahip malzemelerin şekillendirilmesi diğer geleneksel metalik sac malzemelerle karşılaştırıldığında daha zordur. Yüksek derecede geri yaylanma davranışına ve genellikle düşük pekleşme kabiliyetine sahip bu malzemeler oda sıcaklığında şekillendirilirken kolayca çatlama veya yırtılma davranışı sergilerler (Li ve ark., 2023). Bu malzemelerin oda sıcaklığında hasar almadan daha fazla şekillenebilmesi için uygulamada sıkça kullanılan yöntemler aşağıda incelenmiştir.

- **Ara tavlama:**

Oda sıcaklığında yapılan geleneksel şekillendirme yöntemlerinde birbirinin devamı niteliğindeki çok adımlı işlemlerde malzemenin şekillendirme adımları arasında Şekil 2.4'te şematik gösterimi verilen ara tavlama işlemi uygulanabilmektedir. Bu işlem sırasında malzemenin içyapısında bulunan tanelerin ve dislokasyonların yeniden düzene girmesi (yeniden kristalleşme) ile iş parçasının daha fazla şekillendirilebilmesi sağlanmaktadır (Qayyum ve ark., 2016). Uygulamada oldukça sık kullanılan bu işlevsel yöntemin maliyet ve zaman kaybı gibi dezavantajları da bulunmaktadır.

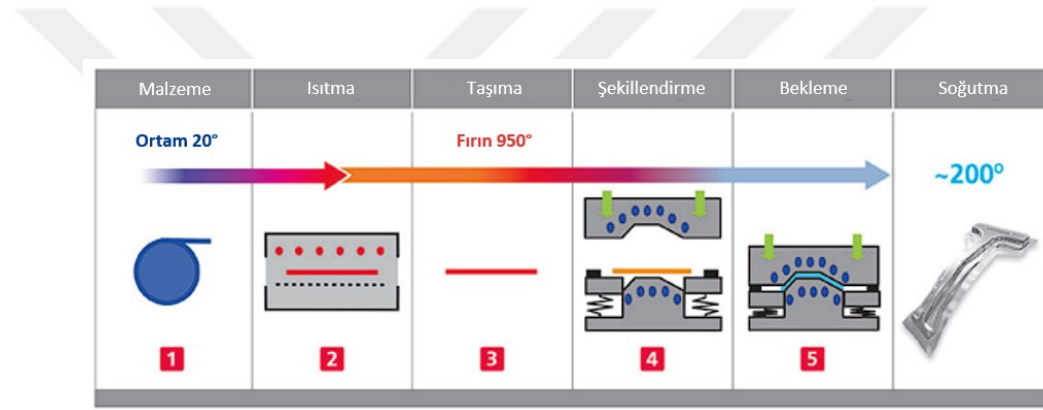


Şekil 2.4. Ara tavlama işleminin şematik gösterimi

- **Yüksek sıcaklıkta şekillendirme:**

Malzemelerin toparlanma sıcaklığı ile yeniden kristallenme sıcaklığı arasındaki sıcaklıklarda yapılan şekillendirme işlemleri ılık şekillendirme, yeniden kristallenme sıcaklığından yüksek sıcaklıklarda yapılan şekillendirme işlemleri ise sıcak şekillendirme olarak nitelendirilir (Türköz, 2015). Sıcaklığın artmasıyla malzemenin içyapısındaki dislokasyon yoğunluğunda azalma meydana gelir. Bu durum, dayanımın azalmasına ve sünekliğin artmasına yol açar. Yüksek sıcaklıkta meydana gelen şekil değişimi sırasında

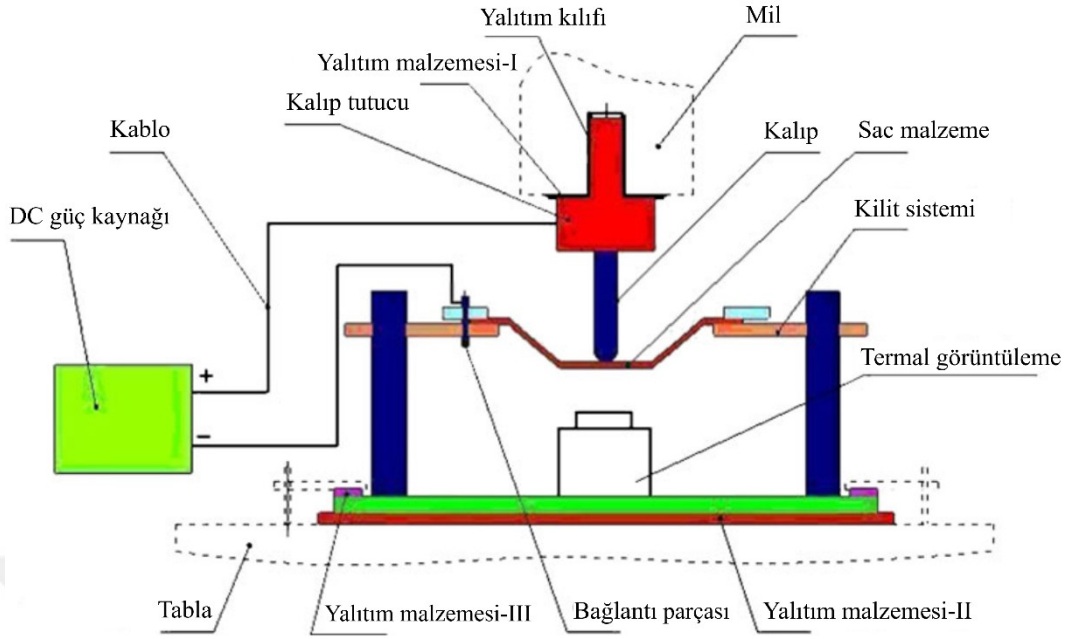
dislokasyonların önündeki engellerden tırmanma mekanizması ile kurtulması ve dinamik yayınımasıyla dislokasyon sayısı deformasyonla birlikte artmaz. Bu durumun sonucunda malzeme pekleşmez ve süneklik önemli ölçüde artar. Ayrıca, artan sıcaklıkla birlikte malzemenin akma dayanımını düşer ve şekillendirme sırasında daha az kuvvete ihtiyaç duyulur (Banabic, 2000). Bundan dolayı yüksek sıcaklıktaki şekillendirme işlemlerinde şekillendirilecek parça ve/veya kalıplar çeşitli yöntemlerle (elektrikli fırınlarda, fosil yakıtlı fırınlarda, indüksiyon ile veya elektrik akımı ile) ısıtılarak malzemenin daha kolay şekil alması sağlanabilmektedir (Ece ve Öztürk, 2010). Ancak Şekil 2.5'te yönteme ait şematik gösterimi verilen malzeme ve/veya kalıpların ısıtılması süreçleri yüksek enerji ve zaman harcanmasına sebep olmakta dolayısıyla yüksek maliyetleri de beraberinde getirmektedir.



Şekil 2.5. Yüksek sıcaklıkta şekillendirmenin şematik gösterimi (Wankhede ve Lehn, 2017)

Sıcak veya ılık şekillendirme prosesleri titanyum alaşımları gibi ısı sığası düşük malzemeleri için efektif bir yöntem değildir. Çünkü malzeme çok hızlı bir şekilde soğuduğu için fırından kalıba taşınana kadarki süre içerisinde malzemenin sıcaklığı ciddi oranda düşmektedir. Kopec ve ark. (2018) Ti-6Al-4V alaşımının eş ısıl şekillendirme yönetimi ile şekillendirilmesi için yaptıkları çalışmada malzemenin ortalama soğuma hızının 40 °C/s olduğunu belirtmişlerdir.

Fan ve ark. (2010) yaptıkları çalışmada Ti-6Al-4V malzemenin sıcak olarak şekillendirilmesi için şematik görüntüsü Şekil 2.6'da verilen elektrik arkı ile ısıtma yöntemini kullanmışlardır. Bu yöntemde şekillendirilecek olan malzeme kalıp üzerindeyken elektrik arkı verilerek numune ısıtılmaktadır. Sistemin çalışması prensibi Joule yasasına dayanmaktadır, bu yasaya göre kalıptan saca aktarılan DC akımı, yüksek akım yoğunluğu ve ısı oluşmasına sebep olmaktadır. Bu sayede malzemedeki taşıma esnasında meydana gelen ısı kaybı bertaraf edilmiş olmaktadır.



Şekil 2.6. Elektrik arkı ile ısıtma yönteminin şematik görüntüsü (Fan ve ark., 2010)

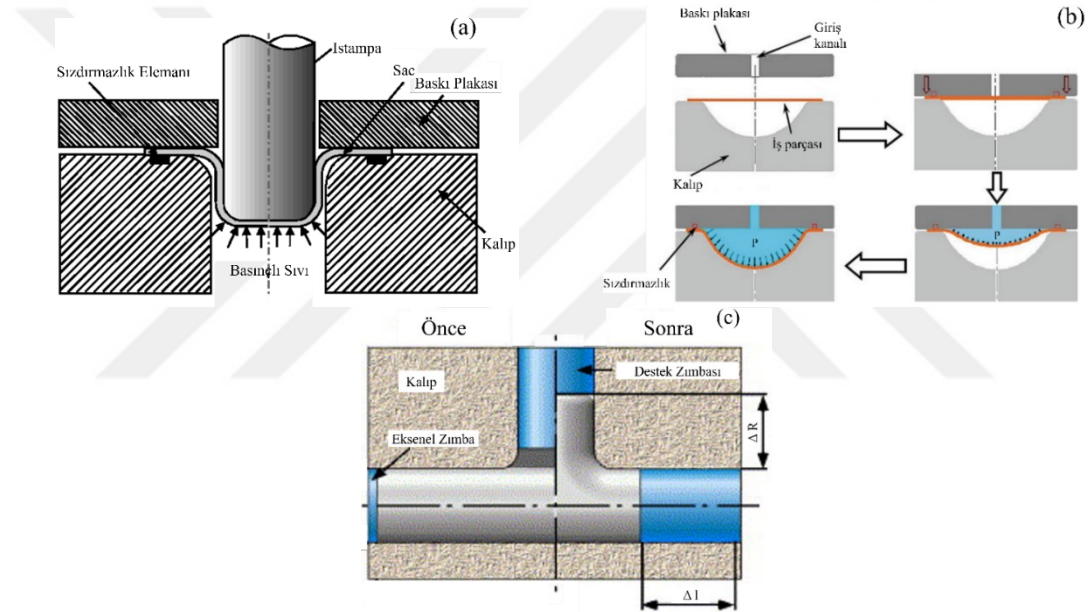
- **Hidro-şekillendirme:**

Hidro-şekillendirme yöntemi sac, boru veya kapalı hacimli bir parçanın yüksek sıvı basıncı yardımıyla şekillendirildiği bir imalat yöntemidir (Kulkarni ve ark., 2017). Hidro-şekillendirme yöntemi; malzemenin şekillendirilebilirliğinde ve yüzey kalitesinde artış, homojen kalınlık dağılımı, daha düşük geri esneme oranı, kalıp maliyetlerinden tasarruf gibi sunmuş olduğu birçok avantajı sayesinde klasik şekil verme yöntemlerine göre üstünlüğü ispatlanmış olan bir şekillendirme yöntemidir (Parsa ve Darbandi, 2008).

Hidro-şekillendirme yöntemi sac hidro-şekillendirme, tüp hidro-şekillendirme olmak üzere temelde iki ana başlıkta incelenebilir. Aynı zamanda sac hidro-şekillendirme yöntemi de kendi içerisinde hidromekanik derin çekme ve dışı sac hidro-şekillendirme olarak iki alt başlıkta incelenebilir.

Hidromekanik derin çekme yöntemi Şekil 2.7.a'da görüldüğü gibi ıstampa, baskı plakası, kalıp (basınç kabı) ve sızdırmazlık elemanı bileşenlerinden oluşmaktadır. Sistem baskı plakası kapandıktan sonra sacın, ıstampa vasıtasıyla basıncın bulunduğu kalıp boşluğuna doğru itilerek ıstampanın şeklini alması esasıyla çalışmaktadır. Sızdırmazlık elemanı yüksek basınçtaki sıvının basınç kabından dışarı çıkmasını engellemek için kullanılmaktadır. Bu proseste ıstampa konumuna bağlı olarak değişken sıvı basıncı ve baskı plakası kuvveti kullanılmalıdır. Dışı sac hidro-şekillendirme, Şekil 2.7.b'de görüldüğü gibi sacın ıstampa yerine yüksek basınçtaki sıvı yardımıyla kalıp boşluğunu

doldurması esasına dayalı bir yöntemidir. Bu yöntemde sac, kalıplar arasına yerleştirilip kalıplar kapandıktan sonra sıvı basıncı uygulanmasıyla serbest olarak şişmektedir. Hidromekanik derin çekmeye benzer şekilde bu yöntemde de sıvının sızdırmazlığı ve sac akışının kontrolü için değişken baskı plakası kuvveti uygulanmalıdır. Şekillendirme işlemi için yeterli basınç uygulanarak sacın kalıbın alt yüzeyine teması sağlandıktan sonra nihai geometrinin elde edilebilmesi için daha yüksek iç basınç yardımıyla parça son halini almaktadır. Tüp hidro-şekillendirme yöntemi ise içi boş silindirik ya da önceden belirli bir geometride şekillendirilmiş boru malzemelerin içerisine yüksek basınçta sıvı doldurularak kalıp boşluğunun şeklini alması esasına dayalı bir şekillendirme yöntemidir (Şekil 2.7.c).

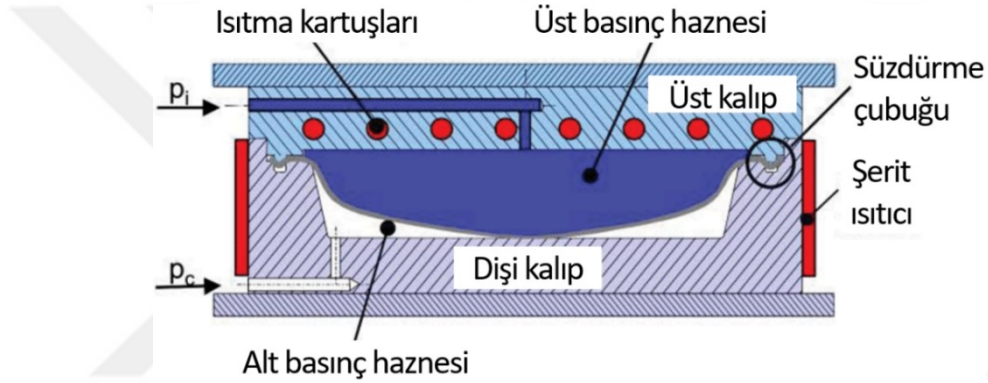


Şekil 2.7. Hidro-şekillendirme yönteminin şematik gösterimi (a) Hidromekanik derin çekme (Zahedi ve ark., 2009) (b) Dişi hidro-şekillendirme (Laperrière ve Reinhart, 2014) (c) Tüp hidro-şekillendirme (Manabe ve ark., 2006)

Oldukça kullanışlı ve yenilikçi olan bu yöntemin ilk yatırım maliyeti yüksek olması yönetime ulaşmayı zorlaştırmaktadır. Ayrıca şekillendirilebilme kabiliyeti düşük malzemelerin oda sıcaklığında şekillendirilebilmesi noktasında klasik yöntemlere göre daha iyi sonuç verse de titanyum gibi malzemeler için sağlanan şekillendirilebilirlik artışı yeterli olmamaktadır. Bu nedenle literatürde özellikle Ti-6Al-4V alaşımının hidro-şekillendirilmesine dair bir çalışmaya rastlanmamıştır.

- **Ilık hidro-şekillendirme:**

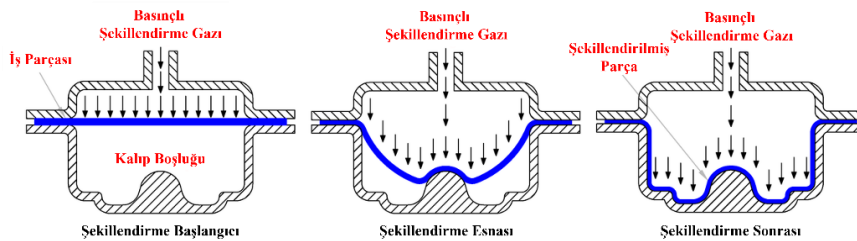
Hem ılık şekillendirmenin hem de hidro-şekillendirmenin avantajlarını bir arada bulunduran ve malzemelerin şekillendirilebilme kabiliyetini ciddi oranda artıran Ilık Hidro-Şekillendirme yönteminin kullanılması malzemelerin daha fazla şekillendirilebilmesi noktasında faydalı olabilmektedir (Türköz ve ark., 2020). Ilık hidro-şekillendirme yönteminin şematik görünümü Şekil 2.8’de verilmiştir. Ancak bu yöntemin uygulanmasında ek ısıtma ve soğutma ünitelerinin kullanılması, istenen sıcaklık değerine çıkılabilmesi için uzun sürelere ihtiyaç duyulması, yüksek sıcaklıkta sızdırmazlık ve yalıtım problemlerinin baş göstermesi ve bu problemlerin aşılmasının zor ve maliyetli olması ayrıca proses kontrolünün karmaşık olması gibi zorlukları mevcuttur.



Şekil 2.8. Ilık hidro-şekillendirme yönteminin şematik gösterimi (Türköz ve ark., 2016)

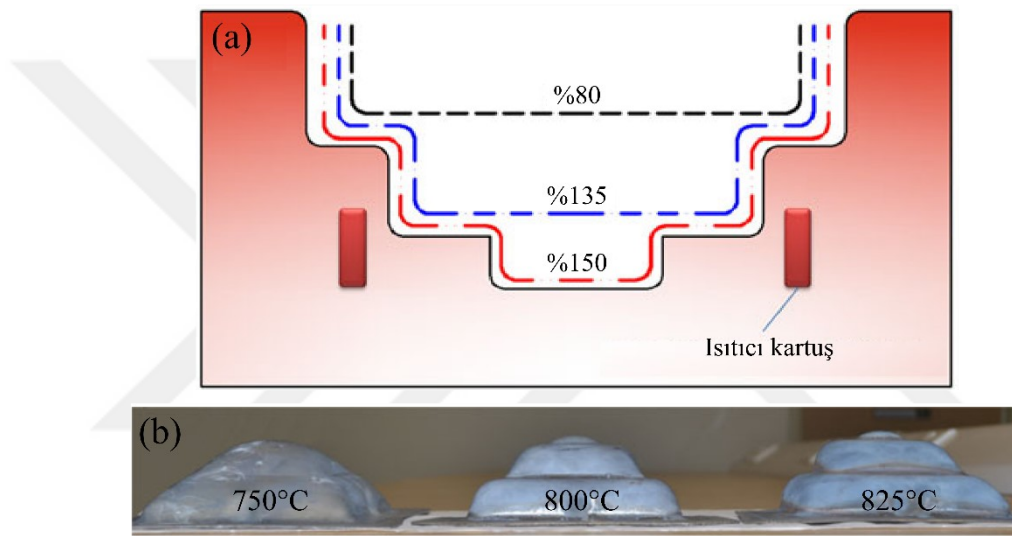
- **Süperplastik şekillendirme:**

Temel itibariyle hidro-şekillendirme yöntemine çok benzeyen ve şematik gösterimi Şekil 2.9’da verilen bu yöntemde, sac malzemeler kapalı bir sistemde yüksek sıcaklıklara kadar ısıtılıp koruyucu gaz atmosfer ortamında belirli basınçta argon gazının sisteme verilmesi ile şekillendirilmektedir. Süperplastik davranışı titanyum, alüminyum ve demir alaşımlarında gözlenmektedir (Akula ve ark., 2023). Titanyum alaşımlarından olan Ti-6Al-4V malzemesi de mükemmel bir süperplastik davranış sergilemektedir.



Şekil 2.9. Süper plastik şekillendirme yönteminin şematik gösterimi (Abu-Farha ve Khraisheh, 2008)

Liu ve ark. (2013) Şekil 2.10.a’da gösterildiği gibi yüzey alanının %80, %135 ve %150 genişlediği özel tasarım kademeli bir kalıpla koruyucu gaz ortamında 750 ile 825 °C sıcaklıklar arasında $10^{-3}s^{-1}$ deformasyon hızında Ti-6Al-4V malzemesini süperplastik şekillendirme yöntemi ile şekillendirmişlerdir. Optimum şekillendirme sıcaklığının 800 °C olarak belirlendiği çalışmada malzemedeki maksimum incelme %54 seviyelerine kadar ilerlemiştir. Ayrıca çalışmada sıcaklık arttıkça malzemenin yüzeyinde oluşan oksitlenme miktarının da arttığı rapor edilmiştir. Üç ayrı sıcaklıkta şekillendirilen nihai parçalar Şekil 2.10.b’de görülmektedir.



Şekil 2.10. (a) Yüzey alanı genişlemesini gösteren kalıp tasarımı **(b)** Farklı sıcaklıklarda şekillendirilen parçalar (Liu ve ark., 2013)

Lee ve ark. (2007) Ti-6Al-4V ELI malzemesini kullanarak yaptıkları süperplastik şekillendirme çalışması kapsamında $10^{-2}s^{-1}$ ve $10^{-3}s^{-1}$ deformasyon hızlarında, 800 ile 950 °C sıcaklıkları arasında çekme deneyleri yapmışlardır. Yapılan çalışmada $10^{-3}s^{-1}$ deformasyon hızında yapılan çekme deneylerinde malzeme, 800 °C sıcaklıkta %1229, 850 °C sıcaklıkta %1898, 900 °C sıcaklıkta %1458 ve 950 °C sıcaklıkta %760 uzama göstermiştir. Ti-6Al-4V ELI malzemesinin oda sıcaklığında ve $10^{-3}s^{-1}$ deformasyon hızında yaklaşık olarak % 19 uzama gösterdiği (Venkatesh ve ark., 2009) dikkate alındığında süperplastik şekillendirme yönteminin malzemenin şekillendirilebilirliğindeki meydana getirdiği artış daha net görülmektedir.

Süperplastik şekillendirmede, erkek kalıbın olmaması ve çok yüksek deformasyonlar elde edilmesi büyük avantajlar sağlasa da işlemin oldukça yavaş olması

nedeniyle yüksek üretim miktarlarında maliyet ve iş gücü kaybına neden olmakta, bu yüzden de büyük ölçekli üretimler için uygun olmamaktadır.

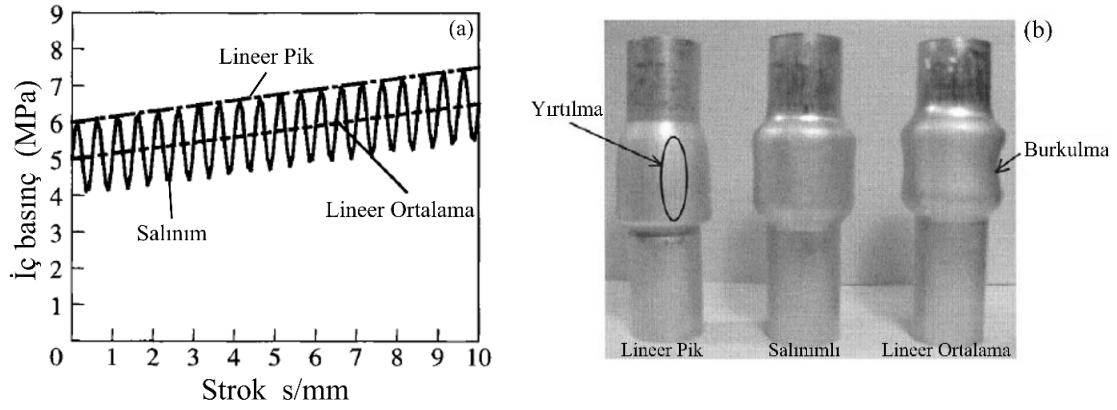
2.3. Salınlı Şekillendirme

Literatürdeki bazı deneysel ve sayısal çalışmalara göre malzemeler şekillendirilirken yükleme durumu monotonik yerine salınlı olarak uygulandığında malzemelerin şekillendirilebilirliğinde artış meydana geldiği belirtilmiştir (Mori ve ark., 2004; Banabic ve ark., 2005; Yamashita ve ark., 2015). Salınlı şekillendirmenin en önemli avantajı, sistem alt yapısında herhangi bir değişiklik yapılmadan sadece hareketin veya basıncın salınlı olarak uygulanması neticesinde malzemenin şekillendirilebilirliğinde artış elde edilmesi dolayısıyla düşük maliyetli bir çözüm olmasıdır.

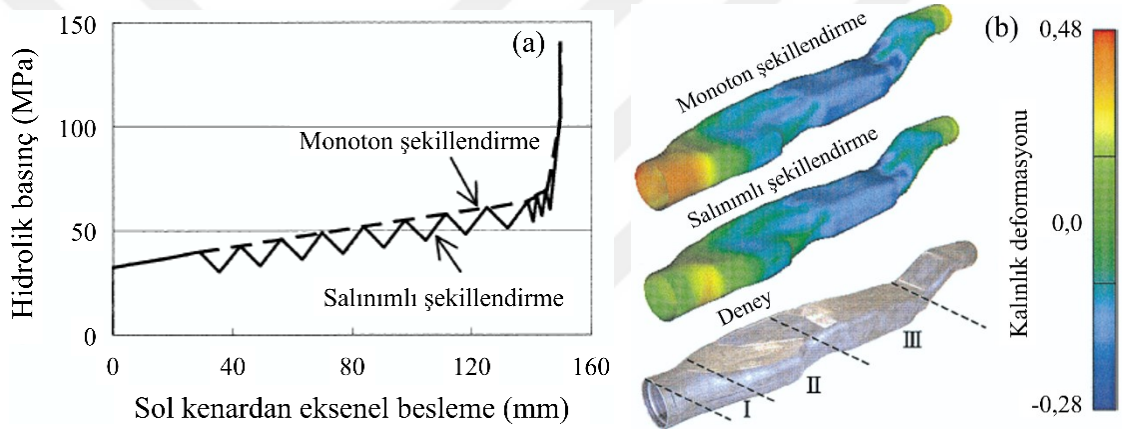
2.3.1. Salınlı hidro-şekillendirme konusunda yapılan çalışmalar

Salınlı yükleme ile şekillendirme durumuna ait literatürde ulaşılabilen ilk çalışma Mori ve ark. (2003) tarafından yapılan bir çalışmadır. Bu çalışmada, saf alüminyum malzemenin tüp hidro-şekillendirme yöntemiyle şekillendirilmesi sırasında iç basınç Şekil 2.11.a'da görüldüğü gibi lineer pik eğri, lineer ortalama eğri ve salınlı eğri olarak üç farklı şekilde uygulanmıştır. Lineer pik yüklemede malzemede yırtılma meydana geldiği, lineer ortalama yüklemede ise burkulma meydana geldiği gözlemlenirken, salınlı yükleme durumu için geometri istenilen şekilde elde edilebilmiştir (Şekil 2.11.b). Çalışma kapsamında yazarların yaptığı sonlu elemanlar analizleri (SEA) ile deneysel sonuçlar birbirleri ile oldukça uyumlu sonuçlar vermiştir.

Hama ve ark. (2004) tarafından yapılan çalışmada salınlı şekillendirme sürecinde Şekil 2.12.a'da görüldüğü gibi basınç profilinin daha düşük seviyelere inmesinin sürtünme katsayısını düşürmeye benzer bir etki ortaya çıkardığı ve buna bağlı olarak malzemenin daha iyi şekillenebildiği rapor edilmiştir. SEA'ların da yapıldığı çalışmada salınlı yüklemenin olumlu etkisi gözlemlenebilmiştir. Sayısal çalışmalardan elde edilen sonuçların deney sonuçlarıyla doğrulandığı belirtilmiştir (Şekil 2.12.b).

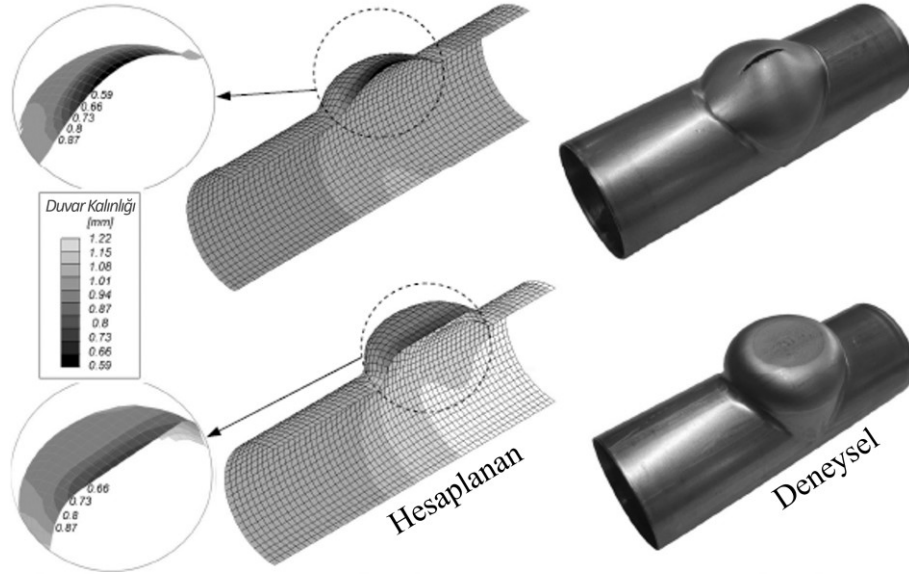


Şekil 2.11. Mori ve ark. (2003) tarafından yapılan salınlı tüp hidro-şekillendirme uygulaması
(a) Basınç eğrileri (b) Şekillendirilen parçalar

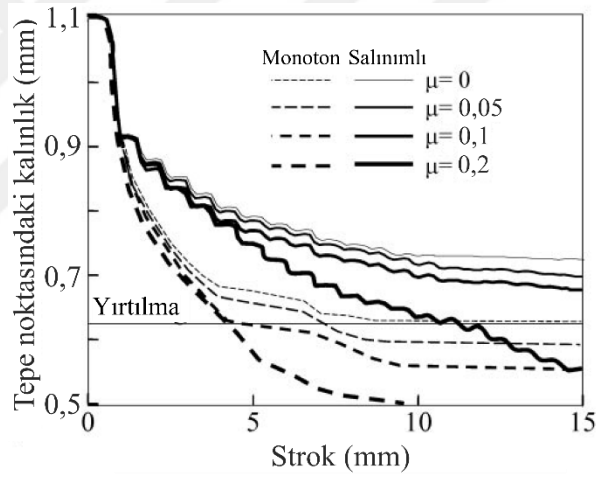


Şekil 2.12. Hama ve ark. (2004) tarafından yapılan salınlı tüp hidro-şekillendirme uygulaması
(a) Basınç eğrileri (b) Analiz ve deney sonuçlarının karşılaştırılması

Loh-Mousavi ve ark. (2007) tüp hidro-şekillendirmede iç basıncın salınlı olarak uygulanmasının T-şekilli parçaların şekillendirilebilirliği ve şekil doğruluğu üzerindeki etkilerini belirlemek için SEA kullanılarak bir çalışma yapılmıştır. Çalışmada iç basınç salınlı olarak uygulandığında Şekil 2.13'te görüldüğü gibi malzemenin lokal olarak incelmesinin önlendiği ve bunun sonucunda şekillendirilebilirliğin arttığı belirtilmiştir. Ayrıca, iç basıncın salınlı olarak uygulanması durumunda malzemenin kalıp boşluğunu doldurma oranında bir artış elde edildiği ve şekillenen parçaların daha yüksek simetriye sahip olduğu ortaya konulmuştur. Yapılan SEA sonuçları ile deneysel verilerin iyi bir uyum içerisinde olduğu belirtilmiştir.



Şekil 2.13. Salınlı basınçla şekillendirilebilirliğin iyileştirilmesi (Loh-Mousavi ve ark., 2007)

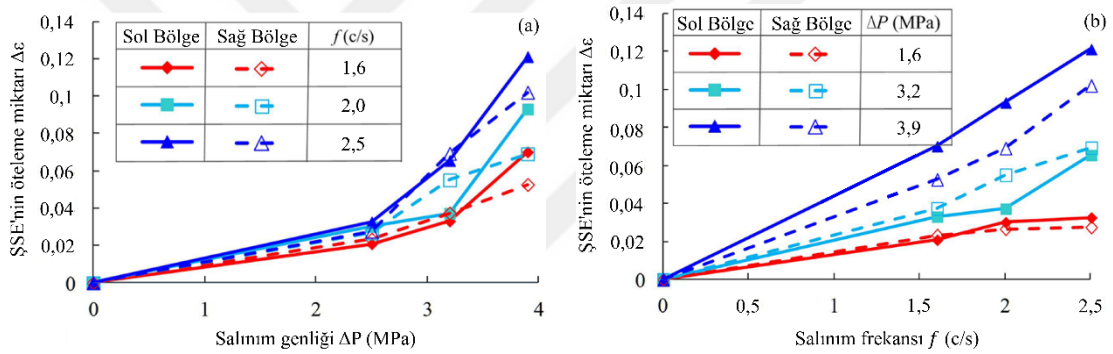


Şekil 2.14. Farklı sürtünme katsayıları ile yapılan analizlerin duvar kalınlığına etkisi (Loh-Mousavi ve ark., 2008)

Loh-Mousavi ve ark. (2008) tüp hidro-şekillendirmede iç basıncın salınlı olarak uygulanmasının tüpün duvar kalınlığı ve kalıp doldurma oranı üzerindeki etkisini incelemişlerdir. Yazarlar, tüpün incelme davranışının ve şekillendirilebilirlikteki iyileşmenin arkasındaki mekanizmanın anlaşılması için farklı sürtünme katsayılarında çalışmalar yapmışlardır. SEA’lardan elde edilen bilgiler ışığında Şekil 2.14’te görüldüğü gibi sürtünmesiz tüp hidro-şekillendirme durumunda bile basıncın salınlı olarak uygulanmasıyla şekillendirilebilirliğin arttığı belirtilmiştir. Ayrıca çalışma kapsamında, basıncın farklı genlik ve frekanslarda uygulanmasıyla duvar kalınlığındaki homojenliğin

etkilendiği ortaya konulmuştur. Yazarlar düşük genlik ve yüksek frekansın malzemenin şekillenebilirliğinde artışa sebep olduğunu belirtmişlerdir.

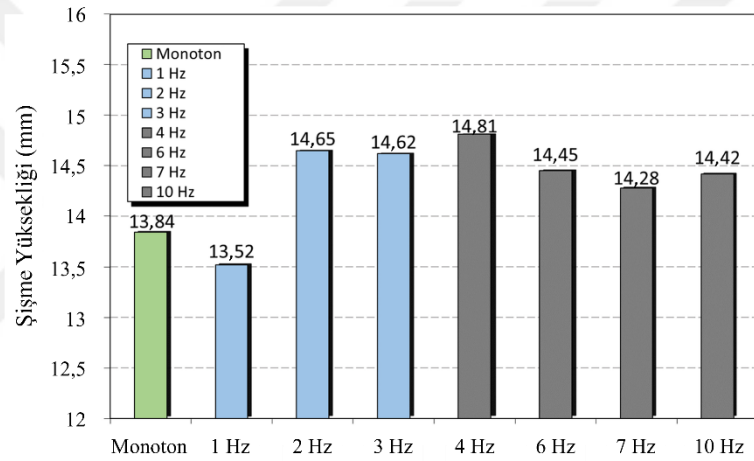
Yang ve ark. (2017) tüp hidro-şekillendirmede iç basıncın salınımlı olarak uygulanması durumunda Şekillendirme Sınır Eğrisinin (ŞSE) değiştiğini ortaya koymuşlardır. Çalışmada, farklı genlik ve frekans değerleri kullanılarak yapılan salınımlı tüp hidro-şekillendirme deneylerinde genel olarak yükleme koşulundan (çekme-çekme, çekme-basma) bağımsız olarak salınımlı şekillendirmenin Şekil 2.15'te görüldüğü gibi ŞSE'nin monoton yükleme durumuna göre yukarı ötelendiği belirtilmiştir. Yapılan çalışmada ŞSE'leri yüksek hızlı üç boyutlu görüntü işleme yöntemleri kullanılarak belirlenmiştir. Ayrıca yazarlar, genel olarak, salınımlı hidro-şekillendirme yöntemiyle şekillendirilen tüplerde kalıp doldurma oranının daha yüksek olduğunu ve daha homojen duvar kalınlıklarının elde edildiğini belirtmişlerdir.



Şekil 2.15. Tüp hidro-şekillendirmede salınımlı ve monoton hidro-şişirme deneylerinde ŞSE'nin ötelenmesi (a) Genlik (b) Frekans (Yang ve ark., 2017)

Birbirinin devamı niteliğindeki iki ayrı çalışmada, Yazarın da aralarında bulunduğu bir grup araştırmacı (Öztürk ve ark., 2023; Yapan ve ark., 2023) bu doktora tezinin de desteklendiği araştırma projesi kapsamında yaptıkları çalışmada sac hidrolik şişirme testinde basıncın salınımlı olarak uygulanmasının Ti-6Al-4V alaşımının şişme yüksekliğine, yırtılma basıncına, sac kalınlığına olan etkilerini ve mikroyapısal sebeplerini incelemişlerdir. Yapılan çalışmada farklı genlik, frekans ve salınıma başlama basınç değerleri kullanılarak deneyler ve SEA'lar gerçekleştirilmiştir. Şekil 2.16'da monoton ve salınımlı olarak yapılan deneylerden elde edilen şişme yükseklikleri gösterilmektedir. Basıncın salınımlı olarak uygulanmasıyla monotonik test sonucuna göre şişme yüksekliğinde %15,4, yırtılma basıncında %17 oranında artış meydana gelmiş ve kırılma anında malzemenin kalınlığındaki yüzde incelleme değeri ise %9'dan %18'e

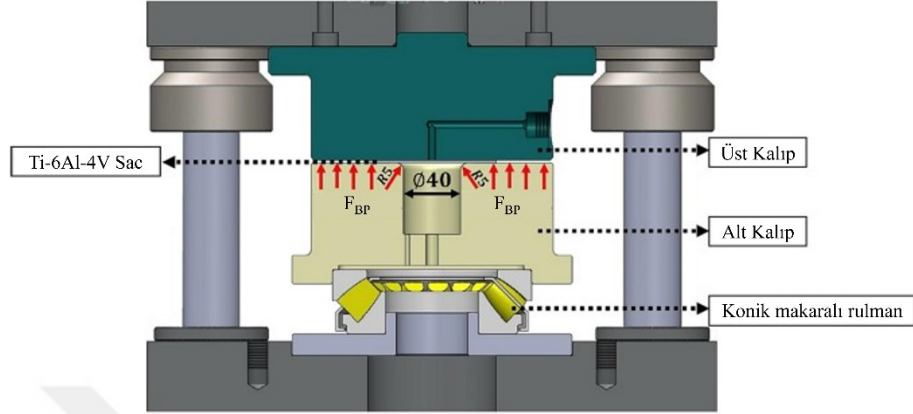
çıkıştır. Salınımlı basınç eğrisi kullanılarak şişirilen numunede kalınlık dağılımı da daha homojen olarak elde edilmiştir. Çalışma kapsamında hem monoton hem de salınımlı basınç eğrisi kullanılarak aynı yüksekliğe kadar hasar almadan şekillendirilen iki numunenin dislokasyon yoğunlukları birbirleriyle kıyaslanmıştır. Basıncın salınımlı olarak uygulandığı numunedeki dislokasyon yoğunluğunun, monotonik olarak uygulanan numunedekinden daha düşük seviyede olduğu tespit edilmiştir. Bu durum, salınımlı şekillendirme sırasında gerilme gevşemesinin meydana gelmesi, dolayısıyla dislokasyonların kilitlenmesinde bir gecikmenin ortaya çıkması ve bunun sonucu olarak da şekillendirilebilirlikte artışın elde edilmesiyle açıklanmıştır. Ayrıca çalışma kapsamında yapılan SEA sonuçları deneysel verilerle oldukça uyumludur.



Şekil 2.16. Farklı frekans değeri için yapılan salınımlı hidrolik şişirme testlerinden elde edilen şişme yükseklikleri (Genlik = 0,5 ve salınım başlama basıncı = 4 MPa) (Öztürk ve ark., 2023)

Sürtünme kavramı şekillendirme işlemlerinde çok önemli bir yer teşkil etmektedir. Malzemenin serbest şişme yerine kalıp duvarlarına ve tabanına sürtünerek şekillenmesi malzemenin şekillenebilirliğini etkilemektedir. Yazarın da aralarında bulunduğu aynı araştırma ekibi tarafından yapılan bir diğer çalışmada (Öztürk ve ark., 2024), literatürdeki bu açığı kapatmak için şekillendirme esnasında sürtünmenin etkili olduğu silindirik bir kap üzerinde deneysel ve sayısal çalışmalar yapmışlardır. Çalışma kapsamında silindirik kaba ait kalıp geometrisi bir dizi analiz yapılarak belirlenmiştir. Şekil 2.17’de görülen deney düzeneği ve ayarlanabilir yüksekliğe sahip 40 mm çapındaki kalıpla yapılan deneylerde farklı genlik, frekans ve salınım başlama basınç değerleri kullanılarak parametrik bir çalışma gerçekleştirilmiştir. Ti-6Al-4V malzemesinin kullanıldığı çalışmada monoton yükleme durumunda yırtılma basıncı 90,3 MPa iken salınımlı

yüklemeye durumunda 125,1 MPa değerine yükseldiği rapor edilmiştir. Yazarlar ortalama taban radyüs değerinin salınlımlı yüklemeye 8,74 mm'den 6,1 mm'ye düştüğünü, kırılma anında kalınlıktaki azalmanın %4,9'dan %8,3 değerine çıktığını belirtmişlerdir.



Şekil 2.17. Deney düzeneği ve kalıp tasarımının şematik gösterimi (Öztürk ve ark., 2024)

Salınlımlı hidro-şekillendirme ile alakalı literatürde tespit edilebilen diğer çalışmalar Çizelge 2.1'de yöntem, parametre, malzeme, performans kriterine göre özetlenmiş ve çalışmanın muhteviyatı da deneysel, sayısal, parametrik, mikroyapı olarak belirtilmiştir.

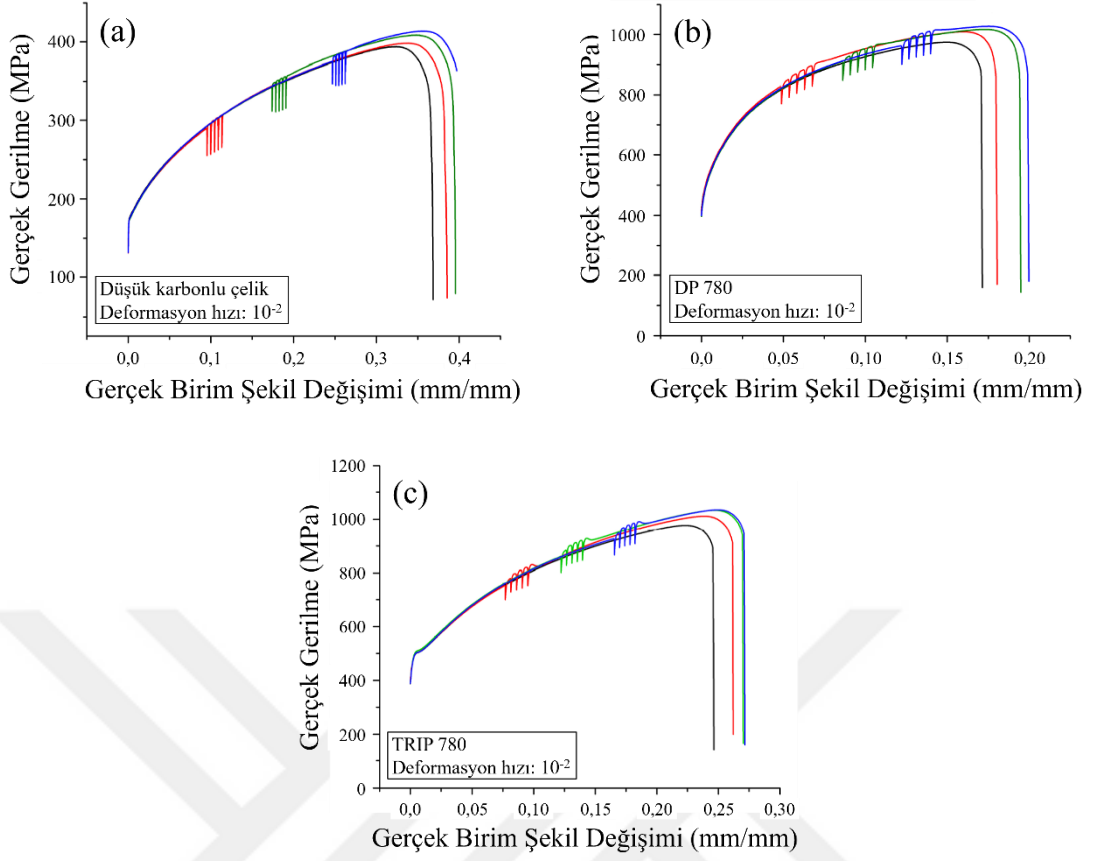
Çizelge 2.1. Salınlımlı hidro-şekillendirme ile alakalı yapılan çalışmalar

No	Yazar, Yıl	Yöntem	Parametre	Malzeme	Kriter	Çalışma Türü		
						Deneysel	Sayısal	Mikroyapı
1	Mori, 2003	Tüp Hidro şekillendirme	Frekans	Alüminyum	Boşluk Doldurma Oranı, Kalınlık	✓	✓	×
2	Hama, 2004	Tüp Hidro şekillendirme	Genlik	Çelik	Serbest Şişme	✓	✓	×
3	Mori, 2007	Tüp Hidro şekillendirme	Genlik, Frekans	Çelik	Boşluk Doldurma Oranı	✓	✓	×
4	Loh-Mousavi, 2007	Tüp Hidro şekillendirme	Basınç Rejimi	Çelik	Boşluk Doldurma Oranı	✓	✓	×
5	Loh-Mousavi, 2008	Tüp Hidro şekillendirme	Genlik, Frekans	Çelik	BDO, Kalınlık	✓	✓	×
6	Zhang, 2009	Tüp Hidro şekillendirme	Basınç Rejim	SS 304	% Uzama	✓	×	×
7	Yang, 2009	Tüp Hidro şekillendirme	Δp , Δt	Çelik	Boşluk Doldurma Oranı, Kalınlık	×	✓	×
8	Honggang, 2010	Tüp Hidro şekillendirme	Genlik, Frekans	Çelik	Boşluk Doldurma Oranı, Kalınlık	×	✓	×
9	Xu, 2013	Tüp Hidro şekillendirme	Basınç, Yükleme Hızı	SS 304	İncelme	✓	×	×
10	Xu, 2014	Tüp Hidro şekillendirme	Basınç, Yükleme Hızı	SS 304	İncelme	✓	×	×
11	Ashrafi, 2016	Tüp Hidro şekillendirme	Toplam 6 parametre	Bakır	Kalınlık, Buruşma	✓	×	×
12	Yang, 2016	Tüp Hidro şekillendirme	Genlik, Frekans	SS 304	Sürtünme	✓	×	×
13	Yang, 2017	Tüp Hidro şekillendirme	Genlik, Frekans	SS 304	Şekillendirme Sınır Diyagramı	✓	×	×
14	Bucconi, 2018	Tüp Hidro şekillendirme	Genlik, Basınç	SS 316L	İncelme	×	✓	×
15	Talebi, 2018	Tüp Hidro şekillendirme	Genlik, Frekans	Al 6063	İncelme	✓	✓	×
16	Yapan, 2023	Sac Hidro-şişirme	Genlik, Frekans, Basınç Rejim	Ti-6Al-4V	Şişirme yüksekliği, Sertlik	✓	×	✓
17	Öztürk, 2023	Sac Hidro-şişirme	Genlik, Frekans, Basınç Rejim	Ti-6Al-4V	Şişirme yüksekliği, Kalınlık, Sertlik	✓	✓	✓
18	Öztürk, 2024	Hidro-şekillendirme	Genlik, Frekans, Basınç Rejim	Ti-6Al-4V	Boşluk Doldurma Oranı, Kalınlık, Sertlik, Şekillendirme Sınır Diyagramı	✓	✓	✓

2.3.2. Salınlı çekme konusunda yapılan çalışmalar

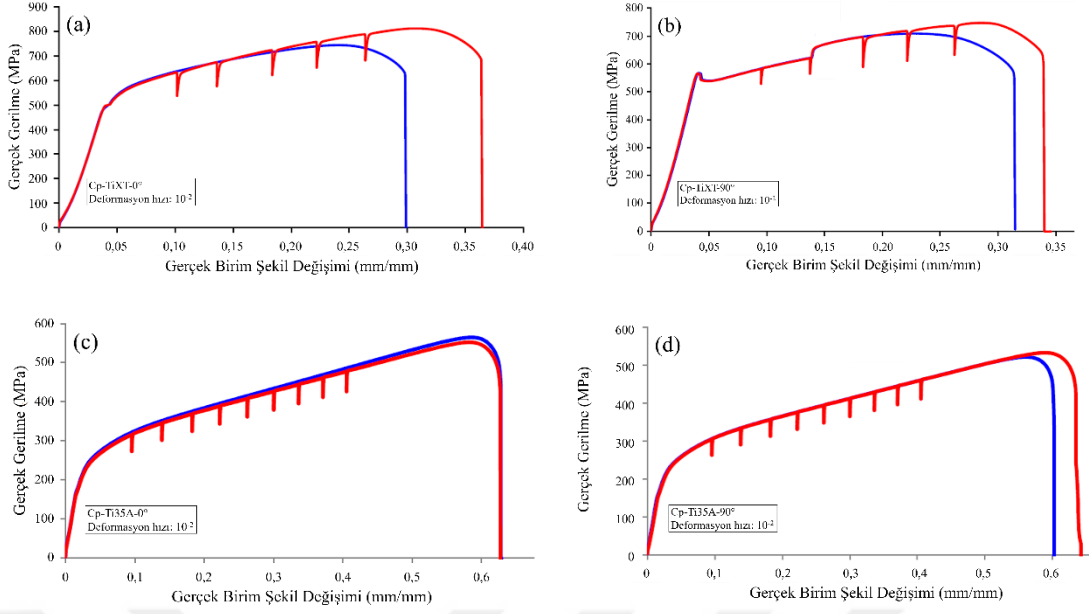
Malzemelerin mekanik özellikleri hakkındaki bilgiler genellikle tek eksenli çekme deneyleri kullanılarak elde edilmektedir. Şekillendirme işlemlerinde, yükleme profilinin salınlı olarak uygulanmasının malzemelerin şekillendirilebilirliğini artırdığı da bilinmektedir. Literatürde çekme deneyi yapılırken yüklemenin salınlı olarak uygulanması ile malzemenin şekillendirilebilirliğinin arttığını belirten çalışmalar mevcuttur.

Hariharan ve ark. (2013b) düşük karbonlu çelik, DP780 ve TRIP780 olmak üzere üç farklı malzeme türü kullanarak gerilme gevşemesine bağlı şekillendirilebilirlikteki artışı incelemişlerdir. Parametrik olarak yapılan deneylerde salınım sayısının, salınımın başladığı noktanın ve deformasyon hızının etkileri incelenmiştir. $10^{-3}s^{-1}$, $10^{-2}s^{-1}$ ve $10^{-1}s^{-1}$ olmak üzere üç farklı deformasyon hızında gerçekleştirilen deneylerde farklı deformasyon miktarlarından başlamak üzere % 0,5 BŞD aralıklarla çekme çeneleri durdurularak 60 sn bekleme uygulanmıştır. Çalışma kapsamında malzemelere 5'er ve 10'ar adet salınım uygulanmıştır. Yazarlar Şekil 2.18'de görüldüğü gibi salınımın ilerleyen deformasyonlarda başlamasıyla hasarın geciktiğini belirtmişlerdir. Önceki çalışmalarının devamı olarak Hariharan ve ark. (2013a) deformasyon hızının ve salınımın uygulandığı deformasyon değerinin şekillenebilirliği etkilediği sonucuna varmışlardır. Yapılan çalışmada dislokasyonlar mikroyapısal olarak yorumlanmış ve salınlı deformasyon sırasında zamana bağlı olarak meydana gelen toparlanmaya aynı kayma düzleminde hareket eden zıt işaretli dislokasyonların birbirlerini yok etmesi ile hareketli dislokasyon sayısının azalmasının neden olduğu sonucuna varılmıştır. Deformasyon ile dislokasyonların yok olmasının, deformasyon hızı ile de toparlanmanın ilişkili olduğu değerlendirilmiştir.



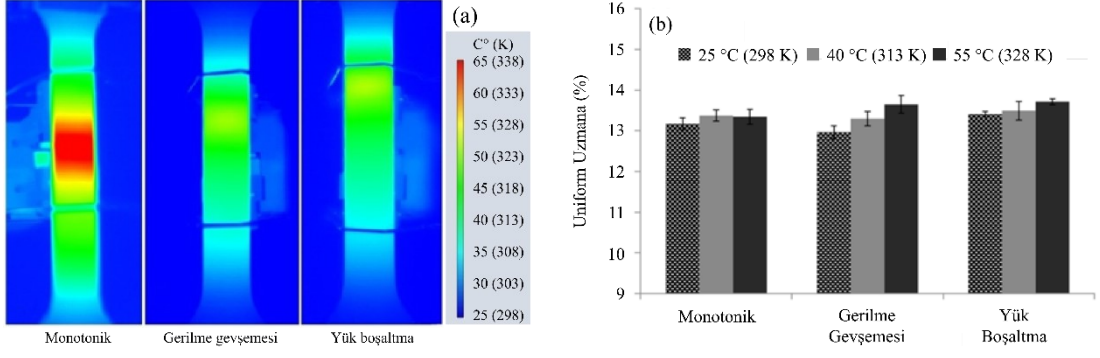
Şekil 2.18. Salınımlı ve monoton çekme deney sonuçlarının kıyaslanması (a) Düşük karbonlu çelik (b) DP780 (c) TRIP 780 (Hariharan ve ark., 2013b)

Eipert ve ark. (2014) iki farklı (Grade 1 ve Grade 4) ticari saflıktaki titanyum malzemeye $10^{-1}s^{-1}$, $10^{-2}s^{-1}$, $10^{-3}s^{-1}$ ve $10^{-4}s^{-1}$ olmak üzere dört farklı deformasyon hızında çekme deneyi yapmışlardır. Hadde yönünde ve hadde yönünde dik olarak hazırlanan numunelerle yapılan çekme deneylerinde yükleme profili hem monotonik hem de salınımlı bir şekilde uygulanmıştır. Salınımlı çekme deneylerinin her iki alaşım için de tüm deformasyon hızlarında monotonik çekme deneylerine göre süneklikte % 5-8 oranında iyileşmeye yol açtığı rapor edilmiştir (Şekil 2.19). Yazarlar, Cp-Ti alaşımlarının sünekliğindeki iyileşmenin gerilme gevşemesi sırasında meydana gelen toparlanmadan kaynaklı olduğunu bildirmişlerdir.



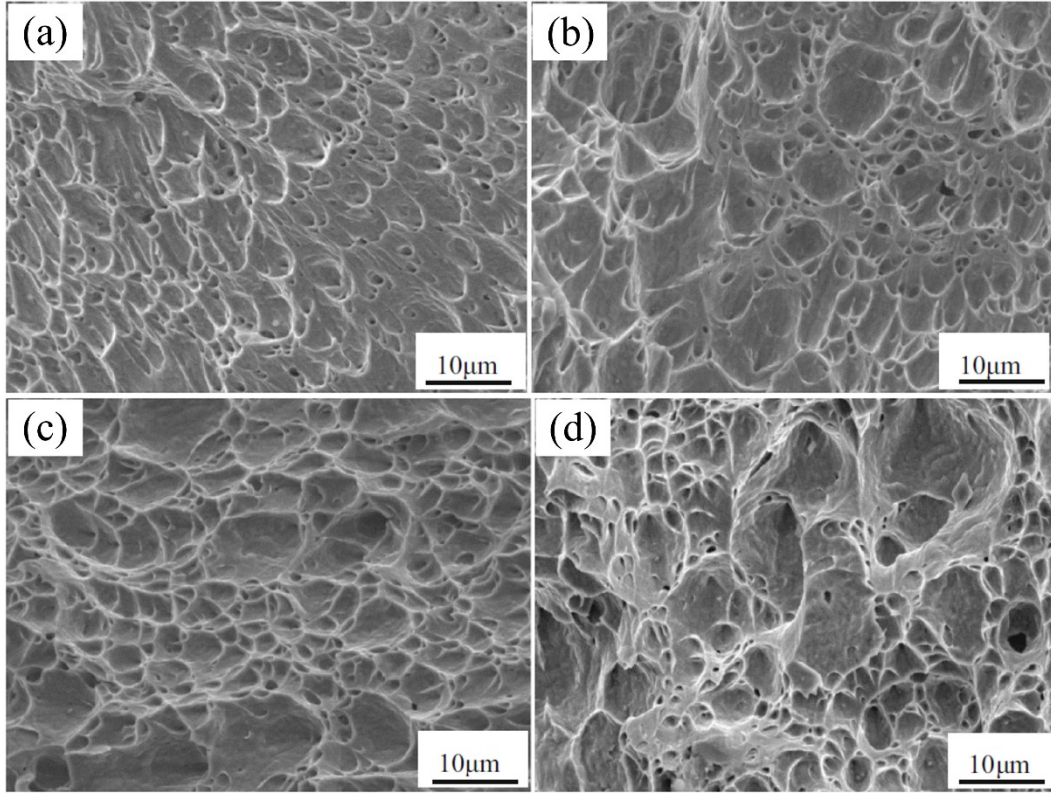
Şekil 2.19. Salınımlı ve monoton çekme deney sonuçlarının kıyaslanması (a) Cp-TiXT-0° (b) Cp-TiXT-90° (c) Cp-Ti35A-0° (d) Cp-Ti35A-90° (Eipert ve ark., 2014)

Majidi ve ark. (2016a) 10^{-3}s^{-1} ve 10^{-2}s^{-1} olmak üzere iki farklı deformasyon hızında gerçekleştirilen tek eksenli çekme deneyleri sayesinde DP780 malzemenin davranışını incelemişlerdir. Çekme deneyleri monoton, gerilme gevşemesi ve yük boşaltma olmak üzere üç farklı yöntemle yapılmıştır. Bu çalışmada yapılan en dikkat çekici durum deneylerin ortam şartlarında ve üç farklı sıcaklık için (25°C , 40°C ve 55°C) izotermal durumlarda gerçekleştirilmesidir. Yazarlar salınımlı çekme deneylerinin malzemenin sünekliğini artırdığını, deformasyon hızı arttıkça bu etkinin daha belirgin hale geldiğini bildirmişlerdir. Deneyler yapılırken bir kızılötesi kamera kullanılarak ölçülen, numunenin yüzeyindeki sıcaklık dağılımlarının Şekil 2.20.a'da görüldüğü gibi salınımlı çekme deneylerinde daha homojen bir dağılım gösterdiği tespit edilmiştir. Yazarlar bu durumun salınımlı çekme deneylerinde ısının daha homojen şekilde dağılabilmesi gerekli olan zamanın bulmasından kaynaklı olduğunu belirtmişlerdir. Malzemenin sünekliğinin artmasında sıcaklığın rolünü doğrulamak için yapılan izotermal deneylerde sıcaklıklar sabit tutulduğunda, monotonik ve salınımlı çekme deneylerinin toplam uzamalarının yaklaşık aynı seviyede olduğu bildirilmiştir (Şekil 2.20.b).



Şekil 2.20. (a) %17 eşit gerinimlerde monotonik, gevşeme gevşemesi ve yük boşaltma numunelerinin sıcaklık dağılımları **(b)** Farklı izotermal sıcaklıklarda yükleme çeşitlerinin uzama değerleri (Majidi ve ark., 2016a)

Li ve ark. (2017) 304 paslanmaz çelik malzeme ile farklı deformasyon hızlarında yapılan salınımlı çekme deneyleri esnasında meydana gelen gerilme gevşemesi davranışını incelemek amacıyla bir çalışma yapmışlardır. Yapılan çalışmada salınımın farklı deformasyonlarda başladığı deneylerin kırılma yüzey morfolojileri Şekil 2.21’de görüldüğü gibi SEM fotoğrafları ile incelenmiştir. Monotonik çekme (Şekil 2.21.a) ve salınımın %20 (Şekil 2.21.c) ve %30 (Şekil 2.21.d) BŞD değerinde başladığı numunelerin SEM fotoğraflarından ölçülen ortalama çukur çap değerleri sırasıyla 1,43, 1,48 ve 1,55 μm ’dir. Yazarlar plastik deformasyon ve kırılmanın büyük ölçüde aynı faktörlerden etkilendiğini ve kırılma yüzeyinin tüm deformasyon süreci hakkında ipucu verdiğini belirtmişlerdir. Çalışmada ortalama çukur çapının salınım koşullarına bağlı olarak değiştiği ve uzama miktarı hakkında fikir vereceği, genel olarak daha büyük çukur çapının daha yüksek bir uzamaya işaret edeceği belirtilmiştir. Yazarlar ayrıca şekillenmedeki artışın dislokasyonların yeniden düzene girmesine ve gerilim gevşemesi sırasında meydana gelen martenzitik dönüşüme atfetmişleridir.



Şekil 2.21. SS 304 malzemeye ait SEM kırılma morfolojisi **(a)** Monoton  ekme **(b)** Salınımın %10 gerinim değerinde başlaması **(c)** Salınımın %20 gerinim değerinde başlaması **(d)** Salınımın %30 gerinim değerinde başlaması (Li ve ark., 2017)

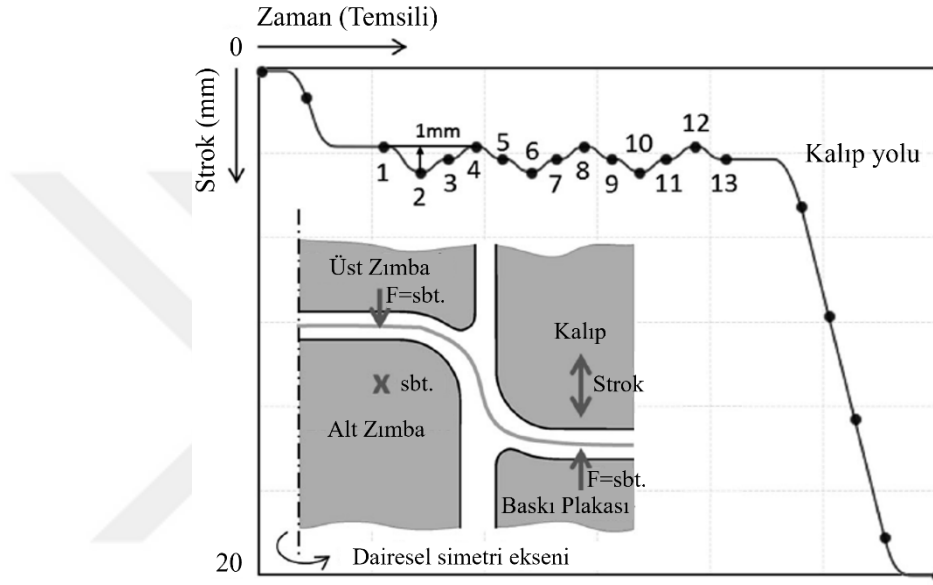
Salınımlı  ekme deneyleri ile ilgili literatürde tespit edilebilen diğer çalışmalar  izelge 2.2’de yazar ve yıl, yöntem, salınım sayısı, malzeme olarak ve çalışmanın muhteviyatı da deneysel, sayısal, parametrik ve mikroyapı olarak özetlenmiştir.

Çizelge 2.2. Salımlı çekme deneyi ile alakalı yapılan çalışmalar

No	Yazar, Yıl	Yöntem	Salınım Sayısı	Malzeme	Çalışma Türü			
					Deneysel	Sayısal	Parametrik	Mikroyapı
1	Zhang, 2009	Yük boşaltma	Hasara uğrayana kadar	SS 304	✓	x	✓	x
2	Cullen, 2013	Yük boşaltma, Gerilme gevşemesi	Hasara uğrayana kadar	SS 304	✓	✓	✓	x
3	Hariharan, 2013-a	Gerilme gevşemesi	5 ve 10 salınım	Düşük Karbonlu Çelik, DP780, TRIP 780	✓	x	✓	x
4	Hariharan, 2013-b	Gerilme gevşemesi	5 salınım	Düşük Karbonlu Çelik, DP780, TRIP 780	✓	x	✓	x
5	Eipert, 2014	Gerilme gevşemesi	5 ve 9 salınım	Cp-Ti	✓	x	✓	x
6	Bong, 2016	Gerilme gevşemesi	6 salınım	Ferritik Paslanmaz Çelik	✓	x	✓	x
7	Hariharan, 2016	Gerilme gevşemesi	Tek salınım	SS 316	✓	x	✓	x
8	Majidi, 2016-a	Yük boşaltma, Gerilme gevşemesi	3 salınım	DP780	✓	x	✓	x
9	Majidi, 2016-b	Yük boşaltma, Gerilme gevşemesi	4 salınım	Östenitik TWIP	✓	x	✓	x
10	Li, 2017	Gerilme gevşemesi	5 salınım	SS 304	✓	x	✓	✓
11	Prasad, 2018	Gerilme gevşemesi	Tek salınım	AA 8011	✓	x	✓	x
12	Varma, 2018	Gerilme gevşemesi	Tek salınım	SS316L	✓	x	✓	✓
13	Ueshima, 2019	Yük boşaltma, Gerilme gevşemesi	Hasara uğrayana kadar	JIS SPFH590 (HSLA)	✓	x	✓	✓
14	Varma, 2019	Gerilme gevşemesi	10 salınım	SS 316L	✓	✓	✓	x
15	Jiang, 2020	Gerilme gevşemesi	2 salınım	HSS Q690	✓	x	✓	x
16	Prasad, 2020	Gerilme gevşemesi	Tek salınım	Ti-6Al-4V	✓	x	✓	✓
17	Lee, 2021	Gerilme gevşemesi	Tek salınım	AA 7075	✓	x	x	x
18	Kumar, 2022	Gerilme gevşemesi	5 salınım	Saf Alüminyum	✓	x	x	x

2.3.3. Salınlımlı şekillendirme konusunda yapılan diğer çalışmalar

Salınlımlı şekillendirme yöntemi sadece hidro-şekillendirme ve çekme deneyleri ile sınırlı kalmamış, zımbanın ve/veya baskı plakasının hareketinin salınlımlı olarak uygulanmasıyla kalıpla yapılan şekillendirme yöntemlerine de uygulanmıştır. Zımba hareketinin salınlımlı olarak uygulandığı bir çalışmanın zımba yükleme eğrisi ve şematik kalıp gösterimi Şekil 2.22’de verilmiştir.



Şekil 2.22. Eksenel simetrik kalıbın şematik görünümü ve strok-zaman eğrisi (Kricchenbauer ve ark., 2015)

Koga ve ark. (2007) derin çekme yönteminde bilgisayar kontrollü servo pres kullanarak salınlımlı derin çekme işlemi yapmışlardır. Düşük frekanslı salınım kullanılarak yapılan salınlımlı derin çekme işleminde, ultrasonik titreşimlerin yalnızca kalıba uygulandığı durumda olduğu gibi sınır çekme oranında önemli bir gelişme gözlemlenmiştir. Ayrıca çalışma kapsamında düşük frekanslı salınım kullanılarak yapılan derin çekmenin, kalıpla şekillendirilmiş ürünlerde buruşma oluşumunu önlemede oldukça etkili olduğu ve düşük miktarda baskı plakası kuvveti ile bile buruşma olmaksızın ürünler elde etmenin mümkün hale geldiği belirtilmiştir.

Yamashita ve Ueno (2013) gerilme gevşemesinin etkisini klasik derin çekme yöntemini kullanarak araştırmışlardır. Klasik derin çekme yönteminde presin krank hareket profilini monoton ve salınlımlı olarak uygulamışlardır. Yapılan çalışmada BŞD sabit tutulduğunda, elastik BŞD’lerin plastik BŞD’ye dönüşmesiyle gerilmenin düştüğü

incelemişlerdir. Kanal derinliği ve genişliğinde en iyi sonucu veren yöntem H hareket olurken köşe açısında en kötü sonucu vermiştir. Köşe açısında en iyi sonucu veren yöntem ise V hareket yöntemidir.

Del Prete ve Primo (2020) evyeye benzer bir parçanın şekillendirilmesinde optimum salınlımlı yükleme profillerini belirlemek için SEA'lar yardımıyla parametrik optimizasyon çalışması yapmışlardır. Analizlerden elde edilen yükleme profillerini kullanarak üretilen deneysel parça ile analiz sonuçları oldukça uyumlu çıkmıştır.

Kriechebauer ve ark. (2021) metal şekillendirme sürecinde malzemenin şekillenebilirliği hakkında yorum yapmak için sıklıkla kullanılan çapraz kap (cross cup) parçasını salınlımlı olarak şekillendirilebilmesi için optimum parametreleri optimizasyon yöntemi kullanarak belirlemişlerdir. SEA'lar kullanılarak yapılan optimizasyon çalışmasında malzemenin hasar almadan ve etek bölgesinde en az buruşuklukla hedef geometriye en yakın sonucu veren salınlımlı yükleme profil parametreleri tespit edilmiştir.

2.4. Salınlımlı Şekillendirmenin Modellenmesi

Mori ve ark. (2003) tüp hidro-şekillendirme prosesi için $\sigma = 108\epsilon^{0,20}$ akma eğrisine sahip, çapı 22 mm, duvar kalınlığı 1 mm olan saf alüminyum tüp malzemenin SEA'larını Osakada ve ark. (1982) önerdiği Rijit-plastik modelini kullanarak yapmışlardır. Yapılan çalışmada parça ile kalıplar arasındaki sürtünme katsayısı 0,1 olarak tanımlanmıştır. Uygulanan üç farklı basınç yükleme profili için de analizler ve deneyler oldukça uyumlu çıkmıştır.

Hama ve ark. (2004) daha önceki çalışmalarında (Hama ve ark., 2003) ITAS3D tabanlı olarak geliştirdikleri açık kaynak kodlu sonlu elemanlar modelini kullanarak bir otomobil süspansiyon parçasını tüp hidro-şekillendirme yöntemiyle üretmek için deneyler ve analizler yapmışlardır. Çalışmada hidro-şekillendirme işlemi sırasında 200 mm'ye kadar eksenel besleme ile birlikte basınç 1400 bar seviyelerine kadar salınlımlı olarak uygulanmıştır. Farklı yükleme koşulları ile yapılan analizlerin sonuçları deneylerle örtüştüğü yazarlar tarafından rapor edilmiştir.

Birbirinin devamı niteliğindeki iki ayrı çalışmada Loh-Mousavi ve ark. (2007); Loh-Mousavi ve ark. (2008) Abaqus/Explicit ticari sonlu elemanlar analiz programında T-şekilli bir parçanın tüp hidro-şekillendirme ile formlanması için çalışmalar yapmışlardır. Sistem simetrik olduğu için yarım model olarak yapılan analizde üç boyutlu kabuk eleman tipi kullanılmış ve kalıplar rijit olarak tanımlanmıştır. Kalıplarla parça

arasındaki temas tipi “Coulomb sürtünme yasası” olarak tercih edilmiştir. Basıncın salınımlı olarak uygulandığı çalışmada analizlerle deney sonuçları benzer sonuçlar vermiştir.

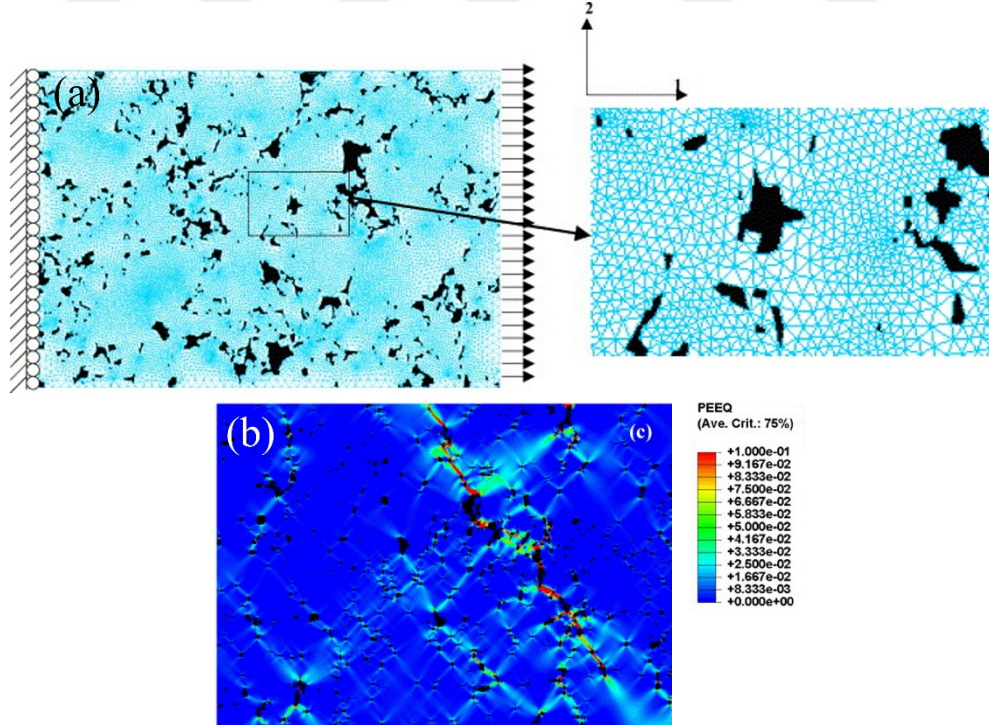
Yazarın da aralarında bulunduğu Öztürk ve ark. (2023) çalışmasında, Ti-6Al-4V malzemesi için salınımlı sac hidrolik şişirme prosesi deneysel ve sayısal olarak araştırılmıştır. Yapılan çalışmada kurulacak model tam simetrik olduğu için çeyrek model kullanılmıştır. LS-DYNA sonlu elemanlar analiz programında kurulan modelde Lineer Plastik ve Yoshida Uemori pekleşme modelleri kullanılmıştır. Yapılan analizlerle deney sonuçları şekillendirilen parçanın eğrisel mesafesi boyunca ve kubbe yüksekliği açısından karşılaştırılmıştır. Yazarlar Lineer Plastik pekleşme modelinin monoton şekillendirmede kubbe yüksekliğini %29,7 hata ile salınımlı şekillendirmede ise %16,8 hata ile tahmin ettiğini, Yoshida Uemori pekleşme modelinin ise monoton şekillendirmede kubbe yüksekliğini %16 hata ile salınımlı şekillendirmede ise %5,1 hata ile tahmin ettiğini belirtmişlerdir. Eğrisel mesafesi boyunca alınan kalınlık ölçümlerinde de Yoshida Uemori pekleşme modelinin daha başarılı sonuçlar verdiğini, dolayısıyla Yoshida Uemori pekleşme modelinin salınımlı hidro-şekillendirme yöntemlerinin modellenmesinde kullanılabilir olduğunu rapor etmişlerdir. Araştırmacılar başka bir çalışmalarında daha önceki çalışmalarında hidrolik şişirme yöntemiyle doğruladıkları Yoshida Uemori pekleşme modelini dişi hidro-şekillendirme deneyleri için kalıp geometrisinin belirlenmesinde kullanmışlardır (Öztürk ve ark., 2024). Yapılan çalışmada malzemenin hasar kontrolü ŞSD ile yapılmıştır. Çalışmada kalıbın iç çapı ve giriş radyüs parametreleri analizlerle belirlenmiştir. Sonrasında optimum kalıp parametreleri kullanılarak elde edilen parçalarla analiz sonuçları; şekilsel, giriş radyüsü, taban radyüsü ve etek bölgelerindeki dalgalanma olmak üzere dört farklı parametre ile doğrulanmıştır. Yüksek şekilsel benzerliğin çıktığı sonuçlarda giriş radyüsü, taban radyüsü ve etek bölgelerindeki dalgalanma ölçümleri için analizlerle deneyler arasındaki hata oranları sırasıyla %7,66, %3,52 ve %6,18 olarak ölçüldüğü rapor edilmiştir.

2.5. Mikroyapı Modelleme

Son yıllarda malzemelerin mikroyapı görüntüleri kullanılarak iki boyutlu gerçek mikroyapı analizleri veya mikroyapının istatistiksel verileri kullanılarak üretilen sentetik üç boyutlu mikroyapılarla sonlu elemanlar analizleri gerçekleştirilmektedir. Mikroyapı analiz çalışmaları literatürde “Temsili Hacim Elemanları” kelimelerinin İngilizce baş

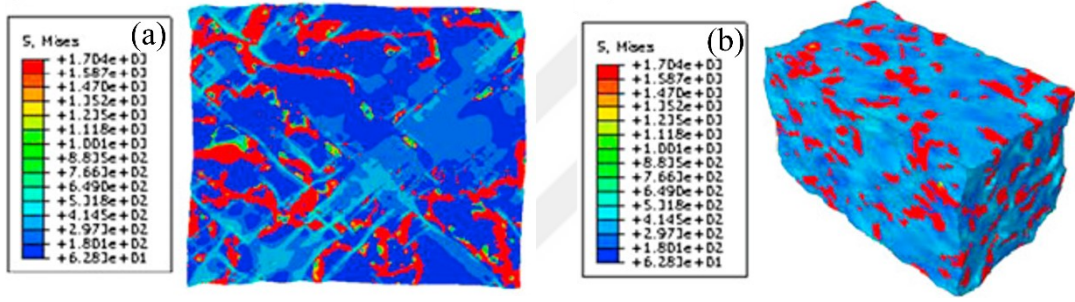
harflerinden oluşan “RVE” (Representative Volume Elements) şeklindeki kısaltma ile anılmaktadır. Yapılan analizler sayesinde şekillendirme esnasında malzemelerin içyapısında meydana gelen değişiklikler ortaya çıkarılmakta ve bu değişikliklerin yorumlanması daha kolay hale gelmektedir (Bargmann ve ark., 2018).

Chawla ve Deng (2005) sinterlenmiş Fe–0.85Mo–Ni çeliğinin mikroyapısını, gözenek boyutu morfolojisi ve dağılımının mekanik özelliklere etkisinin incelenmesi için bir çalışma yapmışlardır. İki boyutlu olarak kurulan mikroyapı modelleme çalışmasında Şekil 2.24.a’da gösterildiği gibi 1 yönündeki kenarlardan bir tanesine simetri özelliği tanımlanmış diğer kenarından hareket uygulanmıştır. 2 yönündeki kenarlardan bir tanesine simetri özelliği tanımlanmış diğer kenar ise serbest bırakılmıştır. Üçgen ağ yapısı kullanılan modelde, deformasyon sonrasında ait bir görüntü Şekil 2.24.b’de verilmiştir. Yapılan analizler neticesinde yazarlar, daha büyük, düzensiz ve kümelenmiş gözeneklerin, BŞD lokalizasyonuna önemli ölçüde katkıda bulunduğunu ve bunun da düşük sinterleme yoğunluğunda erken hasara yol açtığını, daha yüksek sinterleme yoğunluğunda gözeneklerin daha küresel hale geldiğini ve daha homojen bir şekilde dağıldığını belirtmişleridir. Bu durumun da malzemede meydana gelen plastik deformasyonun daha homojen bir şekilde dağılmasına neden olduğunu bildirmişleridir.



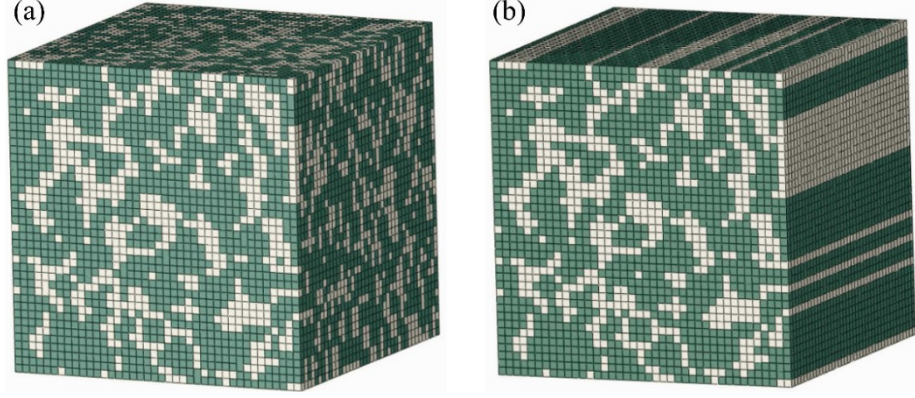
Şekil 2.24. Fe–0.85Mo–Ni çeliğinin mikroyapısı analizi (a) Sınır şartları ve ağ yapısı (b) Deformasyon sonrası plastik BŞD konturu (Chawla ve Deng, 2005)

Ramazani ve ark. (2013) DP çeliklerinin akma eğrisini çekme deneyi ile değerlendirmek için mikroyapı analizleri gerçekleştirmişlerdir. Farklı martenzit oranlarına ve morfolojilere sahip mikroyapıları iki ve üç boyutlu yaklaşımlarla incelenmişlerdir. DP çeliğinin iki boyutlu mikroyapı analizleri, mikroyapı görüntülerinin 2D RVE'lere dönüştürülmesiyle elde edilirken, üç boyutlu mikroyapı analizleri ise rastgele dağıtılmış fazlarla istatistiksel olarak üretilmiştir. DP malzemesinin ihtiva ettiği ferrit ve martenzit fazlarının akma eğrileri kimyasal kompozisyonlarla hesaplanan bir yaklaşım kullanılarak, teorik olarak elde edilmiştir. DP çeliklerinin akma davranışını tahmin etmek için yapılan çekme deneyi analizleri ABAQUS yazılımı kullanılarak yapılmıştır. Analizler sonucunda mikroyapıda elde edilen gerilme dağılımları iki boyutlu mikroyapı analizi için Şekil 2.25.a'da ve üç boyutlu mikroyapı analizi için ise Şekil 2.25.b'de verilmiştir.



Şekil 2.25. Analizler neticesinde mikroyapıda elde edilen gerilme dağılımları (a) İki boyutlu mikroyapı için (b) Üç boyutlu mikroyapı için (Ramazani ve ark., 2013)

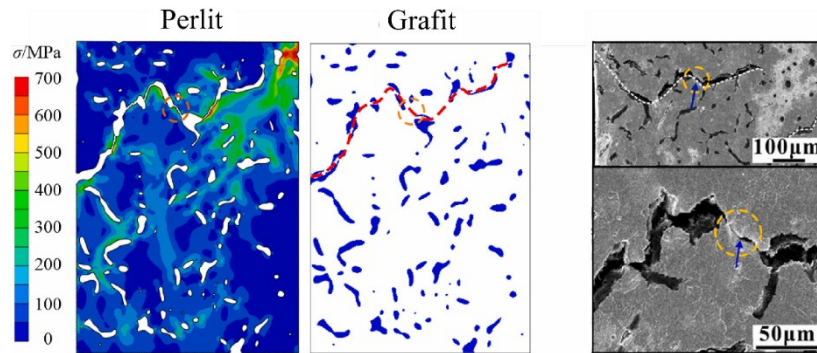
Ayatollahi ve ark. (2016) yaptığı çalışmada da DP çeliğinin mikroyapı görüntüleri kullanılarak iki ve üç boyutlu mikroyapı analizleri gerçekleştirilmiştir. Bu çalışma kapsamında yapılan üç boyutlu analizlerde kullanılan mikroyapılar iki farklı şekilde üretilmiştir. Şekil 2.26.a'da görülen mikroyapı istatistiksel veriler kullanılarak rastgele bir dağılım sergileyecek şekilde, Şekil 2.26.b'de görülen mikroyapı ise iki boyutlu mikroyapı görüntüsünün üçüncü ekseninde uzatılması ile elde edilmiştir. Yapılan çalışmada iki boyutlu mikroyapı ile iki boyutlu mikroyapıdan türetilmiş olan üç boyutlu mikroyapı analizlerinin oldukça yakın sonuçlar verdiği, üç boyutlu mikroyapıdaki gerilme değerinin diğerlerine göre bir miktar yüksek çıktığı ifade edilmiştir.



Şekil 2.26. Üç boyutlu analizler için üretilen mikroyapılar (a) İstatiksel olarak rastgele üretilen mikroyapı (b) İki boyutlu mikroyapının homojen olarak uzatılması (Ayatollahi ve ark., 2016)

Toros ve Öztürk (2018) ferrit, beynit ve kalıntı östenitten oluşan TRIP çeliklerinin deformasyon modlarının martenzitik dönüşüm üzerindeki etkilerini mikroyapısal düzeyde incelenmişlerdir. Bu kapsamda analizler, %55 ferrit, %35 beynit ve %10 kalıntı östenit içeren, sentetik olarak üretilmiş bir mikro yapı için gerçekleştirilmiştir. Tek eksen çekme, çift eksen çekme ve kayma tipi deformasyon modları dikkate alınarak yapılan analizlerde, çift eksenli olarak yüklenen mikroyapının verilen deformasyon sonunda kalıntı östenitin maksimum miktarda martenzit fazına dönüştüğü ve kesme tipi yükleme koşulunda daha az martenzit oluştuğu belirtilmiştir.

Yang ve ark. (2021) toz metalurjisi yöntemi ile üretilmiş grafitli demirin mekanik özelliklerini grafit morfolojisi açısından değerlendirmek amacıyla mikroyapısal analizlere dayalı bir tahmin yöntemi önermişlerdir. İki boyutlu mikroyapı görüntülerinin analiz edildiği çalışmada çekme özellikleri ve hasar mekanizmaları incelenmiştir. Yazarlar yapılan deneyler ve analiz sonuçlarındaki hasar davranışı arasında Şekil 2.27’de görüldüğü gibi iyi bir uyum olduğunu belirtmişlerdir.



Şekil 2.27. Mikroyapı analizlerinde kırılma morfolojisinin sayısal ve deneysel sonuçları (Yang ve ark., 2021)

3. MATERYAL VE YÖNTEM

Bu doktora tezi kapsamında içerdiği birçok fiziksel ve mekanik özelliğinin avantajlarına rağmen oda sıcaklığında şekillendirilebilme kabiliyeti düşük olan Ti-6Al-4V alaşımı hedef malzeme olarak seçilmiştir. Bu malzemenin salınlımlı şekillendirme prosesi ile oda sıcaklığında şekillendirilebildiğinin artırılması hedeflenmiş ve bu kapsamda 0,5 mm ve 2,65 mm olmak üzere iki farklı kalınlıkta Ti-6Al-4V alaşımı için deneysel ve sayısal çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Tedarikçi tarafından sağlanan Ti-6Al-4V alaşımının mekanik özelliklerini ve kimyasal kompozisyon oranlarını içeren kalite sertifikasyon belgesi Şekil 3.1’de verilmiştir.

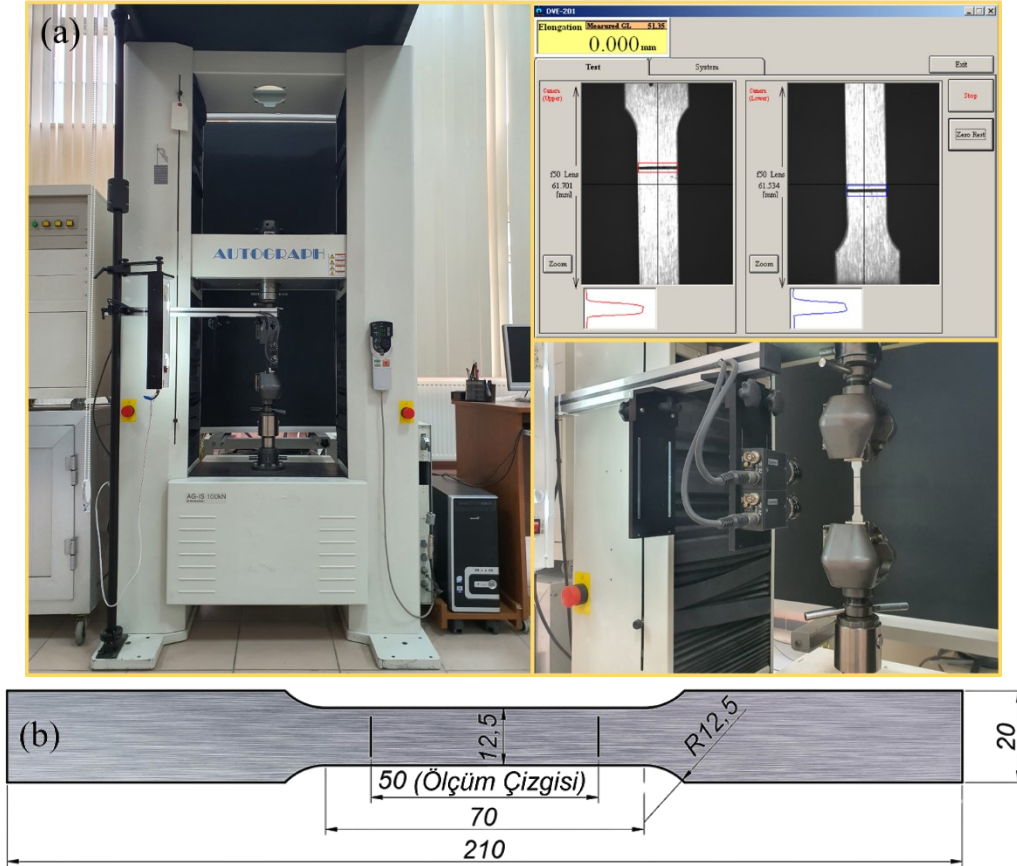
 西安领航新材料科技有限公司 TSM TECHNOLOGY CO., LTD 质量证明书 QUALITY CERTIFICATION EN10204 3.1 生产许可证编号: XK10-003-00009													
Address	Keji 5th Road NO.8 Gaoxin District, Xi'an			Customer	Dr. Mevlüt TÜRKÖZ			CI No	TSM820201030				
Tel	02987547434			Products	Titanium Plates Gr5			Specs	AS FOLLOWING				
Sales	Bella			数量合计 (Total): 29 公斤 (kgs)									
Heat No.	Standrad	Size (mm)	Material	Quantity (pcs)	Weight (kgs)	Mechanical properties							
						Tensile Strength (Mpa) Min.895	Rp0.2Yield Strength,0.2% Min.828	Elongation (%) Min.8					
066-775	ASTM B265	5*1000*1000	6Al-4V	24	29	1043	932	10					
						1017	966	10.5					
检测结果 Test Result(s)													
Heat No.	Size (mm)	Material	Element	Chemical Composition (%)									
				Ti	Fe	C	N	O	H	Al	V	Residuals	
066-775	5*1000*1000	Gr.5	Test Value	Analysis	≤0.40	≤0.08	≤0.05	≤0.20	≤0.015	5.5-6.75	3.5-4.5	Each≤0.10	Total≤0.40
					0.049	0.010	0.011	0.044	0.0089	6.15	4.15	Acceptable	Acceptable
066-775					0.049	0.010	0.013	0.069	0.0089	6.08	4.05	Acceptable	Acceptable
1. We hereby certify that the product described herein have been manufactured, inspected and tested in accordance with the customer specification and the results satisfy the requirement.													
编制人 Compiled by	唐苗			审核 Verify	惠绍冬			质量 Stamp	日期 date			2020.11.10	

Şekil 3.1. Ti-6Al-4V alaşımının mekanik özelliklerini ve kimyasal kompozisyon oranlarını içeren kalite sertifikasyon belgesi

3.1. Çekme Deneyleri

Çekme deneyleri Niğde Ömer Halisdemir Üniversitesi Makine Mühendisliği Bölümü Metal Şekillendirme Laboratuvarında bulunan 100 kN yükleme kapasitesine sahip Shimadzu Autograph AG-IS 100 kN universal çekme deney cihazında yapılmıştır. Bu cihaza farklı gereçler bağlanarak basma, üç nokta vb. deneyler de yapılabilmekte ve hareketler, bilgisayar kontrollü olarak cihazın yönetildiği yazılım sayesinde programlanabilmektedir. Numunelerdeki Birim Şekil Değişim (BŞD) değerlerinin hesaplanabilmesi için çekme cihazıyla senkronize şekilde çalışan, numunelerin

üzerindeki ölçüm çizgilerini deney esnasında sürekli olarak takip eden iki adet CCD kamera (video ekstansometre) kullanılmıştır. Numune üzerine 50 mm olarak çizilen ölçüm çizgisi uzunluğu %0,1 hassasiyetle ölçülmektedir. Çekme deney cihazı ve ölçme sistemi Şekil 3.2.a'da gösterilmektedir. Şekil 3.2.b'de teknik resmi verilen çekme deney numunesi, ASTM E-8 standardına uygun bir şekilde hadde yönüne paralel olarak hazırlanmıştır. Her iki kalınlıktaki malzemelerin mekanik özelliklerinin belirlenmesi için hadde yönüne göre 0°, 45° ve 90° olmak üzere üç farklı yönde numuneler hazırlanarak deneyler yapılmıştır. Ayrıca malzemenin farklı yönlerdeki özelliğinin tespit edilmesi için her iki kalınlıktaki malzemenin 0°, 45° ve 90° olmak üzere üç yöndeki anizotropi katsayıları belirlenmiştir. Tez kapsamında yapılan deneylerin hepsi en az üç tekrarlı olacak şekilde gerçekleştirilmiştir. Numunelerin hazırlanması sırasında malzemenin mekanik özelliklerinin ısı, deformasyon vb. gibi dış etkenlerden kaynaklı değişmemesi için numuneler su jeti kullanılarak kesilmiştir (Korkmaz ve ark., 2021). Deneyler her iki kalınlık için de oda sıcaklığında ve $10^{-3}s^{-1}$ deformasyon hızında gerçekleştirilmiştir.



Şekil 3.2. (a) Çekme deney cihazı ve deformasyon ölçüm sistemi (b) Çekme deney numunesinin teknik resmi ve ölçülendirmesi

Çekme deneylerinde kuvvet ve uzama miktarı ölçülerek malzemenin mekanik özellikleri hesaplanmıştır. Mühendislik gerilmesi (σ_m) değeri Eşitlik 3.1’de verildiği gibi çekme deneyi esnasında kaydedilen kuvvetin malzemenin ilk andaki kesit alanına bölünmesiyle hesaplanmaktadır. Mühendislik BŞD (ε_m) değeri ise Eşitlik 3.2’de verildiği gibi çekme deneyi esnasında kaydedilen uzama değerinin başlangıç ölçüm çizgisi uzunluğuna bölünmesiyle hesaplanmaktadır.

$$\sigma_m = \frac{F}{A_0} \quad (3.1)$$

$$\varepsilon_m = \frac{l-l_0}{l_0} = \frac{\Delta l}{l_0} \quad (3.2)$$

Mühendislik hesaplamaları (σ_m ve ε_m) hesabın kolay yapılabilmesi için uygulanan bir yaklaşımdır ve elastik bölgede kullanılabilir ancak plastik şekil verme işlemlerinde kullanılması uygun değildir. Plastik bölgede yapılacak işlemlerde gerçek gerilme (σ_g) ve gerçek BŞD (ε_g) değerlerinin kullanılması gerekmektedir. σ_g değeri Eşitlik 3.3’te verildiği gibi ölçülen kuvvetin anlık olarak malzemenin anlık birim kesit alanına bölünmesiyle elde edilmektedir.

$$\sigma_g = \frac{F}{A_i} \quad (3.3)$$

Ancak gerçek şartlarda malzemedeki anlık kesit alanının ölçülmesi çok zor olduğu için σ_g homojen plastik deformasyon bölgesinde geçerli olan hacmin korunumu ilkesi kullanılarak aşağıda verildiği şekilde hesaplanabilir.

$$\left. \begin{array}{l} \varepsilon_m = \frac{l-l_0}{l_0} \Rightarrow \frac{l}{l_0} = \varepsilon_m + 1 \\ A_0 \cdot l_0 = A \cdot l \\ \sigma_g = \frac{F}{A} \end{array} \right\} \Rightarrow \sigma_g = \frac{F}{A_0} \frac{l}{l_0} \Rightarrow \sigma_g = \sigma_m (1 + \varepsilon_m) \quad (3.4)$$

ε_g değeri deneyin herhangi bir anında numunedeki uzama miktarının (dl) o anki ölçü uzunluğuna (l) bölünmesiyle belirlenir. Eşitlik gerekli sınır şartları kullanılarak integre edilirse ε_g değeri Eşitlik 3.5’te gösterildiği gibi elde edilebilir.

$$d\varepsilon_g = \frac{dl}{l} \Rightarrow \left. \begin{aligned} \int d\varepsilon_g &= \int_{l_0}^l \frac{dl}{l} \Rightarrow \varepsilon_g = \ln\left(\frac{l}{l_0}\right) \\ \frac{l}{l_0} &= \frac{l-l_0}{l_0} = \varepsilon_m \end{aligned} \right\} \varepsilon_g = \ln(1 + \varepsilon_m) \quad (3.5)$$

Malzemelerin farklı yönlerde farklı mekanik özellikler göstermesi olayı anizotropi olarak anılmaktadır. Malzemelerin anizotropik özellikleri şekillendirilebilme kabiliyetlerini etkileyen çok önemli bir parametredir. R sembolü ile gösterilen anizotropi, şekillendirme sırasında malzemenin genişliğinde meydana gelen BŞD'nin kalınlığındaki BŞD'ye oranı olarak ifade edilmektedir. Malzemenin genişliğinde ve kalınlığında meydana gelen BŞD sırasıyla Eşitlik 3.6 ve 3.7'de verildiği şekilde belirlenmektedir.

$$\varepsilon_w = \ln(w/w_0) \quad (3.6)$$

$$\varepsilon_t = \ln(t/t_0) \quad (3.7)$$

Burada w_0 ve t_0 sırasıyla ilk genişliği ve kalınlığı, w ve t ise deformasyon sonrasında ölçülen genişliği ve kalınlığı temsil etmektedir. Homojen plastik deformasyon bölgesinde malzemenin boyundaki ve genişliğindeki BŞD değerleri kullanılarak hacmin korunumu prensibinden kalınlıktaki değişimler Eşitlik 3.8 ve 3.9'da verildiği şekilde hesaplanabilmektedir.

$$wtl = w_0 t_0 l_0 \quad (3.8)$$

$$t/t_0 = (w_0/l_0)/(w/l) \quad (3.9)$$

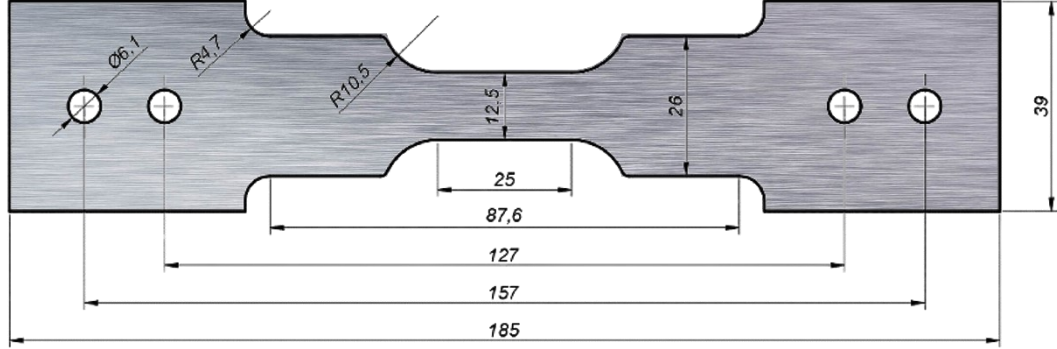
Yukarıdaki bağıntılar kullanılarak malzemenin anizotropi değeri Eşitlik 3.10'daki gibi belirlenebilmektedir.

$$R = \ln(w/w_0)/(w_0 l_0/w/l) \quad (3.10)$$

3.2. Döngüsel Çekme-Basma Deneyleri

Salınımlı şekillendirmenin modellenmesinde kullanılan kinematik pekleşme modeline (Yoshida-Uemori) ait parametrelerin belirlenmesi için döngüsel çekme-basma deney verisine ihtiyaç vardır. Bu kapsamda 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesinin Yoshida-Uemori model parametrelerinin belirlenmesi için teknik resmi

Şekil 3.3'te verilen numune kullanılarak döngüsel çekme-basma deneyleri gerçekleştirilmiştir.

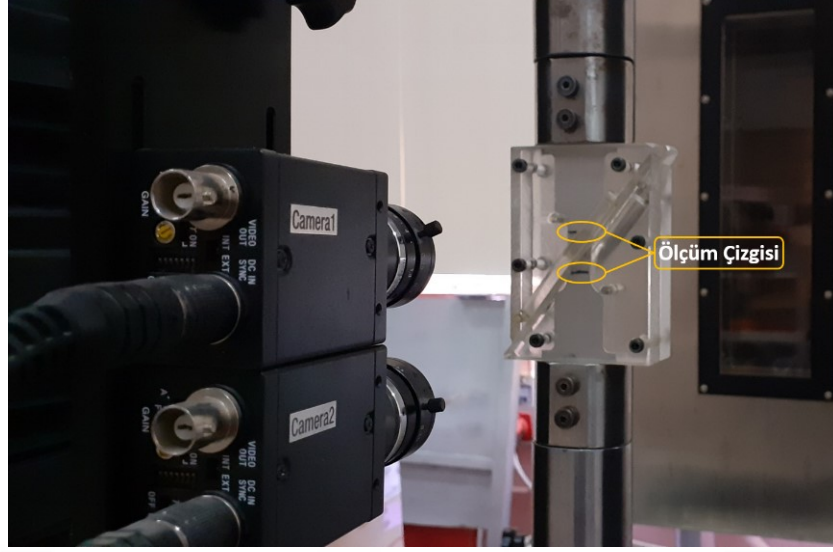


Şekil 3.3. Döngüsel çekme-basma deney numunesinin teknik resmi

Döngüsel çekme-basma deneylerinde önce tek numuneye birden fazla döngü uygulanmıştır. Ancak birden fazla döngünün yapıldığı döngüsel çekme-basma deney verileri kullanılarak elde edilen pekleşme model parametrelerinin doğrulama analizleri neticesinde uygun sonuçlar vermemesi üzerine her bir döngü için ayrı ayrı numuneler kullanılarak deneyler tekrar edilmiştir.

Döngüsel çekme-basma deneyi tek bir numune üzerinde şu şekilde gerçekleştirilmiştir; numune önce %2 BŞD değerine kadar çekilmiş sonra %0 BŞD değerine kadar basılarak bir döngüsel çevrim tamamlanmıştır. Aynı numune çekilirken sürekli olarak %1 artışla %3, %4, %5 ve %6 BŞD değerlerine kadar çekilmiş ve her defasında %0 BŞD değerine kadar basılmıştır. Döngüsel çevrim yapılırken basma anında gerilme eksi değerlere inmektedir. Bu esnada malzemede burkulma olmaması için malzeme iki rijit plaka arasına yerleştirilerek deney yapılmıştır. BŞD değerinin ölçülebilmesi için kameraların numune üzerine çizilen ölçüm çizgilerini takip etmesi gerektiğinden plakaların malzemesi Şekil 3.4'te görüldüğü gibi şeffaf pleksiglas olarak tercih edilmiştir. Döngüsel çekme basma deneyleri, çekme deneylerinin yapıldığı universal çekme cihazı kullanılarak gerçekleştirilmiştir.

İlk yapılan deneylerde çekme ve basma olmak üzere iki aşama bulunmaktadır. İkinci yapılan döngüsel çekme-basma deneylerinde ise sırasıyla çekme-basma-çekme olmak üzere üç aşama bulunmaktadır. İkinci deneylerde beş ayrı numune kullanılarak numuneler sırasıyla %3, %4, %5, %6 ve %7 uzama değerlerine kadar çekilmiş, sonra %0 uzama değerine basılmış ve daha sonra ilk aşamada çekildiği uzama değerine kadar tekrar çekilerek deney sonlandırılmıştır.



Şekil 3.4. Döngüsel çekme-basma deney düzeneği ve pleksiglas plakalar

3.3. Salınlı Çekme Deneyleri

Salınlı çekme deneylerinin uygulanmasında "gerilme gevşemesi" ve "yük boşaltma" deneyleri olmak üzere iki farklı yöntem kullanılmıştır. Bu yöntemler uygulanış biçimi açısından birbirinden farklıdır.

Gerilme gevşemesi deneylerinde malzeme belirli bir BŞD değerine kadar çekildikten sonra çekme çenesinin hareketi durdurulup, çene belirli bir süre sabit tutulmuştur. Çekme çenelerinin sabit tutulması, malzeme içindeki dislokasyonların yeniden yönlendirilmesine olanak tanımaktadır. Dislokasyonların yeniden düzenlenmesi gerilmenin azalmasına yol açmakta ve sonuçta gerilme gevşeme mekanizması ortaya çıkmaktadır (Li ve ark., 2017).

İkinci yöntem olan yük boşaltma deneylerinde ise malzeme istenilen bir BŞD değerine kadar çekildikten sonra numune üzerindeki yük belli bir değere kadar düşürülüp akabinde bekleme olmadan tekrar çekme işlemi yapılmıştır. Bu deney sırasında çekme çeneleri, malzemedeki gerilme seviyesini düşürmek için basma yönünde hareket etmektedir.

Gerilme gevşemesi deneylerinde salınlı, monoton çekme deneylerinden elde edilen toplam uzama değerinin %20, %40 ve %60'ından itibaren üç ayrı BŞD değerinde uygulanmaya başlanmıştır. Salınlı başladıktan sonra numune kırılincaya kadar her bir %0,5 ve %1 BŞD artışında gerilme gevşemesinin meydana gelebilmesi için çekme çeneleri 2 sn, 20 sn ve 60 sn bekletilmiştir. Gerilme Gevşemesi deneyleri Çizelge 3.1'de

verilen parametrelerle tam faktöriyel deney tasarımı olmak üzere her bir kalınlık için toplamda 18 farklı senaryoda gerçekleştirilmiştir.

Yük boşaltma deneylerinde salınım, monoton çekme deneylerinden elde edilen toplam uzamanın %40'ından itibaren uygulanmaya başlanmıştır. Salınım başladıktan sonra numunenin üzerindeki yük her bir %0,5 ve %1 BŞD artışında, o andaki gerilme değerinin %10'u, %30'u, %50'si ve %100'ü oranlarında boşaltılmış ve akabinde bekleme olmadan tekrar çekme işlemi yapılmasıyla deneyler gerçekleştirilmiştir. Yük boşaltma deneyleri Çizelge 3.1'de verilen parametrelerle tam faktöriyel deney tasarımı olmak üzere her bir kalınlık için toplamda 8 farklı senaryoda gerçekleştirilmiştir.

Çizelge 3.1. Salınımlı çekme deney parametreleri

Gerilme Gevşemesi Deneyleri		
Parametreler	Parametre Detayları	Seviye Sayısı
Yükleme Aralığı	Plastik şekil değişiminden sonra her bir % 0,5 ve % 1 BŞD değerinde	2
Başlangıç BŞD'si	Toplam uzamanın %20'si, %40'ı, %60'ı	3
Gevşeme Süresi	2 s, 20 s, 60 s	3
Kalınlık	0,5 mm ve 2,65 mm	2
Toplam deney sayısı: 2x3x3x2=36 ve üç tekrarla birlikte 36x3=108		
Yük Boşaltma Deneyleri		
Parametreler	Parametre Detayları	Seviye Sayısı
Yükleme Aralığı	Plastik şekil değişiminden sonra her bir % 0,5 ve % 1 BŞD değerinde	2
Yük Boşaltma Oranı	O anki gerilme seviyesinin %10, %30, %50 ve %100'ü değerinde	4
Kalınlık	0,5 mm ve 2,65 mm	2
Toplam deney sayısı: 2x4x2=16 üç tekrarla birlikte 16x3=48		

3.4. Hidro-Şekillendirme Deneyleri

Hidro-şekillendirme (silindirik kap) deneyleri Konya Teknik Üniversitesi Makine Mühendisliği Bölümü Hidro-Şekillendirme Laboratuvarında bulunan ve görseli Şekil 3.5'te verilen 1500 bar sıvı basıncı ve 60 ton baskı plakası kuvveti kapasiteli pres kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Hidro-şekillendirme deneylerinin yapılmasında TÜBİTAK tarafından desteklenen 219M489 numaralı ve "Salınımlı Sac Hidro Şekillendirme Prosesiyle Ti-6Al-4V Alaşımının Şekillendirilebilirliğinin İyileştirilmesi ve Mikroyapıyla İlişkilendirilmesi" başlıklı 1001 projesi kapsamında gerçekleştirilen deney verileri kullanılmış olup, deneylerin gerçekleştirilmesinde proje ekibinden destek

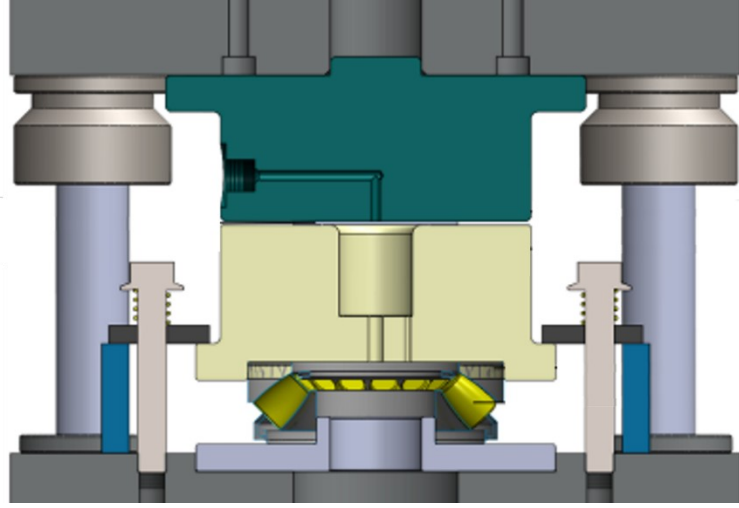
alınmıştır. 0,5 mm kalınlık için yapılan hidro-şekillendirme deneylerinden elde edilen veriler sonlu elemanlar analiz sonuçlarının doğrulanmasında kullanılmıştır.



Şekil 3.5. Hidro-şekillendirme deney ünitesi (Dilmeç, 2012)

Sac hidro-şekillendirme prosesinde basıncın salınlı uygulanmasının, şekillendirilebilirlik ve parça kalitesinde sağladığı olumlu etkinin görülebilmesi için silindirik kaplar Dişi Hidro-Şekillendirme (DHS) yöntemiyle üretilmiştir. İlk olarak kalıp geometrisinin belirlenmesi için yapılan sonlu elemanlar analizleri ile, 50 mm iç çapa ve 8 mm giriş radyüsüne sahip kalıp geometrisi için gerekli baskı plakası kuvveti deney düzeneğinin kapasitesinden (60 ton) fazla olduğu belirlenmiştir. Baskı plakası kuvvetinin, sıvı basıncın açma kuvvetinden düşük olması durumunda kalıpların deney esnasında basıncın etkisiyle açılıp sızdırma yapacağını göstermektedir. Baskı plakasının maksimum kuvveti değiştirilemediğinden basıncın uygulandığı alanın küçültülmesine karar verilmiştir. Optimum kalıp geometrisi yapılan sonlu elemanlar analizleri ile belirlenmiştir. Hidro-şekillendirme deneylerinin gerçekleştirildiği yöntemlere ait deney düzeneğinin şematik görüntüsü Şekil 3.6'da verilmiştir.

Hidro-şekillendirme deneylerinde basıncın salınlı olarak uygulanması için genlik (a), frekans (f) ve başlangıç basıncı (P_0) olmak üzere üç farklı parametre belirlenmiştir. Salınlı basınç eğrisi Eşitlik 3.11'de verilen sinüzoidal fonksiyon kullanılarak elde edilmiştir.



Şekil 3.6. Hidro-şekillendirme deney düzeneği (Öztürk ve ark., 2024)

$$P_{salınım} = P_0 + m \cdot t + a \cdot \sin(f \cdot t) \quad (3.11)$$

Burada m fonksiyonun eğimini ve t zamanı ifade etmektedir. Silindirik kap deneylerinde 25, 50 ve 100 bar olmak üzere üç genlik değeri, 1, 2 ve 3 Hz olmak üzere üç frekans değeri ve 350, 455 ve 750 bar olmak üzere üç başlangıç basıncı değeri seçilmiştir. Deneyler tam faktöriyel ve en az üç tekrarlı olacak şekilde gerçekleştirilmiştir. Hidro-şekillendirme deneyleri için belirlenen tam faktöriyel deney tasarım tablosu Çizelge 3.2’de verilmiştir.

Çizelge 3.2. Silindirik kap deney parametreleri

Parametreler	Parametre Detayları	Seviye Sayısı
Genlik	25 bar, 50 bar, 100 bar	3
Frekans (Hz)	1 Hz, 2 Hz, 3 Hz	3
Başlangıç Basıncı (bar)	350, bar 455 bar, 750 bar	3
Toplam deney sayısı: $3 \times 3 \times 3 = 27$ ve üç tekrarla birlikte $27 \times 3 = 81$		

3.5. Malzeme Karakterizasyonu

Tez kapsamında incelenecek en önemli olgulardan bir tanesi de salınımın malzemenin içyapısında sebep olduğu değişimlerin ortaya çıkarılmasıdır. Malzemelerin içyapısında bulunan çizgisel kusurlar dislokasyon olarak adlandırılır. Bir malzeme şekillendirilmeye başlandığında öncelikle elastik şekil değişimi meydana gelir. Bu süre içerisinde malzemede dislokasyonlar henüz harekete geçmemiştir. Şekillendirme süreci

devam ettikçe dislokasyonlar hareket etmeye başlar ki bu nokta, elastik bölgeden plastik bölgeye geçişin meydana geldiği akma noktasıdır. Bu noktadan sonra malzeme şekillendirilmeye devam edildiğinde hareket eden ve yeni üretilen dislokasyonlar birbirlerini engelleyerek birbirlerinin hareketlerini zorlaştırırlar. Dislokasyon hareketlerinin engellenmesi malzemede gerilme artışıyla sonuçlanır. Dolayısıyla dislokasyon yoğunluğu malzemenin şekillendirilmesinde önemli katkıları olan bir kavramdır. Bu kapsamda salınımın malzemenin içyapısına olan etkisinin ortaya çıkartılması için öncelikle malzemelerin temin hallerindeki ve farklı yükleme koşulları altında çekme deneyine tabi tutulan numunelerin dislokasyon yoğunlukları belirlenmiştir. Ayrıca plastik deformasyon ve malzemede meydana gelen kırılma büyük ölçüde aynı faktörlerden etkilenmektedir. Bu yüzden kırılma yüzeyi malzemede meydana gelen tüm deformasyon süreci hakkında önemli ipuçları vermektedir (Li ve ark., 2017). Tez kapsamında malzeme karakterizasyonu bilgileri, salınımın dislokasyon yoğunluğuna etkisinin araştırılması için X-Işını Kırınımı (XRD) analizlerinin yapılması ve salınımın malzemede hasar davranışı üzerindeki etkisinin araştırılması için Taramalı Elektron Mikroskobu (SEM) sayesinde kırılma yüzey görüntülerinin elde edilmesi ile belirlenmiştir.

XRD analizi, toz, katı ve hatta sıvı numunelerin faz bileşimi, yapısı, dokusu vb. malzeme özelliklerini analiz etmek için kullanılan çok yönlü, tahribatsız bir analitik yöntemdir. Fazların tanımlanması, numunenin yüzeyinden saçılan X-ışınlarının özel bir dedektör vasıtasıyla toplanarak bir kırınım deseninin elde edilmesi ve bu desenin bir referans veri tabanındaki desenlerle karşılaştırılmasıyla gerçekleştirilir (Ermiş ve Öpper, 2013). XRD analizlerinde X-ray kırınım desenindeki pikler her malzeme için belirli bir karakteristikte oluşmaktadır. Bu karakteristikte hangi pikin hangi fazı temsil ettiği örnek veriler kullanılarak tespit edilmektedir.

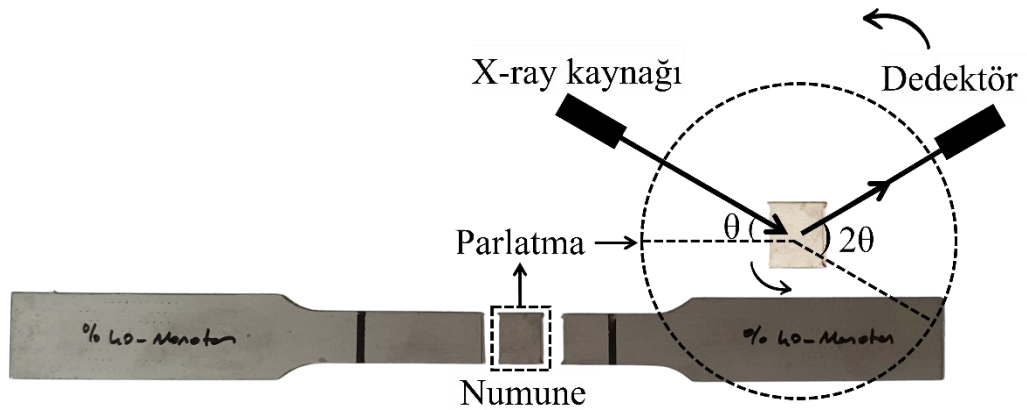
Malzemelerin dislokasyon yoğunlukları XRD analizleri kullanılarak belirlenmiştir. Her iki kalınlık için de XRD analizi yapılacak deney numunelerine malzeme hasara uğramadan aynı BŞD kadar çekilerek farklı sürelerde gerilme gevşemesi uygulanmıştır. Bu deneylerde gerilme gevşemesi deneylerinde olduğu gibi numuneler toplam uzamanın %20'si, %40'ı ve %60'ına karşılık gelen üç farklı BŞD değerine kadar çekilmiştir. Bu aşamadan sonra her numune 2 sn, 20 sn ve 60 sn olmak üzere üç farklı süre boyunca gerilme gevşemesine tabi tutulmuş ve daha sonra numune üzerindeki gerilme tamamen boşaltılarak deney sonlandırılmıştır. XRD analizleri için tam faktöriyel olarak yapılan deneylerin deney tasarım tablosu Çizelge 3.3'te verilmiştir. Ayrıca

monotonik çekme deneylerine karşılık gelecek şekilde toplam uzamanın %20'si, %40'ı ve %60'ına karşılık gelen üç farklı BŞD değerlerine kadar çekilen numunelerde herhangi bir bekleme olmadan üzerindeki yük boşaltılarak deneyler yapılmıştır.

Çizelge 3.3. XRD analizi için yapılan çekme deney parametreleri

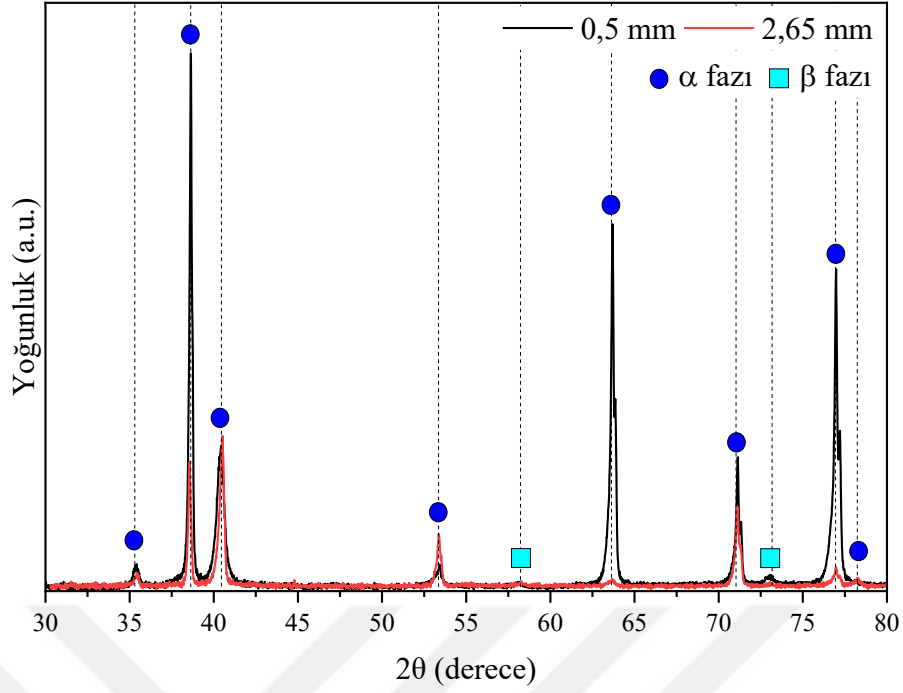
Deformasyon oranı (Toplam Uzama * Oran)	Gevşeme Süresi (sn)		
20%	Gevşeme olmadan	2	20
40%			
60%			

Çekme deneyleri yapıldıktan sonra numuneleri XRD deneyine hazır hale getirmek amacıyla numuneler aktif deformasyon bölgesinden Şekil 3.7'de görüldüğü gibi (mümkün olduğunca orta noktalarından) kesilmiştir. Numuneler kesme işlemi esnasında oluşabilecek sıcaklık etkilerinden ve meydana gelebilecek ekstra deformasyonlardan kaçınmak için su jeti ile çıkarılmıştır. Çıkarılan numuneler soğuk bakalite alınarak yüzeyleri sırasıyla 1200 ve 2500 kum silisyum karbür zımpara ile hassas bir şekilde zımparalanmış ve sonrasında sırasıyla 6 ve 3 μm 'lik tek kristalli elmas süspansiyonla parlatma işlemine tabi tutulmuştur. Numunelerin yüzeyleri saf su ile temizlenerek analize hazır hale getirilmiştir. XRD analizleri, Niğde Ömer Halisdemir Üniversitesi Merkezi Laboratuvar'da bulunan CuK α radyasyon kaynağına ($\lambda=0,1542\text{ nm}$) sahip Rigaku x-ışını difraktometresi ile oda sıcaklığında, 40 kV voltaj, 20 mA akımda, 30° 80° kırınım tarama aralığında ve 1°/dk tarama hızında gerçekleştirilmiştir.



Şekil 3.7. XRD analizi için numunelerin çıkarılması

XRD analizlerinden elde edilen veriler bazı yöntemlerle işlenerek dislokasyon yoğunluğu hesaplanabilmektedir. Bu tezde dislokasyon yoğunluğunun hesaplanması için Origin Pro veri analiz programı kullanılmıştır. Şekil 3.8’de Ti-6Al-4V alaşımına ait tipik bir kırınım deseni görülmektedir. XRD analizinden elde edilen bu kırınım deseni üzerindeki pik noktalarına Gauss eğrisi uydurularak dislokasyon yoğunlukları hesaplanmıştır. Burada fazların meydana getirdiği piklerin açı değerleri referans alınmıştır. Pikler alfa fazı için belirgin olsa da mikroyapı oransal olarak çok düşük miktarda beta fazı ihtiva ettiği için beta fazının pik yüksekliği de düşük seviyede kalmaktadır. Sinyallerdeki gürültüden dolayı ortaya çıkan zikzakların arasından bu faza ait piklerin daha kolay belirlenebilmesi için bir referans tablo kullanılmalıdır. Kırınım desenine Gauss eğrisi uydurulması sonucunda Origin Pro yazılımından 2θ açı değeri ve FWHM (Full Width at Half Maximum) değeri elde edilmiştir. Bu değerler, Ali ve ark. (2020) yaptıkları çalışmada paylaştıkları $D = \frac{k\lambda}{\beta \cos\theta}$ formülünde yerine konularak tane boyutu teorik olarak hesaplanabilmektedir. Burada λ , 0,15406 nm değerine sahip bir dalga boyu, k ise 0,9 değerine sahip bir sabittir. D , kristal boyutunu, β , FWHM tepe genişleme kırınımını, θ , Bragg'ın kırınım açısını temsil etmektedir. Numuneye ait dislokasyon yoğunlukları Ali ve ark. (2020) yaptıkları çalışmada paylaştıkları $\delta = 1/D^2$ formülü ile hesaplanmıştır. Eşitlikte D , tane boyutunu, δ ise malzemenin dislokasyon yoğunluğunu temsil etmektedir. Malzeme içyapısında bulunan faz oranları ise XRD analizlerinden elde edilen kırınım desenlerindeki piklere uydurulan Gauss eğrisinin altında kalan alandan hesaplanmıştır.



Şekil 3.8. Ti-6Al-4V alaşımı için örnek bir kırımın deseni

Taramalı elektron mikroskobu (SEM) odaklanmış bir elektron demetinin numune yüzeyini tarayarak görüntü elde ettiği bir elektron mikroskobu çeşididir. Numunedeki atomlarla etkileşen elektronlar, numune yüzeyindeki topografi ve kompozisyon hakkında bilgi içeren çeşitli sinyaller dedektörler tarafından toplanarak bir görüntü oluşturulmasına olanak sağlar. Malzemenin kırılma yüzey görüntüleri Yıldız Teknik Üniversitesi İleri Malzemeler Araştırma Grubu bünyesinde bulunan masaüstü PhenomXL SEM cihazı kullanılarak elde edilmiştir. Her iki kalınlık için salınlı çekme deneyinde en iyi uzama gösteren ve monoton olarak çekilen numunelerin kırılma yüzey görüntüleri alınmıştır.

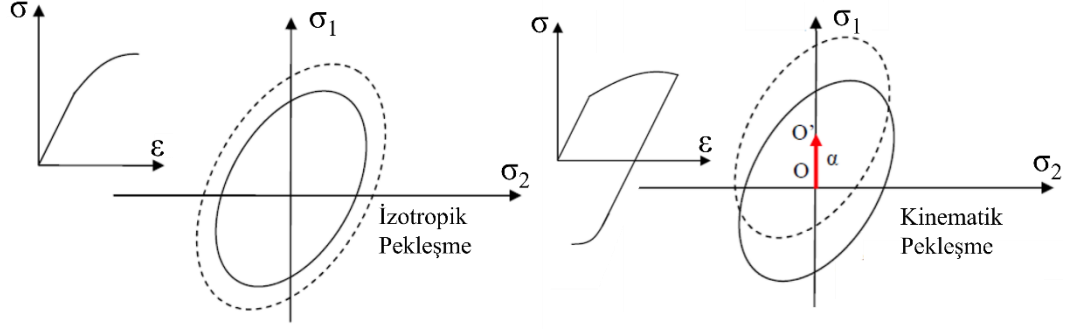
3.6. Sonlu Elemanlar Modelleme Çalışmaları

Bu doktora tezi kapsamında analizlerin öncelikle analiz programlarının kütüphanesinde bulunan pekleşme modelleri kullanılarak yapılması planlanmıştır. Bu kapsamda LS-DYNA sonlu elemanlar analiz programının malzeme kütüphanesinde MAT24 numaralı, “Piecewise Linear Plasticity” ismiyle yer alan Lineer Plastik ve MAT125 numaralı, “Kinematic Hardening Transversely Anisotropic” ismiyle yer alan Yoshida Uemori pekleşme modelleri kullanılarak analizler yapılmıştır. Lineer plastik pekleşme modeli, model parametrelerinin kolay elde edilmesi ve genellikle tatmin edici sonuçlar vermesi nedeniyle aynı zamanda da kullanılan diğer model olan

Yoshida-Uemori pekleşme modeli ile yapılan analiz sonuçlarının kıyaslanması için tercih edilmiştir. LS-DYNA’da yapılan şekillendirme analizlerinde kullanılan Yoshida Uemori pekleşme modeli ise yükleme koşulları bakımından salınımlı deneylere oldukça benzeyen döngüsel çekme-basma deney sonuçları kullanılarak model parametrelerinin elde edilmesi ve özellikle geri esneme analizleri neticesinde yüksek doğrulukta sonuçlar vermesi nedeniyle tercih edilmiştir. Devam eden süreçte doktora tezi kapsamının mikroyapı içermesi nedeniyle dislokasyon tabanlı bir pekleşme modelinin de kullanılmasının uygun olacağı düşünülmüştür. Mevcut analiz programlarının malzeme kütüphaneleri incelendiğinde gerilme gevşemesini zamana bağlı olarak modelleyebilecek dislokasyon tabanlı pekleşme modelinin olmadığı görülmüştür. Bu nedenle dislokasyon tabanlı Bergström pekleşme modeli modifiye edilerek Comsol sonlu elemanlar analiz programına tanımlanmıştır. Literatürde Bergström pekleşme modeli kullanılarak dislokasyon tabanlı modelleme yapan çalışmalar bulunmaktadır (Berisha ve ark., 2010; Sadeghi ve Kozeschnik, 2024). Ayrıca makro modellerde salınımla birlikte hasarın gecikmesinin modellenenebilmesi için Modifiye Edilmiş Bergström pekleşme modeli ile Gurson hasar kriterinin bir arada kullanıldığı bir model ortaya konulmuştur. Makro boyuttaki analizler Yoshida Uemori pekleşme modeli ve Modifiye Edilmiş Bergström pekleşme modeli ile Gurson hasar kriterinin bir arada kullanıldığı model kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Mikro boyuttaki analizler ise Modifiye Edilmiş Bergström pekleşme modeli kullanılarak yapılmıştır.

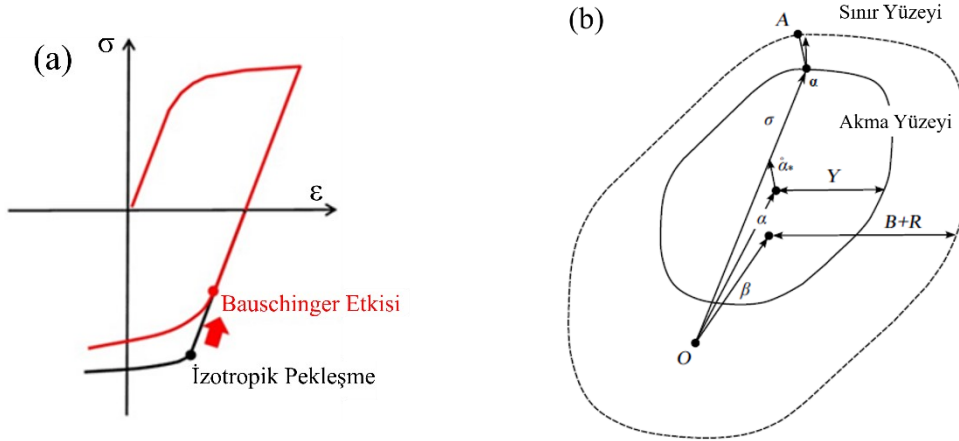
3.6.1. Yoshida Uemori pekleşme modeli ve parametrelerinin belirlenmesi

Şekillendirme analizlerinde malzemenin pekleşme davranışı izotropik pekleşme ve kinematik pekleşme modelleri ile simüle edilebilir. İzotropik pekleşme deformasyon sırasında akma yüzeyinin orantısal olarak genişlediği bir pekleşme modelidir. Akma yüzeyinin boyutunda bir değişme meydana gelmeden ötelendiği duruma ise kinematik pekleşme adı verilir. Akma yüzeylerinin izotropik ve kinematik pekleşme davranışının şematik gösterimi Şekil 3.9’da gösterilmiştir.



Şekil 3.9. İzotropik ve Kinematik pekleşme davranışının şematik gösterimi (Esener, 2020)

Yoshida Uemori pekleşme modeli (Yoshida ve Uemori, 2002), sınır yüzeyi ve akma yüzeyi olmak üzere iki akma yüzeyine sahiptir. Şekillendirme esnasında, akma yüzeyinin merkez noktası ötelenirken, boyutunda değişme meydana gelmez. Sınır yüzeyinde ise hem merkez noktası ötelenirken hem de boyutunda değişme meydana gelebilir. Bu modelin temel avantajı, deformasyon tersine çevrildiğinde Bauschinger etkisini ve pekleşme durağanlığını değerlendirebilmesidir. Malzeme bir yönde deformasyona uğradıktan sonra deformasyonun yönü değiştirildiğinde akma mukavemetinin ilk duruma göre Şekil 3.10.a'da görüldüğü gibi daha düşük seviyede elde edilmesi durumuna Bauschinger etkisi adı verilir. İki akma yüzeyli kinematik pekleşme modelinin şematik gösterimi de Şekil 3.10.b'de görülmektedir.



Şekil 3.10. (a) Bauschinger etkisi (b) İki yüzeyli Yoshida Uemori pekleşme modelinin şematik gösterimi (LS-DYNA®, 2019)

Şekil 3.10.b'de görülen şematik gösterimde O akma yüzeyinin merkezini, α_* akma yüzeyinin mevcut merkezini ve α ise sınır yüzeyin merkezini temsil etmektedir. B ve R sırasıyla sınır yüzeyin başlangıç boyutunu ve izotropik pekleşme bileşenini temsil

ederken, $B+R$ ise sınır yüzeyin boyutunu temsil etmektedir. Y malzemenin ilk akma dayanımı, β ise iki yüzeyin merkezleri arasındaki ilişkiyi temsil etmektedir. Akma yüzeyinin sınır yüzeye göre kinematik hareketi Eşitlik 3.12 ile ifade edilir:

$$\alpha_* = \alpha - \beta \quad (3.12)$$

α ve β , Eşitlik 3.13'te verildiği şekilde ifade edilebilir:

$$\alpha = \begin{pmatrix} \alpha_{11} \\ \alpha_{22} \\ \alpha_{12} \end{pmatrix}; \quad \beta = \begin{pmatrix} \beta_{11} \\ \beta_{22} \\ \beta_{12} \end{pmatrix} \quad (3.13)$$

$$\dot{\alpha}_* = C \left[\left(\frac{\alpha}{Y} \right) (\sigma - \alpha) - \sqrt{\frac{a}{\alpha_*}} \alpha_* \right] \dot{\bar{\epsilon}} \quad (3.14)$$

Burada $\bar{\alpha}_*$ akma yüzeyinin kinematik hareketinin sınır yüzeye göre eşdeğer şeklidir, α ise Eşitlik 3.15'ten bulunabilir.

$$\alpha = B + R - Y \quad (3.15)$$

Sınır yüzeyin büyüklüğü ve merkezindeki geçici tahmin Eşitlik 3.16 ve 3.17 kullanılarak tanımlanabilir.

$$\dot{R} = k(R_{sat} - R) \dot{\bar{\epsilon}} \quad (3.16)$$

$$\dot{\beta}_* = m \left[\left(\frac{b}{B+R} \right) (\sigma - \beta) - \beta \right] \dot{\bar{\epsilon}} \quad (3.17)$$

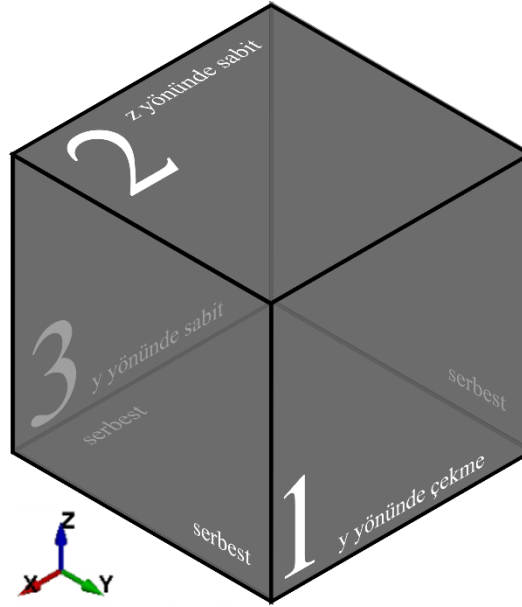
Akma yüzeylerinin hesaplanmasına ek olarak, elastisite modülü değişiminin tanımlanması modelin önemli bir özelliğidir ve Eşitlik 3.18'de verildiği şekilde tanımlanmaktadır.

$$E = E_0 - (E_0 - E_A)(1 - \exp(-\xi \bar{\epsilon})) \quad (3.18)$$

Burada E_0 malzemelerin başlangıçtaki elastisite modülünü, E_A uygulanan plastik deformasyon sonrasındaki minimum elastisite modülünü temsil etmektedir. ξ verilen deformasyon ile elastisite modülünün azalma oranıdır. Malzemelerin elastisite modülündeki azalma genellikle çekme deneylerinde numunelere uygulanan döngüsel çekme-basma deneyleri ile belirlenmektedir.

Modele ait parametreler belirlenirken, detayları “3.2. Döngüsel Çekme-Basma Deneyleri” bölümünde anlatılan deney verileri kullanılmıştır. Model parametreleri, deney tasarımında belirlenen sınır şartlarına göre kurulan analiz dosyaları ile, LS-DYNA yazılımının optimizasyon aracı olan LS OPT kullanılarak elde edilmiştir. LS-OPT’de optimizasyon yapmak için öncelikle her durum için ayrı ayrı analiz dosyası hazırlanması gerekmektedir. Sonrasında optimizasyon modülüne her bir analiz dosyası ve optimize edilecek parametreler tanımlanarak model parametreleri optimize edilmektedir. Optimizasyonun yapılmasına ait işlem adımları aşağıda detaylıca verilmiştir

- **Analiz dosyalarının hazırlanması:** Malzeme parametrelerinin belirlenmesi için yapılan analizler tek elemandan oluşan katı bir (Solid) birim küp kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Şekil 3.11’de görüldüğü gibi birim küpe 1 numaralı yüzeyden y yönünde çekme hareketi verilmiş, 2 numaralı yüzeyin z yönündeki hareketi ve 3 numaralı yüzeyin y yönündeki hareketi kısıtlanmıştır. Diğer yüzeyler serbest bırakılmıştır. Deney şartlarında malzeme 3 mm/dk hızla çekildiği için analizlere de aynı hız profilini sağlayacak eşdeğer strok-zaman grafikleri her deney için çekme basma hareketlerini uygun BŞD değerlerine karşılık gelecek şekilde tanımlanmıştır. Malzeme kartı içerisine başlangıç sınır şartları dahilinde tahmini model parametreleri tanımlanmıştır. LS-PrePost yazılımda “Keyword Manager $\Rightarrow$ Parameter” bölümüne optimizasyonla belirlenecek parametreler tanımlanarak analiz dosyaları hazır hale getirilmiştir.

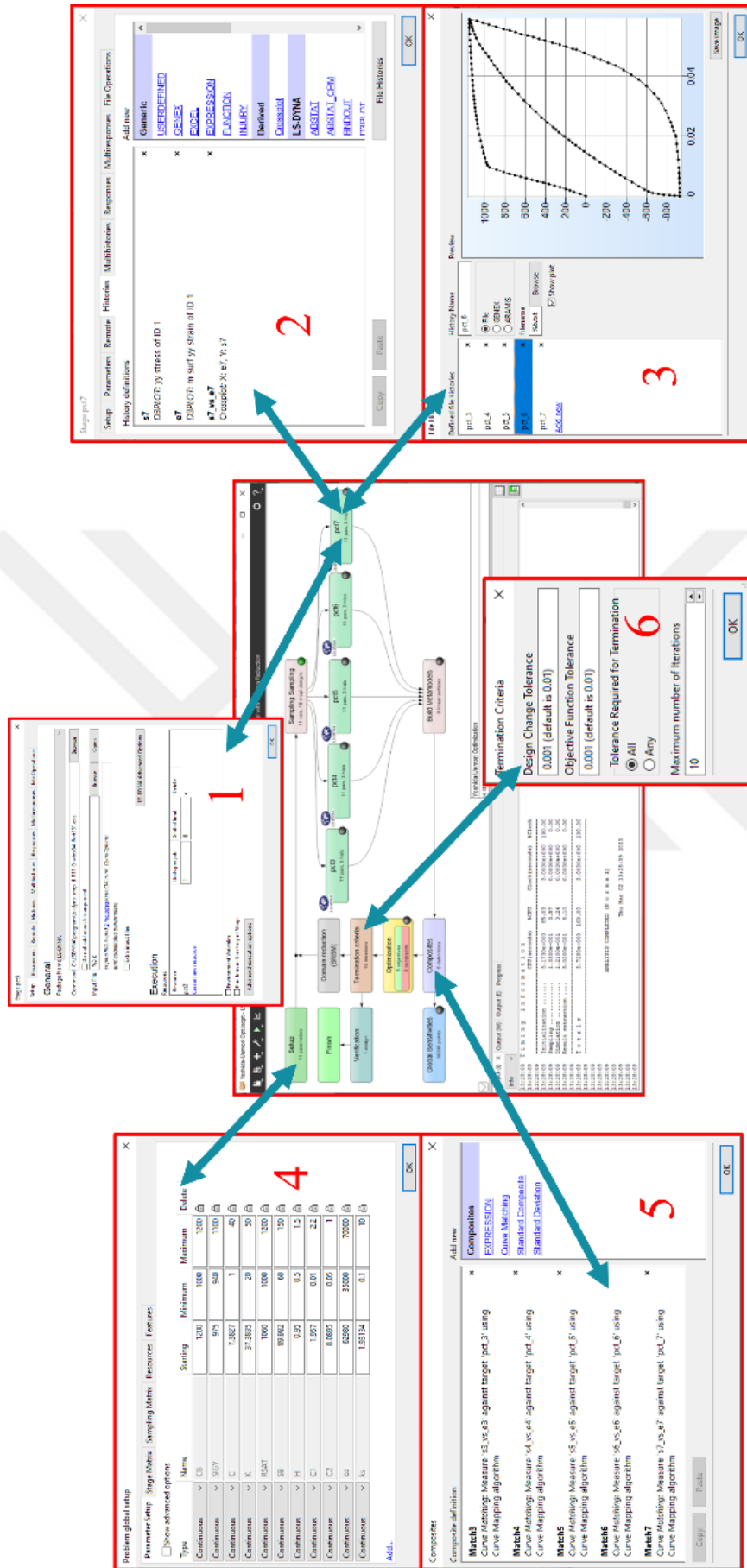


Şekil 3.11. Döngüsel çekme basma analizlerinin yapıldığı tek elemanlı birim küp ve sınır şartları

- **Model parametrelerinin optimizasyonla belirlenmesi:** LS-OPT yazılımının arayüzü ve optimizasyonun kurulumu sırasında yapılan bütün tanımlamalar Şekil 3.12’de gösterilmektedir. Tanımlama adımları sırasıyla incelenmiştir:
1. **Adım:** LS-PrePost yazılımında hazırlanan k uzantılı analiz dosyaları LS-OPT yazılımında her bir durum için ayrı ayrı açılan “Bölüm” (Stage) içerisindeki “Kurulum” (Setup) sekmesine “Girdi dosyası” (Input file) olarak tanımlanmıştır. Aynı zamanda LS-DYNA çözücüsü de bu sekmeden değiştirilebildiği gibi bir seferde çözdürülebilecek analiz sayısı, kullanılacak işlemci iş parçacık sayısı da bu sekmeden ayarlanabilmektedir.
 2. **Adım:** Her bir durum için ayrı ayrı açılan “Bölüm” (Stage) içerisindeki “Kayıtlar” (Histories) sekmesi optimizasyon kurulumunda çok önemli bir yer teşkil etmektedir. Burada analiz çözümü sırasında kaydedilen sonuçlar LS-OPT’ye girdi olarak verilmektedir. Şekil 3.12’deki ikinci adımın sağ tarafında bulunan “Yeni ekle” (Add new) kısmından görüleceği üzere burada analiz dosyasındaki tüm kayıtlara ulaşılabilirdiği gibi “Hesap” (Expression), “Fonksiyon” (Function) tanımlama gibi işlemlerin yanında elde edilen iki veri türü “Grafik” (Crossplot) olarak tanımlanabilmektedir.
 3. **Adım:** Her bir durum için ayrı ayrı açılan “Bölüm” (Stage) içerisindeki “Kayıtlar” (Histories) sekmesinde yer alan “Kayıt dosyaları” (File histories) optimizasyonda analiz sonuçlarının kıyaslanacağı deneysel verilerin tanımlandığı kısımdır.

4. **Adım:** LS-OPT yazılımının arayüzünde “Setup” ismiyle görülen “Global problem kurulumu” (Problem global setup) kısmında optimizasyonu yapılacak parametreler tanımlanmaktadır. Burada parametreler için başlangıç sınır şartı yazılarak iki değer aralığı belirtilebilir, değerler sabit olarak tanımlanabilir, başka bir değere bağlı yazılabilir gibi seçenekler bulunmaktadır.
5. **Adım:** LS-OPT yazılımının arayüzünde bulunan “Composites” kısmında birbiriyle eşleştirilecek analiz ve deney verileri seçilmektedir. Bu çalışmada Şekil 3.12’de görüldüğü gibi beş adet analiz dosyası ve beş adet deney dosyası bulunmaktadır.
6. **Adım:** LS-OPT yazılımının arayüzünde bulunan “Sonlandırma kriteri” (Termination criteria) kısmında optimizasyonun sonlandırılması için tanımlanan tolerans değerleri ve en fazla uygulanacak olan iterasyon sayısı tanımlanmaktadır. Sonucun, verilen tolerans aralığına girmesi durumunda belirtilen iterasyon değerinden önce optimizasyon işlemi tamamlandığı için çözüm durdurulur. Ancak belirtilen iterasyon (tekrar) sayısına gelmesine rağmen belirtilen tolerans değeri yakalanamamışsa bile maksimum iterasyon sayısına ulaşıldığı için çözüm durdurulur.

Döngüsel çekme-basma deney verileri kullanılarak LS-DYNA yazılımının optimizasyon modülü LS-OPT’de optimizasyonla belirlenen Yoshida-Uemori pekleşme modeli parametreleri ile salınlı şekillendirme analizleri yapılmadan önce model parametrelerinin doğru sonuç verdiğinden emin olmak amacıyla çekme analizi yapılmıştır. Çekme analizlerinde optimizasyon için hazırlanan analiz dosyalarındaki aynı model ve sınır şartları uygulanmıştır. Bu analizdeki tek fark sonucun monoton çekme deney sonucu ile karşılaştırılabilmesi için hareketin monoton olarak uygulanmasıdır.



Şekil 3.12. LS-OPT arayüzü ve tanımlama adımları

3.6.2. Bergström pekleşme modeli ve parametrelerinin belirlenmesi

Bergström teorisi temelinde Eşitlik 3.19’da görülen Taylor (Taylor, 1934) denkleminde dislokasyonların geri kazanımının ve dislokasyon artışının eklenmesi ile elde edilen bir matematiksel modeldir (Bergström, 2015).

$$\sigma(\varepsilon) = \sigma_{i0} + \alpha \cdot G \cdot b \cdot \sqrt{\rho(\varepsilon)} \quad (3.19)$$

Burada $\sigma(\varepsilon)$ gerçek akma eğrisini, ε gerçek BŞD’yi, σ_{i0} sürtünme gerilmesini, G kayma modülünü ve b Burgers vektörünü temsil etmektedir. α ise bir pekleşme parametresidir. Bu eşitlikteki $\rho(\varepsilon)$ ifadesi yerine Eşitlik 3.20’de olduğu gibi dislokasyonların geri kazanımına ve dislokasyon artışına bağlı bir fonksiyon yazılabilir.

$$\rho(\varepsilon) = \frac{m}{b \cdot s_0 \cdot \Omega} \cdot (1 - e^{-\Omega \cdot \varepsilon}) + \rho_0 \cdot e^{-\Omega \cdot \varepsilon} \quad (3.20)$$

Burada; m Taylor sabiti, b Burgers vektörü s_0 ortalama mesafe, Ω dislokasyonların geri kazanımı ve ρ_0 ise ε_0 anındaki dislokasyon yoğunluğudur. Dislokasyon tabanlı Bergström pekleşme modelinin genelleştirilmiş fonksiyonu Eşitlik 3.21’de verildiği gibi yazılabilir.

$$\sigma(\varepsilon) = \sigma_{i0} + \alpha \cdot G \cdot b \cdot \sqrt{\rho(\varepsilon) = \frac{m}{b \cdot s_0 \cdot \Omega} \cdot (1 - e^{-\Omega \cdot \varepsilon}) + \rho_0 \cdot e^{-\Omega \cdot \varepsilon}} \quad (3.21)$$

Ω ifadesi sabit bir Ω_0 değeri ile sıcaklık (T) ve deformasyon hızının ($\dot{\varepsilon}$) bir fonksiyonu olarak Eşitlik 3.22’de verildiği gibi yazılabilir.

$$\Omega = \Omega_0 + \Omega(\dot{\varepsilon}, T) \quad (3.22)$$

Sıcaklık (T) ve deformasyon hızına ($\dot{\varepsilon}$) bağlı dislokasyonların geri kazanımı Eşitlik 3.23’te verildiği gibi ifade edilebilir.

$$\Omega(\dot{\varepsilon}, T) = (1850 \cdot \sqrt{2 \cdot D_0})^{2/3} \cdot \exp\left(-\frac{Q_m}{3 \cdot R \cdot T}\right) \dot{\varepsilon}^{-1/3} \quad (3.23)$$

Burada; D_0 , Q_m ve R malzemede yer alan boşlukların kendi kendine yayınması için tablolaştırılmış verilerdir.

Yukarıda verilmiş olan Eşitliklerdeki değişkenlerden σ_{i0} , G , m , b , ρ_0 , D_0 , Q_m , R , T ve $\dot{\epsilon}$ değerleri sabit alınmıştır. Bu değerlerden bazıları literatürden bulunmuş bazıları ise deneysel olarak elde edilmiştir. Çizelge 3.4'te bu değişkenlerin değerleri ve nereden elde edildiği belirtilmiştir.

Çizelge 3.4. Bergström pekleşme modeli parametreleri

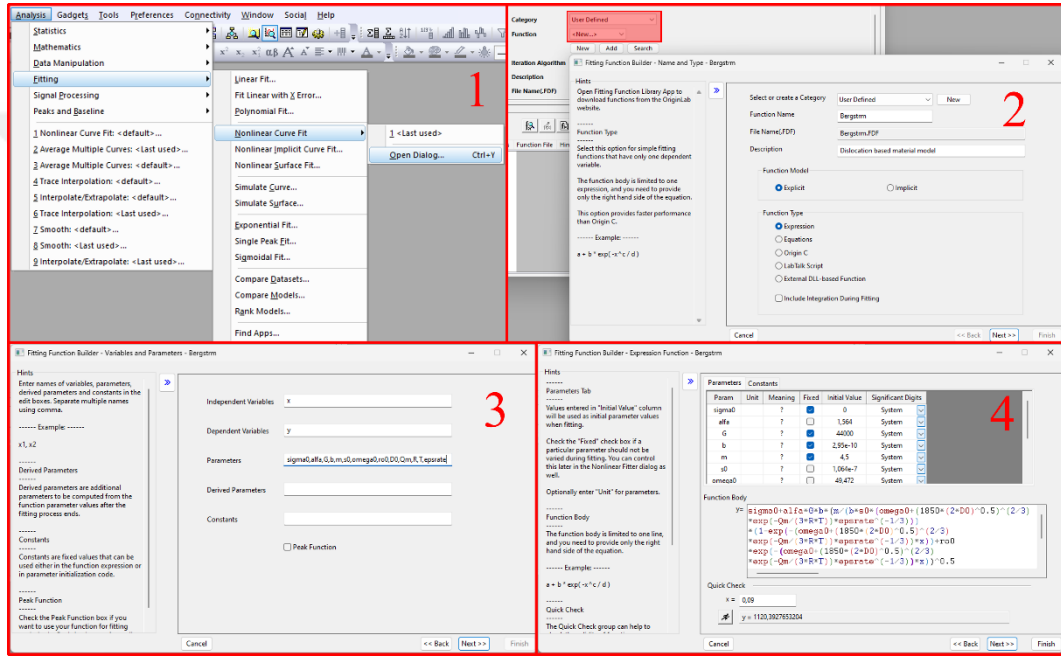
Değişken	Açıklama	Sayısal Değeri	Birimi	Referans
σ_{i0}	Sürtünme Gerilmesi	0	MPa	(Bergström, 2015)
G	Kayma Modülü	44000	MPa	(Weaver ve Kalidindi, 2016)
m	Taylor Sabiti	4,5	-	(Morita ve Umezawa, 2011; Shen ve ark., 2013)
b	Burgers Vektörü	2,95E-10	m	(Matsumoto ve ark., 2015)
ρ_0	Başlangıç Dislokasyon Yoğunluğu	2,07E+15	m ²	Deneysel veri
D_0	Difüzyon Katsayısı	1,00E-06	-	(Nakajima ve Koiwa, 1991)
Q_m	Aktivasyon Enerjisi	150000	J/mol	(Zhang ve ark., 2018)
R	Gaz Sabiti	8,3145	J/K·mol	Kitabi bilgi
T	Sıcaklık	298,15	K	Oda sıcaklığı
$\dot{\epsilon}$	Deformasyon Oranı	0,001	s ⁻¹	Deneysel veri
α	Pekleşme Parametresi	1,564	-	Deneysel veri
s_0	Ortalama Mesafe	1,064E-7	m	Deneysel veri
Ω_0	Geri Kazanım	49,472	-	Deneysel veri

Geriye kalan α , s_0 ve Ω_0 parametreleri ise çekme eğrisine fonksiyon uydurularak belirlenmiştir. Eğri uydurma işlemi Origin Pro veri analiz programı kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Monoton çekme deneyinden elde edilen veriler gerçek gerilme ve gerçek BŞD değerlerine dönüştürüldükten sonra sadece homojen plastik deformasyon bölgesini içeren verilerle bir çekme eğrisi oluşturulmuştur. Eğri uydurma için Origin Pro yazılımında yapılan işlemler adımları aşağıda sıralanmış ve işlem adımlarına ait görüntüler numaralandırılmış halde Şekil 3.13'te verilmiştir.

- “Analysis $\Rightarrow$ Fitting $\Rightarrow$ Nonlinear Curve Fit $\Rightarrow$ Open Dialog” adımları izlenerek yeni bir pencere açılır.
- Açılan pencerede “Category” kısmı “User Defined” ve “Function” kısmı ise “New” olarak işaretlenerek yeni bir fonksiyon tanımlama penceresi açılır. Açılan pencerede yazılacak olan fonksiyonun adı ve açıklama bilgileri isteğe bağlı olarak tanımlanmaktadır. Fonksiyon adı yazılırken özel karakter

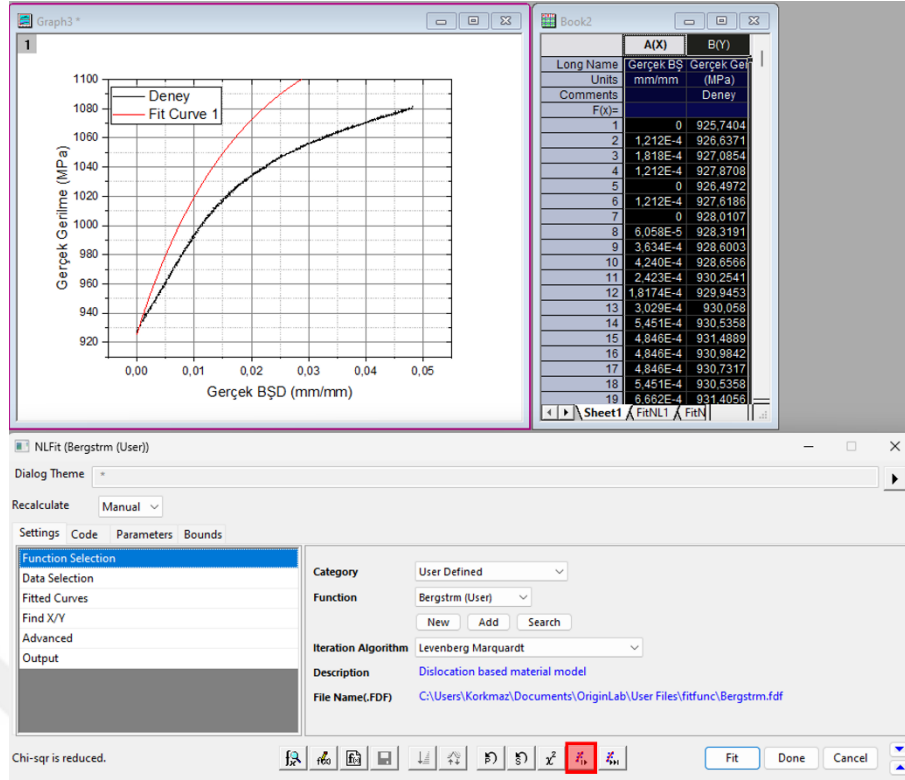
kullanımına izin verilmemekte, yazılması durumunda ise özel karakter otomatik olarak kırılmaktadır.

- x ve y eksenlerinden hangisinin bağımsız değişken olduğu seçilir ve yazılacak fonksiyondaki parametre isimleri bu adımda tanımlanır.
- “Function Body” kısmına bir önceki adımda tanımlanan parametre isimleri kullanılarak fonksiyon yazılır. Aynı zamanda bu adımda fonksiyonda kullanılan sabit parametreler seçilebilir, başlangıç değerleri tanımlanabilir ve seçilen başlangıç değerleri için fonksiyonun hangi değeri verdiği görülebilir.



Şekil 3.13. Origin Pro veri analiz programına yeni fonksiyon tanımlama

- Yeni fonksiyon tanımlaması yapıldıktan sonra bir grafik veya veri seti seçili durumdayken Şekil 3.13'teki ilk adım aynı şekilde, ikinci adımda ise tanımlanan fonksiyon seçilerek eğri uydurma penceresi açılır.
- Açılan penceredeki “Fit” butonu sayesinde eğri uydurma yapılabildiği gibi Şekil 3.14'teki kırmızı işaretli olan buton sayesinde adım adım ilerlemek de mümkündür. Her bir iterasyonda uydurulan eğri grafik üzerinde gösterilmektedir.



Şekil 3.14. Origin Pro veri analiz programında eğri uydurma

3.6.3. Gurson hasar kriteri modeli ve parametrelerinin belirlenmesi

Analizlerde gerilme gevşemesinin modellenmesi, malzemelerin salınımlı şekillendirme davranışını simüle etmede gerekli olmakla birlikte tek başına yeterli değildir. Çünkü malzemede gerilme gevşemesi meydana geldiği zaman içyapıdaki dislokasyonların sayısının azalması ve/veya yeniden düzene girmesi sayesinde malzemede meydana gelecek hasar gecikerek malzeme daha fazla şekillenebilmektedir. Bu nedenle hasardaki gecikmenin de sonlu elemanlar analizleri ile belirlenmesi gerekmektedir. Bu tez kapsamında bu olgunun modellenmesi için malzeme içyapısındaki boşlukların hasar oluşumunun olasılıklarını hesaplayarak malzemedeki hasar noktasını belirleyen bir model olan Gurson-Tvergaard-Needleman (GTN) hasar modeli kullanılmıştır. Bu hasar kriterinin seçilmesindeki başlıca sebep boşlukları dislokasyonlar ile ilişkilendirmenin kolay olması ve bu hasar kriterinin hâlihazırda Comsol programının malzeme kütüphanesinde yer almasıdır. GTN hasar kriterinin en genel hali Eşitlik 3.24'te verilmiştir.

$$\Phi = \left(\frac{\sigma_M}{\sigma_Y}\right)^2 + 2q_1 f^* \cosh\left(\frac{3q_2 \sigma_H}{2\sigma_Y}\right) - 1 - (q_1 f^*)^2 = 0 \quad (3.24)$$

Burada σ_M eşdeğer von Mises gerilmesini, σ_Y akma gerilmesini ve σ_H ortalama hidrostatik gerilmeyi temsil etmektedir. q_1 ve q_2 parametreleri ise Gurson pekleşme modeline (Gurson, 1977) modelin tahmin performansını artırmak için Needleman ve Tvergaard (1992) tarafından eklenmiş parametrelerdir. Model içerisinde yer alan f^* ifadesi malzeme içerisindeki kusurların miktarını gösteren parametre olup kritik boşluk (f_c) seviyesinin büyüme ve ilerleme durumuna göre Eşitlik 3.25'te verilen fonksiyonla belirlenmektedir. Boyun vermenin başladığı nokta referans alınarak oluşturulan bu şartlandırmada boyun verme öncesi ve sonrası değerler farklı şekillerde hesaplanmaktadır.

$$f^*(f) = \begin{cases} f & f \leq f_c \\ f_c + \frac{1/q_1 - f_c}{f_F - f_c} (f - f_c) & f > f_c \end{cases} \quad (3.25)$$

Malzeme içerisinde meydana gelen plastik deformasyonun artmasıyla ortaya çıkan boşluk çekirdeklenmesi ($\dot{f}_N$) ve mevcut boşlukların büyümesi ($\dot{f}_G$) ile oluşmaktadır. Deformasyondaki artışla ortaya çıkan boşluklar Eşitlik 3.26'da ifade edildiği gibi hesaplanabilmektedir.

$$\dot{f} = \dot{f}_G + \dot{f}_N \quad (3.26)$$

Boşlukların büyümesi ($\dot{f}_G$) durumu plastik deformasyona bağlı olarak Eşitlik 3.27'deki gibi belirlenebilmektedir.

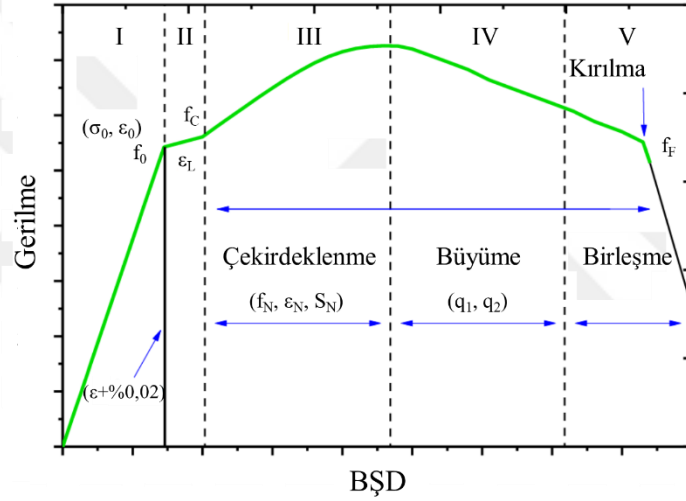
$$\dot{f}_G = (1 + f) \dot{\epsilon}_{kk}^p \quad (3.27)$$

Burada $\dot{\epsilon}_{kk}^p$ plastik deformasyondaki birim artışı temsil etmektedir. Plastik deformasyona bağlı yeni oluşan ve çekirdeklenen boşluklar ise Eşitlik 3.28 ve 3.29'daki şekilde ifade edilebilir.

$$\dot{f}_N = A \dot{\epsilon}_M^p \quad (3.28)$$

$$A = \frac{f_N}{S_N \sqrt{2\pi}} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\varepsilon_M^{pl} - \varepsilon_N}{S_N} \right)^2 \right] \quad (3.29)$$

Şekil 3.15'te GTN hasar kriterine ait parametrelerin örnek bir çekme eğrisi üzerinde etkilediği bölgeler gösterilmektedir. f_0 parametresi plastik deformasyona başlanan noktadaki boşluğu temsil etmektedir. f_N , ε_N ve S_N parametreleri malzemede homojen plastik deformasyon bölgesinde daha etkiliyken q_1 ve q_2 parametreleri homojen olmayan plastik deformasyon bölgesinde daha etkili olmaktadır. f_F parametresi ise malzemede hasarın meydana geldiği noktada etkili olmaktadır.



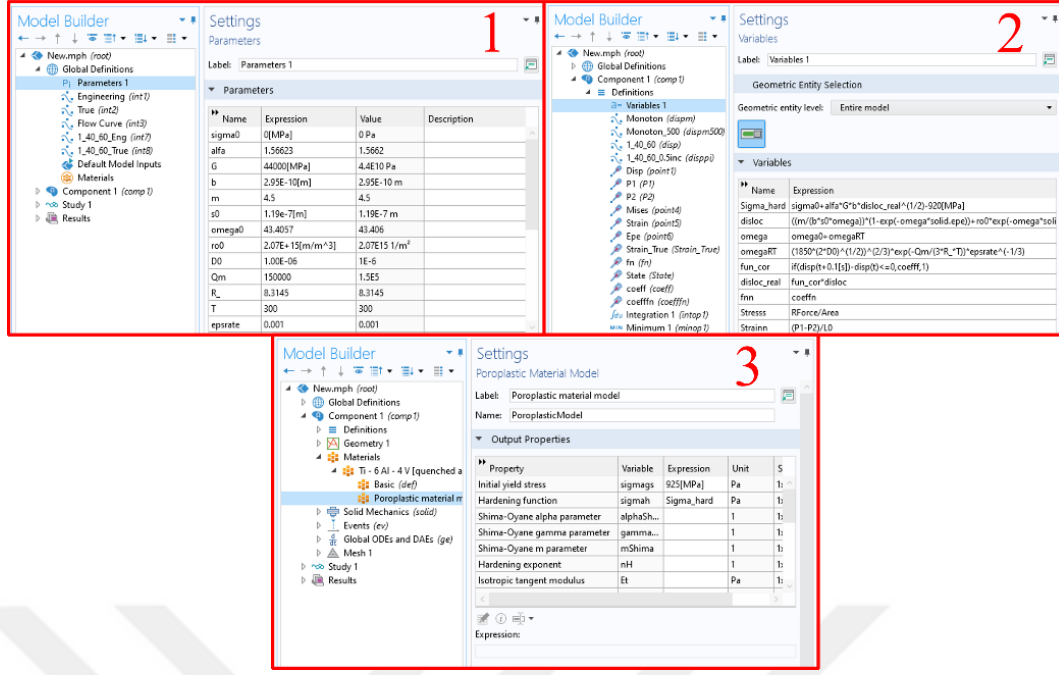
Şekil 3.15. Gurson parametrelerinin çekme eğrisi üzerinde etkili olduğu bölgeler (Topilla ve Toros, 2022)

GTN model parametreleri Yoshida Uemori pekleşme modelin de olduğu gibi optimizasyon yöntemi kullanılarak elde edilmiştir. Verleysen ve Peirs (2017) 0,6 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesinin çok yüksek deformasyon hızında (1500 s^{-1}) GTN model parametrelerini belirlemişlerdir. Ancak bu tezde kullanılan deformasyon, belirtilen çalışmadakine göre hızı çok daha düşük seviyede olduğu için (10^{-3} s^{-1}) parametreler birebir kullanılabilir durumda değildir. Çalışmadaki GTN parametreleri optimizasyondaki sınır şartlarını belirlenmesinde kullanılmış ve bu sayede parametreler daha kolay optimize edilmiştir. Gurson model parametreleri belirlenirken monoton çekme deney sonucu kullanılmıştır. Yani kurulan optimizasyonda bir adet analiz dosyası bulunmaktadır.

3.6.4. Bergström modelinin modifiye edilerek Comsol'a tanımlanması

Bergström teorisi dislokasyon tabanlı bir model olup, bu pekleşme modeli henüz halihazırda herhangi bir sonlu elemanlar analiz programının malzeme modeli kütüphanesinde yer almamaktadır. Bu teorinin sonlu elemanlar analizlerinde kullanılabilmesi için gerekli denklemlerin sonlu elemanlar analiz programına tanımlanması gerekmektedir.

Genellikle analiz programlarında kullanıcılar tarafından eklenen özellikler altprogramlar (subroutine) sayesinde yapılırken, Comsol analiz programında denklemler kullanıcı tanımlı olarak tanımlanabilmekte ve tanımlanan denklemler analizlerde pekleşme modeli olarak kullanılabilir. Bu yüzden analizlerin yapılması için Comsol sonlu elemanlar analiz programı tercih edilmiştir. Comsol eş zamanlı olarak çoklu fizik analizleri çözeabilen ve Şekil 3.16'da görüldüğü gibi tanımlamaların çok kolay yapılabildiği kullanıcı dostu arayüze sahip bir sonlu elemanlar analiz programıdır. Program içerisinde grafikler ve fonksiyonlar tanımlanabildiği gibi sınır şartları tanımlanarak diferansiyel denklem çözümleri de yapılabilmektedir. Bu tez kapsamında kullanılacak olan Bergström teorisine ait parametreler programın ürün ağacında bulunan "Global Definitions $\Rightarrow$ Parameters" kısmına tanımlanmıştır. Comsol programında gerilme veya BŞD gibi çözümden elde edilen değerler, programın tanımladığı adımlamalarla parametre haline getirilerek denklemlerin içerisinde kullanılabilir. Örneğin bir ifadenin eşdeğer plastik BŞD'ye bağlı olarak yazılması isteniyorsa formülde ϵ yerine "solid.epc" veya von Mises gerilmesine bağlı yazılması isteniyorsa σ yerine "solid.mises" yazılması gerekmektedir. Matematiksel modellerdeki formüller "Definitions" bölümünden "Variables" eklenerek tanımlanabilmektedir. Yazım yanlışlarını ve olası hataları önlemek adına formül içindeki bölümler ayrı fonksiyonlar halinde yazılıp sonra tek bir fonksiyonda toplanabilmektedir. Pekleşme modeline ait parametreler ve fonksiyonlar programa tanımlandıktan sonra ürün ağacındaki "Materials" bölümündeki "Hardening Function" kısmına kullanıcı tarafından belirlenen fonksiyonun ismi yazılarak pekleşme modeli Comsol sonlu elemanlar analiz programına tanımlanmış olmaktadır. Bu tezde Comsol'a tanımlanan Bergström pekleşme modelini oluşturulan pekleşme fonksiyonuna Sigma_hard ismi verilmiştir. Belirtilen işlem adımlarına ait görüntüler sırasıyla numaralandırılmış halde Şekil 3.16'da verilmiştir.



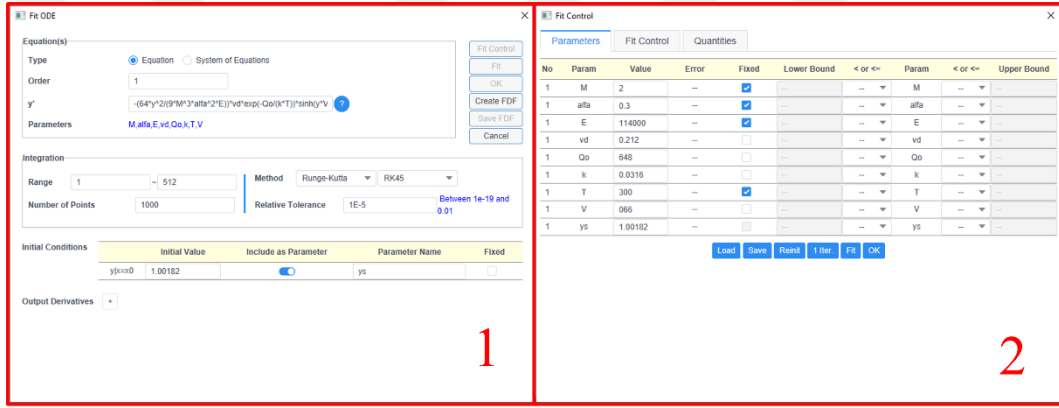
Şekil 3.16. Comsol'da yeni bir pekleşme modeli tanımlama adımları

Bergström pekleşme modeli Comsol analiz programına tanımlandığı haliyle sadece malzemedeki dislokasyon yoğunluğunu deformasyona bağlı bir fonksiyon olarak çözmektedir. Bu model, zamana bağlı olarak gerilme gevşemesini hesaplayabilmesi için Comsol analiz programının kabiliyetleri kullanılarak modifiye edilmiştir. Çalışmalar sırasında bu olgunun analizlere uygulanabilmesi için farklı yöntemler denenmiştir. İlk başta Comsol'da “Tanımlamalar” (Definitions) sekmesi altında bulunan “Değişkenler” (Variables) modülüne “Eğer” ifadeleri kullanılarak sistemde zaman ilerlerken strokun / basıncın sabit kalması veya azalması durumunda gerilme değerini düşürecek bir ifade yazılması hedeflenmiştir. Analizi yapılan sistemdeki zamanla gerilmede meydana gelen azalmanın tanımlanabilmesi için çekme deneylerinden elde edilen gerilme gevşemesi grafiğine uydurulmuş bir fonksiyon kullanılabilir. Ancak böyle bir fonksiyonun kullanılması için de strokun / basıncın her sabit kaldığı veya azaldığı durumunda zamanın sıfır değerinden başlaması gerekmektedir. Bu noktada programdaki analiz süresine istenildiği gibi müdahalede bulunulamadığından hedeflenen sonuca ulaşılamamıştır. Diferansiyel denklemler her zaman diliminde Δt zaman aralığında çözüm yapmaktadır. Smith ve ark. (2004) bu tezde kullanılan Bergström pekleşme modelinin temelini oluşturan $\sigma_d = M\alpha G b \sqrt{\rho}$ (Taylor denklemi) ifadesini kullanarak çeşitli sıcaklıklar, BŞD'ler ve deformasyon hızları için gerilme gevşemesini

incelendikleri çalışmada gerilme gevşemesini Eşitlik 3.30'daki gibi diferansiyel denklem formunda yazmışlardır.

$$\frac{d\sigma_d}{dt} = -\frac{64\sigma_d^2}{9M^3\alpha^2E}v_D \exp\left(-\frac{Q_0}{kT}\right) \sinh\left(\frac{\sigma_d V}{kT}\right) \quad (3.30)$$

Burada σ_d dislokasyonlardan kaynaklanan gerilmeyi, t zamanı, M Taylor sabitini, E elastisite modülünü, v_D Debye frekansını, Q_0 aktivasyon enerjisini, k Boltzmann sabitini, T sıcaklığı ve V aktivasyon hacmini temsil etmekte olup α ise sabit bir katsayıdır. Eşitlikte kullanılan değişkenlerin bir kısmı Bergström pekleşme modelinde de aynı notasyonlarla kullanılmaktadır.

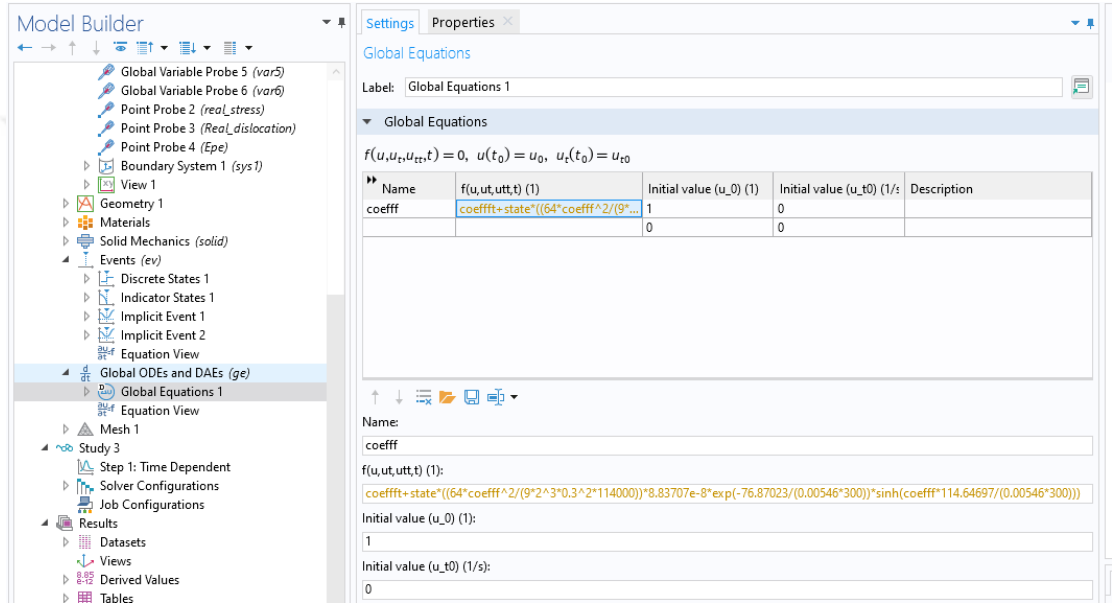


Şekil 3.17. Origin Pro veri analiz programında Fit ODE eklentisinin kullanılması

Comsol sonlu elemanlar analiz programında diferansiyel denklem formundaki ifadeler ODE (Ordinary Differential Equation) bölümüne denklem yazılarak çözdürülebilmektedir. Ancak yukarıda yazılmış olan diferansiyel denklemin deneysel eğriye uydurularak değişkenlerin belirlenmesi gerekmektedir. Bu işlem adımı Origin Pro veri analiz programının “Fit ODE” eklentisi kullanılmıştır. Origin Pro yazılımında Fit ODE eklentisi açıldıktan sonra diferansiyel denklemin derecesi seçilip, diferansiyel denklem parametre isimleri kullanılarak ilgili alana yazılır. İkinci adımda “Create PDF” butonuna basılarak diferansiyel denklem çözümü için işleme başlanmış olur. Diferansiyel denklemde kullanılan parametrelerin başlangıç sınır şartlarını yazmak ve sabit tutulacak parametreleri seçmek için “Fit Control” butonuna basılarak gerekli düzenlemeler yapılır. Tıpkı eğri uydurmada olduğu gibi “Fit” butonu sayesinde denklem kökleri bulunabileceği gibi “1 Iter.” butonu sayesinde adım adım ilerlemek de

mümkündür. Belirtilen işlem adımlarına ait görüntüler sırasıyla numaralandırılmış halde Şekil 3.17’de verilmiştir.

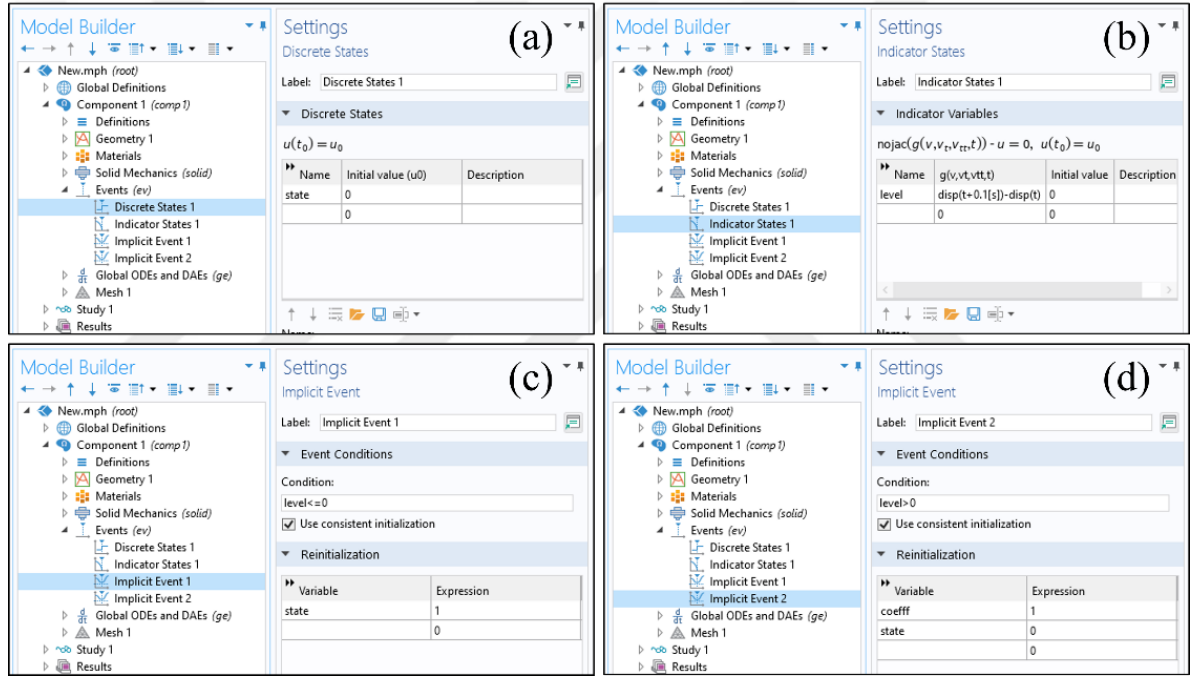
Değişkenleri belirlenen diferansiyel denklem ve bu denklemin başlangıç değeri Şekil 3.18’de görüldüğü gibi Comsol sonlu elemanlar analiz programında “Global ODE” bölümüne tanımlanmıştır. Diferansiyel denklem, analiz içerisinde başka bir değişkenle çakışmayacak şekilde benzersiz biçimde isimlendirilerek Comsol programına tanımlanmalıdır. Bu çalışma kapsamında gerilme gevşemesi diferansiyel denklemini “coeff” olarak isimlendirilmiştir.



Şekil 3.18. Comsol analiz programına diferansiyel denklemin tanımlanması

Bu işlem adımından sonra sistemde zaman ilerlerken strokun / basıncın sabit kalması veya azalması durumunda gerilme değerini düşürecek bir durum tanımlamasının yapılması gerekmektedir. Diferansiyel denklemin içerisine çarpım olarak eklenmiş olan “state” ifadesi gerilme gevşemesi durumunun algılanması durumunda aç-kapa anahtarı olarak işlev görecek olan 0 ve 1 değerlerini alan bir değişkendir. Bu değişkenin tanımlanması için yine Comsol sonlu elemanlar analiz programının bir yeteneği olan “Olaylar” (Events) modülü kullanılmıştır. “Olaylar” modülü istenilen sınır şartları dahilinde aç-kapa anahtarı olarak kullanılabilir. Şekil 3.19’da “Olaylar” modülünün gerilme gevşemesi analizlerinde kullanılabilmesi için yapılan işlem adımları sırasıyla gösterilmiştir. Şekil 3.19.a’da görüldüğü üzere “state” ifadesi başlangıç durum için 0 olarak tanımlanmıştır. Şekil 3.19.b’de görüldüğü gibi “Gösterge Durumları” (Indicator states) için $disp(t + 0.1[s]) - disp(t)$ şeklinde “level” isimli bir değişken

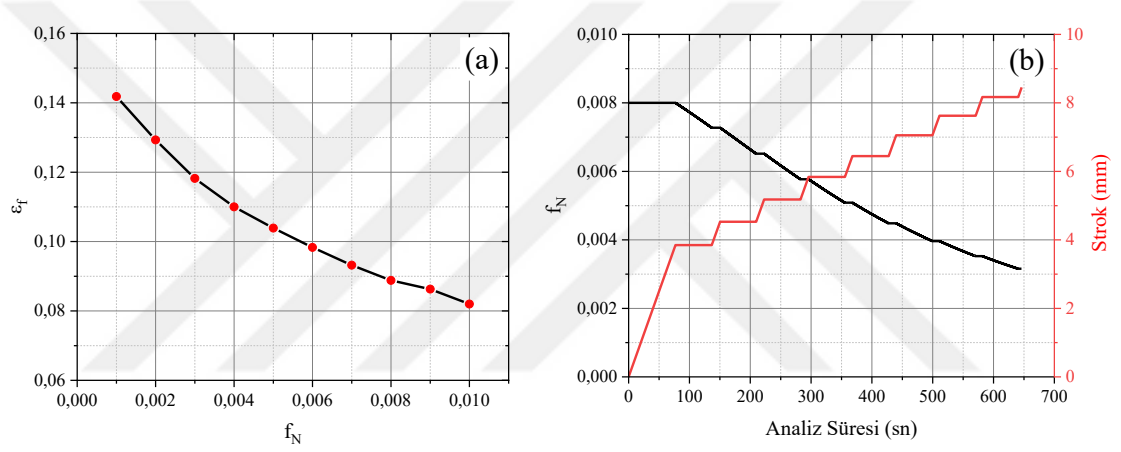
tanımlanmıştır. Bu ifade bir adım sonraki strok / basınç değeri ile mevcut zamandaki strok / basınç değeri arasındaki ilişkiyi kontrol etmekte kullanılmaktadır. Şekil 3.19.c ve Şekil 3.19.d’de ise “level” değişkeninin 0’dan büyük veya küçük olması durumunda “state” ve “coeff” değişkenlerinin hangi değerleri alması gerektiği kontrol edilmektedir. Yani eğer bir adım sonraki strok / basınç değeri ile mevcut durumdaki strok / basınç değeri arasındaki fark 0 değerine eşit veya daha düşükse diferansiyel denklemin içerisine çarpım olarak eklenmiş olan “state” ifadesi açık konumuna geçmektedir. Dolayısıyla sistemde gerilme gevşemesi durumu meydana gelebilmektedir. Eğer aradaki fark 0 değerinden büyükse pekleşme modelinin içerisine yazılmış olan “coeff” değişkeni 1 değerini almakta ve sistemde gerilme gevşemesi için herhangi bir olay meydana gelmemektedir.



Şekil 3.19. Olaylar modülü tanımlamaları (a) “state” değişkeni için başlangıç durum tanımlaması (b) Gösterge durumunun tanımlaması (c) “level” değişkeninin 0 değerinde veya küçük olması durumu (d) “level” değişkeninin 0 değerinden büyük olması durumu

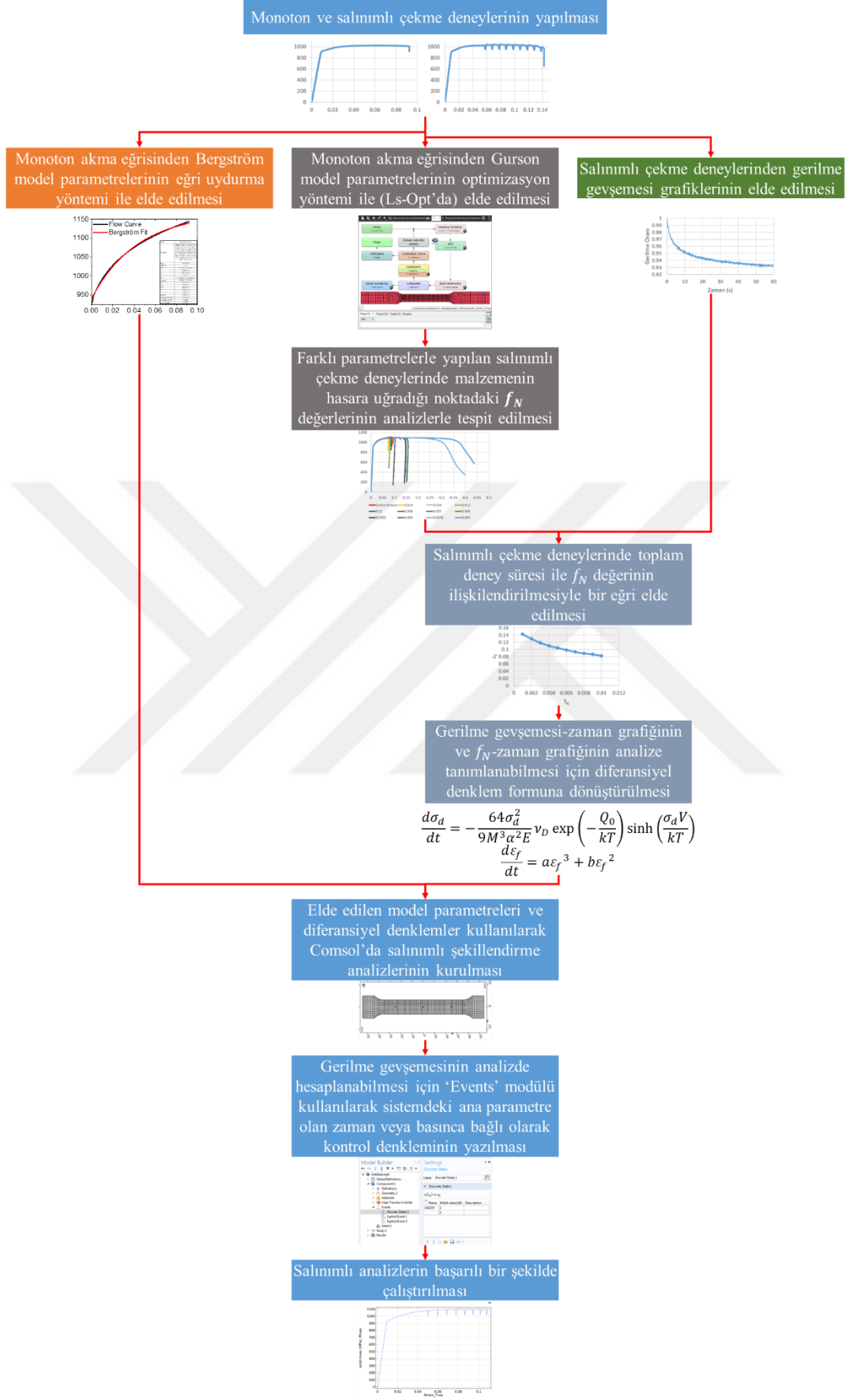
Yapılan sonlu elemanlar analizleriyle GTN hasar kriterine ait parametreler incelendiğinde f_N parametresinin değerinin küçülmesiyle akma eğrisinde önemli bir değişikliğe neden olmadan hasarın ötelediği belirlenmiştir. Farklı f_N değerleri için yapılan analizlerden elde edilen hasar noktaları Şekil 3.20.a’da görüldüğü gibi bir grafik haline getirilmiştir. Farklı parametrelerle yapılmış gerilme gevşemesi deneylerindeki benzer hasar noktaları ile analiz sonuçlarındaki hasar noktaları arasında toplam deney süresi dikkate alınarak bir korelasyon elde edilmiştir. Bu sayede zamana bağlı olarak f_N

değerinin değişim grafiği elde edilmiştir. Tıpkı gerilme gevşemesi analizlerinde olduğu gibi f_N değerinin gerilme gevşemesi süresine bağlı değişimi de $\frac{d\varepsilon_f}{dt} = a\varepsilon_f^3 + b\varepsilon_f^2$ şeklindeki bir diferansiyel denklem ile Comsol analiz programına tanımlanmıştır. f_N değerinin zamana bağlı değişiminde de Comsol analiz programındaki “Olaylar” modülünde tanımlı olan “State” ifadesi kullanılmıştır. Yani malzemede gerilme gevşemesi olayının başlamasıyla birlikte f_N parametresinin değeri tanımlanan diferansiyel denkleme göre azalmakta, bu da malzemenin daha fazla şekilleneceği anlamı taşımaktadır. Sistemde strok / basınç sabit kaldığında veya düşmeye başladığında f_N parametresinin değeri düşmekte, sürekli olarak artmaya devam ettiği sürece f_N parametresinin değeri Şekil 3.20.b’de görüldüğü gibi sabit kalmaktadır.



Şekil 3.20. (a) GTN hasar kriterinde f_N parametresinin hasar noktasına etkisi **(b)** Diferansiyel denklem olarak tanımlanan f_N parametresinin zamana göre değişimi

Yukarıda açıklanan Bergström modelinin modifiye edilerek Comsol’a tanımlanmasına dair bütün işlem adımları bir akış şeması halinde Şekil 3.21’de verilmiştir.



Şekil 3.21. Modifiye Edilmiş Bergström ve GTN hasar kriterinin Comsol'a tanımlanması için akış şeması

3.6.5. Çekme deneyi analizlerinin kurulması

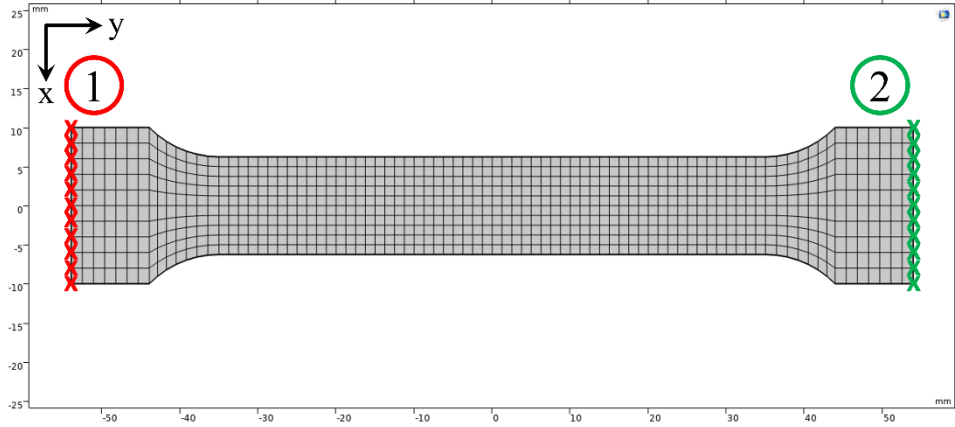
Çekme deneylerinin sayısal analizleri hem LS-DYNA hem de Comsol sonlu elemanlar analiz programları kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Her iki program için yapılan analiz kurulumları ayrı başlıklar altında incelenecektir.

3.6.5.1. LS-DYNA analiz programında çekme deneyi analizlerinin kurulması

LS-DYNA sonlu elemanlar analiz programında kurulan çekme analizleri “3.6.1. Yoshida Uemori pekleşme modeli ve parametrelerinin belirlenmesi” başlığı altında hazırlanan birim küp ile aynı model kullanılarak gerçekleştirilmiştir. LS-DYNA yazılımında yapılan çekme analizleri model parametrelerinin doğrulanması için gerçekleştirilmiştir. Çekme analizleri monoton yükleme durumu için yapılmış olup model yaklaşık %11 BŞD değerine kadar çekilmiştir.

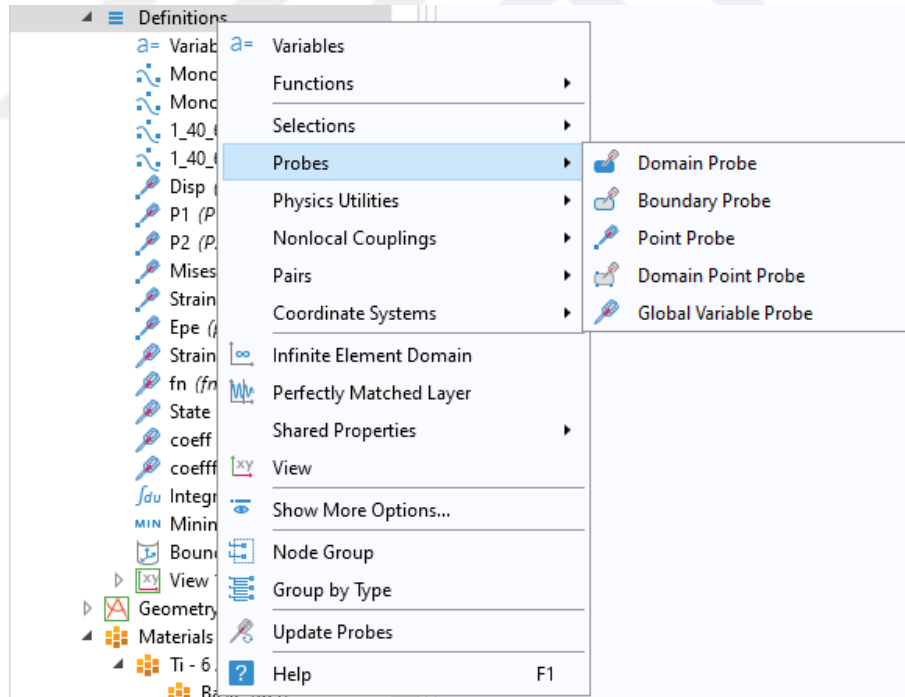
3.6.5.2. Comsol analiz programında çekme deneyi analizlerinin kurulması

Comsol sonlu elemanlar analiz programında yapılan analizler GTN hasar kriteri ile birlikte çalışan Modifiye Edilmiş Bergström pekleşme modelinin geliştirilmesinde ve doğrulanmasında kullanılmıştır. Comsol analiz programında yapılan analizlerde çekme deneylerinde kullanılan ASTM-E8 standardına uygun geometri kabuk eleman olarak programa aktarılmıştır. Literatürde GTN hasar kriteri kullanılarak yapılan analizlerde çözüm süresinden tasarruf etmek adına kabuk eleman tipi oldukça yaygın bir şekilde kullanılmaktadır (Farahani ve ark., 2017; Teng ve ark., 2017; Safdarian, 2018; Barfeh ve ark., 2023). Analizlerde hareket deneysel strok zaman eğrileri tanımlanacağı için sonuçlarda daha iyi benzeşim sağlamak amacıyla analizi yapılacak geometride gerçek çekme deneylerinde çene içerisinde kalan kısımlar Şekil 3.22’de görüldüğü gibi kırılmış ve geometri dörtgen ağ yapısı kullanılarak elemanlara bölünmüştür. Ayrıca eleman boyutunu belirlenmesi için ağdan bağımsızlık çalışması yapılarak uygun eleman boyutu belirlenmiştir. Şekil 3.22’de görüldüğü gibi numunenin 1 numaralı kısmı bütün yönlerde sabit tutulmuş, 2 numaralı kısmına ise “Prescribed Displacement” seçeneği ile deneysel strok zaman eğrisi kullanılarak y yönünde çekme hareketi tanımlanmıştır. Analiz süresinde herhangi ölçek kullanılmamıştır.



Şekil 3.22. Analizi yapılan çekme deney numunesi geometrisi, sınır şartları ve ağ yapısı

Analiz sonuçlarının değerlendirilebilmesi için Comsol’da “Probe” tanımlaması yapılması gerekmektedir. İstenen her bir sonuç için Şekil 3.23’te görülen tiplerle duruma uygun bir “Probe” tanımlaması yapılmalıdır. Yapılan çalışmada malzemede oluşan gerilme değerleri, BŞD değerleri veya dislokasyon yoğunlukları numunenin aktif deformasyon bölgesine tanımlanan “Domain Probe” sayesinde elde edilmiştir.



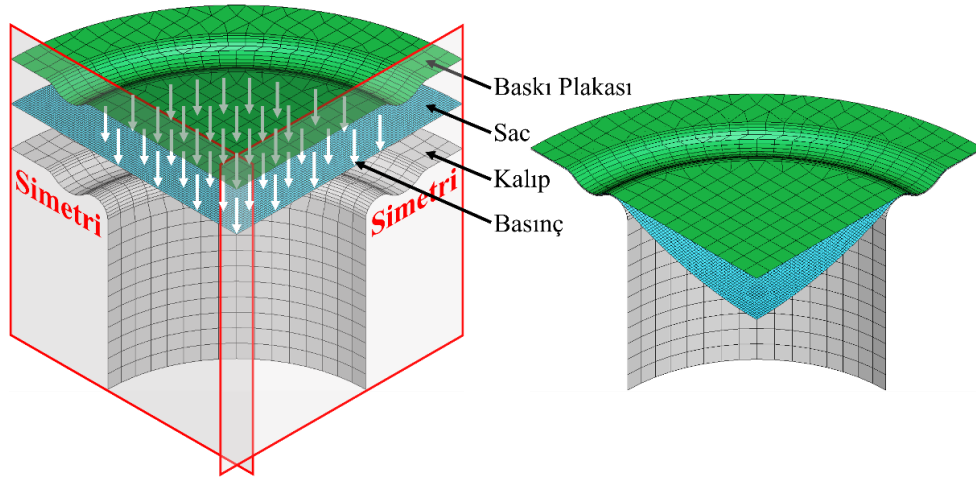
Şekil 3.23. Comsol’da analiz sonucunda veri alınabilmesi için tanımlanabilen “Probe” türleri

3.6.6. Hidrolik şişirme analizlerinin kurulması

Doktora tezi kapsamında elde edilen model parametreleri kullanılarak Öztürk (2022) çalışmasında deneysel olarak incelenen hidrolik şişirme yönteminin analizleri yapılmıştır. Analizler optimum salınımlı yükleme şartları ve monoton duruma ait sonuçlar kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Hidrolik şişirme işleminin sayısal analizleri Yoshida Uemori pekleşme modeli kullanılarak LS-DYNA; modifiye edilmiş Bergström pekleşme modeli ve Gurson hasar kriteri kullanılarak da Comsol sonlu elamanlar analiz programları kullanılarak yapılmıştır. İki program için de analiz kurulumları ayrı başlıklar altında incelenecektir.

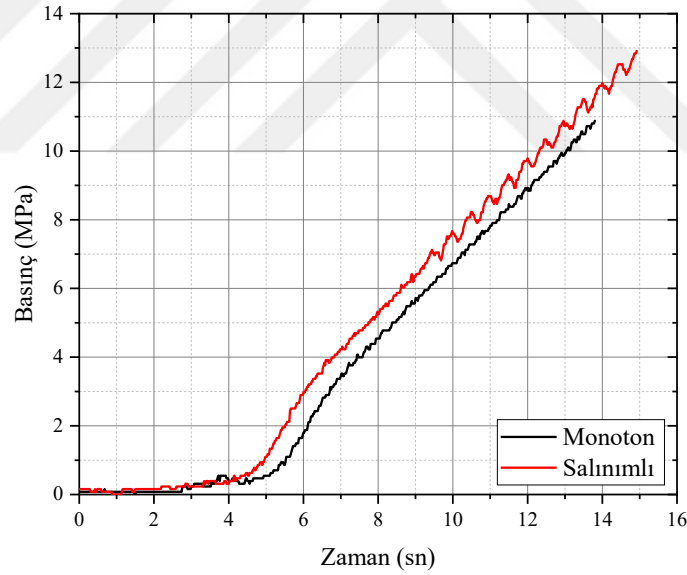
3.6.6.1. LS-DYNA’ da hidrolik şişirme analizlerinin kurulması

Hidrolik şişirme yöntemindeki kalıplar ve iş parçası tam simetrik olduğu için analizlerin daha kısa sürmesi amacıyla sistem Şekil 3.24’te görüldüğü gibi çeyrek model olarak kurulmuştur. Şişirme esnasında sacın kalıp ile baskı plakası arasından içeriye akmaması için sistemde bulunan süzdürme çubuğu analizlerde de aynı şekilde kullanılmıştır. Analizlerde ve deneylerde kullanılan kalıbın iç çapı 100 mm ve sacın ilkel çapı ise 175 mm’dir. 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V sacı modellemek için bir kabuk eleman tipi kullanılmış ve kalınlık boyunca beş entegrasyon noktasına sahip dörtgen bir ağ yapısı uygulanmıştır. Ağdan bağımsızlık analizleri neticesinde iş parçasında toplam 9377 element kullanılmış olup, analizler “Belytschko-Tsay” eleman formülasyonu kullanılarak gerçekleştirilmiştir.



Şekil 3.24. Çeyrek model olarak kurulan sac hidrolik şişirme analizi ve şekillendirilmiş parça

Sonlu elemanlar analiz modelleri oluşturulurken gerçek şartlara en uygun halde hazırlanması analizin sonucu çok fazla etkilemektedir. Bu nedenle analizlerde şekillendirme girdi basıncı, deneyler esnasında anlık olarak kaydedilen çıktı basınçları kullanılarak tanımlanmıştır. Analizler hem monoton hem de salınımlı şekillendirme durumları için en iyi şişme yüksekliğine sahip deneysel veriler referans alınarak gerçekleştirilmiştir. Şekil 3.25'te analizlere tanımlanan monoton ve salınımlı şekillendirme basınçları grafik halinde verilmiştir. LS-DYNA'da yapılan analizlerde analiz süresinden tasarruf etmek amacıyla deneysel zaman 1/1000 oranında ölçeklenerek analize tanımlanmıştır. Modelde sıvı basıncı iş parçası üzerine "Mask" kartı kullanılarak uygulanmıştır. Bu şekilde zamana bağlı basınç eğrisi analiz süresi boyunca tanımlanan alan içerisindeki elemanların normaline etki etmektedir. Deneysel çalışmalarda baskı plakası kuvveti 60 ton olarak uygulandığı için analizlere kapama kuvveti 588600N olarak tanımlanmıştır. Baskı plakası kuvveti "Load" kartı kullanılarak tanımlanmıştır ve analiz boyunca sabit alınmıştır.



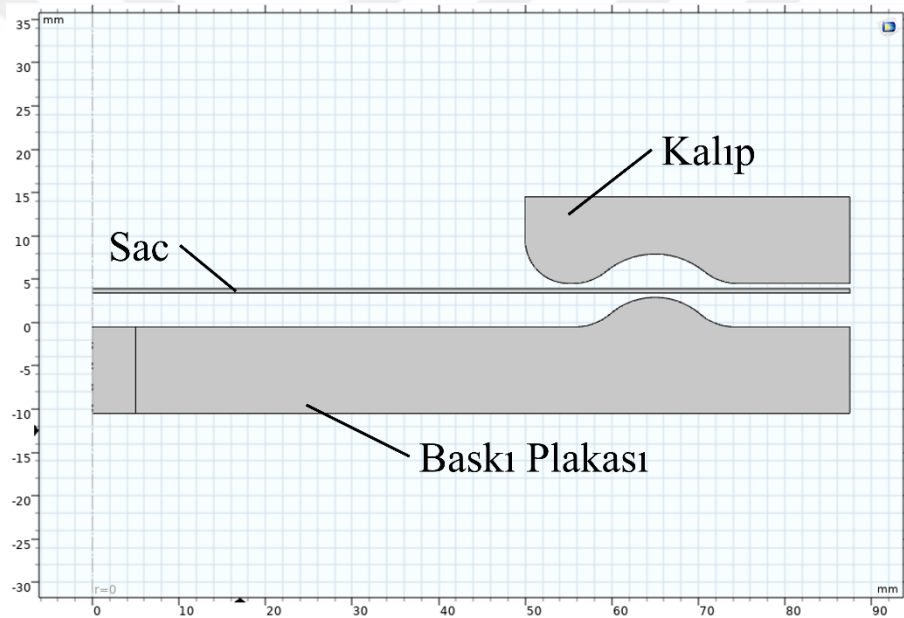
Şekil 3.25. Şişirme analizlerinde kullanılan Basınç-Zaman eğrisi

Sac ile kalıplar arasındaki temas davranışının modellenmesinde "Forming One Way Surface to Surface" temas algoritması tercih edilmiştir ve sacın kalıp boşluğuna akmasını önlemek için sac ile kalıplar arasındaki sürtünme katsayıları 0,4 olarak tanımlanmıştır. Kalıplar için LS-DYNA sonlu elemanlar analiz programı malzeme kütüphanesinde MAT20 numaralı, "Rigid" ismiyle yer alan malzeme modeli kullanılmıştır. Ayrıca yine çözüm süresinden tasarruf etmek maksadıyla analizlerde kabuk elemanlar kullanılmıştır.

Kabuk eleman kullanıldığında analizlerde fiziki olarak kalınlık olmamasına rağmen çözümler sanki parçanın kalınlığı varmış gibi hesap edilmektedir.

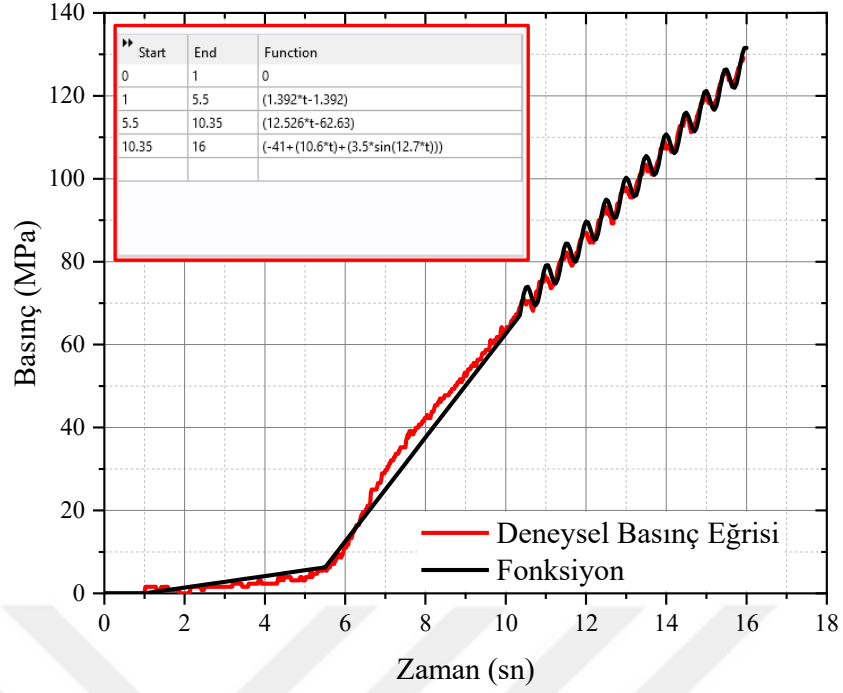
3.6.6.2. Cmsol' da Hidrolik şişirme analizlerinin kurulması

Hidro-şişirme yöntemine ait analizler Cmsol sonlu elemanlar programında modellenirken çekme analizlerinde olduğu gibi dislokasyon tabanlı Bergström pekleşme modeli kullanılmıştır. Pekleşme modeline ait parametreler çekme analizlerinde kullanılan parametrelerle aynıdır. Model iki boyutlu ekstenel simetrik tanımlanmıştır. Deneylerde kullanılan kalıp geometrisi Şekil 3.26'da görüldüğü gibi iki boyutlu olarak sadeleştirilmiş ve programa aktarılmıştır.



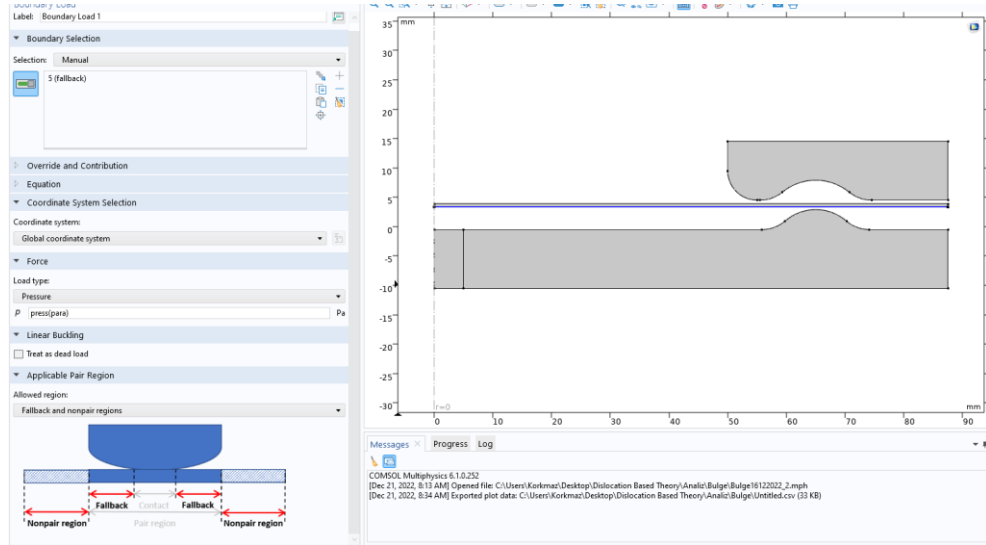
Şekil 3.26. Hidro-şişirme analizlerinde kullanılan kalıp geometrisi

Bu analizde çekme deneyinden farklı olarak sınır şartları hidro-şişirme prosesine uygun şekilde tanımlanmıştır. Yakınsama hatalarının en az düzeye indirilebilmesi için deneysel olarak hidro-şekillendirme presinden alınan çıktı basınç eğrisi Şekil 3.27'de görüldüğü gibi kademeli olarak fonksiyonlara dönüştürülerek kullanılmıştır.



Şekil 3.27. Fonksiyona dönüştürülen ve deneysel basınç zaman eğrileri

Basınç alanı programdaki “Solid Mechanics” sekmesi altında bulunan “Boundary Load” kısmından sac malzemenin alt kısmı tamamen seçilmiş olup, basıncın uygulanacağı bölge Şekil 3.28’de görüldüğü gibi eşleşme olmayan bölge (Fallback and nonpair regions) seçeneği kullanılarak kalıpla temas etmeyen bölge olarak tanımlanmıştır.



Şekil 3.28. Comsol sonlu elemanlar analiz programında hidro-şişirme analizi için saca uygulanacak basınç bölgesinin tanımlanması

3.6.7. Silindirik kap test analizlerinin kurulması

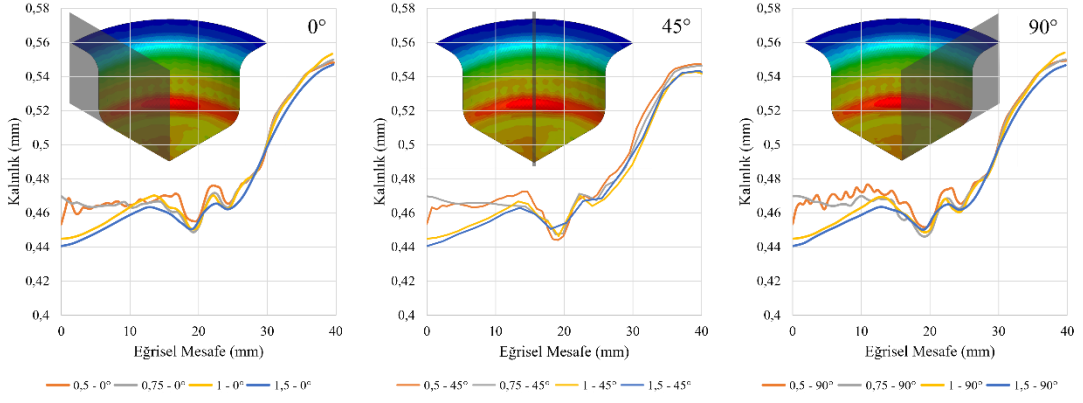
Silindirik kap testlerinin sayısal analizleri Yoshida Uemori pekleşme modeli kullanılarak LS-DYNA'da; modifiye edilmiş Bergström pekleşme modeli ve Gurson hasar kriteri kullanılarak da Comsol sonlu elamanlar analiz programları kullanılarak gerçekleştirilmiştir. İki program için de yapılan analizler kurulumları ayrı başlıklar altında incelenecektir.

3.6.7.1. LS-DYNA' da silindirik kap test analizlerinin kurulması

Çalışma kapsamında dişi hidro-şekillendirme prosesi kullanılarak üretilen silindirik kapların kalıp geometrisine ait parametreler LS-DYNA'da yapılan sonlu elemanlar analizleri ile belirlenmiştir. Bu kapsamda, mevcut deneysel pres kullanılarak üretilebilecek silindirik kabın kalıp çapı, derinliği, şekillendirme basıncı ve giriş radyüs değeri analizlerle bulunmuştur. Başlangıçta kalıplar 40 ve 50 mm iç çap, 10, 13 ve 15 mm kalıp derinliği ve 3, 4 ve 5 mm giriş radyüs değerleri için modellenmiştir. Ardından, seçilen bir kalıp geometrisi için ağdan bağımsızlık noktasını belirlemek üzere bir dizi analiz gerçekleştirilmiştir. Şekillendirilmemiş parça için 0,5 mm, 0,75 mm, 1 mm ve 1,5 mm boyutlarında dörtgen ağ kullanılarak analizler gerçekleştirilmiştir. Analizler sonucunda 0°, 45° ve 90° açılarda elde edilen kalınlık dağılımları Şekil 3.29'da ve hesaplama süreleri de Çizelge 3.5'te özetlenmiştir. Buna göre, 0,5 mm ve 0,75 mm eleman boyutları ile yapılan analizlerin neredeyse aynı değerleri verdiği görülmektedir. Hesaplama süreleri göz önünde bulundurulduğunda, analizler için 0,75 mm boyutundaki elemanların kullanılmasının uygun olacağı ve analiz başına yaklaşık 11 saat 30 dakika tasarruf sağlayacağı sonucuna varılmıştır.

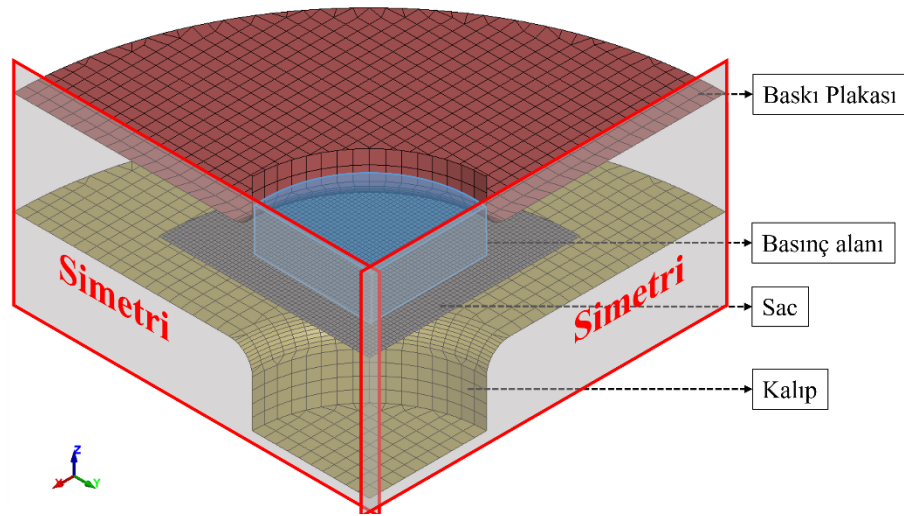
Çizelge 3.5. Eleman boyutuna göre analizlerin çözüm süreleri

Eleman Boyutu	Çözüm Süresi
0.5	15 Saat 33 Dakika 27 Saniye
0.75	3 Saat 56 Dakika 5 Saniye
1	1 Saat 2 Dakika 19 Saniye
1.5	0 Saat 33 Dakika 57 Saniye

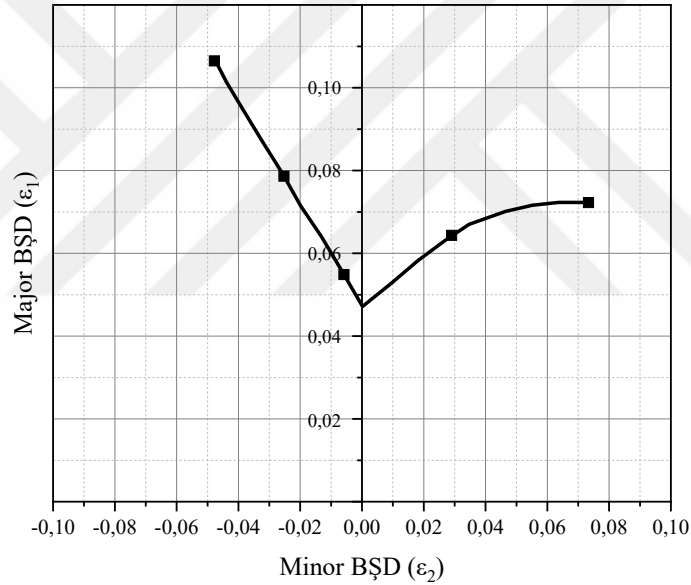


Şekil 3.29. Farklı eleman boyutlarında yapılan analizlerden elde edilen kalınlık dağılımları (Öztürk ve ark., 2024)

Silindirik kap testine ait sonlu elemanlar analizinin şematik gösterimi Şekil 3.30'da verilmiştir. Deneysel düzeneğe göre basitleştirilmiş olan sistem, kabuk elemanlar ve uygun simetri koşulları kullanılarak çeyrek model olarak kurulmuştur. Alt kalıp tamamen sabitken, üst kalıp sadece z ekseninde hareket edecek şekilde kısıtlanmıştır. Basınç, kalıp içindeki basınç bölgesinin izdüşüm alanına, elemanların normaline etki edecek şekilde “Mask” kartı kullanılarak tanımlanmıştır. Tüm sonlu eleman analizlerinde ve deneylerde sacın ilkel çapı 72 mm'dir. Kalıplarda MAT20 numaralı, “Rigid” malzeme modeli kullanılmıştır. Deneylerde şekillendirilecek iş parçası yağlandığı için alt kalıp ile sac ve üst kalıp ile sac arasındaki sürtünme katsayıları 0,05 olarak tanımlanmıştır (Türköz ve ark., 2020). Ti-6Al-4V sac için hidrolik şişirme analizlerinde olduğu gibi Yoshida Uemori pekleşme modeli aynı parametrelerle kullanılmıştır. Analizde sacın üzerine uygulanan baskı plakası kuvveti 50 kN olarak tanımlanmıştır. Explicit olarak kurulan analizde dinamik etkileri azaltmak için kütle ölçeklendirmesi de (mass scale) uygulanmıştır. Kütle ölçeklendirmesi değeri $\Delta t_{min} = l/c$ formülü ile belirlenmektedir. Burada l en küçük eleman boyutunu temsil etmektedir. c değeri ise E ; malzemeye ait Elastisite Modülü ve ρ ; malzemenin yoğunluğu olmak üzere $c = \sqrt{E/\rho}$ şeklinde hesaplanan bir değerdir. Modelde her ne kadar yapısal eleman kullanılmış olsa da parça geometrisi dairesel olduğu için daire kenarlarında küçük boyutlu elemanlar bulunmaktadır. Bu sistemde tespit edilen en küçük eleman boyutu 0,11 mm'dir. Malzemeye ait veriler formüllerde yerine konulduğunda kütle ölçeklendirmesi $2,21 \times 10^{-8}$ değerini almaktadır. Şekillendirme sırasında malzemede meydana gelen hasar Şekil 3.31'de verilen 219M489 nolu TÜBİTAK projesi kapsamında 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesi için elde edilen şekillendirme sınır diyagramı ile kontrol edilmiştir.



Şekil 3.30. Sonlu elemanlar analiz sisteminin şematik gösterimi (Öztürk ve ark., 2024)



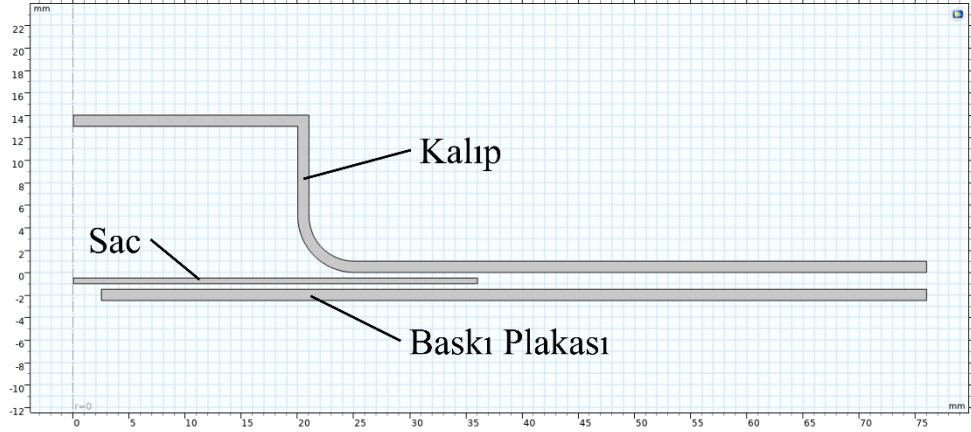
Şekil 3.31. 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemenin Şekillendirme Sınır Diyagramı (Öztürk ve ark., 2024)

Radyüs/kalınlık (R/t) oranının 8 olması hedeflenen çalışmada sac kalınlığı 0,5 mm olduğu için parçanın taban radyüsü 4 mm olmalıdır. Deney presinin kapama kuvveti kapasitesi 60 ton'dur. Parça şekillendirilirken sac üzerine uygulanan basınç "Kalıp İç Çapı + Giriş Radyüsleri + Sızdırmazlık Bölgesi" çapında bir alana etki etmektedir. Uygulanan basınç ile bu alanın çarpımı açma kuvveti olarak isimlendirilmektedir. Açma kuvveti ile sacın buruşmaması için gerekli baskı plakası kuvvetinin toplamının presin maksimum kapasitesi olan 60 tonu geçmemesi gerekmektedir. Bu nedenle silindirik parçanın üretilebilmesi için tasarlanacak kalıplarda kuvvetin dikkate alınması

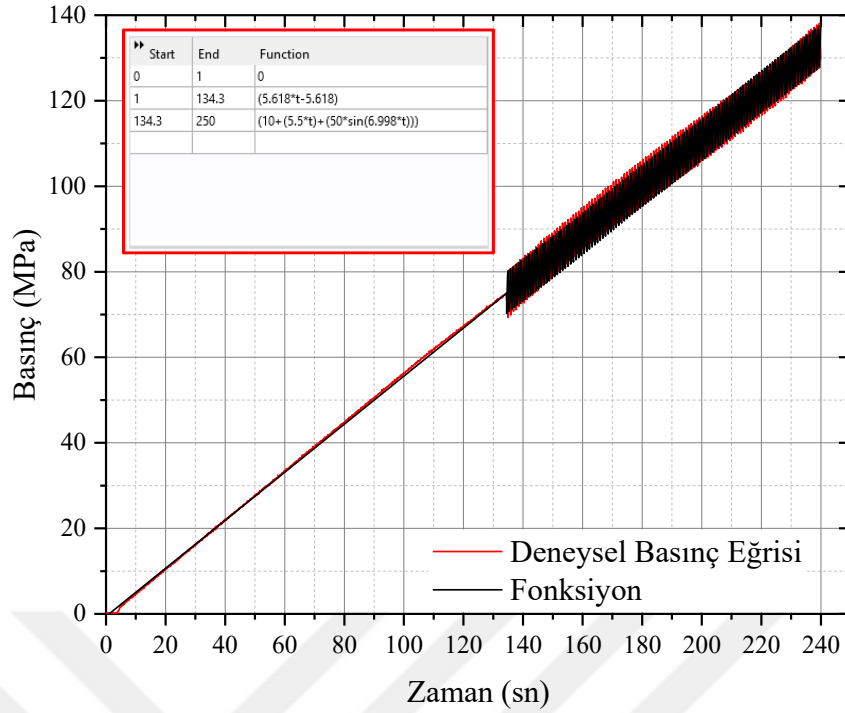
gerekmektedir. Bu kapsamda farklı iç çap değerlerine ve giriş radyüsü değerlerine sahip kalıplar için açma kuvvetleri SEA ile belirlenmiştir. Açma kuvvetinin hesaplanabilmesi için $R/t = 8$ değerini sağlayacak basınçlar belirlenmiştir. Ayrıca kalıplarda giriş radyüsünün sacın içeriye ilk akışı sırasında kırılmayacak bir değerde olması gerekmektedir. Giriş radyüsü büyüdükçe sacın içeri akışı daha kolay olmakta ancak bu durum açma kuvvetinin de artmasına sebep olmaktadır. Bu nedenle sac parçada hasara neden olmayacak minimum kalıp giriş radyüs değeri SEA'larla belirlenmiştir.

3.6.7.2. Cmsol' da silindirik kap test analizlerinin kurulması

Silindirik kap analizleri Cmsol'da Şekil 3.32'de görüldüğü gibi iki boyutlu ekstenel simetrik olarak modellenmiştir. Sınır şartları deneylerle aynı olacak şekilde tanımlanmıştır. Yakınsama hatalarının en az düzeye indirilebilmesi için Şekil 3.33'te gösterildiği gibi analizlere tanımlanan girdi basıncı deneylerdeki çıktı basıncını temsil eden fonksiyonlarla tanımlanmıştır. Aynı zamanda fonksiyonlardaki katsayılar değiştirilerek genlik, frekans ve salınımın başladığı basınç değeri kolaylıkla değiştirilebilir hale getirilmiştir.



Şekil 3.32. Silindirik kap analizlerinde kullanılan kalıp geometrisi



Şekil 3.33. Fonksiyona dönüştürülen ve deneysel basınç zaman eğrileri

Malzemede oluşan hasar GTN hasar kriteri kullanılarak kontrol edilmiştir. GTN hasar kriteri analizlerdeki hasar noktasını Eşitlik 3.31’de verilen fonksiyonla tahmin etmektedir. Burada, kontrol edilen değer 1’in üzerine çıkması ilgili bölgenin hasara uğradığı anlamını taşımaktadır. Sistemdeki salınımla birlikte gerilme gevşemesini hesaplayabilen ve malzemenin şekillenebilme kabiliyetinin artmasını tahmin edebilen GTN hasar kriteri ile birlikte çalışan Modifiye Edilmiş Bergström pekleşme modeliyle yapılan silindirik kap test analizlerinde bu hasar kriteri dikkate alınarak model performansı değerlendirilmiştir.

$$\begin{aligned}
 &\frac{(f-f_0)}{(f_c-f_0)} \quad f \leq f_c \\
 &1 + \frac{(f-f_c)}{(f_F-f_c)} \quad f \geq f_c
 \end{aligned} \tag{3.31}$$

3.7. Mikroyapı Modelleme Çalışmaları

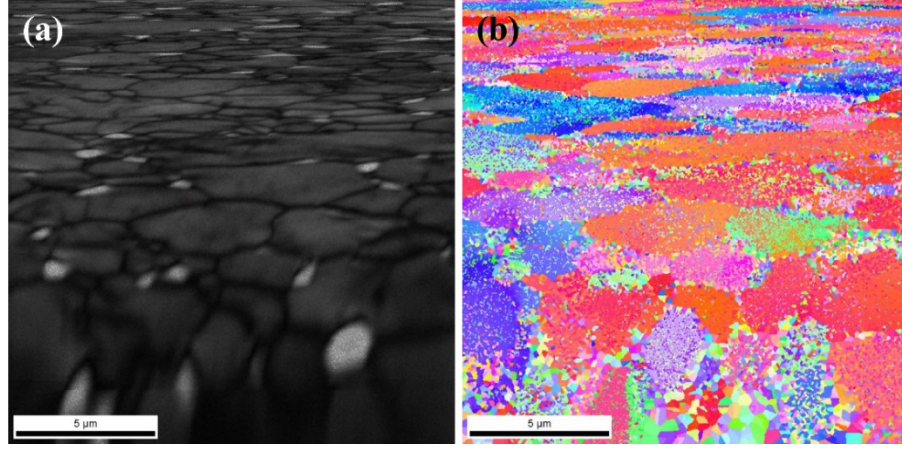
Bu doktora tezi kapsamında mikroyapı analizleri hem iki boyutlu hem de üç boyutlu olarak gerçekleştirilmiştir. İki boyutlu mikroyapı analizleri gerçek mikroyapı görüntülerinin çeşitli görüntü işleme yöntemleri kullanılarak analiz ortamına aktarılmasıyla oluşturulmuştur. Üç boyutlu mikroyapı analizleri ise gerçek iki boyutlu

mikroyapı görüntülerinden elde edilen istatistiksel veriler Dream3D yazılımına aktarılarak sentetik üç boyutlu mikroyapı oluşturulmuştur.

3.7.1. İki boyutlu mikroyapı modelinin elde edilmesi

Mikroyapı analizlerinin yapılabilmesi için öncelikte tanelerin ve tane sınırlarının segmente edilebilecek düzeyde belli olduğu bir mikroyapı görüntüsüne ihtiyaç bulunmaktadır. Elektron geri saçılım kırınımı (Electron backscatter diffraction – EBSD) malzemelerin kristalografik yapısını mikroskobik ölçekte analiz etmek için kullanılan taramalı elektron mikroskobu (SEM) tabanlı bir tekniktir (Prior ve ark., 1999). Sistemin çalışma prensibi; SEM cihazına adapte edilmiş olan özel bir dedektör sayesinde odaklanmış elektron ışınının numune yüzeyine yönlendirilmesi ve numuneden saçılan elektronların dedektör vasıtasıyla toplanıp anlamlı bilgilere (görüntü ve analitik verilere) dönüştürülmesi esasına dayanmaktadır (Inkson, 2016). Bu teknik sayesinde analiz edilen numunenin yüzeyindeki kristal yapısı, kristal yönelimi, faz tanımlaması, tane boyutu, morfolojisi ve tane sınırı gibi önemli bilgiler elde edilebilmektedir (Schwartz ve ark., 2009).

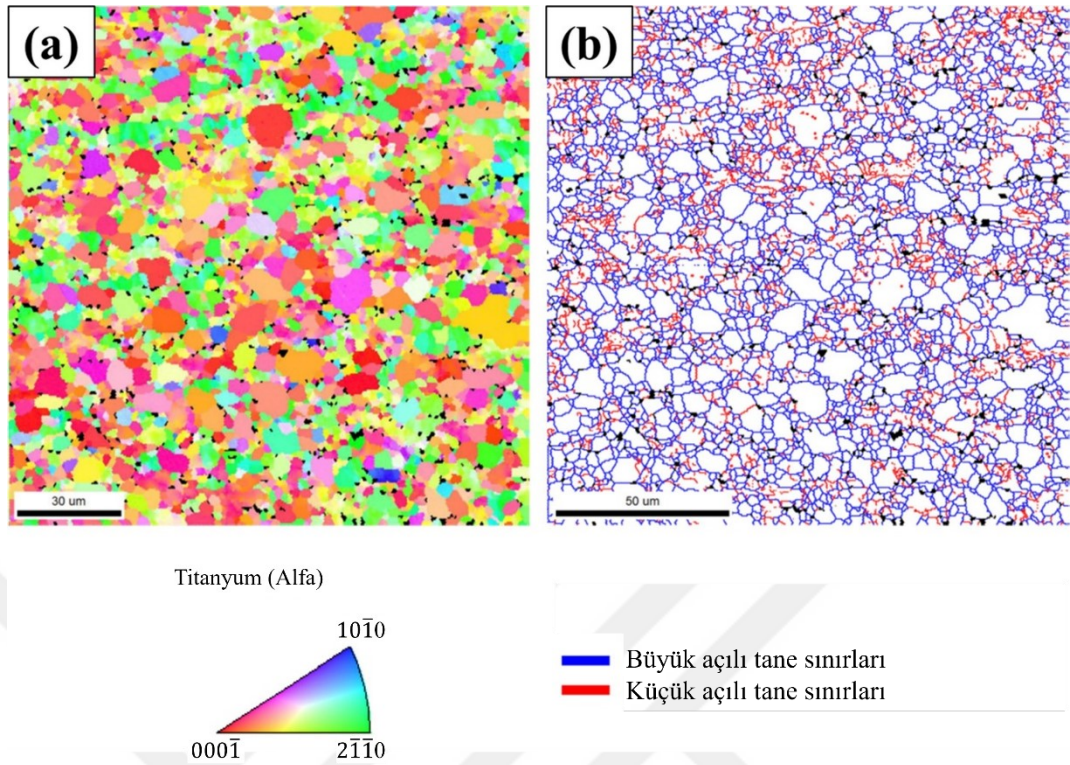
Bu doktora tezi kapsamında EBSD görüntüsü alınacak numuneler, deformasyona uğramaması ve ısıdan etkilenmemesi için su jeti kullanılarak kesilmiştir. Numunelere bakalite alma, zımparalama ve parlatma gibi standart metalografik numune hazırlama yöntemleri uygulanmıştır (Hoar ve ark., 2021). Öncelikle numune bakalite alındıktan sonra sırasıyla 800, 1200 ve 2500 kum zımparalar kullanılarak zımparalama işlemi yapılmıştır. Parlatma işlemi, önce 6 µm sonrasında 3 µm olmak üzere su bazlı monokristal elmas parlatma solüsyonları kullanılarak yün çuha üzerinde gerçekleştirilmiştir. EBSD analizleri Orta Doğu Üniversitesi (ODTÜ) Merkezi Laboratuvarı (MERLAB) bünyesinde bulunan SEM cihazıyla yapılmıştır. Bu kapsamda Şekil 3.34’te görüldüğü gibi Ti-6Al-4V malzemesinin tane ve tane sınırlarını gösteren (Şekil 3.34.a) ayrıca EBSD verilerini içeren (Şekil 3.34.b) mikroyapı görüntüleri elde edilmiştir. Bu EBSD analiz görüntüleri malzemenin mikroyapısı hakkında fikir edinilmesine olanak sağlasa da sonlu elemanlar analizlerinde iki boyutlu mikroyapıların oluşturulması için kullanılabilir nitelikte değildir. Bu nedenle tez kapsamında yapılan çalışmalarda B planı uygulanarak, literatürde aynı malzemenin EBSD görüntüsü kullanılarak sonlu elemanlar analizleri kurulmuştur.



Şekil 3.34. Tez kapsamında elde edilen mikroyapı görüntüleri **(a)** Tane ve tane sınırları **(b)** EBSD verilerini içeren görüntü

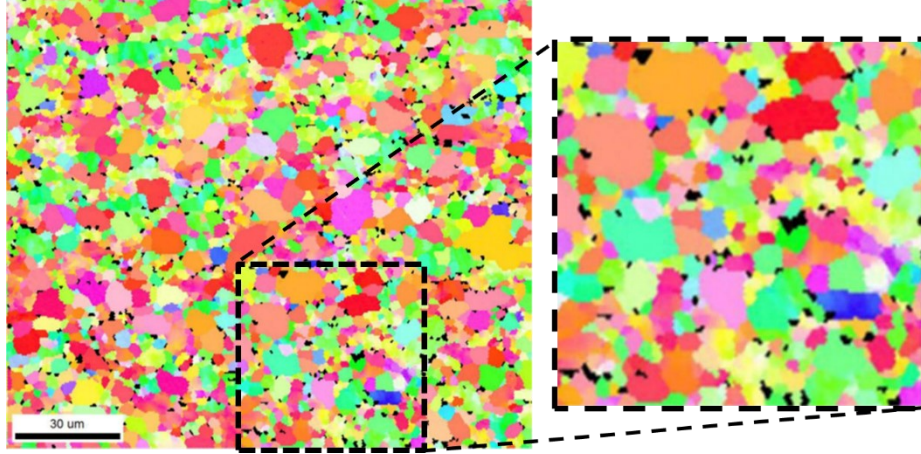
İki boyutlu mikroyapı SEA'ları kurulurken tanelerin yönlenim bilgilerinin analize tanımlanması elzem bir durumdur. Tanelere ait yönlenim bilgileri analizlere tanımlanmadığında bütün taneler aynı yönde davranış göstereceği için izotrop bir malzeme gibi davranır ve aynı oranda deformasyona uğrarlar. Tane yönelimleri her bir tane için ayrı ayrı tanımlandığında ise şekillendirme esnasında farklı oranlarda deformasyona uğrar ve farklı gerilme değerleri okunur. Sonuç olarak bu yaklaşım gerçeğe daha yakın sonuçlar verir.

Deb ve ark. (2022) çalışmasındaki kullanılan malzemenin tezde kullanılan malzeme ile aynı özelliklere (soğuk haddelenmiş Ti-6Al-4V) sahip olması ve Şekil 3.35'te görüldüğü gibi mikroyapı görüntülerinin analizlerde kullanıma uygun olması nedeniyle mikroyapı çalışmaları bu görüntüler kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Şekil 3.35.a'da malzemenin içyapısında bulunan fazlar ve tanelerin yönelim bilgileri, Şekil 3.35.b'de ise tane sınırları görülmektedir. EBSD analizlerinden elde edilen bilgiler, mikroyapı görüntüsüyle birlikte bir veri dosyası olarak sağlanmaktadır. Ancak EBSD analizleri çok fazla veri içerdiği için bu veriler çalışmalarda genellikle tabloda detaylıca sunulmak yerine çok daha kolay bir yöntem olan grafiklerle paylaşılmaktadır. Şekil 3.35.a'daki görüntünün alt kısmındaki renk ölçeği tanelerin yönelimi hakkında bilgiler içermektedir. '0001', '2110' ve '1010' değerleri tanelerin Miller indislerini temsil etmektedir. Literatürden alınan EBSD görüntülerindeki tane yönelim bilgileri renk ölçeği kullanılarak elde edilmesi gerekmektedir. Bu kapsamda tane yönelimlerinin belirlenebilmesi için MATLAB yazılımı kullanılarak bir kod oluşturulmuştur. Bu kod, koordinatı girilen her tanenin rengini belirleyip renk skalası ile ilişkilendirilerek tanenin yönelim bilgisini vektörel olarak elde edebilmeye imkân sağlamaktadır.



Şekil 3.35. Deb ve ark. (2022) çalışmasındaki mikroyapı görüntüleri **(a)** Tane yönelimlerini gösteren renklendirilmiş EBSD görüntüsü ve faz dağılımları **(b)** Tane sınırları

İki boyutlu mikroyapı analizlerinin tüm taneler için yapılması hem analizin kurulması sırasında yapılacak işlem süresini hem de analiz süresini artıracaktır. Bu yüzden mikroyapı analizleri 250 adet alfa fazına ait tane içeren $51\ \mu\text{m} \times 51\ \mu\text{m}$ boyutlarındaki bir kısmı kırılarak yapılmıştır. Kırpma işlemi sırasında görüntünün kalitesinin düşmemesine dikkat edilmiştir. Böylece sonraki işlem adımlarında görüntü işleme yöntemleri kullanılarak SEA'ya sağlıklı bir şekilde aktarılabilmektedir. Görüntü kalitesinin kötü olması görüntü işlemenin başarısız olmasına veya zorlu bir süreç olmasına sebep olmaktadır. Şekil 3.36'da orijinal görüntü üzerinden kırılarak elde edilmiş olan görüntü verilmiştir.



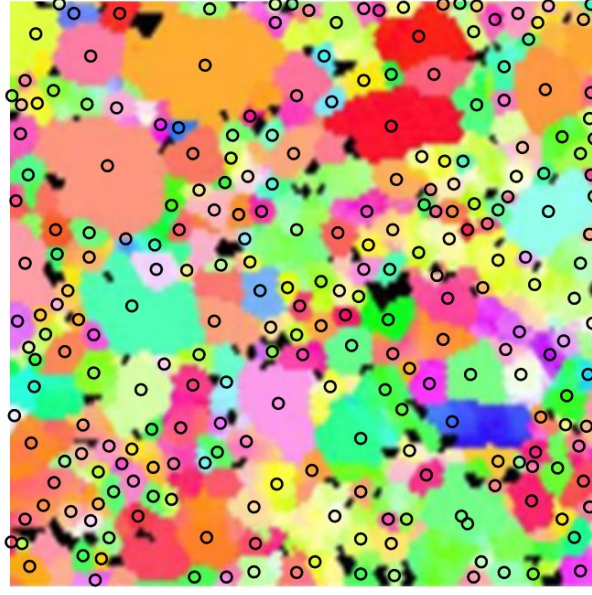
Şekil 3.36. Literatürden elde edilen mikroyapı görüntüsünün analizlerde kullanılacak kısmının kırılmış hali

Kırılan görüntüdeki tanelerin koordinat bilgilerinin rahat bir şekilde elde edilebilmesi için Şekil 3.37’de görüldüğü gibi bütün taneler numaralandırılarak haritalama işlemi yapılmıştır. Haritalama işlemi işleri kolaylaştırmak için yapılan bir çalışmadır. Haritalama işleminden sonra her bir tanenin koordinatları belirlenmiştir.



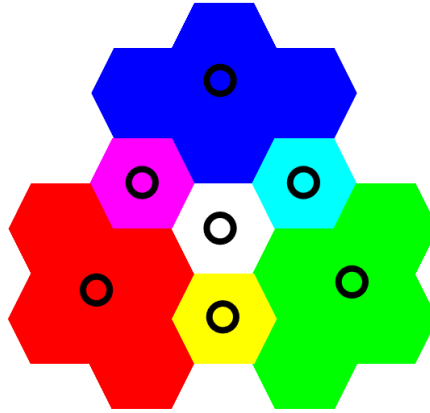
Şekil 3.37. Mikroyapı görüntüsünde haritalama işleminin yapılması

Belirlenen koordinatlar MATLAB koduna girdi olarak tanımlanarak her bir tanenin renk bilgisi ve dolayısıyla yön bilgileri elde edilmiştir. Şekil 3.38’de girdi olarak tanımlanan koordinat bilgilerinin MATLAB tarafından görüntü üzerinde işaretlenmesi gösterilmiştir. İşaretlenen bölgeler yer tespiti için kullanılmakta olup, analize herhangi bir etkisi bulunmamaktadır.



Şekil 3.38. Haritalama sonucunda MATLAB tarafından işaretlenen koordinatlar

MATLAB kodu sayesinde elde edilen verilerin doğruluğunun kıyaslanması için Ti-6Al-4V malzemesine ait EBSD verisi bulunmadığı için bu işlem hazırlanan basit bir renk ölçeği üzerindeki renkler kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Kırmızı (255 0 0), Yeşil (0 255 0), Mavi (0 0 255) ve bunların aralarında kalan renkler için Şekil 3.39’da gösterildiği gibi bir renk ölçeği oluşturulmuştur. Burada Kırmızı renk $000\bar{1}$ doğrultusunu, Yeşil renk $2\bar{1}\bar{1}0$ doğrultusunu ve Mavi renk $10\bar{1}0$ doğrultusunu temsil etmektedir. Basit renk skalasındaki bütün renklerin koordinatları MATLAB yazılımına tanımlanarak kod çalıştırıldığında bu renklere ait yön bilgileri radyan cinsinden elde edilmiştir. Yedi renk için elde edilen yön bilgileri Çizelge 3.6’da verilmiştir.

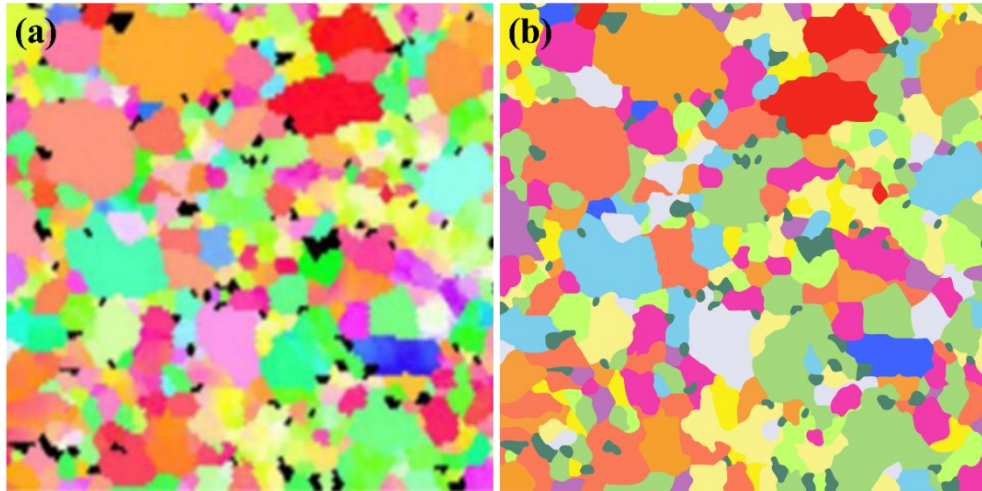


Şekil 3.39. Verilerin doğruluğunun tespiti için düzenlenmiş renk göstergesi ve yön bilgilerinin elde edildiği noktalar

Çizelge 3.6. MATLAB yazılımından elde edilen bilgilerin doğrulandığı veriler

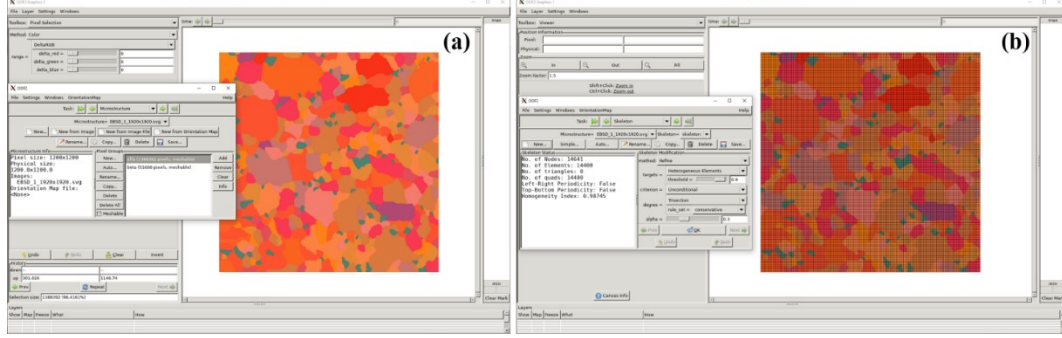
Renk	Renk kodu (RGB)	Miller İndisleri	(x), (y), (z) vektörleri
Kırmızı	255 0 0	000 $\bar{1}$	(0), (0), (-1)
Yeşil	0 255 0	2 $\bar{1}\bar{1}$ 0	(0,894), (-0,447), (0)
Mavi	0 0 255	10 $\bar{1}$ 0	(1), (0), (0)
Sarı	255 255 0		(0,707), (0), (-0,707)
Mor	255 0 255		(0,817), (-0,408), (-0,408)
Turkuaz	0 255 255		(0,949), (-0,316), (0)
Beyaz	255 255 255		(0,905), (-0,302), (-0,302)

Gerçek iki boyutlu mikroyapı analizlerin kurulabilmesi elde edilen mikroyapı görüntüsünün segmente edilerek vektörize edilmiş biçimde elde edilmesi gerekmektedir. Bu işlem için Vector Magic yazılımı kullanılmıştır. Öncelikle segmente edilecek görüntü yazılıma aktarılarak renk paletine renk tanımlaması yapılmalıdır. Renk paletindeki renkler az olursa yazılım farklı taneleri birlikte algılayabilir, çok olursa renklerin değiştiği bölgeleri ayrı taneler olarak algılayabilir. Bu yüzden gereği kadar renk kullanılmalıdır. Renk seçimleri yapıldıktan sonra resim vektörize edilemeden önce rötüş imkânı da tanımaktadır. Bu sayede renk geçiş bölgelerindeki hatalar manuel olarak düzeltilebilmektedir. Bu çalışmada alfa fazı 13 ayrı renk kullanılarak segmente edilmiştir. Şekil 3.40.a ve Şekil 3.40.b’de sırasıyla segmente edilmemiş ve edilmiş mikroyapı görüntüleri yer almaktadır.

**Şekil 3.40. (a)** Segmente edilmemiş mikroyapı görüntüsü **(b)** Segmente edilmiş mikroyapı görüntüsü

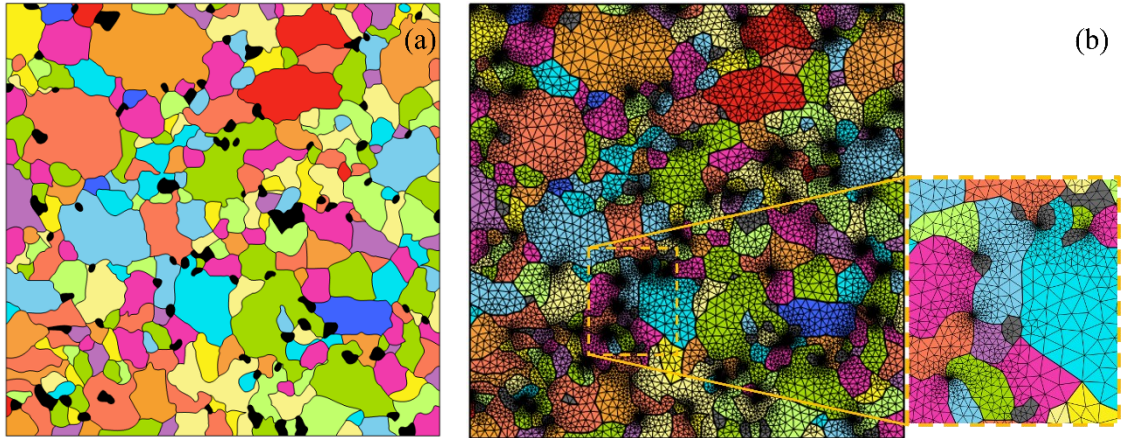
Segmente edilmiş olan mikroyapı görüntüsü sonlu elemanlar analiz programına aktarılmadan önce Linux işletim sistemi tabanlı açık kaynak kodlu OOF2 yazılımı (Langer ve ark., 2001) kullanılarak ağ yapısı oluşturulmuştur. Segmente edilen mikroyapı görüntüsü programa aktarılarak yapı içerisindeki alfa ve beta fazları Şekil 3.41.a’daki gibi

gruplandırılmıştır. Gruplandırma işlemi yapıldıktan sonra ağdan bağımsızlık analizleri neticesinde belirlenen eleman sayısı her bir yönde 120 olacak şekilde Şekil 3.41.b'deki gibi yapısal ağ kullanılarak örülmüştür.



Şekil 3.41. OOF2 yazılım arayüzü (a) Fazların gruplandırılması (b) Ağ yapısının elde edilmesi

Vector Magic yazılımı kullanılarak segmente edilen mikroyapı görüntüleri dxf uzantılı vektör dosyası olarak da elde kaydedilmiştir. Vektör dosyası Comsol analiz programına Şekil 3.42.a'da görüldüğü aktarılmış ve mikroyapıya değişken boyutlu üçgen ağ yapısı kullanılarak Şekil 3.42.b'de görüldüğü gibi ağ yapısı örülmüştür. Comsol'da ağ yapısı örülen sistemde toplamda 22925 eleman bulunmaktadır.



Şekil 3.42. Comsol analiz programında yapılan iki boyutlu mikroyapı analizi (a) dxf uzantılı vektör dosyasından Comsol analiz programına aktarılan iki boyutlu geometri (b) Comsol analiz programında üçgen örülen ağ yapısı

Mikroyapı analizleri yapılırken daha önceki bölümlerde elde edilen Bergström pekleşme modeli parametreleri kullanılamamaktadır. Çünkü mikroyapı analizlerinde malzemenin iç yapısında bulunan her bir fazın mekanik özelliklerini ayrı ayrı temsil edecek model parametrelerine ihtiyaç vardır. Bu tezde kullanılan Ti-6Al-4V alaşımının

içyapısında alfa ve beta olmak üzere iki faz bulunmaktadır. Literatürde Ti-6Al-4V alaşımının alfa ve beta fazları için Johnson Cook pekleşme modeline ait parametrelerin belirlendiği çalışmalarda model parametreleri kullanılarak her iki fazın da akma eğrileri elde edilmiştir (Pan ve ark., 2016; Pan ve ark., 2019). Johnson Cook pekleşme modelinin en genel ve sade hali Eşitlik 3.32’de verilmiştir.

$$\sigma = (A + B \cdot \varepsilon^n)(1 + C \cdot \ln (\dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0))(1 - T^{*m}) \quad (3.32)$$

Burada A akma dayanımını B mukavemet katsayısını, n pekleşme üstelini, C hız parametresini, m sıcaklık parametresini, $\dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0$ eşdeğer plastik BŞD hızı oranını ve T^* ise homolog sıcaklığı temsil etmektedir.

Johnson Cook model parametreleri kullanılarak belirlenen akma eğrileri, “3.6.2. Bergström pekleşme modeli ve parametrelerinin belirlenmesi” bölümündeki aynı işlem adımları takip edilerek Ti-6Al-4V alaşımının alfa ve beta fazlarına ait Bergström pekleşme modeli parametreleri belirlenmiştir.

3.7.2. Üç boyutlu sentetik mikroyapı elde edilmesi

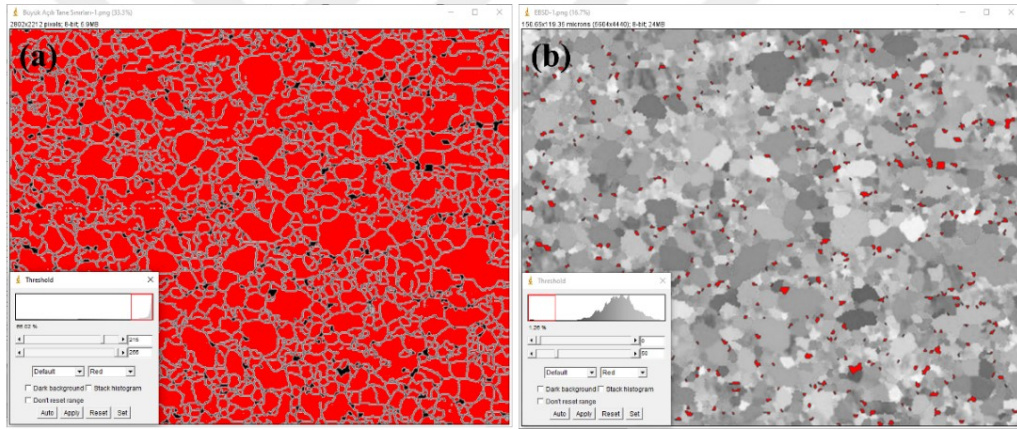
Bu doktora tezi kapsamında gerçek iki boyutlu mikroyapı analizlerinin haricinde üç boyutlu mikroyapı analizleri de yapılmıştır. Üç boyutlu mikroyapı istatistiksel karakterizasyon verileri kullanılarak açık kaynak kodlu Dream3D yazılımı (Groeber ve Jackson, 2014) ile üretilmiştir. Yazılım, oluşturulmak istenen mikroyapıdaki fazların sayısı, hacimsel oranları, her bir faz için ortalama tane boyutu veya tane boyutu dağılımı gibi özelliklerin ayarlanmasına olanak sağlamakta ve girilen verilere göre sentetik olarak rastgele mikroyapılar üretmektedir.

Uygun mikroyapının üretilmesi için programa öncelikle her bir faz için ortalama tane dağılımı verisinin tanımlanması gerekmektedir. Mikroyapıdaki tane boyutu dağılımı lognormal dağılım değişkenleri olan μ ve σ değerleri ile kontrol edilmektedir. Lognormal dağılım Eşitlik 3.33’te belirtildiği şekilde hesaplanmaktadır.

$$f(x, \mu, \sigma) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \exp \left[-\frac{(\ln x - \mu)^2}{2\sigma^2} \right] \quad (3.33)$$

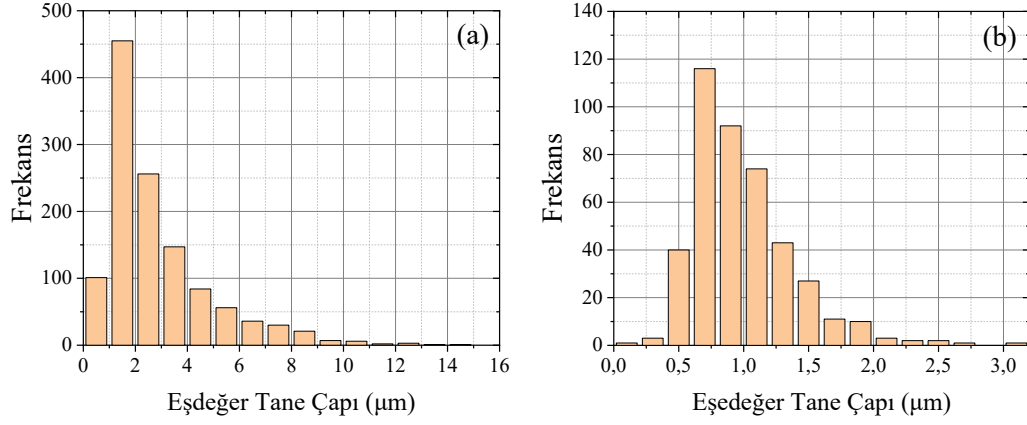
Burada x tane boyutunu, μ lognormal tane boyutu dağılımının ortalama değerini ve σ ise lognormal tane boyutu dağılımının standart sapmasını temsil etmektedir.

μ ve σ değerlerinin belirlenebilmesi için öncelikle tane boyutu ve dağılımı bilgilerinin elde edilmesi gerekmektedir. Mikroyapıdaki her bir faza ait hacimsel oranlar ve tane boyutu özelliklerinin belirlenmesi için ImageJ yazılımı kullanılmıştır. Yazılıma aktarılan mikroyapı görüntüsünde referans ölçü uzunluğu programa tanımlandıktan sonra Şekil 3.43'te görüldüğü gibi her bir faz için "Threshold" değerleri ayarlanmıştır. Görüntülerde gürültüden kaynaklı hataların önüne geçilebilmesi için istenen boyutun altında veya üstündeki tanelerin hariç tutulabilmesi de sağlanabilmektedir. Bu işlemler neticesinde her bir tanenin alanı hesaplanmış olmaktadır. Tane boyutunun belirlenebilmesi için bütün taneler tam daire olarak kabul edilmiş ve tane çapları belirlenmiştir.



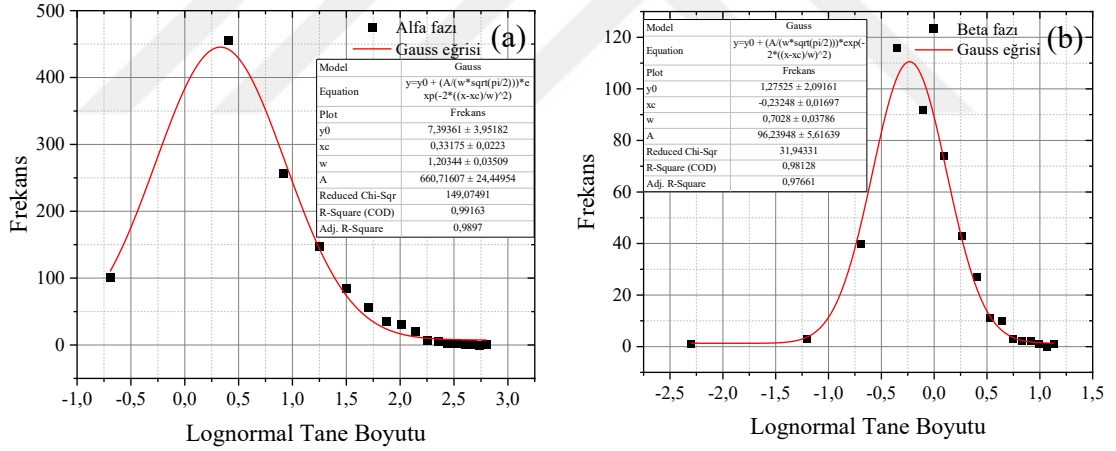
Şekil 3.43. ImageJ yazılımında tanelerin seçilmesi (a) Alfa fazı (b) Beta fazı

Elde edilen tane boyutu bilgileri Origin Pro veri analizi programına aktarılarak alfa beta fazları için sırasıyla Şekil 3.44.a ve Şekil 3.44.b'deki gibi histogram grafiği çizdirilmiştir.



Şekil 3.44. Mikroyapıdaki alfa fazı için tane dağılım grafiği (a) Alfa fazı (b) Beta Fazı

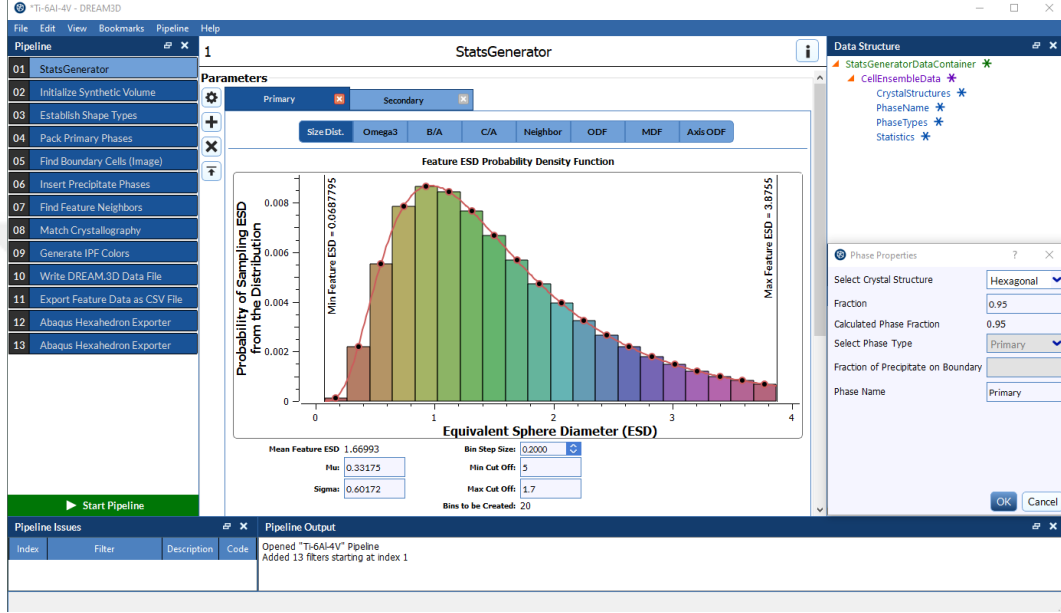
Daha önce belirtildiği üzere Dream3D yazılımı lognormal tane dağılım verisini kullanmaktadır. Bunun için tane çapı değerlerinin logaritması alınarak alfa beta fazları için sırasıyla Şekil 3.45.a ve Şekil 3.45.b’de görüldüğü gibi elde edilen veriye Gauss eğrisi uydurulmuştur. Eğri uydurma sonucu elde edilen parametrelerden xc değeri Dream3D yazılımda μ değerine ve w değerinin yarısı ise σ değerine karşılık gelmektedir.



Şekil 3.45. Mikroyapıdaki lognormal tane dağılımı ve Gauss eğrisi uydurma (a) Alfa fazı (b) Beta Fazı

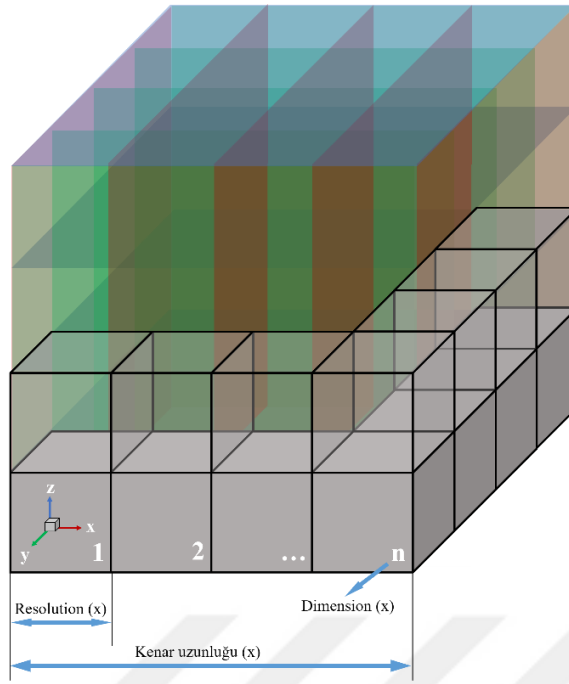
Şekil 3.46’da Dream3D yazılımında tane boyutunun ayarlandığı adıma ait arayüz görülmektedir. Ayrıca üretilecek mikroyapıdaki her faz için en küçük ve en büyük tane boyutları minimum kesme değeri (Min Cut Off) ve maksimum kesme değeri (Max Cut Off) ile düzenlenebilmektedir. Başka bir deyişle, çok iri veya ince tanelerin en küçük ve en büyük σ kesme değerlerinde kesilerek dağılıma dâhil edilmesi engellenebilmektedir. Belirtilen tanımlamalar mikroyapıda bulunan bütün fazlar için ayrı ayrı yapılmalıdır. Şekil 3.46’da “Primary” olarak görünen sekme alfa fazı için, “Secondary” olarak görünen sekme ise beta fazı için gerekli tanımlamaları

barındırmaktadır. Burada fazların kübik yapıları ve faz oranları hakkında da tanımlamalar yer almaktadır. “Pipeline” başlığı altındaki işlemlere mikroyapı ile birlikte elde etmek istediğimiz veriler eklenmektedir. Adım adım istenen verilere göre çözüm yapılarak sentetik mikroyapı ve bu yapıya dair veriler elde edilmektedir. EBSD analizlerinden elde edilen tane oryantasyonları bilgileri de üretilen üç boyutlu mikroyapı için sentetik olarak elde edilebilmektedir.



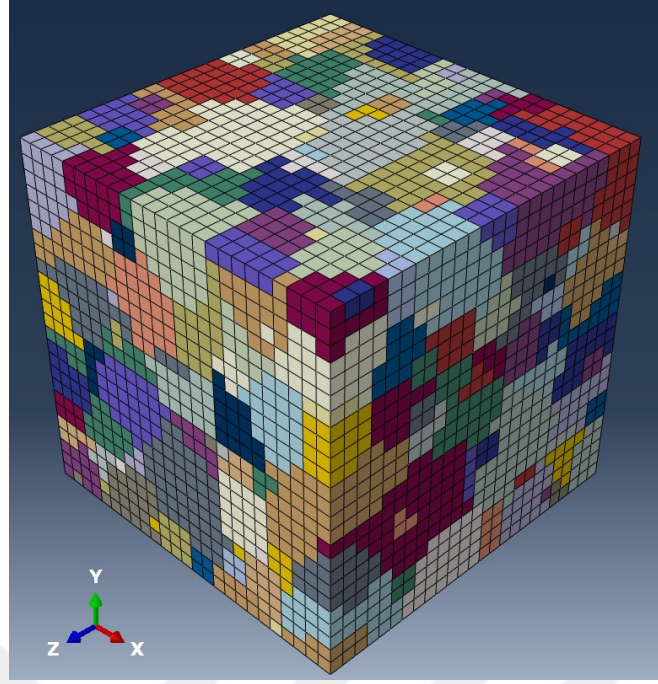
Şekil 3.46. Dream3D yazılımının genel arayüzü

Şekil 3.47’de Dream3D yazılımında kontrol hacmi oluşturabilmesi için gerekli terimlerin neleri ifade ettiği açıklanmıştır. Yazılım içerisinde "Resolution" terimi belirtilen voksellerin (bir pikselin 3 boyutlu karşılığı) kenar uzunluğunu ve "Dimension" terimi kaç adet vokselin kullanılacağını kontrol etmektedir. Bu sayede istenilen kontrol hacminin kenar uzunluğu, "Kenar Uzunluğu = Resolution x Dimension" şeklinde hesaplanabilir. Kontrol hacmi oluşturulurken x, y ve z eksenleri için belirlenen değerler, her üç eksen için aynı girildiğinde bir küp hacmi oluşturulabilirken, her yönde farklı "resolution" ve "dimension" değerleri tanımlanarak kontrol hacmi dikdörtgen prizma olarak da ayarlanabilmektedir.

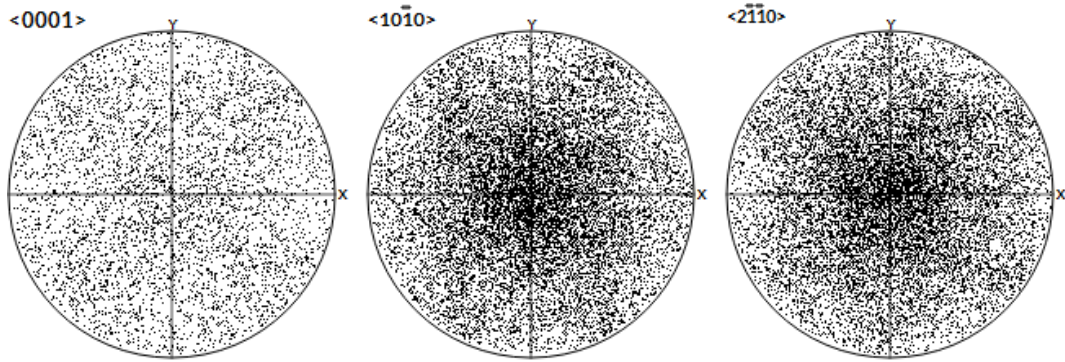


Şekil 3.47. Dream3D mikroyapı boyutlandırma

Bütün tanımlamalar yapıldıktan sonra mikroyapının ve elde edilmesi istenen verilerin üretilmesi için program çalıştırılarak Şekil 3.48'deki gibi bir sentetik mikroyapı elde edilmiştir. Üretilen mikroyapı ile birlikte elde edilmiş olan verilerden Kutup şekli (Pole figure) görselleri Şekil 3.49'da verildiği gibidir. Kutup şekli genellikle tek kristal veya polikristalin bir malzemenin kristalografî yönlerini tanımlamak için kullanılmaktadır ve bir malzemenin kristal yapıdaki tanelerinin belirli bir kristalografik yönelimine sahip olma olasılığını ifade etmektedir.



Şekil 3.48. Ti-6Al-4V malzemesine ait Dream3D yazılımı ile üretilen sentetik mikroyapı

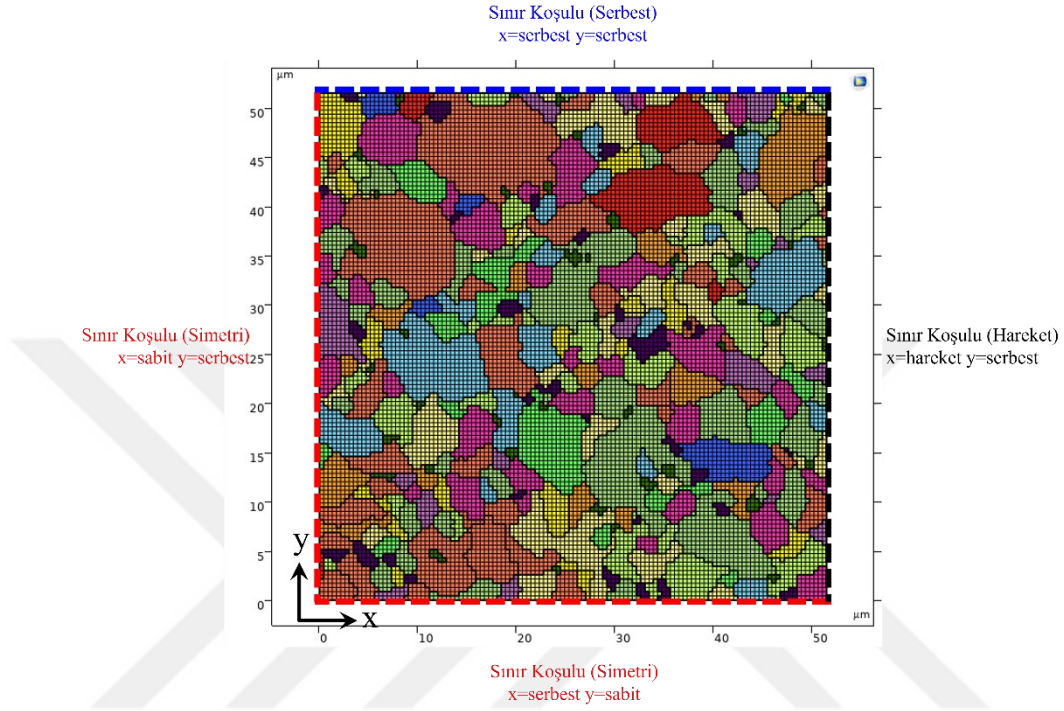


Şekil 3.49. Sentetik olarak elde edilen mikroyapı ile üretilen sentetik kutup şekli

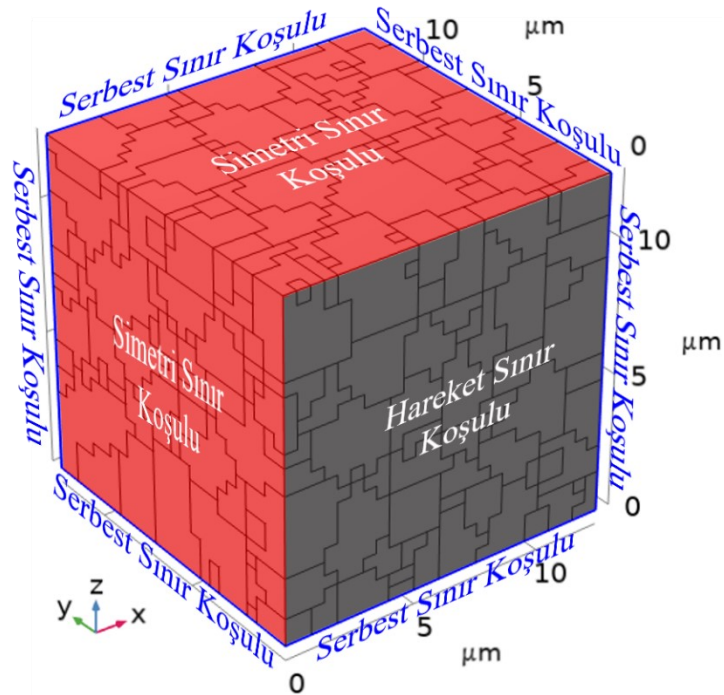
3.7.3. Mikroyapı analizlerinin kurulması

Mikroyapı analizleri Comsol sonlu elemanlar analiz programı kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Mikroyapı analizlerinde bölüm 3.6.4'teki tanımlamalara ek olarak Bergström pekleşme modeli parametreleri alfa ve beta için ayrı ayrı tanımlanmıştır. Ayrıca iki ve üç boyutlu olarak ağ yapısı oluşturulan geometriler programa aktarılmıştır. Yükleme koşulları çekme deneylerindeki aynı BŞD değerini elde edilebileceği eş değer strok-zaman eğrisi ile tanımlanmıştır. İki boyutlu mikroyapıda Şekil 3.50'de görüldüğü gibi geometrinin x yönündeki kenarlarından birine simetri sınır şartı uygulanırken diğer kenara hareket verilmiş, y yönündeki kenarlarından birine simetri sınır şartı uygulanırken

diğer kenar tamamen serbest bırakılmıştır. Üç boyutlu mikroyapıda ise Şekil 3.51’de görüldüğü gibi xz düzlemindeki bir yüzeyden y yönünde çekme hareketi uygulanmış, xy ve yz düzlemlerinde birer yüzeye simetri sınır şartı uygulanmış ve geriye kalan 3 yüzey ise serbest bırakılmıştır.



Şekil 3.50. İki boyutlu mikroyapıya tanımlanan sınır şartları



Şekil 3.51. Üç boyutlu mikroyapıya tanımlanan sınır şartları

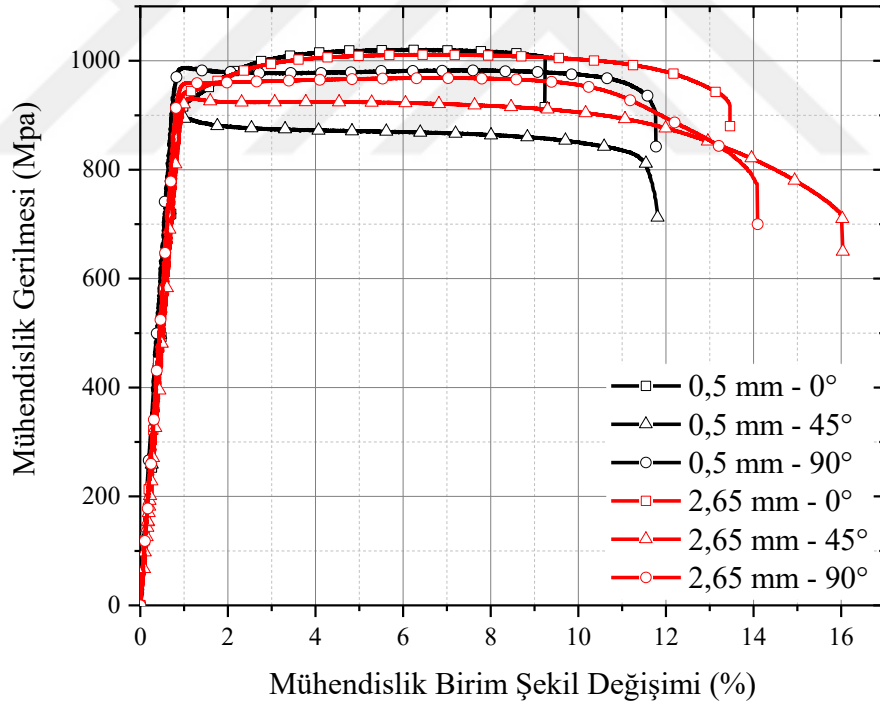
Tane yönlenim bilgileri, Comsol analiz programında “Definitions” sekmesi altında bulunan “Coordinate System” kısmından “Rotated System” özelliği açılarak her bir tane için ayrı ayrı tanımlanmıştır. Atanan koordinat sisteminin içerisine EBSD analizinden elde Euler açıları tanımlanmaktadır. Comsol analiz programı elemanlardaki gerilme değerlerini rotasyon matrisi hesaba katarak belirlemektedir. Dolayısıyla farklı yönlenimlere sahip tanelerde farklı lokal gerilme değerleri ortaya çıkmaktadır. Aynı zamanda her bir taneye ayrı koordinat sistemi tanımlanabilmesi için yine her bir taneye ayrı “Linear Elastic Material” ataması yapılmalıdır. Yani analizi yapılan mikroyapıda bulunan tane sayısı kadar analiz kurulmuş olmaktadır.



4. ARAŞTIRMA SONUÇLARI VE TARTIŞMA

4.1. Çekme Deneyi Sonuçları

0,5 mm ve 2,65 mm kalınlıklarındaki Ti-6Al-4V malzemesine ait mekanik özelliklerin belirlenmesi için, 0°, 45° ve 90° olmak üzere üç farklı yönde ASTM E-8 standardına uygun şekilde su jeti kullanarak hazırlanan numuneler kullanılarak oda sıcaklığında ve 10^{-3}s^{-1} deformasyon hızında çekme deneyleri gerçekleştirilmiştir. Farklı yönlerde üç tekrarlı olarak yapılan çekme deneylerinden elde edilen grafikler Şekil 4.1’de verilmiştir. Tez kapsamında yapılan bütün çekme deneylerine ait tekrarlı sonuçlar EKLER bölümünde ayrı ayrı grafikler halinde sunulmuştur. Sac malzemelerde kalınlık arttıkça malzemenin uzamasının da artması beklenen bir durumdur (Suh ve ark., 2010). 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzeme %9,55 uzama gösterirken, 2,65 mm kalınlığındaki malzeme %13,46 uzama göstermiştir.



Şekil 4.1. 0,5 ve 2,65 mm kalınlıkta ve farklı yönlerdeki Ti-6Al-4V alaşımına ait Gerilme-BŞD eğrileri

Her iki kalınlık için malzemeye ait üç yöndeki anizotropi katsayıları malzemenin boyu, şekillendirme öncesi ve sonrasındaki genişlikleri ölçülerek belirlenmiştir. Anizotropi deneylerinin yapıldığı numunelere ait görsel Şekil 4.2’de verilmiştir. Çekme deneyleri ve anizotropi deneyleri neticesinde elde edilen malzemenin mekanik özellikleri

ve Lankford parametreleri her iki kalınlık için de Çizelge 4.1’de verilmiştir. Çizelge 4.1’de verilen pekleşme üssü değerlerinden de görülebileceği gibi Ti-6Al-4V alaşımının pekleşme yeteneği oldukça düşüktür. Bu da malzemenin oda sıcaklığında ne kadar az şekillenebileceği hakkında fikir vermektedir (Luo ve ark., 2010).



Şekil 4.2. Anizotropi deney numuneleri

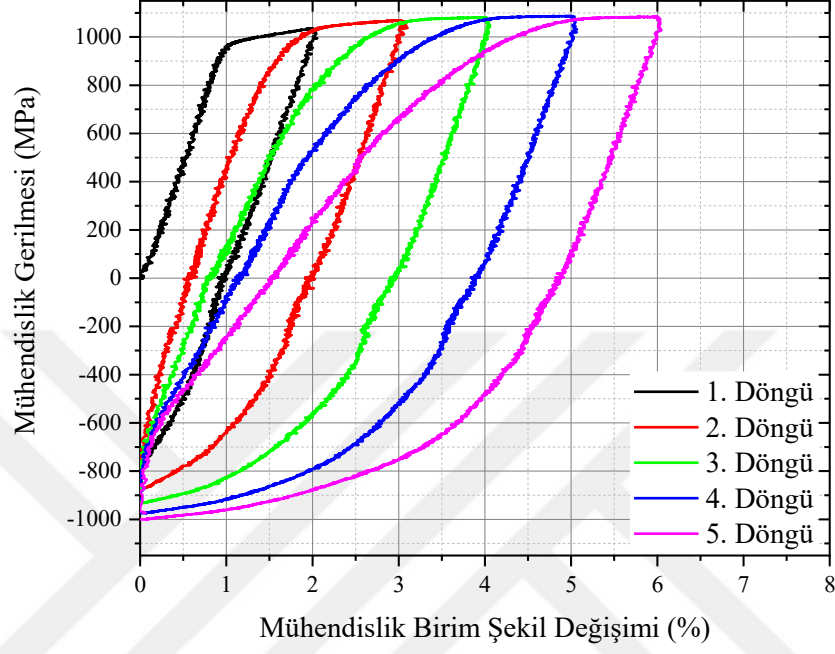
Çizelge 4.1. 0,5 mm ve 2,65 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V alaşımının mekanik özellikleri

Kalınlık	Akma Mukavemeti (MPa)			Kırılma BŞD Değeri (%)			UTS (0°) (MPa)	K (0°) (MPa)	n (0°)	R ₀	R ₄₅	R ₉₀
	0°	45°	90°	0°	45°	90°						
0,5 mm	920	894	986	9,55	11,81	11,77	1015	1215	0,043	0,97	2,04	1,17
2,65 mm	944	932	960	13,46	16,04	14,10	1011	1186	0,036	0,96	2,18	1,62

4.2. Döngüsel Çekme-Basma Deneyleri

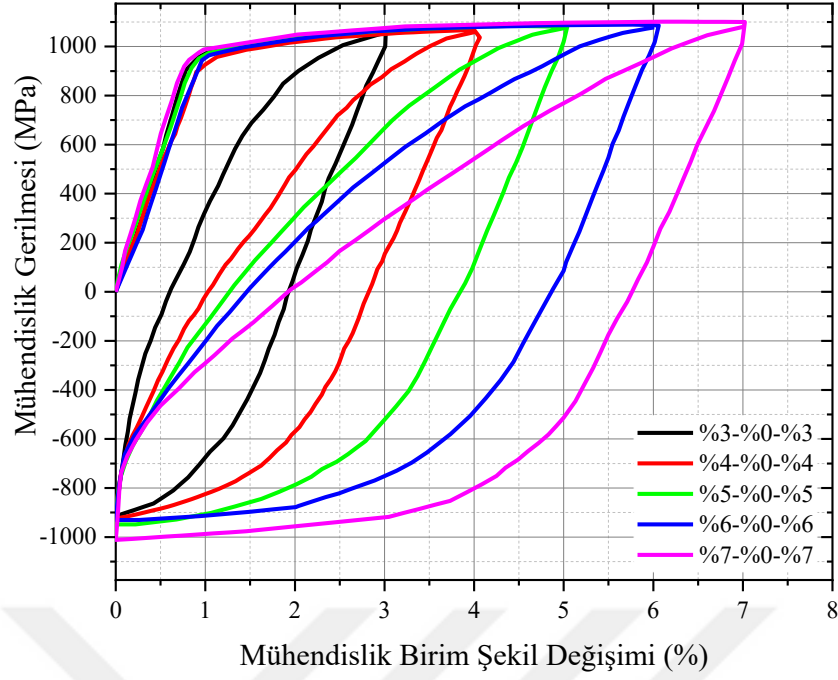
Yoshida Uemori pekleşme modeli parametrelerinin belirlenmesi için tek numune ile yapılan döngüsel çekme-basma deneyinin Gerilme BŞD grafiği Şekil 4.3’te verilmektedir. İlk döngüde %2 BŞD değerine kadar çekilen malzeme daha sonra %0 BŞD değerine kadar basılmıştır. Her bir döngüde BŞD değeri %1 artırılarak aynı numune üzerinde beş döngü yapılmıştır. Deneylerde çekme esnasında malzemedeki maksimum gerilme seviyesi yaklaşık 1100 MPa seviyelerine kadar çıkarken basma esnasında bu

değer yaklaşık olarak 1000 MPa seviyelerinde çıkmıştır. Aradaki fark Bauschinger etkisinden kaynaklanmaktadır. Tek numune üzerinde yapılan döngüsel çekme basma deneylerine ait grafikteki verilerin birbirine karışmaması için her döngü farklı renklerde gösterilmiştir.



Şekil 4.3. Tek numune üzerinde beş çekme-basma döngüsü yapılan döngüsel çekme basma deney verisi

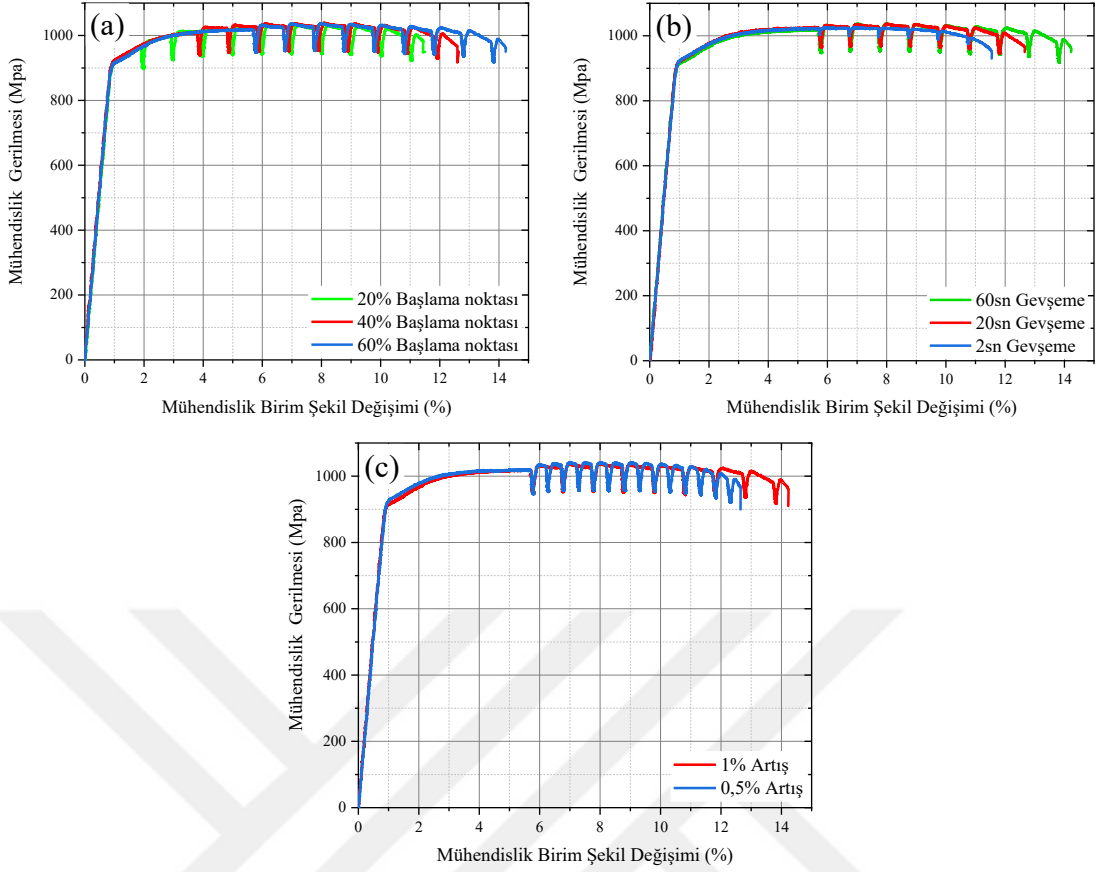
Tek numune ile yapılan döngüsel çekme basma deney sonuçları kullanılarak elde edilen parametrelerin doğrulanması için yapılan analizlerde uygun sonuçlar çıkmaması üzerine beş farklı numune kullanılarak deneyler tekrar edilmiştir. Beş farklı numune için yapılan döngüsel çekme basma deneylerinden elde edilen gerilme BŞD grafikleri Şekil 4.4'te verildiği gibidir. Her numune için deneyler üç aşamada gerçekleştirilmiştir. %3, %4, %5, %6 ve %7 BŞD değerlerine kadar çekilen numune ikinci aşamada %0 değerine kadar basıldıktan sonra üçüncü aşamada tekrar ilk aşamadaki değere kadar çekilerek deney sonlandırılmıştır. Tek numune üzerindeki yapılan deneylerdekine benzer şekilde Bauschinger etkisi bu numunelerde de gözlenmektedir. Çekme anında yaklaşık olarak 1100 MPa değerine kadar çıkan gerilme değeri basma anında yaklaşık 1000 MPa değerinde kalmıştır.



Şekil 4.4. Beş farklı numune üzerinde çekme-basma-çekme döngüsü yapılan döngüsel çekme basma deney verisi

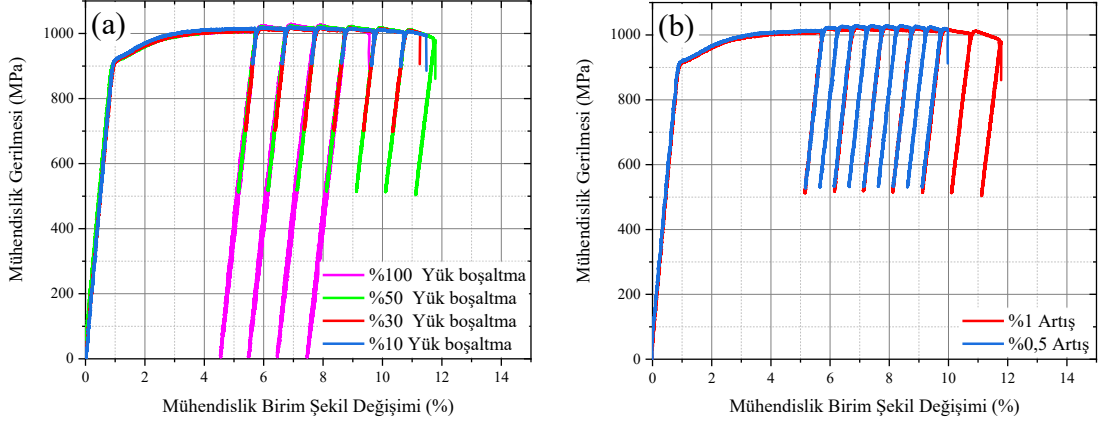
4.3. Salınlı Çekme Deneyi Sonuçları

Salınlı çekme deneyleri gerilme gevşemesi ve yük boşaltma deneyleri olmak üzere iki ayrı yöntem kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Gerilme gevşemesi deneylerindeki parametrelerin çekme eğrisi üzerindeki etkileri Şekil 4.5'teki örnek grafikler üzerinden gösterilmiştir. Gerilme gevşemesi, 0,5 mm kalınlığındaki malzemenin ortalama %9,55 olan uzama değeri referans alınarak, %1,91 (toplam uzamanın %20'si), %3,82 (toplam uzamanın %40'ı) ve %5,73 (toplam uzamanın %60'ı) BŞD değerlerinde uygulanmaya başlanmıştır (Şekil 4.5.a). Sonuçların karşılaştırılabilmesi için 2,65 mm kalınlıkta yapılan deneylerde de aynı BŞD değerleri kullanılmıştır. Gerilme gevşemesinin meydana gelmesi için çekme çenesi hareketi 2sn, 20sn ve 60 sn olmak üzere 3 farklı süre boyunca sabit tutulmuştur (Şekil 4.5.b). Salınlımın başladığı noktadan numune kırılıncaya kadar her %0,5 ve %1 olmak üzere iki farklı BŞD artış değerinde salınlım tekrarlı olarak uygulanmıştır (Şekil 4.5.c).



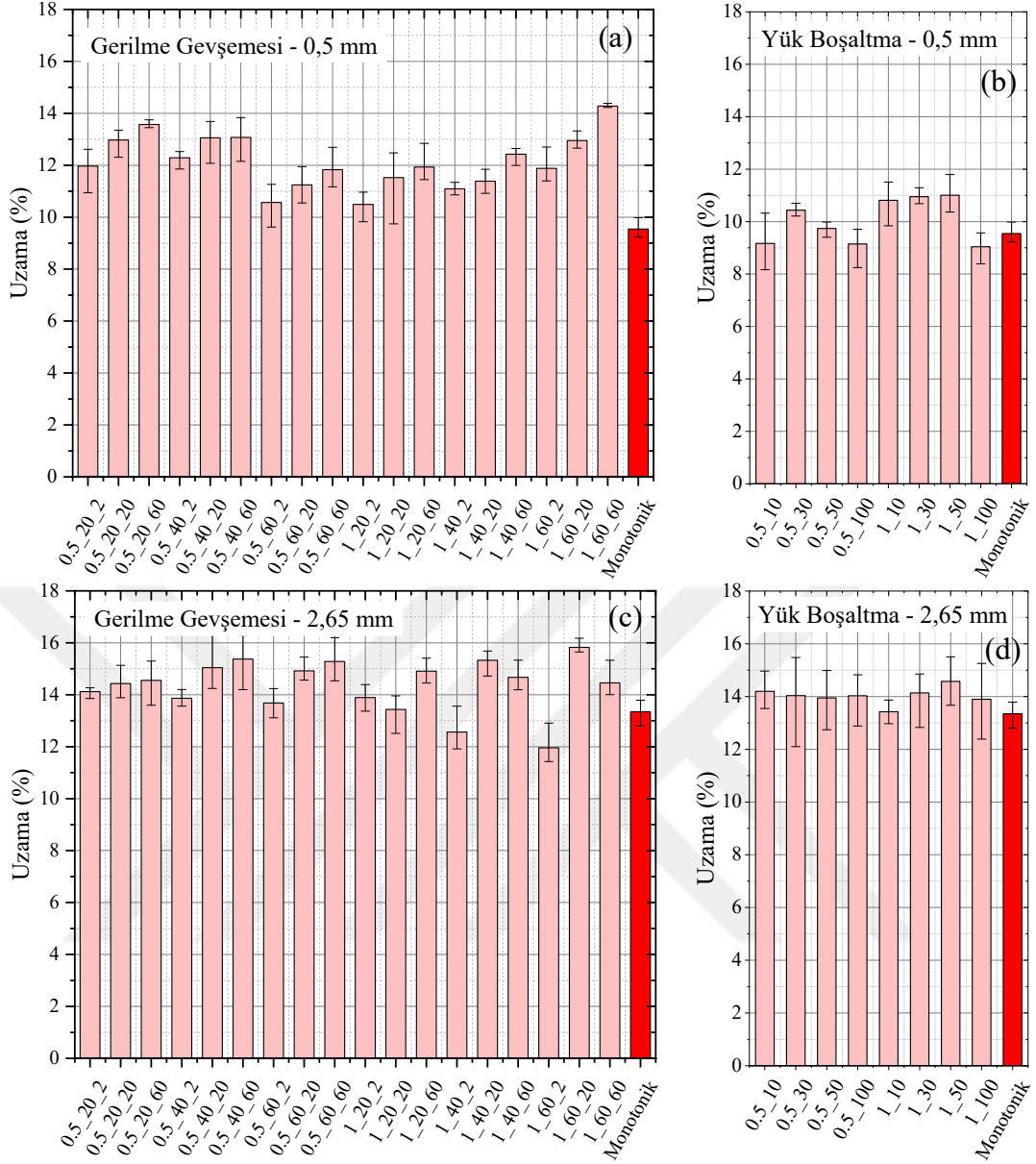
Şekil 4.5. 0,5 mm kalınlık için gerilme gevşemesi deneylerine ait örnek grafikler (a) Farklı salınım başlangıç noktalarını temsil eden grafik (b) Farklı gerilme gevşeme sürelerinin temsil eden grafik (c) Farklı BŞD artış değerlerini temsil eden grafik

Yük boşaltma deneylerindeki parametrelerin çekme eğrisi üzerindeki etkileri ise Şekil 4.6'te örnek grafikler üzerinden gösterilmiştir. Yük boşaltma deneylerindeki salınım, malzemenin kırılma uzama değerinin %60'ı olan %5,73 BŞD değerlerinde uygulanmaya başlanmıştır. Yükün boşaltıldığı andaki gerilme değeri dikkate alınarak, o andaki değerin %10, %30, %50 ve tamamı olmak üzere 4 farklı yük boşaltma oranı uygulanmıştır (Şekil 4.6.a). Salınımın başladığı noktadan numune kırılıncaya kadar gerilme gevşemesi deneylerinde olduğu gibi her bir %0,5 ve %1 olmak üzere iki farklı BŞD artış değerinde salınım tekrarlı olarak uygulanmıştır (Şekil 4.6.b).



Şekil 4.6. 0,5 mm kalınlık için yük boşaltma deneylerine ait örnek grafikler (a) Farklı yük boşaltma oranlarını temsil eden grafik (b) Farklı BŞD artış değerlerini temsil eden grafik

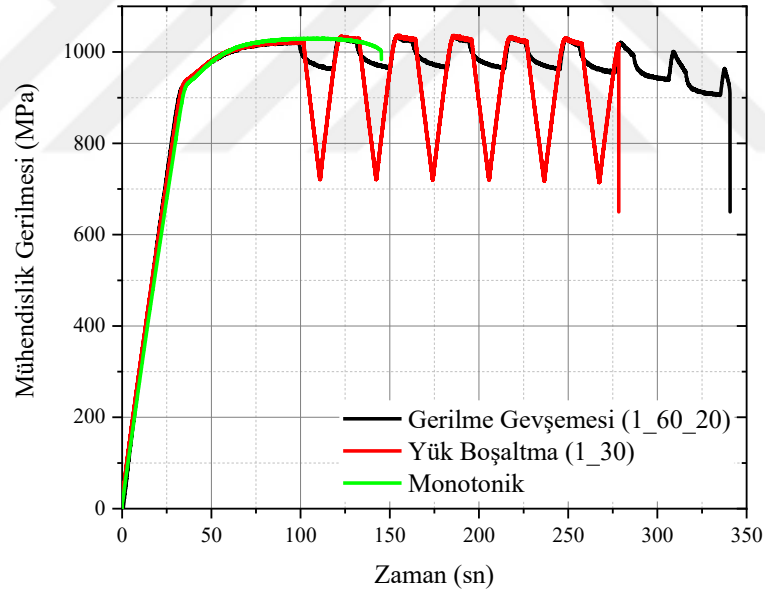
Malzemenin farklı yükleme koşulları altında şekillendirilebilirliği numunelerin kırıldığı uzama değeri kullanılarak karşılaştırılmıştır. Yapılan gerilme gevşemesi ve yük boşaltma deneylerinden elde edilen ortalama % uzama değerleri 0,5 mm kalınlıktaki malzeme için Şekil 4.7.a Şekil 4.7.b’de ve 2,65 mm kalınlıktaki malzeme için Şekil 4.7.c ve Şekil 4.7.d’de hata barları ile birlikte sütun grafikleri halinde verilmiştir. Deney isimleri metodolojik olarak gerilme gevşemesi deneyleri için “Yükleme Aralığı”_“Başlangıç BŞD’si”_“Gevşeme Süresi” şeklinde, yük boşaltma deneyleri için ise “Yükleme Aralığı”_“Yük Boşaltma Oranı” şeklinde kısaltılmıştır. Gerilme gevşeme ve yük boşaltma deneylerinin çoğu monotonik çekme deneylerine göre daha yüksek uzama gösterirken, az bir kısmı daha düşük uzama göstermiştir. Bu, salınımlı yüklemenin optimize edilmesi durumunda şekillendirilebilirlikte önemli artışları elde etmenin mümkün olduğunu göstermektedir.



Şekil 4.7. Hem deney yöntemleri hem de sac kalınlıkları için salınımlı çekme testlerinin ortalama kırılma uzama değerleri **(a)** 0,5 mm, gerilme gevşemesi **(b)** 0,5 mm, yük boşaltma **(c)** 2,65 mm, gerilme gevşemesi **(d)** 2,65 mm, yük boşaltma

Salınımlı ve monoton çekme deney sonuçları incelendiğinde salınının malzemeye sağladığı uzamadaki iyileşmenin etkisi açıkça görülebilmektedir. Ancak parametrelerin yüzde uzama değerlerine etkisi ile ilgili bir korelasyon elde etmek mümkün olmamıştır. Hedef malzeme çok düşük pekleşme kabiliyetine sahip olduğundan, numunede bulunan bölgesel kusurlar telafi edilememekte ve nihayetinde malzeme boyun vererek hasar meydana gelmektedir (Pineau ve ark., 2016). Bununla birlikte, neredeyse tüm salınımlı çekme deneyleri, monotonik çekme deneylerinden daha yüksek bir uzama göstermiş ve şekillendirilebilmede yaklaşık %50'ye varan iyileşmeler elde edilmiştir.

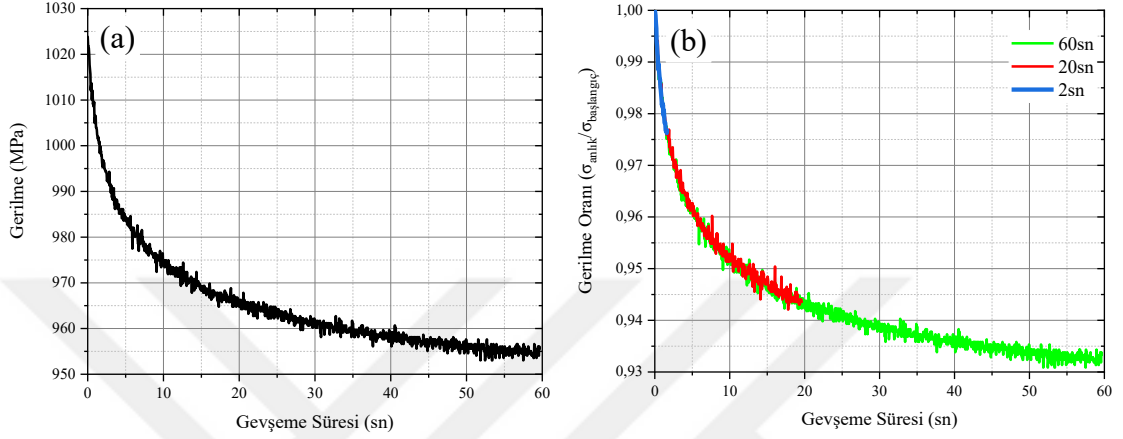
Gerilme gevşemesi ve yük boşaltma yöntemlerini birbiriyle kıyaslamak için 20 sn gerilme gevşemesi ve %30 yük boşaltma uygulanan deneylerin gerilme-zaman grafiği Şekil 4.8'de gösterilmiştir. Karşılaştırma için bu iki deneyin seçilmesinin nedeni, Şekil 4.8'de görüldüğü gibi gevşeme süresi ve boşaltma süresinin yaklaşık olarak eşit olmasıdır. Ancak her iki deneyin % uzamaları incelendiğinde, gerilme gevşemesi deneyindeki uzama değeri %12,95 iken, yükleme-boşaltma deneyindeki uzama değeri %10,95'tir. Bu durum, sabit BŞD değerinde meydana gelen gevşeme olayı süresince (gerilme gevşeme deneyi) gerilmenin yoğunlaştığı bölgelerdeki elastik BŞD'nin plastik BŞD'ye dönüşmesiyle ve diğer taraftan gerilmenin belirlenen değere düşmesi için basma uygulandığı süre içerisinde (yük boşaltma deneyi) yükün boşaltılıp tekrar uygulanması sırasında elastik BŞD'nin çok sınırlı ölçüde plastik BŞD'ye dönüşmesiyle açıklanabilir (Yamashita ve ark., 2015). Bu nedenle, her iki deneyde de gerilmenin düşmeye ve yükselmeye başladığı zaman adımları yaklaşık olarak aynı olmasına rağmen, gerilme gevşemesi deney numuneleri daha fazla şekillendirilebilmiştir.



Şekil 4.8. Gerilme gevşemesi ve yük boşaltma deneylerine ait gerilme-zaman grafiği

60 sn boyunca gerilme gevşemesi uygulanan bir deneye ait gevşeme süresine karşılık gerilme grafiği Şekil 4.9.a'da verilmiştir. Gerilme gevşemesi deneylerinde uygulanan bütün gevşeme sürelerinde (2sn, 20sn ve 60sn) deneyin herhangi bir adımında meydana gelen gerilme seviyelerini birbiriyle karşılaştırmak için anlık gerilme değeri, gerilme gevşemesinin başladığı değere bölünerek Şekil 4.9.b'deki gibi bir grafik elde edilmiştir. Bulunan oransal değerlerin herhangi bir deneyin herhangi bir adımı için aynı

karakteristiğe sahip olduğu belirlenmiştir. Tüm deneylerde, gerilme gevşemesinin uygulanmaya başladığı andan itibaren ilk beş saniye içinde gerilme değerinde önemli bir düşüş meydana gelmektedir. İlk beş saniyeden sonra gerilme değerindeki düşüş azalmakta ve gevşeme süresi arttıkça grafikteki yataylaşma daha belirgin hale gelmektedir.



Şekil 4.9. Ti-6Al-4V malzemesi için gerilme-gevşeme süresi grafiği (a) 60 sn boyunca meydana gelen gerilme gevşeme (b) 2 sn, 20 sn ve 60 sn gevşeme süreleri için oransal grafikler

% uzama değerine bağlı olarak yapılan ANOVA analizi sonuçları Çizelge 4.2'de verilmiştir. ANOVA analizlerinde p-değerinin 0,05'in altında olması durumunda parametrelerinin sonuçlar üzerinde anlamlı etkisinin olduğu varsayılmaktadır. 0,5 mm kalınlıktaki gerilme gevşemesi deneylerinde Gevşeme Süresi ve Yükleme Aralığı x Başlangıç BŞD'si istatiksel olarak anlamlı çıkmaktadır. 2,65 mm kalınlıktaki gerilme gevşemesi deneylerinde ise Yükleme Aralığı, Gevşeme Süresi ve Başlangıç BŞD'si x Gevşeme Süresi parametreleri istatiksel olarak anlamlı çıkarken, Yükleme Aralığı x Gevşeme Süresi ve Yükleme Aralığı x Başlangıç BŞD'si x Gevşeme Süresi parametreleri p-değerleri 0,05'ten bir miktar büyük çıkmakta ve bu parametreler sınırda anlamlı olarak kabul edilmiştir. Yük boşaltma deneylerinde ise p-değerleri 0,05 değerinden yüksek çıkmıştır yani parametrelerin sonuca anlamlı etkisinin olmadığı görülmüştür. Ancak 0,5 mm kalınlıktaki yük boşaltma deneylerinde Yükleme Aralığı, Yük Boşaltma Oranı ve Yükleme Aralığı x Yük Boşaltma Oranı parametreleri 0,05 değerine yakın çıktığı için sınırda anlamlı kabul edilmiştir.

Çizelge 4.2. Ortalama uzama için ANOVA sonuçları
Gerilme Gevşemesi Deneyleri (0,5 mm)

Parametreler	Etki Düzeyi (%)	F-değeri	P-değeri	İstatiksel Sonuç
Yüklemeye Aralığı	%2,10	4,51	0,101	Anlamsız
Başlangıç BŞD'si	%0,36	0,39	0,700	Anlamsız
Gevşeme Süresi	%36,07	38,77	0,02	Anlamlı
Yüklemeye Aralığı x Başlangıç BŞD'si	%56,07	60,28	0,001	Anlamlı
Yüklemeye Aralığı x Gevşeme Süresi	%1,48	1,59	0,311	Anlamsız
Başlangıç BŞD'si x Gevşeme Süresi	%2,06	1,11	0,462	Anlamsız
Hata	%1,86			
Toplam	%100,00			

Gerilme Gevşemesi Deneyleri (2,65 mm)

Parametreler	Etki Düzeyi (%)	F-değeri	P-değeri	İstatiksel Sonuç
Yüklemeye Aralığı	%5,84	26,96	0,035	Anlamlı
Başlangıç BŞD'si	%1,10	2,54	0,282	Anlamsız
Gevşeme Süresi	%53,23	122,83	0,008	Anlamlı
Yüklemeye Aralığı x Gevşeme Süresi	%5,90	13,62	0,068	Sınırdan Anlamlı
Başlangıç BŞD'si x Gevşeme Süresi	%22,41	25,86	0,038	Anlamlı
Yüklemeye Aralığı x Başlangıç BŞD'si x Gevşeme Süresi	%11,08	12,79	0,074	Sınırdan Anlamlı
Hata	%0,43			
Toplam	%100,00			

Yük Boşaltma Deneyleri (0,5 mm)

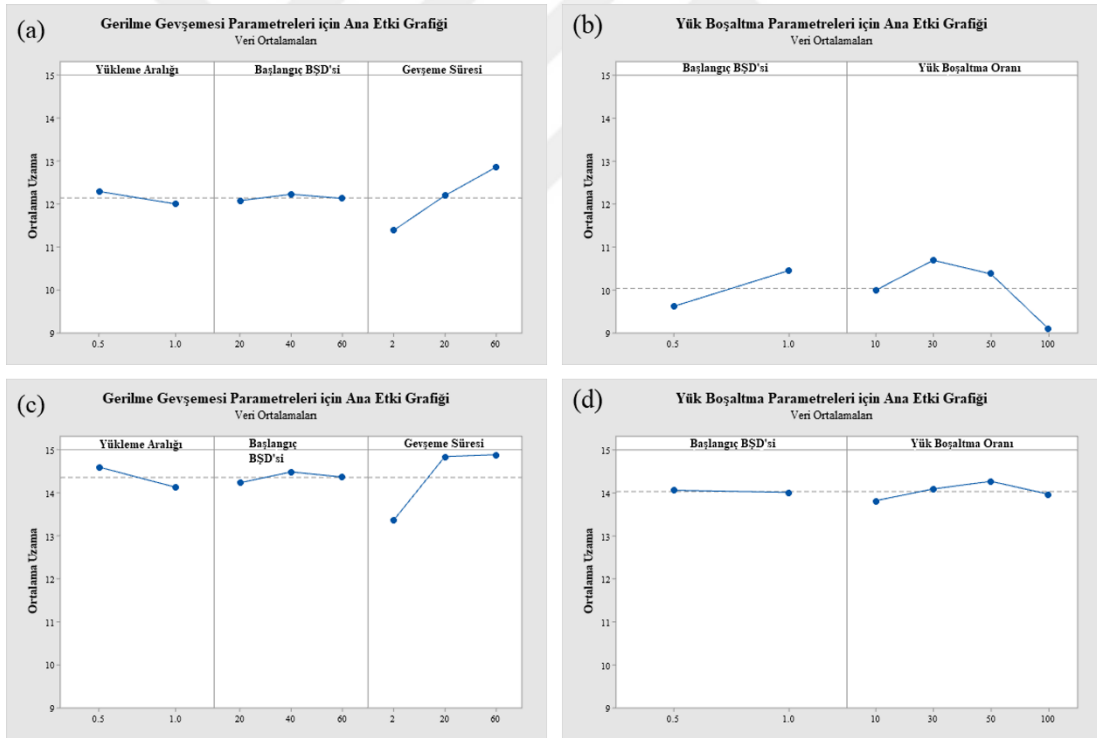
Parametreler	Etki Düzeyi (%)	F-değeri	P-değeri	İstatiksel Sonuç
Yüklemeye Aralığı (YA)	%26,79	6,11	0,090	Sınırdan Anlamlı
Yük Boşaltma Oranı (YBO)	%29,49	6,83	0,079	Sınırdan Anlamlı
YBO x YBO	%23,06	7,59	0,07	Sınırdan Anlamlı
YBO x YA	%11,54	3,80	0,146	Anlamsız
Hata	%9,11			
Toplam	%100,00			

Yük Boşaltma Deneyleri (2,65 mm)

Parametreler	Etki Düzeyi (%)	F-değeri	P-değeri	İstatiksel Sonuç
Yüklemeye Aralığı	%30	16,03	0,181	Anlamsız
Yük Boşaltma Oranı	%69,38	37,07	0,120	Anlamsız
Hata	%9,11			
Toplam	%100,00			

Şekil 4.10 (a-d) her iki kalınlıkta yapılan gerilme gevşemesi ve yük boşaltma deneylerindeki parametrelerin uzama değerleri için ana etki grafiklerini göstermektedir. Gerilme gevşemesi deneylerinde, en etkili parametrenin Gevşeme Süresi olmasına rağmen, Yüklemeye Aralığı ve Başlangıç BŞD'si parametreleri her iki kalınlık için şekillendirilebilirlik üzerinde sınırlı bir etkiye sahiptir. Malzemelere uygulanan gerilme gevşemesi süresinin artmasıyla malzemenin uzaması da artmaktadır. Yük boşaltma deneylerinde gerilme seviyesi sabit bir BŞD değerinde belirli bir süre beklenerek değil

numuneye basma uygulanarak düşürülmektedir. Bu nedenle, gerilme seviyesindeki azalmanın etkisi Yük Boşaltma Oranı parametresinden görülebilir. 0,5 mm sac kalınlığı için yükün %10 ve %100 oranında boşaltılması şekillendirilebilirliğe katkı sağlamazken, %30 ve %50 oranında boşaltılması şekillendirilebilirliği az da olsa arttırmıştır. %1'lik yükleme aralığı ise % 0,5'lik yükleme aralığına göre daha iyi şekillendirilebilirlik sağlamıştır. Sonuç olarak, ANOVA analizlerden elde edilen bilgiler ışığında her iki test türü ve kalınlık için sadece gerilme gevşeme süresinin şekillendirilebilirliği sistematik olarak arttırdığı sonucuna varılabilir. Gevşeme süresinin artmasıyla dislokasyonların yeniden düzene girmesine daha fazla izin verilmektedir ve bu da malzemenin şekillendirilebilirliği üzerinde olumlu yönde etkilemektedir. Bununla birlikte, gerilme gevşemesinin farklı adımlarda uygulanmasının ve farklı BŞD değerlerinden başlamanın, dislokasyonların yeniden düzenlenmesi üzerinde anlamlı bir etkisinin olmadığı anlaşılmıştır.



Şekil 4.10. Salınım parametrelerinin ana etki grafikleri (a) 0,5 mm, gerilme gevşemesi (b) 0,5 mm, yük boşaltma (c) 2,65 mm, gerilme gevşemesi (d) 2,65 mm, yük boşaltma

4.4. Hidro-Şekillendirme Deney Sonuçları

Materyal ve Yöntem bölümünde parametre detayları verilen silindirik kap deneylerinin sonuçları farklı şekillendirilebilirlik parametreleri kullanılarak değerlendirilmiştir. Malzemenin şekillenebilme kabiliyeti yırtılma basıncı, eğrisel mesafe boyunca numunenin kalınlık dağılımı, şekillenme sonrasında ortaya çıkan taban radyüsü ve giriş radyüsü değerleri kullanılarak değerlendirilmiştir. Taguchi deney tasarımı ile belirlenen 9 senaryoya ait ortalama değerler Çizelge 4.3'te verilmiştir. Bu deneylerin yapıldığı 219M489 nolu TÜBİTAK projesinin çıktısı olan çalışmada (Öztürk ve ark., 2024) yöntem ve sonuçları daha detaylı olarak incelenmiştir. Bu doktora tezi kapsamında salınlı hidro-şekillendirme deneyleri sonlu elemanlar analizlerinin doğrulanması amacıyla kullanılmıştır.

Çizelge 4.3. Silindirik kap deneyi ortalama yırtılma basıncı değerleri (Öztürk ve ark., 2024)

Deney No	Genlik (Bar)	Frekans (Hz)	Başlangıç Basıncı (Bar)	Ortalama Yırtılma Basıncı (Bar)	Std. Sapma
1	25	1	350	980	28
2	25	2	455	951	42
3	25	3	750	1016	107
4	50	1	455	942	112
5	50	2	750	991	10
6	50	3	350	949	22
7	100	1	750	1188	159
8	100	2	350	948	18
9	100	3	455	937	57

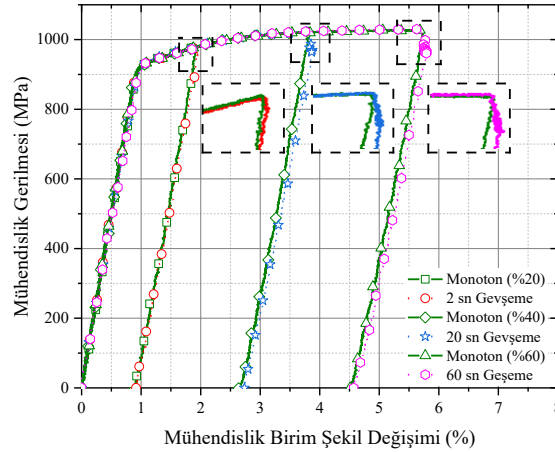
SEA'leriyle sonuçların kıyaslanması için şekillendirilmiş numunelerin geometrileri üç boyutlu optik tarama yöntemi ile elde edilmiştir. Numuneler Şekil 4.11.a'da görülen optoTop-HE 3B optik tarama cihazında taranmıştır. Tarama esnasında referans noktalar oluşturmak için numunelerin iç ve dış yüzeyine 4 mm çapındaki indeks etiketleri yapıştırılmıştır. İş parçası nokta bulutu haline getirildikten sonra "STL" formatında dışarı aktarılmıştır. "Geomagic for Solidworks" yazılımı kullanılarak nokta bulutları birleştirilmiş, parça Şekil 4.11.b'de görüldüğü gibi katı model haline getirilmiştir.



Şekil 4.11. 3B optik taramanın yapılması (a) optoTop-HE 3B optik tarama cihazında yapılan tarama işlemi (b) Katı modele çevrilmiş Ti-6Al-4V silindirik parça (Öztürk ve ark., 2024)

4.5. Malzeme Karakterizasyonu Sonuçları

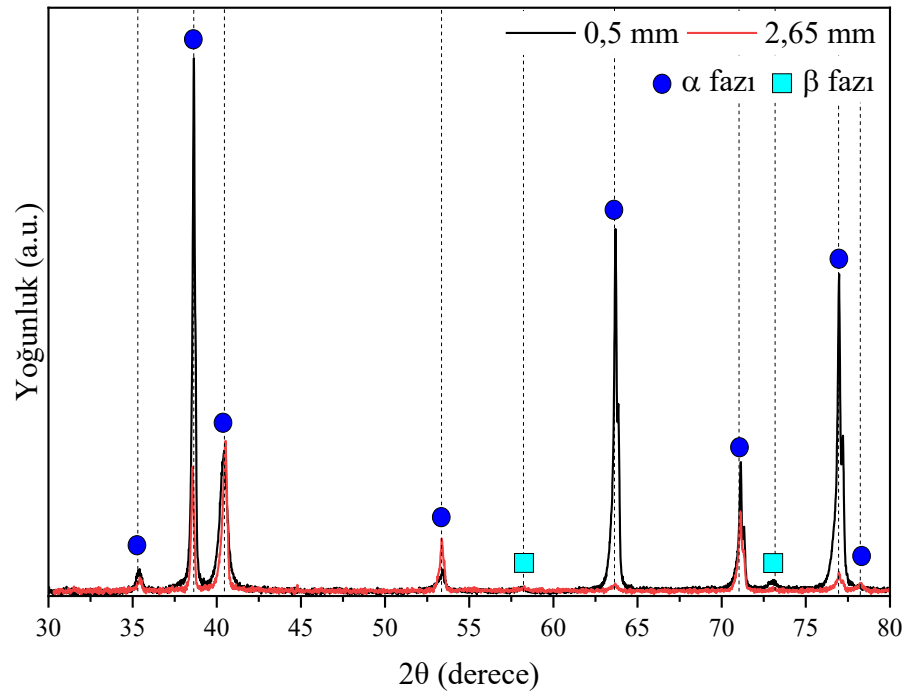
Bu doktora tezi kapsamında XRD analizlerinin yapılması için ayrıca çekme deneyleri gerçekleştirilmiştir. Sonuçların karşılaştırılabilir olması için belli deformasyon oranlarında deneyler yapılarak numune hasara uğramadan deneyler sonlandırılmıştır. Bu deneylere ait farklı BŞD değerlerinde şekillendirilmiş numunelerin örnek gerilme-BŞD grafikleri Şekil 4.12’de verilmiştir. Malzeme karakterizasyonu için yapılan bütün çekme deneyi ve XRD analiz sonuçları EKLER bölümünde paylaşılmıştır. Örnek grafikler üzerinde sabit BŞD değerinde meydana gelen gerilme gevşemesine ait bölümler daha net görülebilmesi büyütülerek paylaşılmıştır. Gerilme gevşemesi sabit BŞD değerinde meydana gelirken, basma anındaki BŞD değeri malzemenin elastik bölgesine paralel olarak düşmektedir.



Şekil 4.12. XRD analizi için çekme testi sonuçları ve gerilme gevşemesi örnekleri

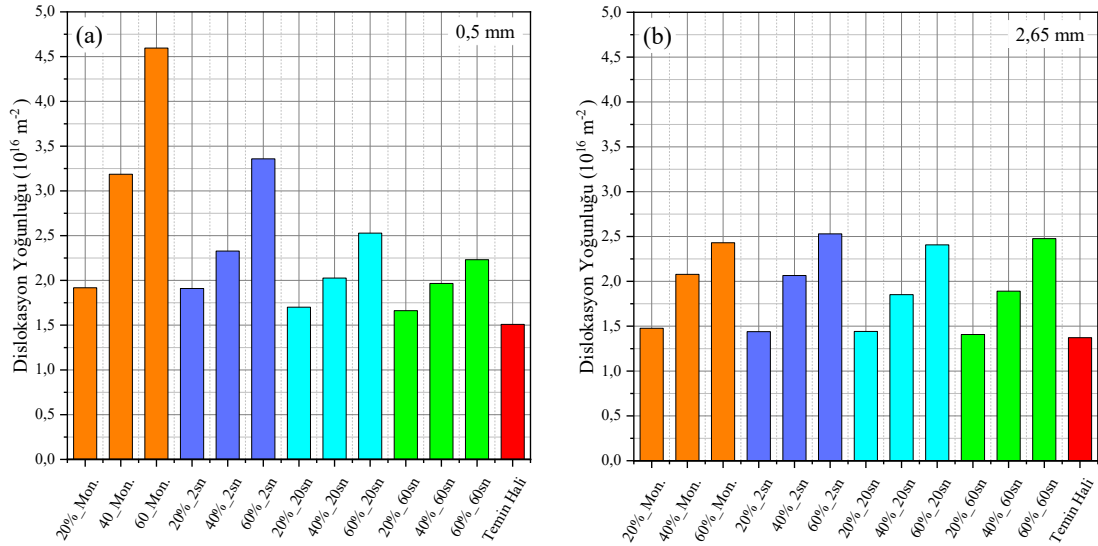
Farklı deformasyon oranlarında şekillendirilen 0,5 ve 2,65 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V alaşımı çekme deney numunelerinin XRD analizlerinden elde edilen örnek kırınım desenleri Şekil 4.13'te görülmektedir. Ti-6Al-4V malzemesi, mikro yapısında HSP yapıda α -Ti fazı ve HMK yapıda β -Ti fazı içermektedir. XRD analizlerinden temin hali için 0,5 mm kalınlığındaki malzemenin dislokasyon yoğunluğu $1,511 \times 10^{16} \text{ m}^{-2}$ ve temin hali için 2,65 mm kalınlığındaki malzemenin dislokasyon yoğunluğu $1,443 \times 10^{16} \text{ m}^{-2}$ olarak hesaplanmıştır. Ungár (2001), dislokasyon yoğunluğunun tahmininde belirlenen değerin $5 \times 10^{12} \text{ m}^{-2}$ 'nin üzerinde olması durumunda güvenilir kabul edildiğini belirtmiştir. Ayrıca, hesaplanan dislokasyon yoğunluğu değerleri literatürdeki diğer çalışmalarda hesaplanan dislokasyon yoğunluklarına yakın seviyededir (Wang ve ark., 2020; Yang ve ark., 2020).

Şekillendirilmemiş Ti-6Al-4V malzemesindeki α (alfa) ve β (beta) fazlarının hacim oranları, her iki kalınlık için de XRD analizleri ile belirlenmiştir. 0,5 mm kalınlığındaki malzemede α ve β faz oranları sırasıyla yaklaşık olarak %95 ve %5, 2,65 mm kalınlıktaki malzemede ise α ve β faz oranları sırasıyla yaklaşık olarak %97 ve %3 civarında belirlenmiştir. Belirlenen faz oranları da, literatürde verilen faz oranları ile uyumludur (Verleysen ve Peirs, 2017).



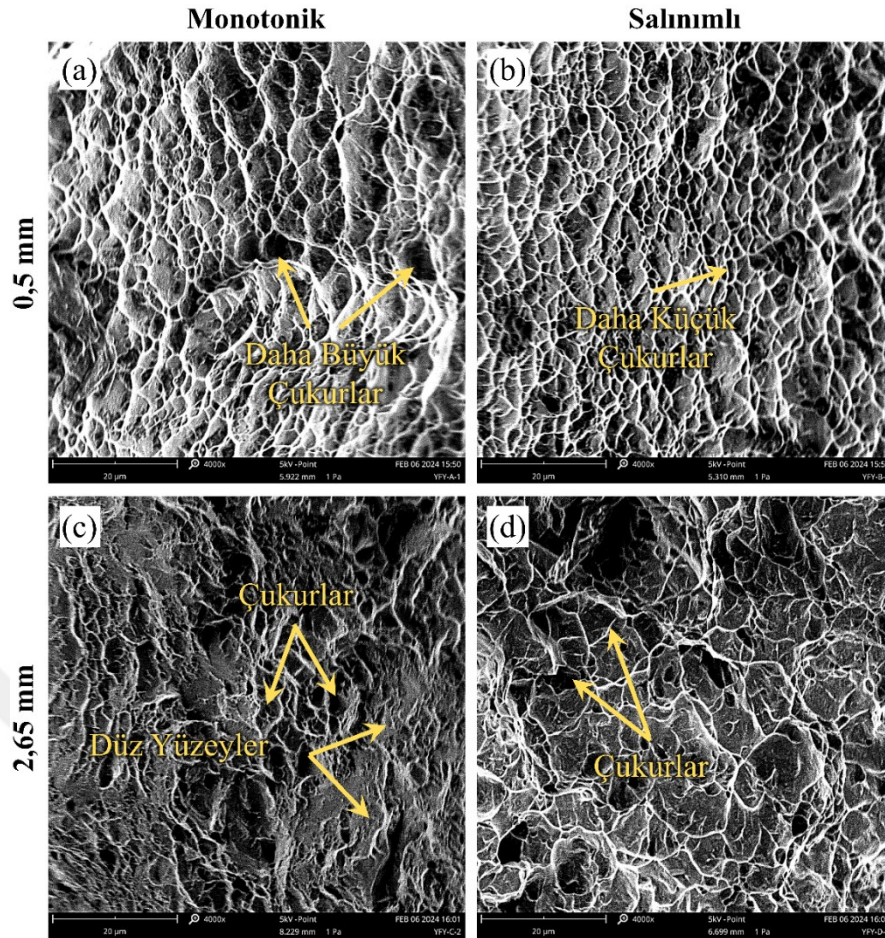
Şekil 4.13 0,5 mm ve 2,65 kalınlıkta Ti-6Al-4V malzemene ait XRD kırınım desenleri

Plastik deformasyon, ağırlıklı olarak Ti-6Al-4V alaşımının baskın α fazında $\langle a \rangle$ veya $\langle c + a \rangle$ Burgers vektörleri ile dislokasyonların kayması yoluyla gerçekleşmektedir. Bu nedenle tez kapsamında Ti-6Al-4V alaşımının dislokasyon yoğunlukları α fazı için XRD analizleri ile hesaplanmıştır. Hesaplanan dislokasyon yoğunlukları 0,5 mm kalınlığındaki numuneler için Şekil 4.14.a’da, 2,65 mm kalınlığındaki numuneler için Şekil 4.14.b’de grafik halinde verilmiştir. Numune isimleri metodolojik olarak “Deformasyon Oranı”_“Gevşeme süresi” şeklinde kısaltılarak gösterilmektedir. Monotonik ve salınımlı yükleme durumları incelendiğinde, deformasyon oranının %20’den %60’a çıkarılması dislokasyon yoğunluğunda artışa sebep olmaktadır. Literatürde yapılan çalışmalarda da plastik deformasyonun artmasıyla dislokasyon yoğunluğunun arttığı belirtilmiştir (Yang ve ark., 2020; Xue ve ark., 2024). Salınımlı çekme deneyinde %20, %40 ve %60 deformasyon oranında çekme hareketi durdurulduğunda hareketli dislokasyon yoğunluğunun bir kısmı Orowan mekanizması tarafından yok edilmektedir (El-Daly ve ark., 2023). Bu durum dislokasyonların serbestçe hareket etmesine ve ortalama serbest yollarının artmasına neden olmakta ve ortaya gerilme gevşeme olgusunu çıkarmaktadır (Hariharan ve ark., 2016). Gerilme gevşemesinde iç gerilmenin düzensiz dağılımı zamanla daha homojen hale gelme eğiliminde olduğundan, iç gerilme homojenliği baskın faktördür (Mohebbi ve ark., 2015). Bu nedenle, dislokasyonlar, kendilerini belirli bir süre içinde matriste uygun konumlara yerleştirmek için yeniden düzene girerler (Prasad ve ark., 2023). 0,5 mm kalınlığındaki numunelerde 2sn, 20sn ve 60sn gevşeme sürelerinin dislokasyon yoğunluğu üzerindeki etkilerinin incelendiğinde, gevşeme süresinin artmasıyla dislokasyon yoğunluğunun azaldığı görülmektedir. Varma ve ark. (2018) göre dislokasyonların daha yüksek zaman aralıklarında yok edilmesi, daha yüksek bağımsız ortalama yolun elde edilmesine ve bunun da iç gerilmenin homojen bir şekilde dağıtılmasına yardımcı olmaktadır. Gevşeme sonrasında, çekme gerilmesi arttıkça hareket eden dislokasyonların ortalama hızı da artmaktadır. Hareketli dislokasyonların daha yüksek hızda olması, onları mikroyapının engellerinden kurtarmak için yeterlidir (Prasad ve ark., 2020). Dislokasyon yoğunluğunun azalması ve dislokasyon hareketliliğinin artması, kalan dislokasyonların kilitlenmesini ertelemekte ve malzemenin ek plastik deformasyona uğramasını sağlamaktadır (Yapan ve ark., 2023). Burada açıklanan dislokasyon temelli yaklaşım, Şekil 4.7’de görülen uzamalardaki artışın sebeplerini ortaya koymaktadır.



Şekil 4.14. XRD analizi ile belirlenen dislokasyon yoğunlukları (a) 0,5 mm kalınlık (b) 2,65 mm kalınlık

Tez kapsamında şekillendirilebilirlikteki artış, salınımlı yükleme durumu için yapılan çekme deney numunelerdeki numunelerinin kırılma morfolojileri incelenerek de açıklanmıştır. 0,5 mm ve 2,65 mm kalınlıktaki monotonik ve salınımlı olarak çekilen numunelerin kırılma yüzeyi SEM görüntüleri Şekil 4.15'te verilmiştir. Monoton çekme deney numunelerinde (Şekil 4.15.a ve Şekil 4.15.c) çoğunlukla sünek kırılma özelliği gösteren büyük boyutlu çukurlar ve gevrek kırılma özelliği gösteren düz yüzeyler bir arada gözlenmiştir. Badr ve ark. (2015) Ti-6Al-4V alaşımının, düşük şekillenebilme kabiliyetinin doğası gereği çekme deneyi sırasında belirgin bir boyun verme olmadan ani bir kırılma sergilediğini belirtmişlerdir. Bu, kırılma morfolojilerinde meydana gelen düz yüzeylerin nedenini açıklamaktadır. Ayrıca, monoton çekme numunelerinde salınımlı çekme numunelerine kıyasla daha büyük boyutlu çukurlar gözlemlenmiştir. Monotonik yüklemenin bir sonucu olarak, çukurların büyümesi ve birleşmesi, malzemede yeni boşluklar oluşmadan önce meydana gelmekte ve bu da salınımlı yüklemeyle kıyasla malzemenin daha erken kırılmasına neden olmaktadır. Salınımlı yükleme ile şekillendirilen numunelerde ise Şekil 4.15.b ve Şekil 4.15.d'de görüldüğü gibi sünek kırılma morfolojisini gösteren çukurlar yer almaktadır. Bu çukurların boyutu, monotonik çekme numunelerine göre daha küçük ve çukur sayısı daha fazladır. Bu durum, salınımlı yüklemenin, çukurlar büyüyüp birleşmeden numunenin kırılma yüzeyinde yeni boşlukların oluşmasını sağladığını ve deformasyon kabiliyetini arttırdığını göstermektedir (Yapan ve ark., 2023).



Şekil 4.15. 0,5 mm ve 2,65 mm kalınlıktaki Ti-6Al-4V malzemesinin monotonik ve salınımlı şekillendirme sonrası kırılma yüzeyleri (a) 0,5 mm kalınlık, monoton yükleme (b) 0,5 mm kalınlık, salınımlı yükleme (c) 2,65 mm kalınlık, monoton yükleme (d) 2,65 mm kalınlık, salınımlı yükleme

4.6. Sonlu Elemanlar Analiz Sonuçları

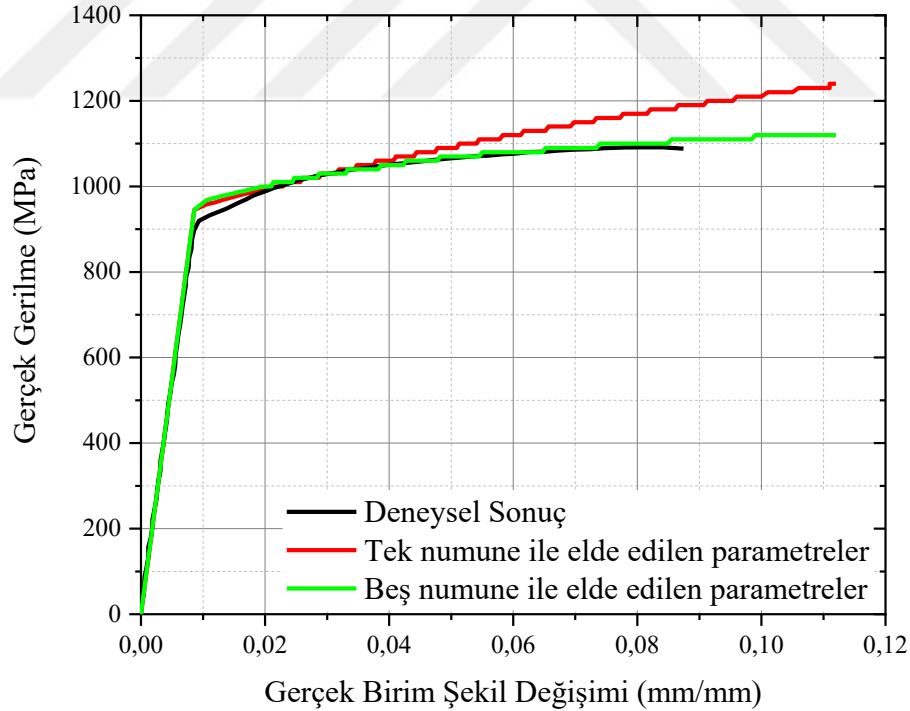
Doktora tezi kapsamında yapılan SEA'lar Yoshida Uemori ve Modifiye edilmiş Bergström pekleşme modelleri olmak üzere iki farklı pekleşme modeli kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Her iki pekleşme modeli ile yapılan çalışmaların sonuçları ayrı başlıklar altında incelenecektir. Ayrıca LS-DYNA analiz programında Yoshida Uemori pekleşme modeli kullanılarak yapılan analizlerin karşılaştırılabilmesi için Lineer Plastik pekleşme modeli kullanılarak analizler yapılmıştır.

4.6.1. Yoshida Uemori pekleşme modeli kullanılarak yapılan analizler

Yoshida Uemori pekleşme modeli kullanılarak yapılan SEA modelleme çalışmaları LS-DYNA yazılımı kullanılarak gerçekleştirilmiştir. SEA'ların modellenmesinde en

kritik adım malzemenin salınımlı yükleme durumundaki davranışını en iyi simüle edecek pekleşme modelinin belirlenmesidir. Bu kapsamda analizler, özellikle geri esneme analizlerini yüksek doğrulukla tahmin eden ve Bauschinger etkisini dikkate alan Yoshida Uemori pekleşme modeli kullanılarak yapılmıştır.

Daha önceki bölümlerde bahsedildiği gibi önce tek numune üzerinde %2 - %0 - %3 - %0 - %4 - %0 - %5 - %0 - %6 - %0 şeklinde beş döngü ile yapılan döngüsel çekme-basma deney verileri kullanılarak Yoshida Uemori model parametreleri belirlenmiştir. Bu parametreler kullanılarak yapılan doğrulama analizinde Şekil 4.16'da görüldüğü gibi malzemenin olması gerekenden daha fazla pekleştiği görülmüştür. Daha sonra beş ayrı numune sırasıyla %3, %4, %5, %6 ve %7 uzama değerlerine çekildikten sonra %0 uzama değerine basılan ve tekrar ilk değerine çekilerek tamamlanan deneylerle pekleşme modeli parametreleri elde edilmiştir. Yapılan doğrulama analizleri neticesinde Şekil 4.16'da görüldüğü gibi oldukça başarılı bir sonuç elde edilmiştir. Optimizasyon neticesine elde edilen ve çekme analizleri ile doğrulanan Yoshida Uemori pekleşme modeli parametreleri Çizelge 4.4'te verilmiştir.



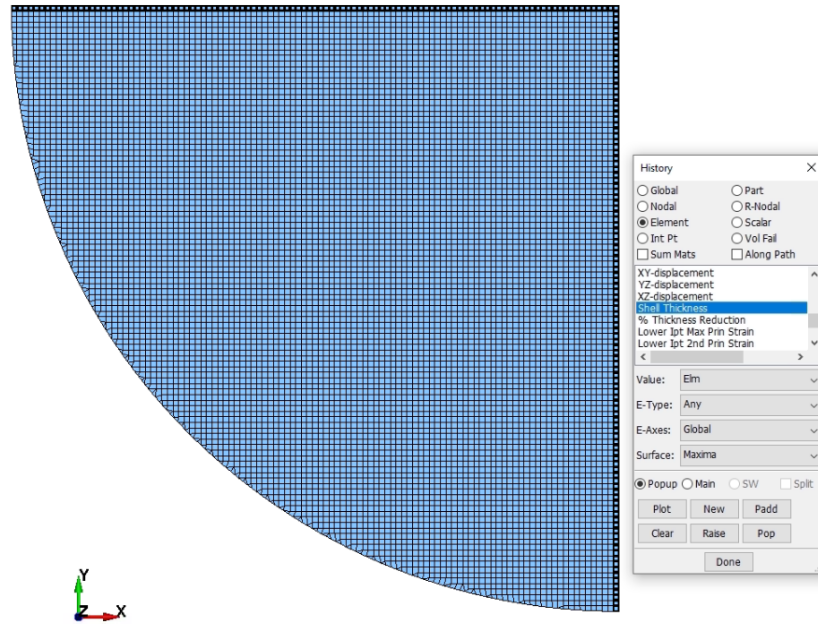
Şekil 4.16. Tek numune ve beş numune ile yapılan döngüsel deney verileri kullanılarak belirlenen köklerle yapılan analiz sonuçlarının deneysel sonuçlarla karşılaştırılması

Çizelge 4.4. Yoshida Uemori pekleşme modeli parametreleri

Y	c	B	Rsat	b	h	k	Ea	ksi	C1	C2
960	7.382	1100	1066	89.98	0.95	37.38	6298	1.931	1.957	0.089

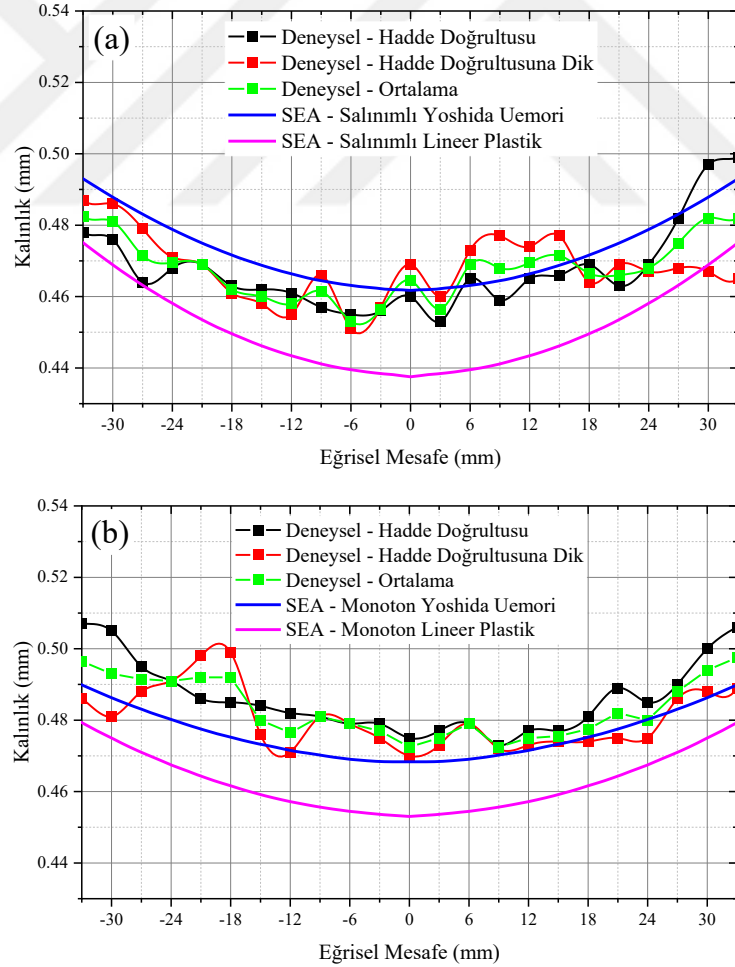
Model parametreleri doğrulandıktan sonra Öztürk (2022) çalışmasında deneysel olarak incelenen hidrolik şişirme yönteminin SEA'ları yapılarak sonuçlar karşılaştırılmıştır. Hidrolik şişirme deneylerinde kubbe yüksekliği ölçümü deney süresi boyunca lazer mesafe sensörü ile ölçülmüştür. Yapılan analizlerin, çalışmadaki sonuçlarla benzeşmesi için şekillenen malzeme üzerindeki basınç kaldırılmadan kubbe yüksekliği ölçülmeli yani yükseklik ölçümleri geri esneme analizlerinden önce yapılmalıdır. Yapılan çalışmada şekillendirilmiş parça üzerinde yapılan kalınlık ölçümleri parça kalıptan çıkarıldıktan sonra gerçekleştirildiği için malzemenin üzerindeki elastik yük boşalmakta ve kalınlığında da bir miktar değişim meydana gelmektedir. Bu sebeple analizlerde kalınlık dağılımı geri esneme analizlerinden sonra ölçülmüştür.

Analizlerde Şekil 4.17'de görüldüğü gibi parçaların x ve y eksenleri boyunca işaretlenmiş elemanlarından kalınlık ölçümü yapılmış ve deneysel kalınlık ölçümleri ile kıyaslanmıştır. Analiz çeyrek model olarak kurulduğu için kalınlık ölçümü tek taraflı yapılmış ve diğer eksene aynalanmıştır. Bu sayede tüm kesit boyunca ölçümü alınan deneysel parça ile analiz sonucu karşılaştırılabilmiştir.



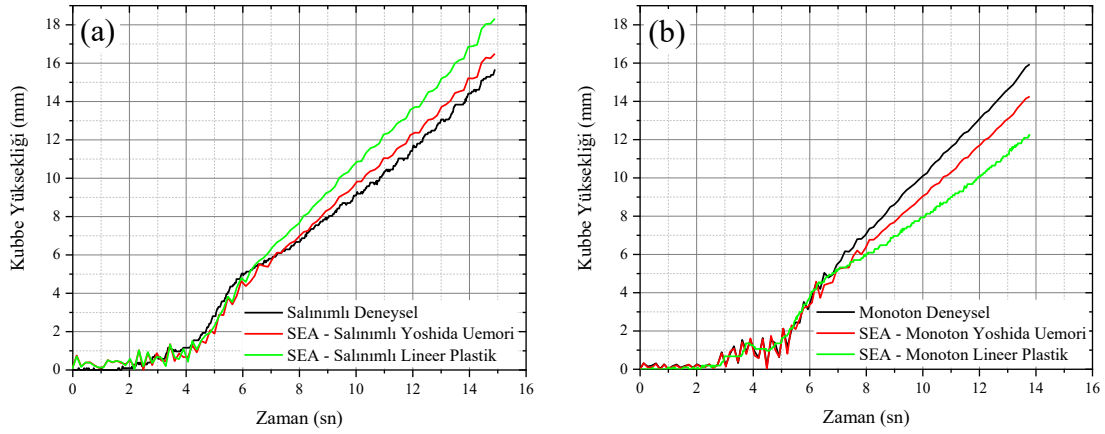
Şekil 4.17. Kalınlık dağılımı ölçümünün yapıldığı elemanlar

SEA sonuçları, deneysel kalınlık dağılımı ve kubbe yüksekliği kıyaslanarak doğrulanmıştır. İki farklı pekleşme modeli ile yapılan analiz ve deneyler sonucunda elde edilen kalınlık dağılımının karşılaştırılması, salınlı ve monotonik şekillendirme durumları için sırasıyla Şekil 4.18.a ve Şekil 4.18.b'de verilmektedir. Her iki modelin de deneysel sonuçları başarılı bir şekilde tahmin ettiği görülmektedir ancak Yoshida Uemori pekleşme modeli, hem monotonik yükleme hem de salınlı yükleme durumu için hidrolik şişirme deneylerindeki kalınlık dağılımını Lineer Plastik pekleşme modelinden daha iyi tahmin etmektedir. Yoshida Uemori modeli, malzemede artan plastik deformasyonla birlikte değişen elastisite modülünü de hesaba kattığı için salınlıla beraber basıncın düştüğü anda meydana gelebilecek deformasyondaki azalmayı daha iyi tahmin edebilmektedir. Ayrıca malzemede izotropik ve kinematik pekleşmeye karşılık gelen iki akma yüzeyinin bulunması, malzemede meydana gelen gerinim artışlarının daha doğru hesaplanmasına olanak sağlamaktadır.

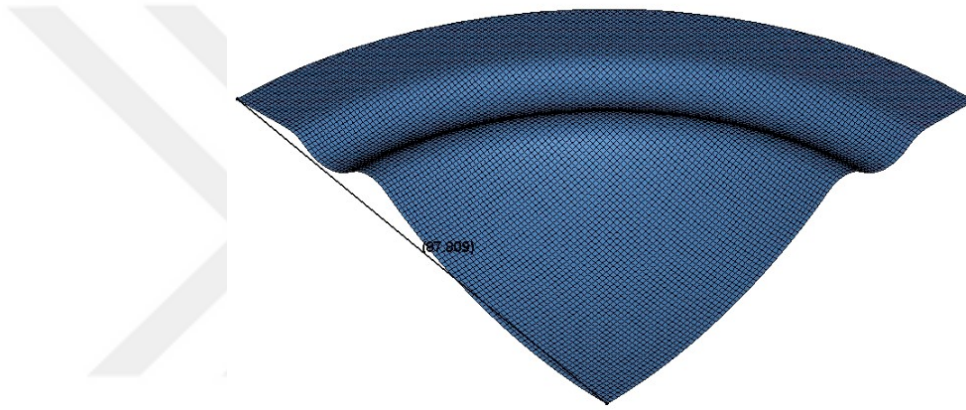


Şekil 4.18. İki farklı pekleşme modeli için SEA ve deneysel kalınlık dağılımının karşılaştırılması
(a) Salınlı yükleme durumu (b) Monotonik yükleme durumu

Hidrolik şişirme yöntemi için yapılan analiz sonuçlarının doğrulanması için kubbe yükseklikleri de deneysel sonuçlarla kıyaslanmıştır. Salınlı ve monotonik şekillendirme yöntemleri için kıyaslama sonuçları sırasıyla Şekil 4.19.a ve Şekil 4.19.b'de verilmiştir. Hidrolik şişirme deneylerindeki kubbe yükseklikleri lazer mesafe sensörü ile deney sırasında anlık olarak ölçülerek bilgisayara kaydedilmektedir. Malzemede kırılma meydana gelmeden hemen önceki adımda ölçülen yükseklikler maksimum kubbe yüksekliği olarak ele alınmıştır. Ayrıca malzeme üzerindeki basınç ve baskı plakası kuvveti henüz boşaltılmadığı için malzemede henüz geri esneme de meydana gelmemiştir. Sayısal analizlerdeki kubbe yükseklikleri de deneylerle benzeşim sağlanabilmesi adına Şekil 4.20'de görüldüğü gibi sacın en dışında kalan ve kalıp kapandıktan sonra hareket etmeyen bir düğüm noktası ile modelin en tepesindeki düğüm noktası arasındaki mesafe ölçülerek elde edilmiştir. Deney esnasında uygulanan gerçek basınç grafiği anlık olarak kaydedilmektedir. Deney çıktısı olarak kaydedilen bu basınç eğrisi SEA'larda zamana bağlı basınç grafiği olarak tanımlandığından, karşılaştırmalar aynı basınç değeri için yapılmıştır. Deneylerden ve iki farklı pekleşme modeli için analizlerden elde edilen maksimum kubbe yükseklikleri Çizelge 4.5'te verilmiştir. Monotonik yükleme durumunda deneysel olarak elde edilen maksimum kubbe yüksekliği 12,29 mm, salınlı yükleme durumunda ise 15,68 mm olarak ölçülmüştür. Lineer Plastik pekleşme modeli kullanılarak yapılan analizlerde monotonik yükleme durumu için maksimum kubbe yüksekliği 15,94 mm, salınlı yükleme durumu için 18,32 mm, Yoshida Uemori pekleşme modeli kullanılarak yapılan analizlerde ise monotonik yükleme durumu için 14,25 mm, salınlı yükleme durumunda 16,49 mm olarak belirlenmiştir. Sonuç olarak, Lineer Plastik ve Yoshida Uemori pekleşme modellerinin monotonik yükleme durumu için hata oranları sırasıyla %29,7 ve %16; salınlı yükleme durumu için hata oranları ise %16,8 ve %5,1 olarak hesaplanmıştır. Yoshida Uemori pekleşme modeli her iki yükleme koşulunda da Lineer Plastik pekleşme modeline göre daha iyi sonuçlar vermiştir. Böylece monoton ve salınlı yükleme durumları için yapılan sonlu elemanlar analizleri hem çekme hem de hidrolik şişirme deney sonuçları kullanılarak doğrulanmıştır. Ayrıca Yoshida Uemori pekleşme modelinin salınlı şekillendirme yöntemini yüksek doğrulukla tahmin edebildiği ve analizlerde güvenle kullanılabileceği ortaya konulmuştur.



Şekil 4.19. İki farklı pekleşme modeli için SEA ve deneysel kubbe yüksekliğinin karşılaştırılması
(a) Salınlı yüklem durumu (b) Monotonik yüklem durumu



Şekil 4.20. SEA’larda kubbe yüksekliğinin ölçülmesi

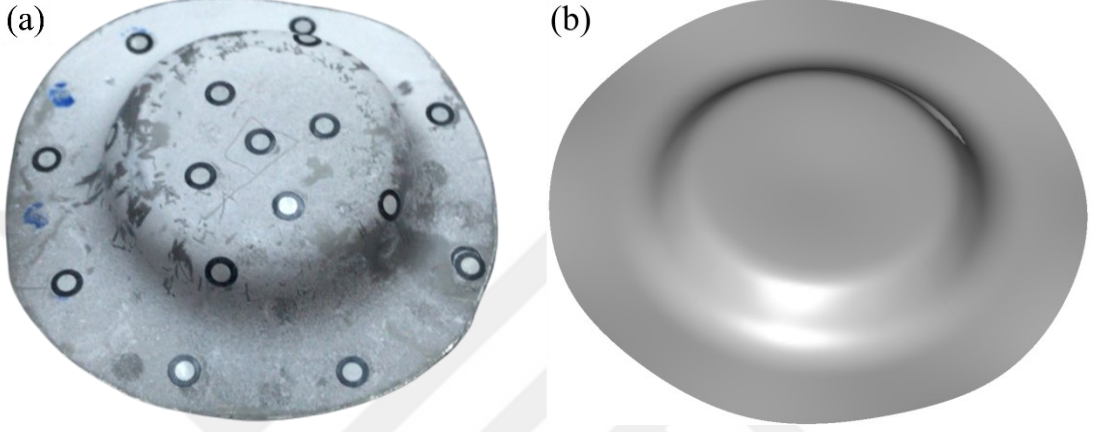
Çizelge 4.5. Analizlerden ve deneylerden elde edilen şişme yüksekliklerinin karşılaştırılması

	DeneySEL Şişme Yüksekliği (mm)	Yoshida Uemori pekleşme modeli		Lineer Plastik pekleşme modeli	
		Şişme Yüksekliği (mm)	% Hata	Şişme Yüksekliği (mm)	% Hata
Monoton	12,29	14,25	%16	15,94	%29,7
Salınlı	15,68	16,49	%5,1	18,32	%16,8

50 mm çapında, 10 mm derinliğindeki kalıplarla yapılan silindirik kap deneyleri için gerçekleştirilen SEA’ların doğrulanması; silindirik parçanın şekilsel benzerliği, giriş radyüs ölçüsü, taban radyüs ölçüsü ve etek bölgesinde oluşan dalgalanma yükseklikleri olmak üzere dört farklı parametreye göre yapılmıştır. Şekilsel doğrulama ve geometrik ölçümlerin karşılaştırılması aşağıda detaylı şekilde anlatılmıştır.

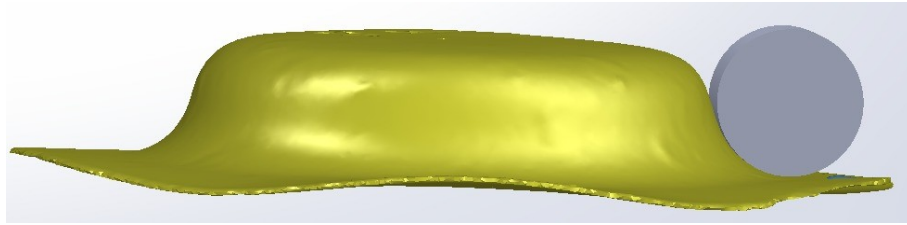
- **Şekilsel doğrulama:** 50 mm çapında ve 10 mm derinliğindeki kalıplarla deneysel olarak şekillendirilen silindirik parça Şekil 4.21.a’da ve deneylerdeki aynı

parametrelerin sınır şartı olarak tanımlandığı SAE'lar neticesinde elde edilen geometri Şekil 4.21.b'de verilmiştir. Parçalar şekilsel olarak kıyaslandığında birbirleri ile uyumluluğu olduğu, özellikle geri esneme analizlerinden sonra ortaya çıkan ve deneysel parça üzerinde de belirgin olarak görülebilen etek bölgelerindeki dalgalanmaların yüksek oranda şekilsel benzerlik taşıdığı açıkça görülebilmektedir.



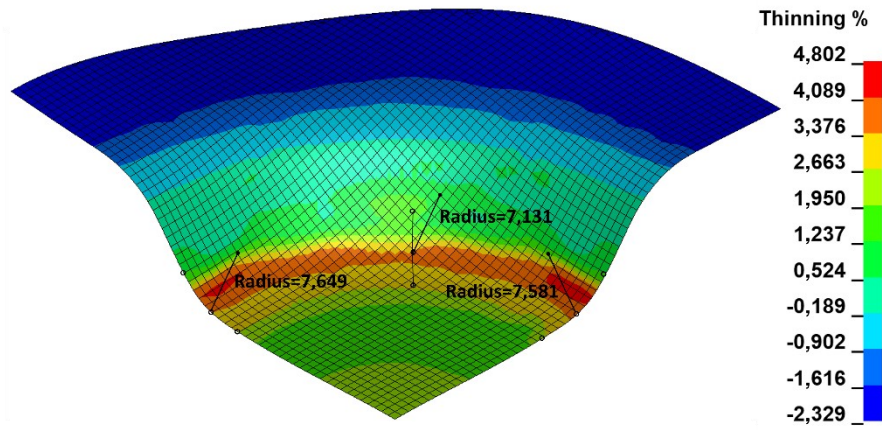
Şekil 4.21. Doğrulama yapılan 10 mm derinliğindeki silindirik parça (a) Deneysel olarak şekillendirilen parça parça (b) SEA'dan elde edilen parça

- **Giriş radyüs değerlerinin kıyaslanması:** Üretilen parçadaki giriş radyüsünün ölçümü Geomagic Control X yazılımı kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Radyüs değeri Şekil 4.22'de görüldüğü gibi sacın kalıba sıvandığı radyüs bölgesine silindir uydurularak belirlenmiştir. Uydurulan silindirin yarıçap değeri giriş radyüs değeri olarak kabul edilmiştir.



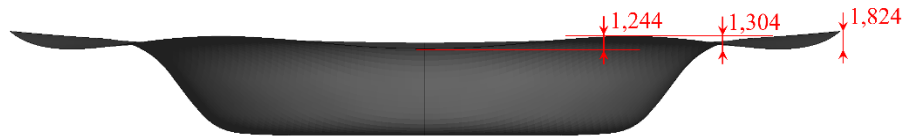
Şekil 4.22. Deneysel olarak şekillendirilmiş parçanın radyüs ölçümü (Öztürk ve ark., 2024)

Geri esneme analizlerinden sonra SEA'lardan elde edilen parçaların giriş radyüsü Şekil 4.23'te görüldüğü gibi üç düğüm noktasından geçen bir eğrinin yarıçap değeri ölçülerek elde edilmiştir. Ölçümler üç farklı noktadan alınmıştır. Deneysel ve nümerik çözümlerden elde edilen parçalardan alınan ölçüm değerleri



Şekil 4.24. 50 mm çapında, 8 mm giriş radyüsüne ve 10 mm derinliğe sahip kalıp ile analizi yapılan parçanın taban radyüsü ölçümü

- **Geri esneme sonrası ortaya çıkan etek bölgelerindeki dalgalanmaların kıyaslanması:** Geri esneme analizi sonrasında parçanın etek bölgesinde Şekil 4.25'te görüldüğü gibi dalgalanmalar meydana gelmektedir. Analizden elde edilen parça üzerindeki en yüksek ve düşük dalgalanma noktaları arasındaki mesafe üç farklı bölgeden ölçülmüştür. Analizler kabuk eleman olarak modellendiği için ölçülen bu mesafelere 0,5 mm olan parça kalınlığı eklenmiştir. Hem deneysel parçadan hem de analizlerden alınan ölçüm değerleri Çizelge 4.6'da verilmiştir.



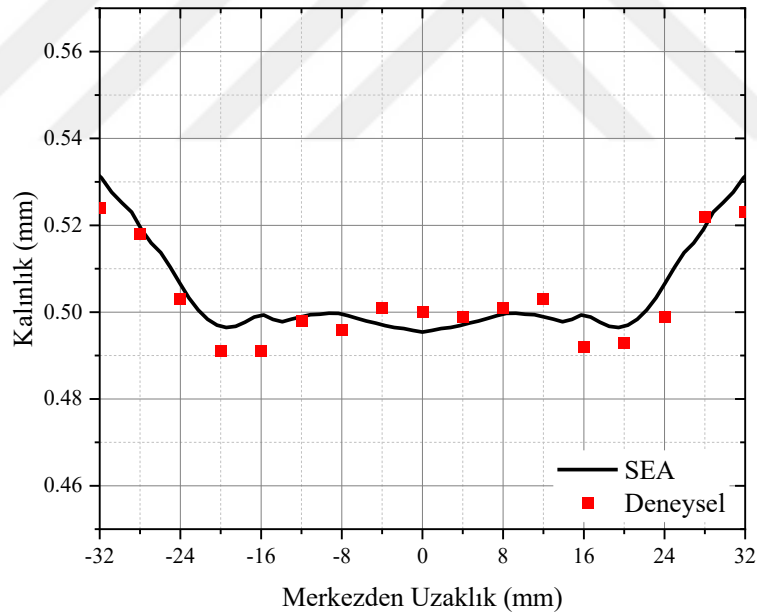
Şekil 4.25. Geri esneme analizi sonrası meydana gelen dalgalanma yüksekliklerin ölçümü (Öztürk ve ark., 2024)

Çizelge 4.6'da verilen sonuçlardan görüldüğü üzere Yoshida Uemori pekleşme modeli kullanılarak yapılan SEA ile silindirik kap deneylerinde de parça geometrisi oldukça yüksek doğruluk oranları ile tahmin edilebilmektedir. Ayrıca deneylerde ortalama 887 bar basınç seviyelerinde malzemede yırtılma meydana gelmiştir. Aynı parametreler kullanılarak yapılan analizlerde ŞSD kullanılarak kontrol edilen hasar durumu %95,7 doğrulukla 840 bar olarak tahmin edilmiştir. Şekil 4.26'daki deneysel ve

SEA'dan elde edilen parçaların kalınlık dağılımlarına bakıldığında şekillendirilmiş parçanın kalınlık dağılımının oldukça iyi tahmin edildiği görülmektedir.

Çizelge 4.6. Geometri doğrulama parametreleri, ölçüm değerleri ve sapma oranları

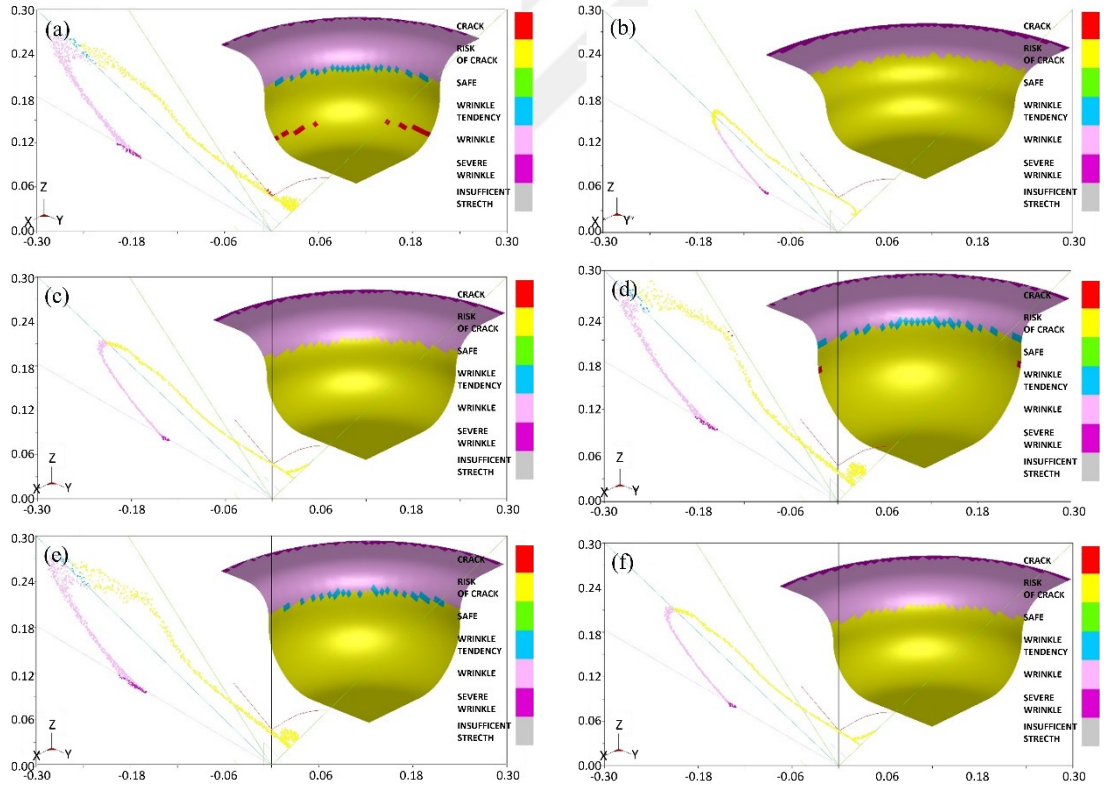
Doğrulama Parametresi	No	DeneySEL Ölçümler (mm)	Analiz Ölçümleri (mm)	Ortalama Hata Oranı
Giriş Radyüsü	1. Ölçüm Noktası	8,222	9,059	7,66%
	2. Ölçüm Noktası	7,904	8,165	
	3. Ölçüm Noktası	7,305	8,000	
	Ortalama	7,810±0,466	8,408±0,570	
Taban Radyüsü	1. Ölçüm Noktası	7,44	7,649	3,52%
	2. Ölçüm Noktası	6,86	7,131	
	3. Ölçüm Noktası	7,3	7,581	
	Ortalama	7,200±0,303	7,204±0,281	
Dalgalanma Mesafesi	1. Ölçüm Noktası	0,99	1,744	6,18%
	2. Ölçüm Noktası	1,8	1,804	
	3. Ölçüm Noktası	2,74	2,324	
	Ortalama	1,843±0,876	1,957±0,319	



Şekil 4.26. SEA ve deneysel kalınlık dağılımlarının karşılaştırılması (Öztürk ve ark., 2024)

SEA'larda kullanılan modelin doğrulanmasından sonra kalıp proses parametrelerinin belirlenmesi için analizler gerçekleştirilmiştir. Analiz sonuçlarına göre 50 mm iç çapa sahip kalıplarla istenilen geometrinin oluşturulması için 1500 bar seviyelerinde basınçlara ihtiyaç duyulmaktadır. Bu basınç değerinde, deney presinin 60 ton kapama kapasitesi yetersiz kalmaktadır. Bu nedenle deneylerde kullanılan maksimum

kalıp çapı 40 mm olarak tasarlanmıştır. 40 mm iç çap ve 15 mm derinliğe sahip kalıp geometrisi kullanılarak yapılan analizlerde, Şekil 4.27.a'da gösterildiği gibi büyük taban radyüsüne sahip parçalar elde edilebilmektedir. Kalıp derinliği 10 mm olduğunda ise basınç değeri 2000 bar seviyelerinde çıkmıştır ve bu değer mevcut pres kapasitesinin çok üzerindedir (Şekil 4.27.b). Daha sonra 13 mm'lik bir kalıp derinliği için analiz yapılmış ve bu değer mevcut sistem için uygun olduğu değerlendirilmiştir. (Şekil 4.27.c). Optimum kalıp giriş radyüsü değeri, şekillendirme esnasında erken hasara neden olmayacak minimum değerdir. 40mm iç çap değerine sahip kalıp için yapılan SEA'lerde kalıp giriş radyüsünün 3 mm olması durumunda Şekil 4.27.d'de görüldüğü gibi sacın kalıp girişinde yırtıldığı tahmin edilmiştir. Giriş radyüsü 4 mm'ye yükseltildiğinde analiz sonuçları her ne kadar yırtılma meydana gelmediğini gösterse de Şekil 4.27.e'de görüldüğü gibi BŞD değerleri ŞSD'ye çok yakın geçtiği için yırtılma riski taşımaktadır. 5 mm giriş radyüsüne sahip analizler yapıldığında Şekil 4.27.f'de görüldüğü gibi yırtılma riski azalmaktadır.

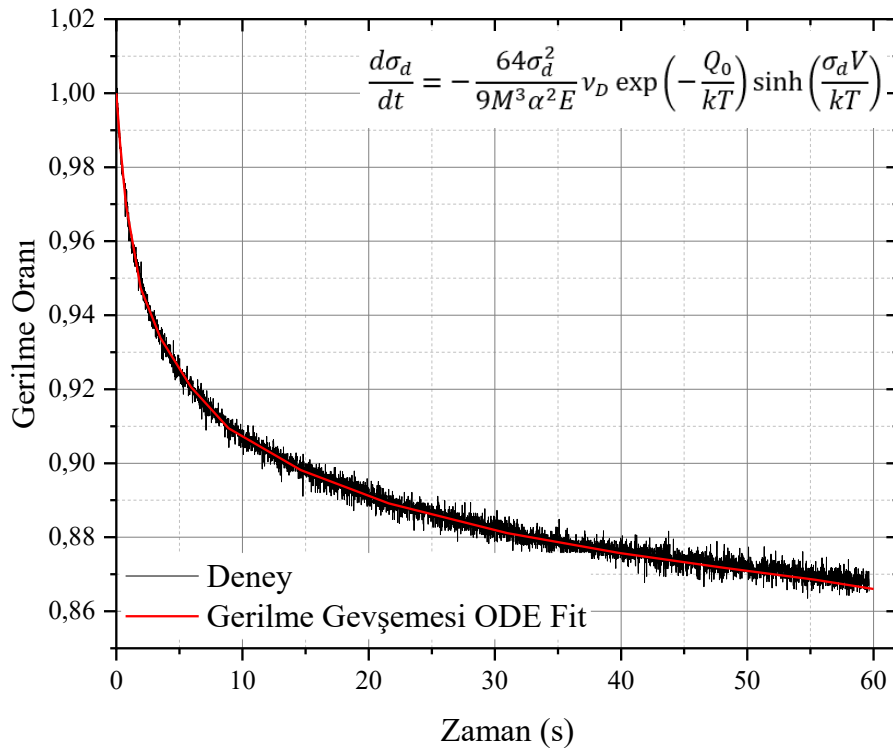


Şekil 4.27. Kalıp derinliği ve giriş yarıçapının SEA ile belirlenmesi (a) Kalıp çapı: 40 mm, derinlik: 15 mm. Parça istenen formu alamadan hasara uğradı (b) Kalıp çapı: 40 mm, derinlik: 10 mm. Şekillendirme basıncı pres kapasitesini aştı (c) Kalıp çapı: 40 mm, derinlik: 13 mm. Şekillendirme basıncının pres kapasitesine uygun olduğu parça (d) Kalıp çapı: 40 mm, giriş radyüsü: 3 mm. Parça giriş radyüsünde hasara uğradı (e) Kalıp çapı: 40 mm, giriş radyüsü: 4 mm. Hasara uğrama ihtimali olan parça (f) Kalıp çapı: 40 mm, giriş radyüsü: 5 mm. Hasara uğramamış parça (Öztürk ve ark., 2024)

Yapılan SEA'lar neticesinde salınlı silindirik kap deneylerinin başarılı bir şekilde yapılabilmesi için optimum kalıp geometrisinin ölçülerinin 40 mm iç çap ve 5 mm giriş radyüsüne sahip olması gerektiği sonucuna varılmıştır. Bu kalıp ölçüleri için $R=4$ mm taban radyüsü 1500 barda elde edilmiştir. Bu basınç değeri için açma kuvveti 43 ton olarak hesaplanmıştır. Dolayısıyla yapılan SEA'leri neticesinde 40 mm kalıp çapında, 5 mm giriş radyüsüne ve 4 mm taban radyüsüne sahip parçanın preste üretiminin mümkün olduğu değerlendirilmiştir.

4.6.2. Bergström ve Gurson modelleri kullanılarak yapılan analizler

Doktora tezi kapsamında Bergström pekleşme modeli ve Gurson hasar kriterinin aynı anda kullanıldığı yeni bir model önerilmiştir. Önerilen modelde Bergström pekleşme modeli gerilme gevşemesini tahmin edecek şekilde modifiye edilmiştir. Gerilme gevşemesi olgusu deneylerden elde edilen 60sn'lik gevşeme periyodundaki gerilme zaman grafiği kullanılarak modellenmiştir. Modelleme işlemi Şekil 4.28'de görüldüğü gibi gevşeme süresince anlık gerilme değerinin gerilme gevşemesinin başladığı değere bölünerek elde edilen oransal grafiğe diferansiyel denklem uydurulmasıyla sağlanmıştır. Eğri uydurma neticesinde elde edilen kökler Çizelge 4.7'de paylaşılmıştır.



Şekil 4.28. Deneyel gerilme gevşemesi grafiğine diferansiyel denklem uydurulması

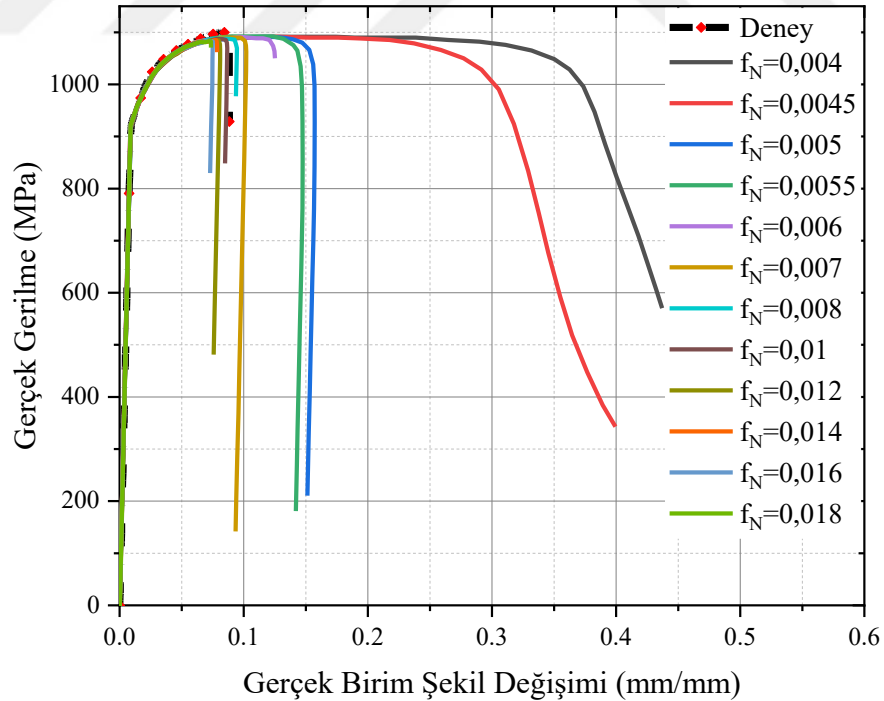
Çizelge 4.7. Gerilme gevşemesi diferansiyel denklemin kökleri

M	α	E	ν_D	Q_0	k	T	V
2	0,3	105000	3,579	-76,87	0,00546	300	114,647

Ayrıca önerilen modelde Gurson hasar kriteri malzemeye gerilme gevşemesi uygulandığında hasarın gecikmesini tahmin edecek şekilde modifiye edilmiştir. Bu kapsamda öncelikle Ti-6Al-4V malzemesi için Gurson hasar kriteri model parametreleri LS-DYNA sonlu elemanlar analiz programının optimizasyon modülü olan LS-OPT kullanılarak belirlenmiştir. Optimizasyon neticesinde elde edilen model parametreleri Çizelge 4.8’de verilmiştir. Sonrasında akma eğrisine etkisi olmadan sadece hasarı etkileyen f_N parametresi için farklı değerlerde analizler yapılarak Şekil 4.29’da görüldüğü gibi bu parametreler için hasarın meydana geldiği BŞD değerleri belirlenmiştir.

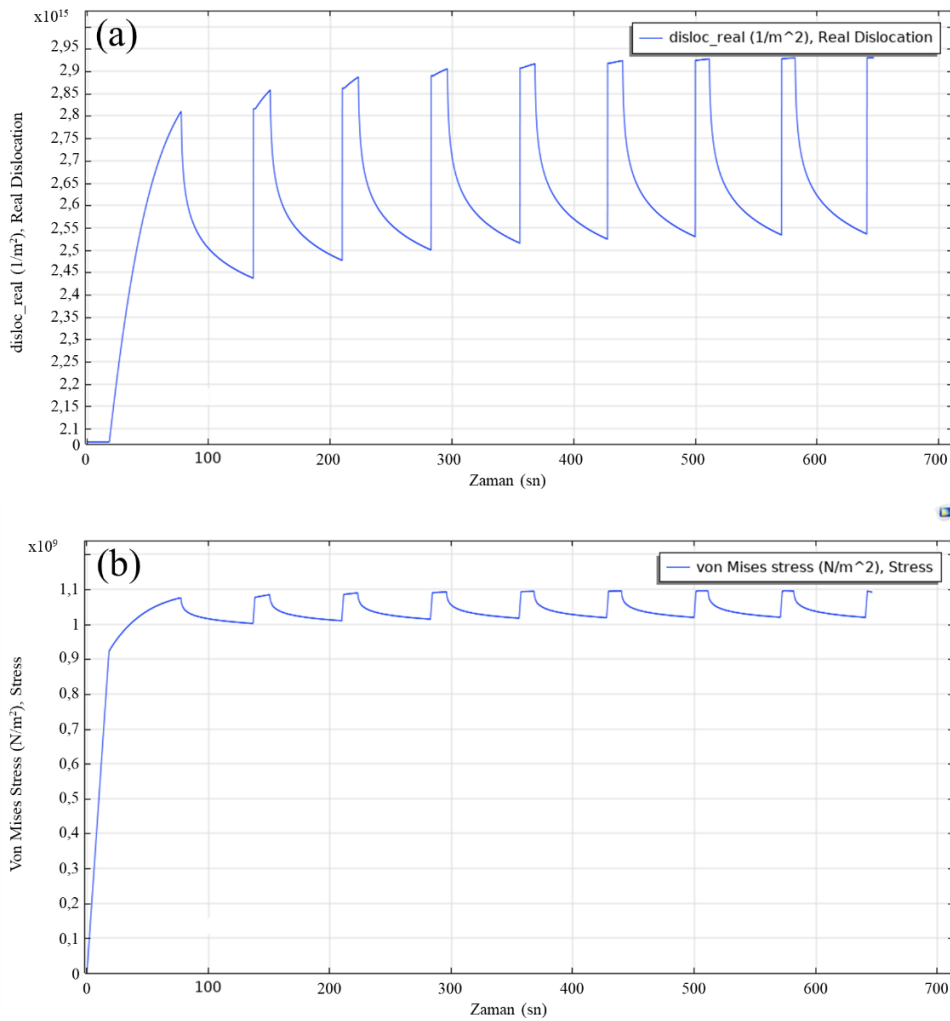
Çizelge 4.8. Ti-6Al-4V malzemesine ait GTN model parametreleri

q_1	q_2	q_3	f_0	f_c	f_N	f_F	s_N	ϵ_N
1,5	1	2,25	0,0025	0,007	0,008	0,1	0,19	0,09

Şekil 4.29. Farklı f_N değerleri için yapılan analizlerden elde edilen akma eğrileri

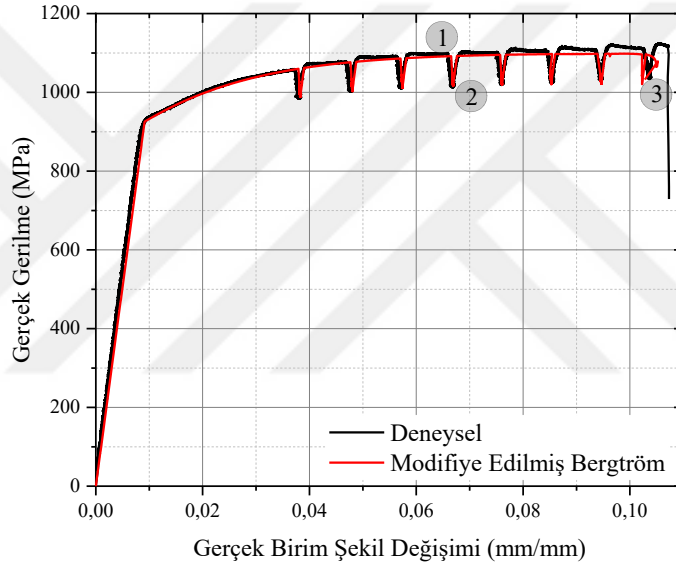
Farklı f_N değerleri için yapılan analizlerden elde edilen hasar noktaları bir grafik haline getirilerek, farklı parametrelerle yapılmış gerilme gevşemesi deneylerindeki toplam deney süresi dikkate alınarak bir korelasyon elde edilerek zamana bağlı olarak f_N değerinin değişim grafiği elde edilmiştir. Bu sayede hem Bergström pekleşme modeli hem de GTN hasar kriteri zamana bağlı olarak gerilme gevşemesini modelleyebilecek şekilde modifiye edilmiştir.

Bu iki modelin bir arada çalışabilmesi için Comsol sonlu elemanlar analiz programına gerekli tanımlamalar yapılmıştır. Elde edilen parametreler uygun şekilde tanımlanarak çekme deneyleri için analizler gerçekleştirilmiştir. Salınımlı çekme analizleri neticesinde malzemenin dislokasyon yoğunluğundaki ve gerilme değerindeki değişim Şekil 4.30.a ve Şekil 4.30.b’de olduğu gibi elde edilmiştir.



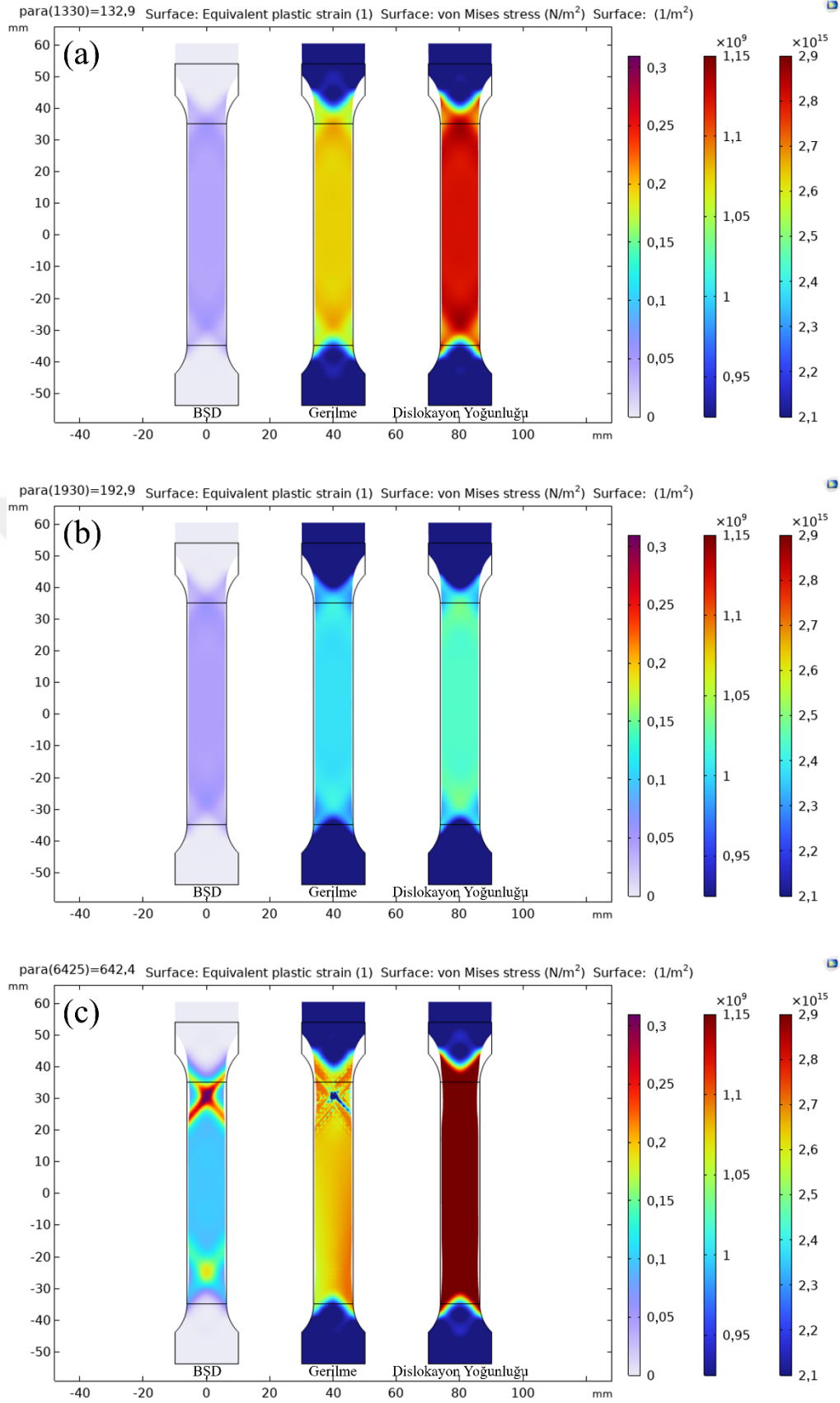
Şekil 4.30. Sonlu elemanlar analizinde gerilme gevşemesi olgusunun uygulanması (a) Zamana bağlı malzemede değişen dislokasyon yoğunluğu (b) Zamana bağlı malzemede değişen gerilme seviyesi

Yapılan salınımlı çekme analizlerinde yükleme profili, deneysel strok-zaman eğrisi kullanılarak tanımlanmıştır. Analiz sonucunda elde edilen gerilme BŞD grafiği deneysel veri ile karşılaştırmalı olarak Şekil 4.31’de verilmiştir. Analizlerde gerilme gevşemesi olgusu oldukça başarılı çalışmakta, strokun sabit kaldığı süre boyunca gerilme seviyesinde düşüş meydana gelmektedir. Yükleme profilinin salınımlı olarak uygulanmasıyla hasardaki gecikme de oldukça başarılı bir şekilde tahmin edilmektedir. Monoton çekme durumunda 0,0907 gerçek BŞD’si (mühendislik BŞD’si %9,5) olan malzemenin analizde yükleme profilinin salınımlı olarak uygulanmasıyla BŞD değeri 0.1052 değerine kadar artmıştır. Bu yükleme eğrisi için deneysel BŞD değeri 0,1073 seviyesindedir ve hasar durumu yaklaşık olarak %98 oranında doğru tahmin edilmiştir.



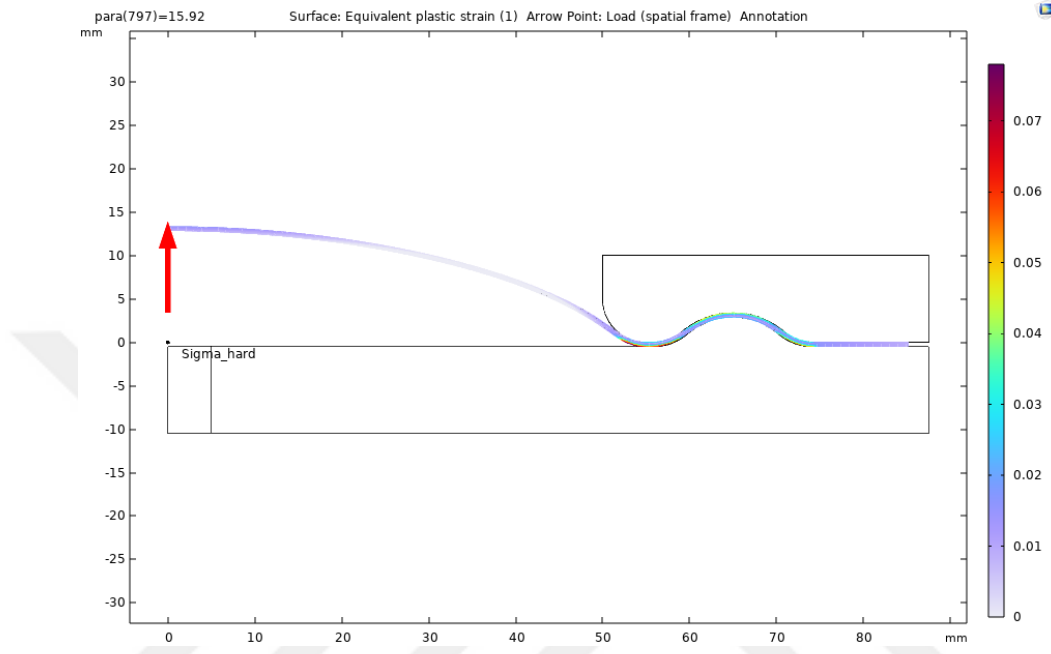
Şekil 4.31. Modifiye edilmiş Bergström modeli ile yapılan salınımlı çekme analizinden elde edilen Gerilme-BŞD grafiği

Şekil 4.31’de 1 ile işaretlenen nokta gerilme gevşemesi başlamadan hemen önceki durumu, 2 ile işaretlenen nokta gerilme gevşemesinin uygulandığı durumu ve 3 ile işaretlenen nokta ise numunenin hasara uğradığı durumu göstermektedir. Bu noktalarda numune üzerinde hesaplanan BŞD dağılımları, gerilme dağılımları ve dislokasyon yoğunluğu dağılımları Şekil 4.32.a’da 1 numaralı nokta için, Şekil 4.31.b’de 2 numaralı nokta için ve Şekil 4.31.c’de ise 3 numaralı nokta için gösterilmektedir. Şekillerde soldaki görsel BŞD dağılımını, ortadaki görsel gerilme dağılımını, sağdaki görsel de dislokasyon yoğunluğu dağılımını göstermektedir. Gerilme gevşemesi olayının başlaması ile birlikte malzemedeki gerilme seviyesinde ve dislokasyon yoğunluğu seviyesindeki düşüş açıkça görülebilmektedir.



Şekil 4.32. Modifiye edilmiş Bergström modeli ile yapılan salınımlı çekme analiz sonuçları (a) Gerilme gevşemesi meydana gelmeden önceki durum (b) Gerilme gevşemesi meydana geldikten sonraki durum (c) Hasar durumu

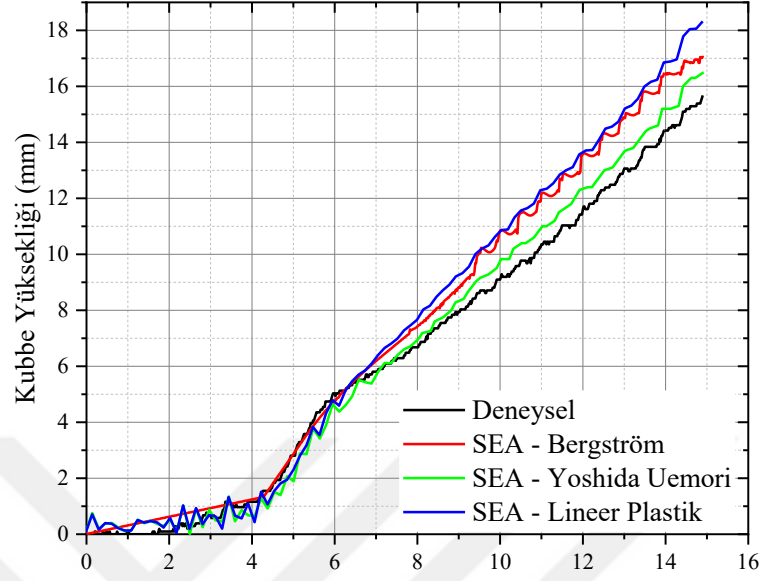
Bergström pekleşme modeli çekme deneyleri ile doğrulandıktan sonra optimum parametreler kullanılarak hidrolik şişirme yöntemi için de analizler gerçekleştirilmiştir. Şekil 4.33'te hidrolik şişirme analizi neticesinde şekillendirilmiş malzeme için iki boyutlu analize ait görsel ve malzemedeki üzerindeki BŞD dağılımı görülmektedir.



Şekil 4.33. Hidro-şişirme analizi uygulanmış bir parça üzerindeki BŞD dağılımı

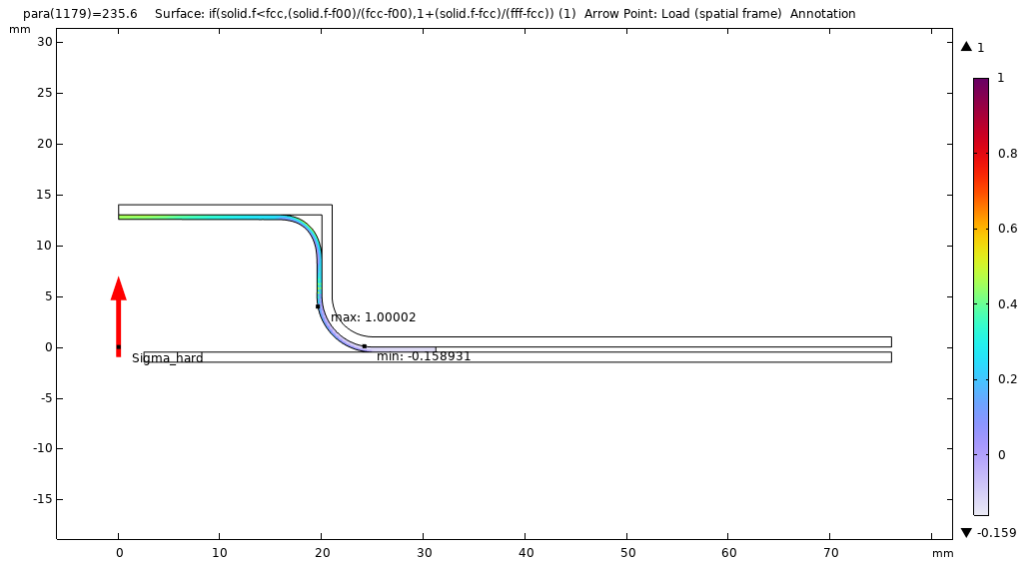
Bergström pekleşme modeli kullanılarak salınımlı şekillendirme için yapılan analizden elde edilen kubbe yüksekliği sonucu, daha önce LS-DYNA'da yapılan analizden elde edilen ve deneysel kubbe yükseklikleri ile karşılaştırılmıştır. Şekil 4.34'te görüldüğü üzere Bergström pekleşme modeli LS-DYNA analiz programında MAT24 numaralı Lineer Plastik pekleşme modeli kullanılarak yapılan analizlerdeki kubbe yüksekliğine yakın sonuçlar vermiştir ve bu beklenen bir sonuçtur. Çünkü Bergström pekleşme modeli her ne kadar dislokasyon yoğunluğuna bağlı bir model olsa da malzeme parametreleri tıpkı Lineer Plastik pekleşme modelinde olduğu gibi tek eksenli çekme deneyinden elde edilen akma eğrisi kullanılarak belirlenmiştir. Hâlbuki Yoshida-Uemori pekleşme modeli bir kinematik pekleşme modelidir ve malzemenin çekme ve basma yüklemeleri altında meydana gelen Bauschinger etkisini de hesaba katarak daha hassas hesaplamalar yapabilmektedir. Ancak bu tez kapsamında sonlu elemanlar analizlerinde gerilme gevşemesi durumunun etkisinin de incelenmesi hedeflenmiştir. Yoshida Uemori pekleşme modeli kullanılarak yapılan analizlerde bu etki görülememektedir. Bu sebeple dislokasyon tabanlı Bergström pekleşme modelinin Comsol'un kabiliyetleri kullanılarak

modifiye edilmesi çözüm olarak ortaya konulmuştur. Elde edilen kubbe yüksekliği sonuçları da tatmin edici sonuçlar ortaya koymaktadır.



Şekil 4.34. Hidrolik şişirme yöntemi için yapılan SEA kubbe yükseklikleri

Bergström pekleşme modeli, salınımlı çekme ve salınımlı hidrolik şişirme yöntemleri için doğrulandıktan sonra optimum kalıp geometrisi ölçülerinin LS-DYNA’da yapılan analizlerle belirlendiği silindirik kap deneylerine ait SEA, iki boyutlu eksenel simetrik olarak Comsol’da yapılmıştır. Comsol analiz programında prosesteki salınımla birlikte gerilme gevşemesini hesaplayabilen, malzemenin şekillenebilme kabiliyetinin artmasını tahmin edebilen modifiye edilmiş Bergström pekleşme modelinin kullanıldığı analizler Taguchi deney tasarımı ile belirlenen 9 senaryo için farklı genlik, frekans ve salınımların başlama basıncı değerlerine göre çalıştırılmıştır. Analizlerde GTN hasar kriterinde hasarı kontrol eden değerin 1’i aşması durumunda Şekil 4.35’te görüldüğü gibi malzemede hasar meydana gelmektedir. Analizlerden elde edilen yırtılma basınç değerleri ve deneylerdeki yırtılma basınç değerleri Çizelge 4.9’da verilmiştir.



Şekil 4.35. Bergström pekleşme modeli kullanılarak şekillendirilen silindirik kap (a) Hasar noktasının gösterilmesi

Çizelge 4.9. Taguchi deney tasarımı ile belirlenen parametrelerle yapılan analiz yırtılma basınçları ve deneysel yırtılma basınçları

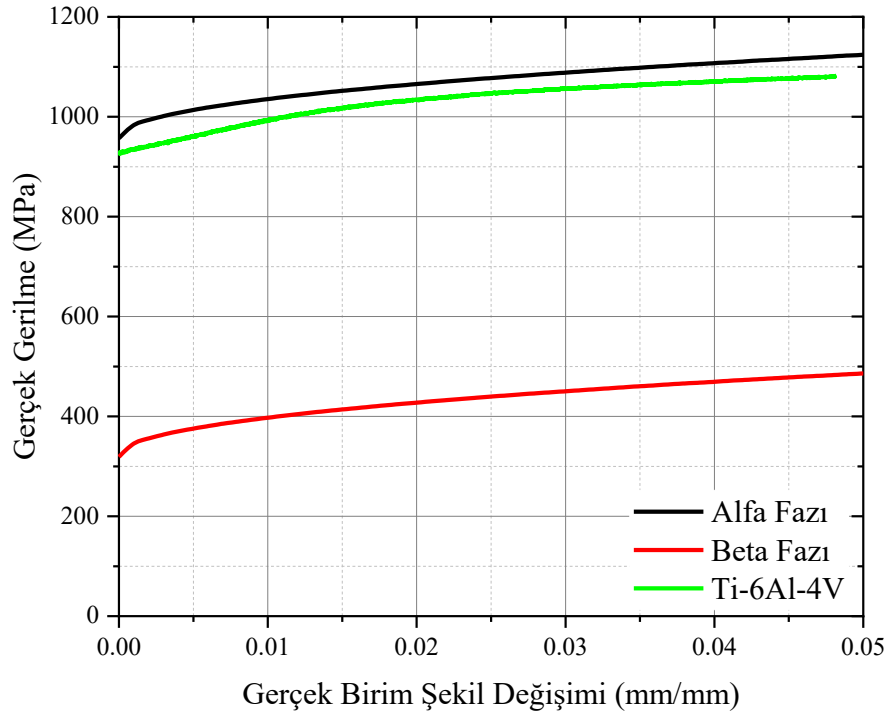
Deney No	Genlik (bar)	Frekans (Hz)	Başlangıç Basıncı (bar)	Analiz Yırtılma Basıncı (bar)	Deneysel Yırtılma Basıncı (bar)	Hata Oranı (%)
1	25	1	350	1009	980	2,874
2	25	2	455	909	951	4,620
3	25	3	750	906	1016	12,141
4	50	1	455	978	942	3,681
5	50	2	750	933	991	6,217
6	50	3	350	1058	949	10,302
7	100	1	750	706	1188	68,272
8	100	2	350	1126	948	15,808
9	100	3	455	1016	937	7,776

Çizelge 4.9'daki sonuçlar incelendiğinde deneysel yırtılma basıncı ile analizdeki yırtılma basıncı arasında en küçük hata %2,87 oranla 1 numaralı deneyde, en büyük hata ise %68,27 oranla 7 numaralı deneyde ortaya çıkmaktadır. Bu durumda modelin ortalama hata oranı %14,63 seviyesindedir. Ancak 7 numaralı deney ilginç bir şekilde bu parametreler kullanılarak yapılan tekrarlı deneylerin hepsinde yüksek şekillendirilebilirlik göstererek bir pik oluşturmuştur. Salınım parametrelerinin etkilerinin belirtildiği Öztürk ve ark. (2024) çalışmasında detayları verilen sonuçlara göre parametrelerin şekillenme üzerine lineer bir etkisi yoktur. 7 numaralı deneydeki salınım parametreleri ile en fazla şekillendirilebilirlik artışı sağlanmış olup diğer deneylerde parametrelerdeki değişimin şekillenme kabiliyetini artırmada net bir etkisi görülememiştir. Sonlu elemanlar analizleri, verilen fonksiyonlara göre çözüm yaptıkları

için hiçbir modelin bu ara değerlerde ortaya çıkan pik durumunu yakalaması mümkün değildir. Dolayısıyla 7 numaralı deneyin ortalamaya katılamaması daha uygun olacaktır, bu durumunda ortalama hata oranı %7.92'ye kadar düşmekte ve önerilen modelin büyük oranda başarı sağladığı görülmektedir.

4.7. Mikroyapı Analiz Sonuçları

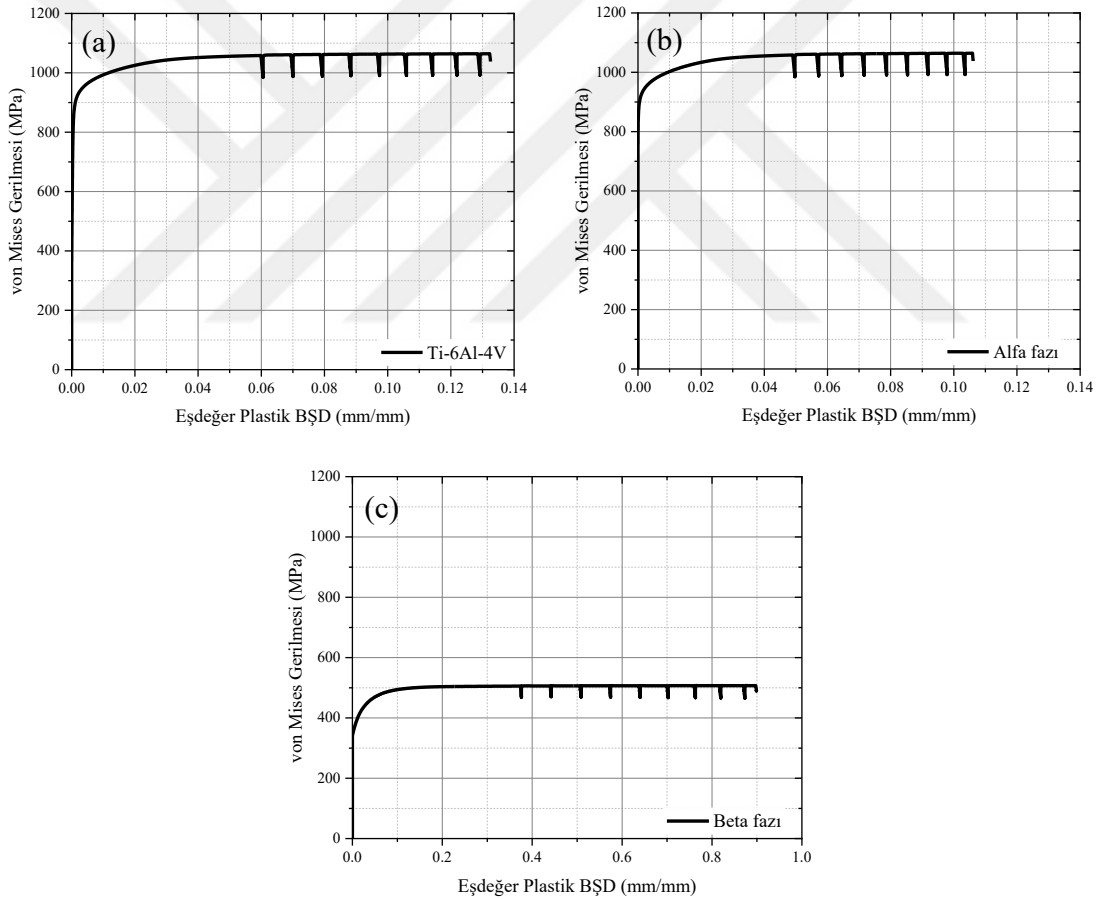
Doktora tezi kapsamında yapılan mikroyapı analizleri Bergström pekleşme modeli kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Ti-6Al-4V malzemesinin içyapısında bulunan alfa ve beta fazları için Bergström pekleşme modeli parametrelerinin belirlenmesi için önce Pan ve ark. (2016); Pan ve ark. (2019) çalışmalarında her iki faz için de belirlenmiş olan Johnson Cook pekleşme modeli kullanılarak akma eğrileri Şekil 4.36'daki gibi elde edilmiştir. Sonra bu akma eğrilerine Bergström pekleşme modeli uydurularak Çizelge 4.10'da verildiği şekilde model parametreleri her bir faz için ayrı ayrı belirlenmiştir. Ti-6Al-4V malzemesi içyapısında yaklaşık olarak %95 oranında alfa fazı ve %5 oranında beta fazı ihtiva etmektedir. Akma eğrileri göz önüne alındığında alfa fazı daha yüksek mukavemete sahipken, beta fazı daha düşük seviyede mukavemete sahiptir.



Şekil 4.36. Ti-6Al-4V malzemesinin deneysel akma eğrisi ve Johnson Cook model parametreleri kullanılarak alfa ve beta fazı için elde edilen akma eğrileri

Çizelge 4.10. Ti-6Al-4V malzemesinin alfa ve beta fazları için elde edilen Bergström model parametreleri

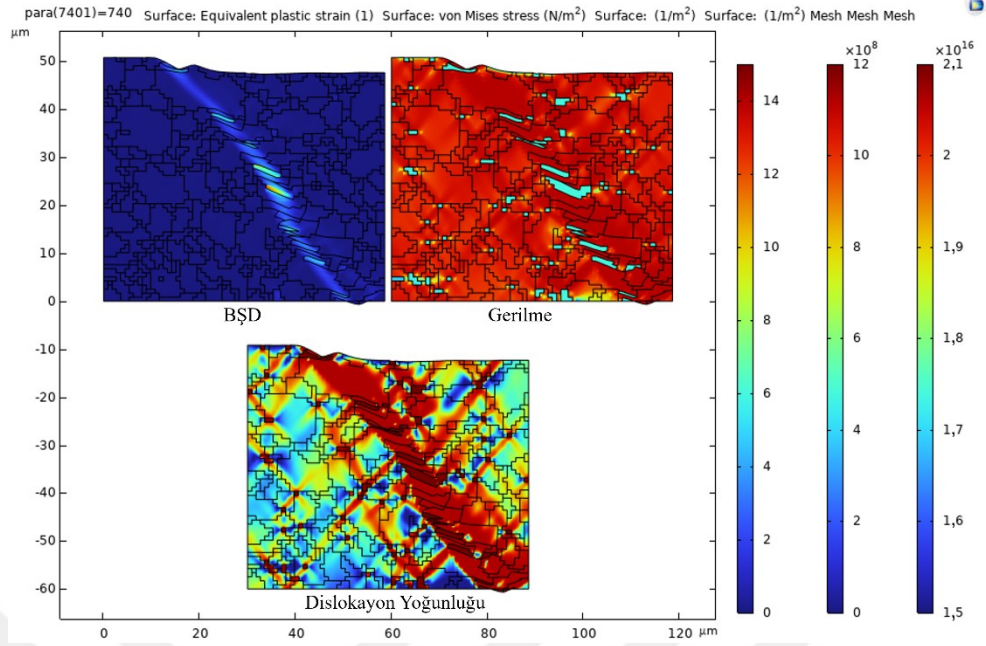
Değişken	Ti-6Al-4V	Alfa fazı	Beta Fazı
σ_{i0}	0	0	0
G	44000	44000	44000
m	4,5	4,5	4,5
b	$2,95 \times 10^{-10}$	$2,95 \times 10^{-10}$	$2,95 \times 10^{-10}$
ρ_0	$2,07 \times 10^{15}$	$1,508 \times 10^{16}$	$1,56 \times 10^{16}$
D_0	1×10^{-6}	1×10^{-6}	1×10^{-6}
Q_m	150000	150000	150000
R	8,3145	8,3145	8,3145
T	298,15	298,15	298,15
$\dot{\epsilon}$	0,001	0,001	0,001
α	1,564	0,6145	0,210
s_0	$1,064 \times 10^{-7}$	$2,107 \times 10^{-8}$	$1,388 \times 10^{-8}$
Ω_0	49,472	35,028	31,019

**Şekil 4.37.** İki boyutlu mikroyapı analizlerinden elde edilen Gerilme-BŞD grafikleri (a) Tüm mikroyapı için (b) Alfa fazı için (c) Beta fazı için

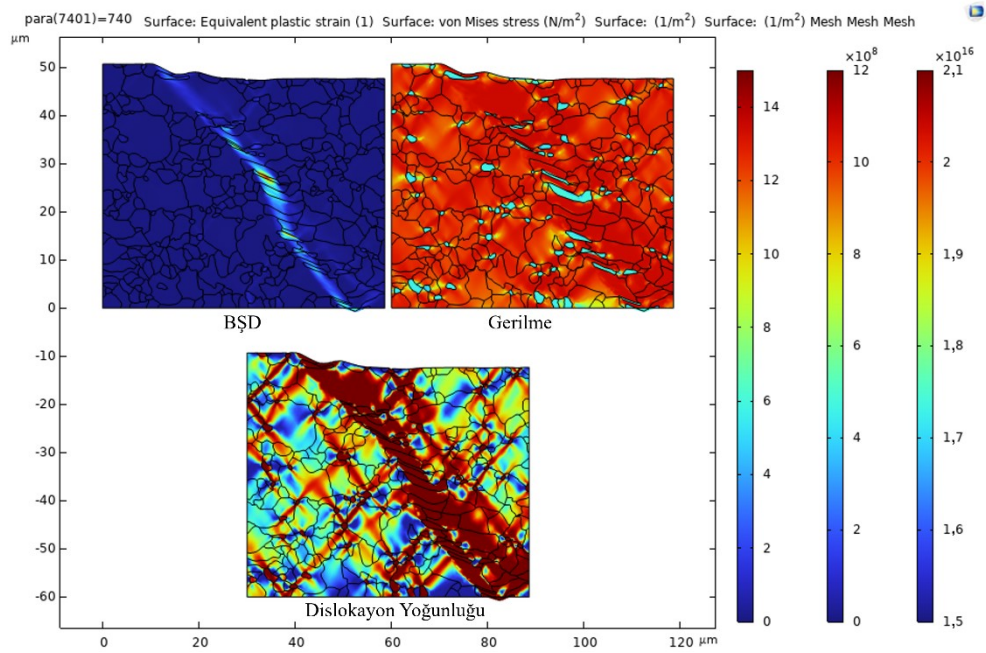
Çekme deneylerinde uygulanan strok zaman eğrisindeki strok değeri mikroyapı boyutuna göre oranlanarak analizlerde yükleme eğrisi olarak kullanılmıştır. Salınlımlı yükleme durumunda yapılan analizlerden elde edilen Gerilme-BŞD grafiği

Şekil 4.37.a'da tüm mikroyapı yapı için, Şekil 4.37.b'de alfa fazı için ve Şekil 4.37.c'de beta fazı için verilmiştir. Toplamda tüm mikroyapının %13,25 oranında plastik deformasyona uğradığı bir mikroyapı analizinde alfa fazı %10,61 oranında, beta fazı ise %89,88 oranında plastik deformasyona uğramaktadır. Analizden elde edilen bilgiler ışığında Ti-6Al-4V alaşımında mukavemeti sağlayan fazın alfa fazı olduğu, beta fazının ise malzemenin sünekliğini artırdığı sonucuna ulaşılabilmektedir. Beta fazının tüm mikroyapı içerisinde %5 oranında bulunması Ti-6Al-4V alaşımının düşük şekillendirilebilirlik kabiliyeti sergilemesine neden olmaktadır.

Ağ yapısı OOF2 yazılımında örülen iki boyutlu mikroyapı analizleri neticesinde mikroyapıda hesaplanan BŞD dağılımları, gerilme dağılımları ve dislokasyon yoğunluğu dağılımları Şekil 4.38'de gösterilmektedir. Ağ örme işleminin Comsol analiz programında yapılan iki boyutlu mikroyapı analizlerinden hesaplanan BŞD dağılımları, gerilme dağılımları ve dislokasyon yoğunluğu dağılımları ise Şekil 4.39'da verilmiştir. Şekillerde sol üstteki görsel BŞD dağılımını, sağ üstteki görsel gerilme dağılımını, alttaki görsel de dislokasyon yoğunluğu dağılımını göstermektedir. Her iki ağ yapısı için yapılan analiz sonuçları incelendiğinde deformasyon şekilsel olarak benzerlik gösterse de BŞD, gerilme ve dislokasyon yoğunluğu dağılımlarında farklılıklar olduğu görülmektedir. Özellikle gerilme dağılımının görüldüğü şekilde dörtgen ağ yapısının köşelerinde gerilmelerin birikmesi sebebiyle gerilme seviyeleri daha yüksek çıkmıştır. Ayrıca üçgen ağ kullanılarak yapılan analizlerde dislokasyon yoğunluğunun görüldüğü şekilde bazı bölgelerde dörtgen ağda oluşmayan dislokasyon yığılmaları meydana geldiği görülmektedir. Analizlerdeki BŞD yolları incelendiğinde dörtgen ağ yapısına sahip analizde hasarın meydana geldiği yolun daha belirgin olarak ortaya çıktığı buna karşın üçgen ağ yapısı kullanılarak yapılan mikroyapı analizlerinde hasarın meydana geldiği yolun daha az belirgin olduğu görülmektedir. Her iki durumda için de mikroyapıda meydana gelen deformasyon beta fazı boyunca ilerlemektedir ve bu durum literatürle de doğrulanmaktadır (Sahoo ve ark., 2015). Analiz sonuçları tanelerin morfolojisi açısından incelendiğinde en-boy oranı daha fazla olan tanelerde ve küçük boyutlu tanelerde daha fazla gerilme meydana geldiği görülmektedir.



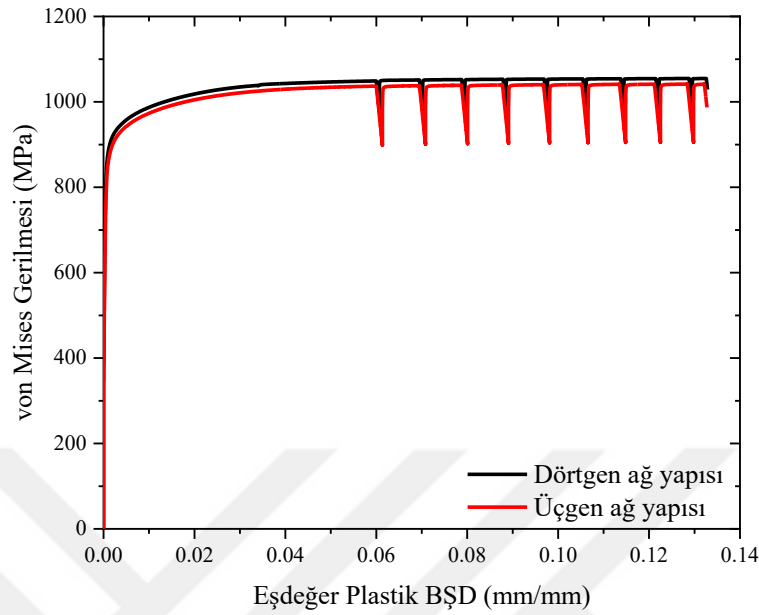
Şekil 4.38. OOF2 yazılımı kullanılarak dörtgen ağ yapısı oluşturulan iki boyutlu mikroyapı analiz sonuçları



Şekil 4.39. Comsol sonlu elemanlar yazılımında değişken boyutlu üçgen ağ yapısı oluşturulan iki boyutlu mikroyapı analiz sonuçları

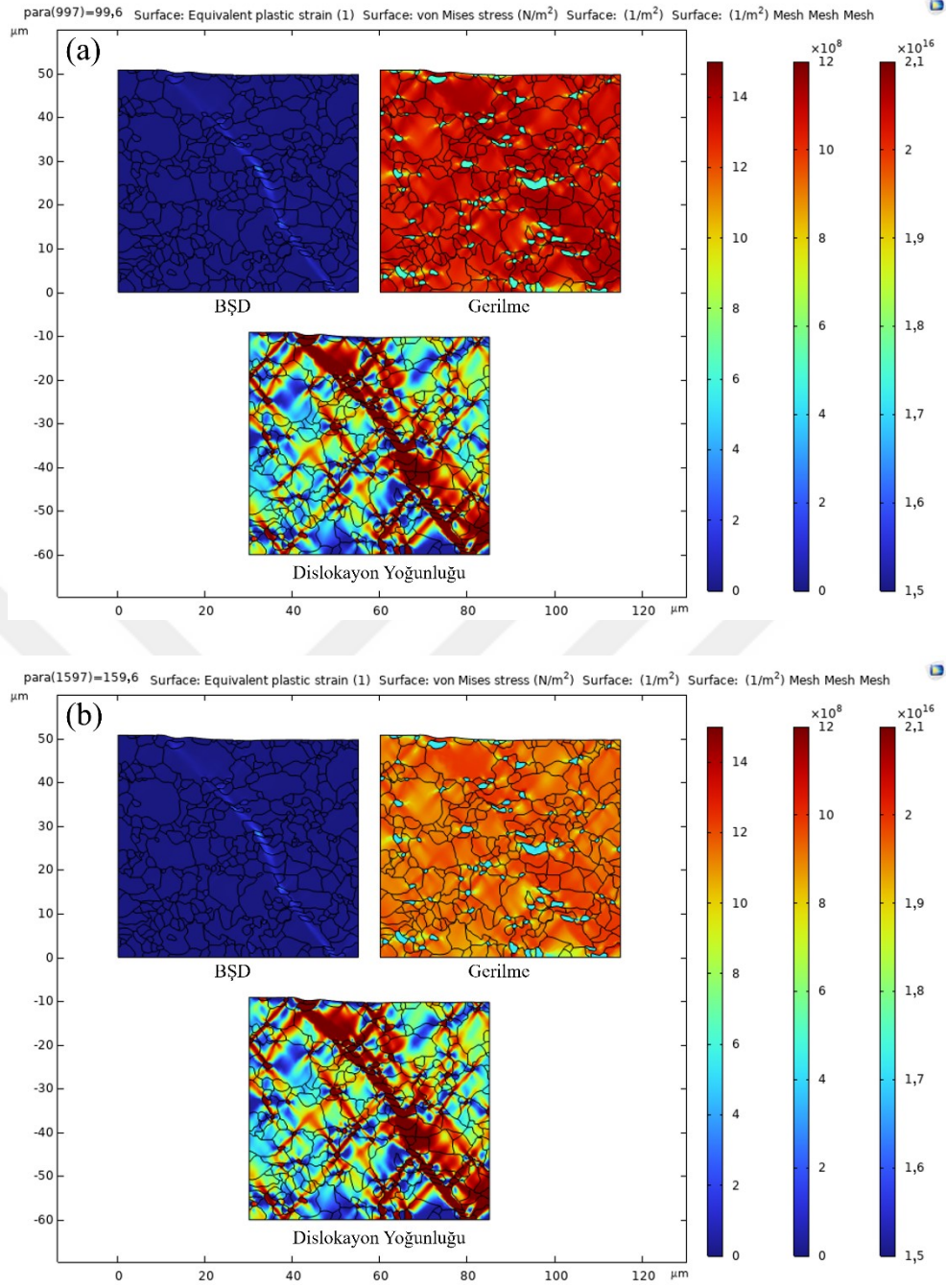
Hem dörtgen hem de üçgen ağ yapısı kullanılarak yapılan mikroyapı analizlerinden elde edilen tüm mikroyapıya sahip Gerilme-BŞD grafiği Şekil 4.40'ta görülmektedir. Dörtgen ağ yapısı kullanılan analizden elde edilen gerilme değerlerinin üçgen ağ yapısı kullanılan analizden elde edilen gerilme değerlerine göre 20 MPa daha yüksek seviyelerde olduğu görülmektedir. Bu sonuç aynı zamanda dörtgen ağ yapısı kullanılarak

yapılan analizlerdeki gerilme dağılımının üçgen ağ yapısı kullanılan analize göre daha yüksek çıkması sonucunu desteklemektedir.



Şekil 4.40. Farklı ağ yapıları kullanılarak yapılan salınımlı çekme mikroyapı analizlerinin Gerilme-BŞD grafiği

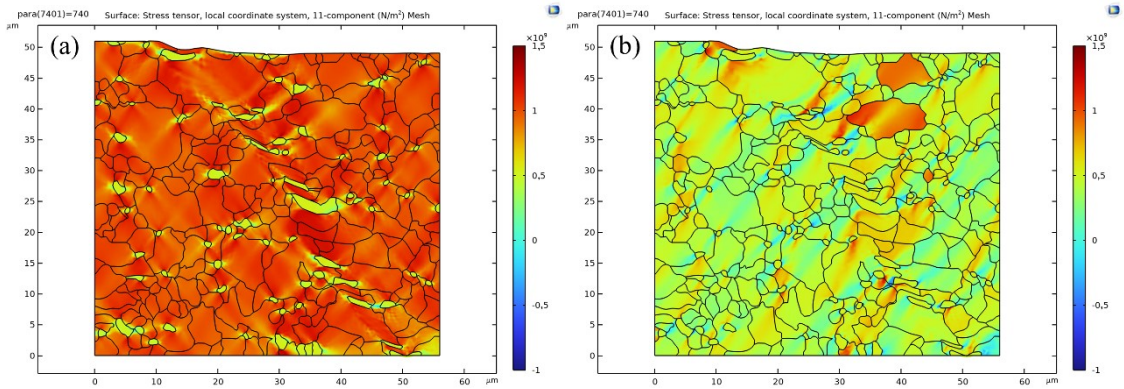
Yapılan mikroyapı analizlerinde modifiye edilmiş Bergström pekleşme modeli kullanıldığı için analiz esansında yükleme profilinin salınımlı olarak uygulanmasıyla (strok değerinin sabit kalması veya azalmasıyla) gerilme gevşemesi durumu hesaplanabilmektedir. Şekil 4.41'de gerilme gevşemesi başlamadan önceki adım ve gerilme gevşemesinin uygulandığı son adımda mikroyapıda BŞD, gerilme ve dislokasyon yoğunluğundaki değişimler görülmektedir. 60 sn'lik gevşeme periyodu sonrasında mikroyapının BŞD dağılımında kayda değer bir farklılık bulunmamaktadır. Gevşeme süresi boyunca gerilmeye meydana gelen düşüş fark edilir derecede azalmıştır. Gerilme gevşemesine bağlı olarak mikroyapının bazı bölgelerinde dislokasyon yoğunluğunun azaldığı görülebilmektedir.



Şekil 4.41. Mikroyapı analizine uygulanan salınımlı çekme analiz sonuçları **(a)** Gerilme gevşemesi meydana gelmeden önceki durum **(b)** Gerilme gevşemesi meydana geldikten sonraki durum

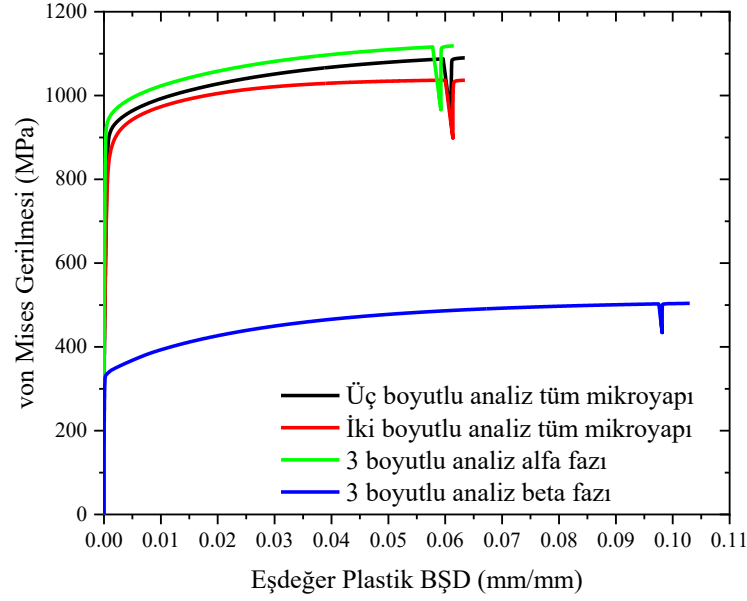
İki boyutlu mikroyapı analizlerinde ayrıca her bir tane için yönlenme bilgileri tanımlanarak analizler gerçekleştirilmiştir. Şekil 4.42’de yönlenme tanımlaması yapılmayan ve yapılan analizler karşılaştırmalı olarak verilmiştir. Analiz sonuçlarındaki lokal gerilmeler incelendiğinde yön tanımlaması yapılmayan analizde (Şekil 4.42.a) alfa ve beta fazları kendi içerisinde izotropik bir malzeme gibi davranarak neredeyse aynı

gerilme değeriine sahip olduğu görülmektedir. Ancak taneler için yönlenme bilgisi girilen analizde (Şekil 4.42.b) lokal gerilmeler daha farklı bir dağılım göstermektedir.



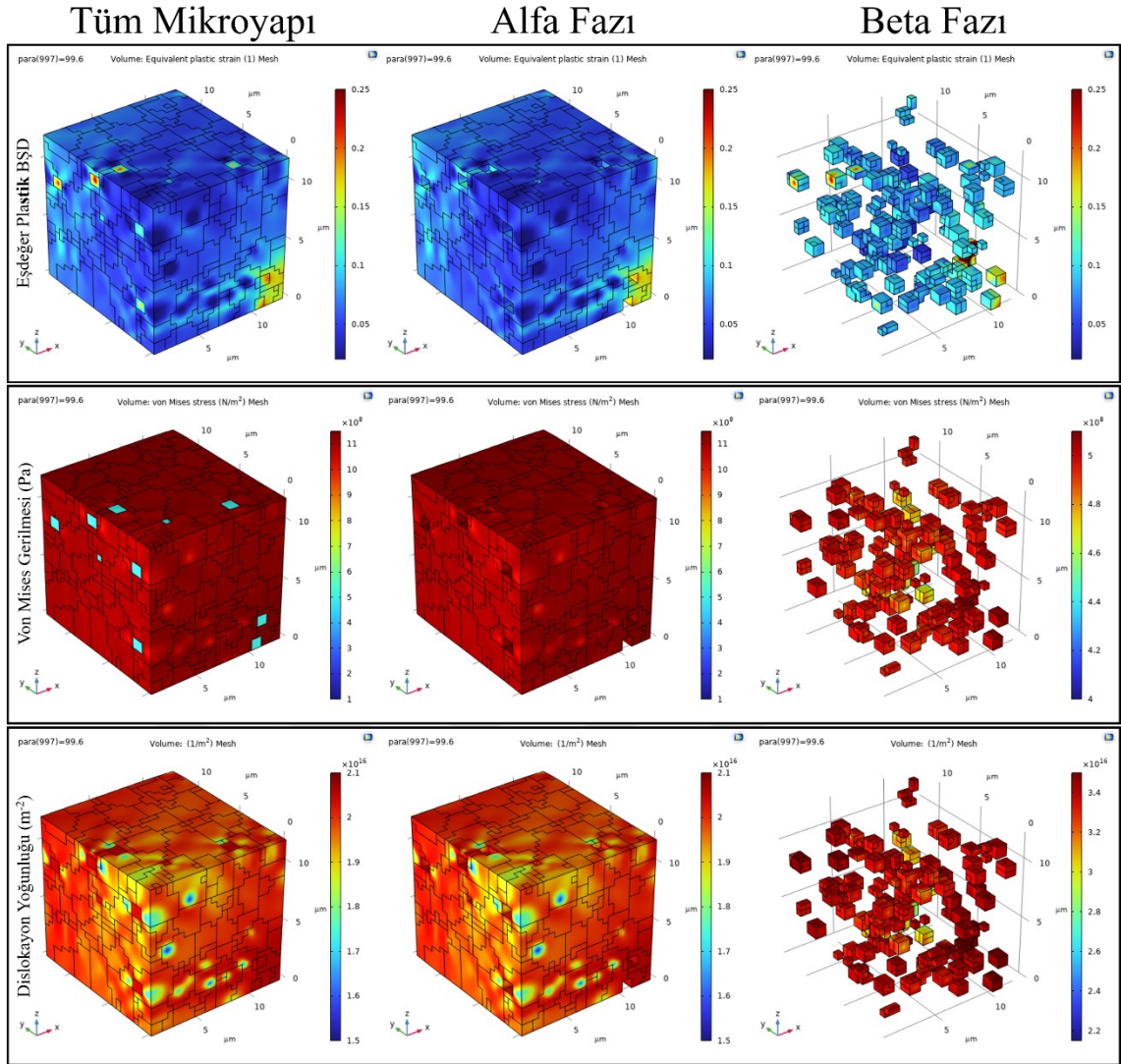
Şekil 4.42. Lokal gerilme dağılımı (a) Yönlenme tanımlaması yapılmayan analiz (b) Yönlenme tanımlaması yapılan analiz

Dream3D yazılımı ile sentetik olarak üretilen mikroyapı analizlerinin bilgisayarda kapladığı alanın ve çözüm süresinin çok yüksek çıkması nedeniyle üç boyutlu mikroyapı analizlerinde mikroyapıya bir adet gerilme gevşemesi uygulanmıştır. Üç boyutlu mikroyapı analizlerinde de tıpkı iki boyutlu mikroyapı analizlerinde olduğu gibi çekme deneylerinde uygulanan strok zaman eğrisindeki strok değeri mikroyapı boyutuna göre oranlanarak yükleme eğrisi olarak kullanılmıştır. Tek bir salınım için üç boyutlu ve iki boyutlu mikroyapı analizlerden elde edilen tüm mikroyapı yapının, alfa fazının ve beta fazının Gerilme-BŞD eğrileri Şekil 4.43'te verilmiştir. Toplamda tüm mikroyapının %6,25 oranında plastik deformasyona uğradığı bir mikroyapı analizinde alfa fazı %6,15 oranında, beta fazı ise %10,3 oranında plastik deformasyona uğramaktadır. İki boyutlu ve üç boyutlu tüm mikroyapıya ait Gerilme-BŞD grafikleri karşılaştırıldığında üç boyutlu mikroyapı analizlerinde gerilme değerinin yaklaşık 50 MPa civarında yüksek çıktığı görülmektedir. Bu durum literatürdeki çalışmaları desteklemektedir (Ramazani ve ark., 2013; Ayatollahi ve ark., 2016).

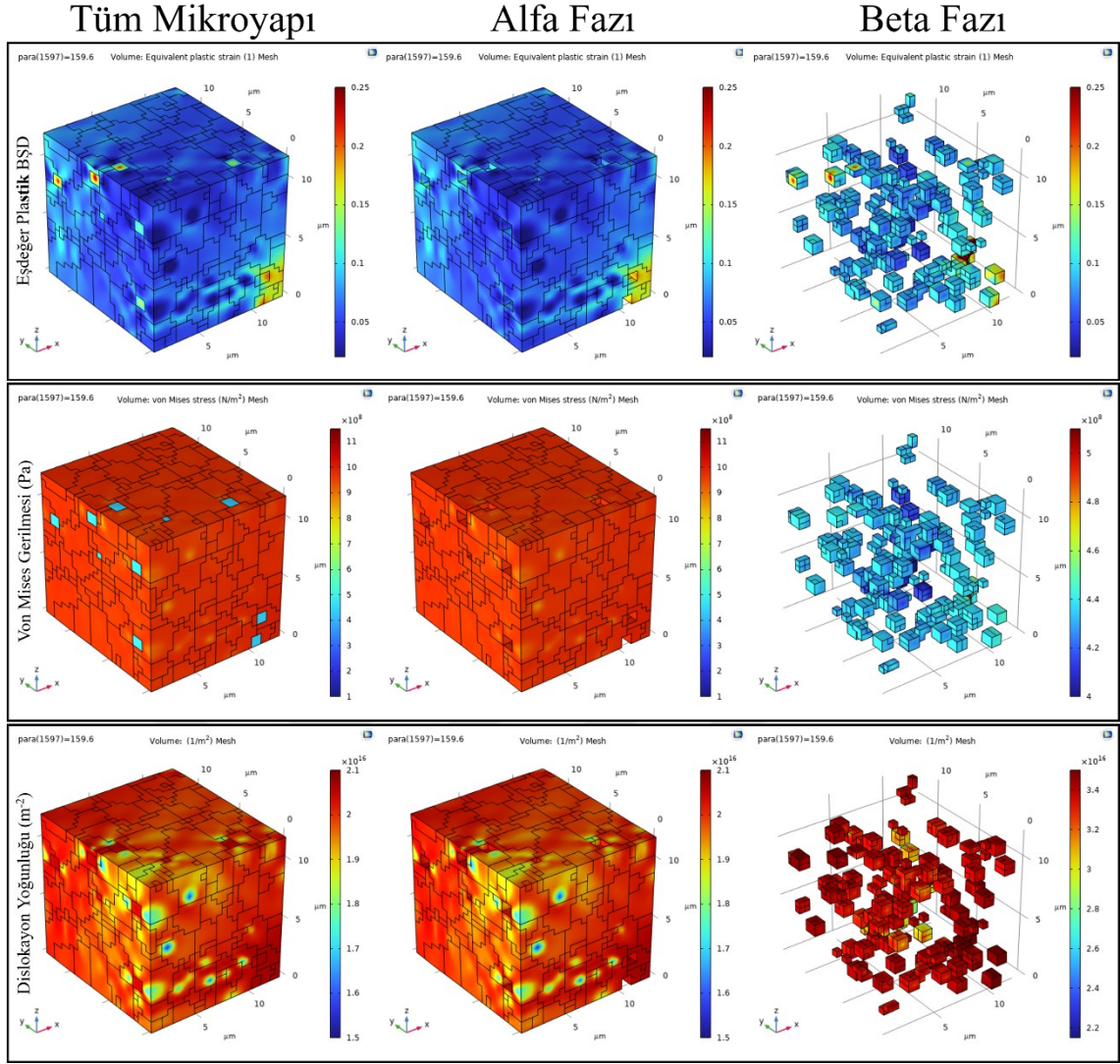


Şekil 4.43. Üç boyutlu mikroyapı analizinden elde edilen Gerilme-BŞD grafiği ve iki boyutlu analizden elde edilen Gerilme-BŞD grafiği ile kıyaslanması

Üç boyutlu mikroyapı analizlerdeki BŞD, gerilme ve dislokasyon dağılımları tüm mikroyapı için, alfa fazı için ve beta fazı için gerilme gevşemesi meydana gelmeden hemen önceki ve 60 sn'lik gerilme gevşemesi uygulandıktan hemen sonraki adımlar için sırasıyla Şekil 4.44 ve Şekil 4.45'te verilmiştir. Gerilme gevşemesi meydana gelmeden hemen önce ortalama %5,97 oranında eşdeğer plastik deformasyona uğramış olan tüm mikroyapıda deformasyonun genellikle beta fazlarında ve beta fazlarını çevreleyen alfa fazlarında meydana geldiği görülmektedir. Bazı tanelerin bölgesel olarak aşırı deformasyona uğradığı da ve deformasyonun iki boyutlu mikroyapıda olduğu gibi beta fazı boyunca ilerlediği ayrıca mikroyapı analizleri ile belirlenebilmiştir. BŞD dağılımlarında iki boyutlu mikroyapı analizinde olduğu gibi 60 sn'lik gevşeme periyodu sonrasında kayda değer bir farklılık bulunmamaktadır. Gerilme gevşemesi öncesinde alfa fazındaki tanelerin yaklaşık olarak 1100 MPa, beta fazındaki tanelerin ise 500 MPa değerinde çıkan gerilme seviyeleri gerilme gevşemesi sonrasında alfa fazındaki tanelerin yaklaşık olarak 950 MPa, beta fazındaki tanelerin ise 450 MPa seviyelerinde dağılım göstermektedir. Dislokasyon yoğunluğu dağılımının da mikroyapının bazı bölgelerinde azaldığı görülebilmektedir. Ancak dislokasyon yoğunluğu bölgesel olarak belirgin biçimde değişim göstermektedir.

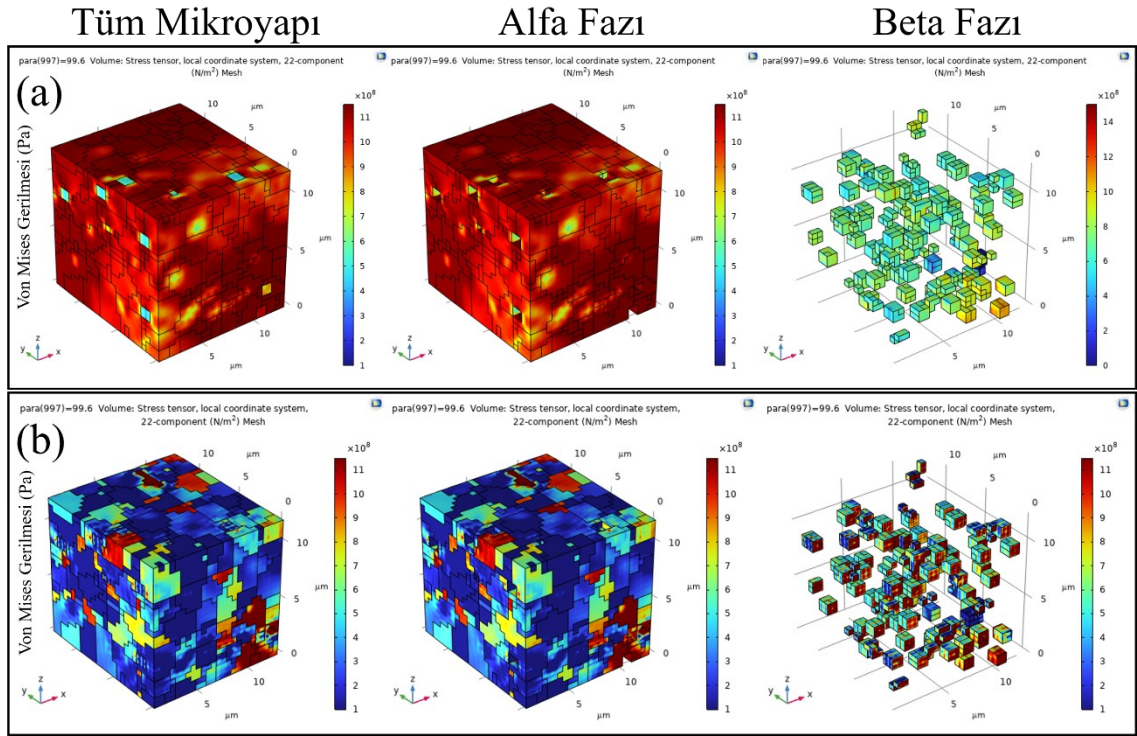


Şekil 4.44. Üç boyutlu mikroyapıda gerilme gevşemesi uygulanmadan önce BŞD, gerilme ve dislokasyon yoğunluğu dağılımları



Şekil 4.45. Üç boyutlu mikroyapıda gerilme gevşemesi uygulandıktan sonra BŞD, gerilme ve dislokasyon yoğunluğu dağılımları

Üç boyutlu mikroyapı analizlerinde de iki boyutlu mikroyapıda olduğu gibi her bir tane için yönlenme bilgileri tanımlanarak analizler gerçekleştirilmiştir. Şekil 4.46’da yönlenme tanımlaması yapılmayan ve yapılan analizler tüm mikroyapı, alfa fazı ve beta fazı için karşılaştırmalı olarak verilmiştir. Analiz sonuçlarındaki lokal gerilmeler incelendiğinde yön tanımlaması yapılmayan analizde genel olarak alfa fazı kendi içerisinde izotropik bir malzeme gibi davranış göstererek yaklaşık olarak aynı gerilme dağılımı göstermiş, sadece beta fazını çevreleyen alfa fazlarının gerilme dağılımlarında farklılıklar meydana gelmiştir. Her bir tane için yönlenme bilgilerinin tanımlandığı mikroyapı analizinde ise alfa ve beta fazların da meydana gelen lokal gerilmeler tanelerin yönlenimine göre farklı dağılımlar göstermektedir.



Şekil 4.46. Tüm mikroyapı, alfa fazı ve beta fazı için lokal gerilme dağılımları (a) Yönelim tanımlaması yapılmayan analiz (b) Yönelim tanımlaması yapılan analiz

5. SONUÇLAR VE ÖNERİLER

5.1. Sonuçlar

Salınlı şekillendirme yöntemi, yükleme profilinin salınlı olarak uygulanmasıyla şekillendirilebilirlikte artış sağlamaktadır. Hidro-şekillendirme proseslerinde sıvı basıncına, derin çekme yönteminde ise ıstampa veya baskı plakası hareketine uygulanan salınlının daha yüksek oranda şekillenme avantajı sunduğu birçok çalışmada ortaya konulmuştur. Bu yöntem sayesinde, sıcak şekillendirmenin zorluk ve zahmetlerinden kaçınılarak, parçaların boyut ve yüzey kalitesinde azalma olmaksızın, malzemelerin oda sıcaklığında şekillendirilebilirliği artırılabilir.

Bu doktora tezi kapsamında Ti-6Al-4V titanyum alaşımı için salınlı parametrelerinin malzeme davranışına etkisi literatürde ilk defa salınlı çekme deneyleriyle araştırılmış ve mikroyapı incelemeleri yapılarak malzeme davranışı ile içyapı arasındaki ilişki ortaya konulmuştur. Salınlı şekillendirme davranışını tahmin edebilen pekleşme modelleri geliştirilmiş ve analiz sonuçları çekme ve hidro-şekillendirme deneyleri ile doğrulanmıştır. Ayrıca, salınlı şekillendirmenin içyapıdaki etkileri, mikroyapının sonlu elemanlar analizleri yapılarak incelenmiştir. Çalışmadan elde edilen sonuçlar aşağıda özetlenmiştir.

- Salınlı çekme deneyleri, monoton çekme deneyine kıyasla her iki kalınlıktaki malzeme için de genel olarak daha yüksek şekillenebilme kabiliyeti göstermiştir. Yüzde uzama değerinde 2,65 mm kalınlık için %20'ye ve 0,5 mm kalınlık için %50'ye varan iyileşmeler elde edilebilmiştir.
- Yük boşaltma ve gerilme gevşemesi deneylerinde monoton çekme deneyine göre yüzde uzama değerleri sırasıyla %16'ya ve %50'ye varan artışlar gözlemlenmiştir. Gerilme gevşemesi deneylerinde, bekleme süresi boyunca malzemedeki elastik deformasyonların plastik deformasyonlara dönüşmesi sebebiyle şekillendirilebilirliğin daha fazla arttığı düşünülmüştür.
- Gerilme gevşemesi deneylerinde elde edilen şekillenebilirlik artışında salınlı başlama noktası ve yükleme aralığının istatistiksel olarak etkisi olmamıştır. Ancak, bekleme süresinin artmasıyla malzemenin şekillendirilebilirliğinin arttığı belirlenmiştir.

- Gerilme gevşemesi deneylerinde, gerilme seviyesindeki azalma oranı, salınımın uygulandığı bütün BŞD değerlerinde aynı karakteristiğe sahiptir. Gevşeme esnasında, ilk beş saniye içerisinde gerilmeye çok hızlı bir düşüş meydana gelmekte daha sonra bu düşüş hızı giderek azalmaktadır.
- Gerilme gevşemesi deneylerinde elde edilen şekillendirilebilirlik artışının nedeni XRD analizlerinden elde edilen dislokasyon yoğunluklarıyla ortaya konulmuştur. Temin durumunda $1,5 \times 10^{16} \text{ m}^{-2}$ olan dislokasyon yoğunluğu değeri toplam uzamanın %60'ına kadar çekilen deneyler için monoton yükleme durumunda $4,6 \times 10^{16} \text{ m}^{-2}$ değerinde iken 60 sn gerilme gevşemesi uygulanan numunede ise $2,3 \times 10^{16} \text{ m}^{-2}$ olarak elde edilmiştir. Gevşeme süresinin artması ile dislokasyon yoğunluğundaki azalma oranı artmıştır. Böylece dislokasyonların kilitlenmeleri gecikerek malzemede daha fazla plastik deformasyon meydana gelebilmiştir.
- Salınlı ve monotonik olarak çekilen malzemelerin SEM incelemelerinden elde edilen kırılma yüzey görüntüleri incelendiğinde, monoton yükleme ile çekilen numunelerin yüzeylerinde gevrek kırılmaya işaret eden büyük çukurların ve düz yüzeylerin olduğu, salınlı yükleme ile çekilen malzemelerin yüzeylerinde ise sünekliğin arttığını destekleyen daha fazla sayıda küçük çukurcukların olduğu ve yüzeyin lifli bir yapıya sahip olduğu gözlemlenmiştir.
- Yoshida Uemori pekleşme model parametrelerinin belirlenebilmesi için yapılan döngüsel çekme-basma deneylerinde, tek bir numune kullanılması durumunda model parametreleri doğru bir şekilde belirlenememiştir. Bu nedenle, her bir döngü için ayrı numune kullanılması gerektiği sonucuna ulaşılmıştır.
- Salınlı hidrolik şişirme prosesinde kubbe yüksekliği, iki yüzeyli kinematik bir pekleşme modeli olan Yoshida Uemori modeliyle yaklaşık %95 doğrulukla tahmin edilmiştir. Ayrıca hidro-şekillendirme ile üretilen silindirik kap analizlerinde giriş radyüsü, taban radyüsü ve dalgalanma mesafesi değerleri sırasıyla %92,34, %96,48 ve %93,82 doğruluk oranlarıyla tahmin edilebilmiş ve kalınlık dağılımı da oldukça başarılı şekilde elde edilebilmiştir. Böylece salınlı şekillendirme yöntemlerinin SEA'ları Yoshida Uemori pekleşme modeli kullanılarak güvenle yapılabildiği ortaya konulmuştur.
- Salınlı yükleme durumunda malzeme davranışını ve meydana gelen şekillendirilebilirlik artışını SEA'larda tahmin edebilmek için Bergström pekleşme modeli ve GTN hasar kriteri kullanılarak yeni bir model önerilmiştir.

Dislokasyon tabanlı Bergström pekleşme modelinde zamana bağlı olarak malzemede meydana gelen gerilme gevşemesini tahmin edecek modifikasyonlar yapılmıştır. Yine, malzemenin içyapısındaki boşlukların hasar oluşturma olasılıklarını hesaplayarak malzemedeki hasar noktasını tespit eden GTN hasar kriterinde ise gerilme gevşemesi durumunda meydana gelen hasar gecikmesini tahmin edecek şekilde modifikasyonlar yapılmıştır. Önerilen yeni modelde gerilme gevşemesi durumu ve sağladığı hasar gecikmesi yaklaşık %92 doğrulukla tahmin edilebilir hale getirilmiştir.

- Ti-6Al-4V malzemesinin mikroyapı analizleri sayesinde içyapıdaki bulunan fazların ve tanelerin deformasyon oranları, gerilme dağılımları ve dislokasyon yoğunluğu dağılımları ayrı ayrı elde edilebilmiştir. Bu kapsamda Ti-6Al-4V malzemesinin mikroyapı görüntüleri, görüntü işleme yöntemlerinde kullanılarak iki boyutlu gerçek mikroyapı analizleri ve üç boyutlu sentetik mikroyapı analizleri kurulmuştur.
- Yapılan üç boyutlu mikroyapı analizleri neticesinde %13,25 oranında şekillendirilen Ti-6Al-4V malzemesinin içyapısında bulunan alfa fazının %10,61 oranında beta fazının ise %89,88 oranında şekillendiği belirlenmiştir.
- Mikroyapı analizlerinde kullanılan ağ yapısının sonucu etkilediği dörtgen ağ yapısının köşelerinde biriken gerilmeler neticesinde gerilmenin yaklaşık olarak 20 MPa değerinde fazla hesaplandığı belirlenmiştir.
- Mikroyapıda meydana gelen deformasyon beta fazı boyunca ilerlemekte, en-boy oranı daha fazla olan tanelerde ve küçük boyutlu tanelerde daha fazla gerilme meydana gelmektedir.
- Aynı deformasyon oranında üç boyutlu mikroyapıda iki boyutlu mikroyapıya göre gerilme seviyesi yaklaşık olarak 50 MPa daha yüksek çıkmıştır.
- Mikroyapı analizlerinde her bir tane için yönlenim bilgilerinin tanımlanması durumunda hesaplanan lokal gerilmeler farklılık göstermektedir. Yönlenim bilgisinin girilmediği durumda taneler izotropik malzeme gibi davranarak yaklaşık aynı gerilme seviyesinde bulunurken, yönlenim bilgisinin girildiği analizlerde gerilme dağılımı yöne göre farklılık göstermektedir.

5.2. Öneriler

Salınımlı şekillendirme yönteminde prosesin ve sayısal olarak modellemenin daha da geliştirilmesi için yapılan öneriler aşağıda sıralanmıştır:

- Çekme deneyleri yapılırken numune yüzeyindeki sıcaklıklar ölçülerek şekillendirilebilirlikteki artışla ilişkilendirilebilir.
- Bu doktora tezinde salınımlı şekillendirme için geliştirilen pekleşme modeli ve hasar kriteri artımlı şekillendirme proseslerinin arka planında gerilme gevşemesinden kaynaklı şekillendirilebilirlikte artış sağlanması olgusu yer aldığı için önerilen model kullanılarak artımlı şekillendirme prosesleri de üç boyutlu olarak modellenebilir.
- Salınımlı çekme deneyleri esnasında BŞD değerlerinin numune yüzeyindeki anlık dağılımlarının DIC kameralar kullanılarak ölçülmesiyle şekillenebilirliğin artış sebepleri daha detaylı olarak araştırılabilir.

KAYNAKLAR

- Abu-Farha, F. K. ve Khraisheh, M. K., 2008, An integrated approach to the superplastic forming of lightweight alloys: towards sustainable manufacturing, *International Journal of Sustainable Manufacturing*, 1 (1-2), 18-40.
- Adamus, J., 2014, Applications of titanium sheets in modern building construction, *Advanced Materials Research*, 1020, 9-14.
- Akula, S. P., Ojha, M., Rao, K. L. ve Gupta, A. K., 2023, A review on superplastic forming of Ti-6Al-4V and other titanium alloys, *Materials Today Communications*, 34, 105343.
- Ali, S., Karunanithi, R., Prashanth, M. ve Rahman, M. A., 2020, X-ray peak broadening on microstructure, and structural properties of titanium and Ti-6Al-4V alloys, *Materials Today: Proceedings*, 27, 2390-2393.
- Altan, T. ve Tekkaya, A. E., 2012, Sheet metal forming: processes and applications, ASM international, p.
- An, H., 2010, Multi-objective optimization of tube hydroforming using hybrid global and local search, *University of Windsor*.
- Arulmurugan, P., Venkatraman, J. ve Saravanan, P., 2020, Investigation of Mechanical Properties for Titanium Alloy TI-6AL-4V-SS316, *International Journal of Research in Engineering, Science and Management*, 3 (9), 59-61.
- Ashrafi, A. ve Khalili, K., 2016, Investigation on the effects of process parameters in pulsating hydroforming using Taguchi method, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 230 (7), 1203-1212.
- Ayatollahi, M., Darabi, A. C., Chamani, H. ve Kadkhodapour, J., 2016, 3D micromechanical modeling of failure and damage evolution in dual phase steel based on a real 2D microstructure, *Acta Mechanica Solida Sinica*, 29 (1), 95-110.
- Badr, O. M., Rolfe, B., Hodgson, P. ve Weiss, M., 2015, Forming of high strength titanium sheet at room temperature, *Materials & Design*, 66, 618-626.
- Banabic, D., 2000, Formability of metallic materials: plastic anisotropy, formability testing, forming limits, Springer Science & Business Media, p.
- Banabic, D., Vulcan, M. ve Siegert, K., 2005, Bulge testing under constant and variable strain rates of superplastic aluminium alloys, *CIRP annals*, 54 (1), 205-208.
- Barfeh, A., Hashemi, R., Safdarian, R., Rahmatabadi, D., Aminzadeh, A. ve Sattarpanah Karganroudi, S., 2023, Predicting the forming limit diagram of the fine-grained AA 1050 sheet using GTN damage model with experimental verifications, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 237 (14), 2325-2335.
- Bargmann, S., Klusemann, B., Markmann, J., Schnabel, J. E., Schneider, K., Soyarslan, C. ve Wilmers, J., 2018, Generation of 3D representative volume elements for heterogeneous materials: A review, *Progress in Materials Science*, 96, 322-384.
- Beal, J. D., Boyer, R. ve Sanders, D., 2006, Forming of titanium and titanium alloys.
- Bergström, Y., 2015, The Plastic Deformation Process Of Metals–50 Years Development Of A Dislocation Based Theory.
- Berisha, B., Hora, P., Wahlen, A. ve Tong, L., 2010, A combined isotropic-kinematic hardening model for the simulation of warm forming and subsequent loading at room temperature, *International journal of plasticity*, 26 (1), 126-140.
- Bong, H. J., Barlat, F. ve Lee, M.-G., 2016, Probing formability improvement of ultra-thin ferritic stainless steel bipolar plate of PEMFC in non-conventional forming process, *Metallurgical and Materials Transactions A*, 47, 4160-4174.

- Bucconi, M. ve Strano, M., 2018, Metamodeling and optimization of the THF process with pulsating pressure, *AIP Conference Proceedings*.
- Chawla, N. ve Deng, X., 2005, Microstructure and mechanical behavior of porous sintered steels, *Materials Science and Engineering: A*, 390 (1-2), 98-112.
- Codell, M., Norwitz, G. ve Mikula, J., 1955, Analytical Chemistry of Titanium Alloys, *Analytical Chemistry*, 27 (9), 1379-1383.
- Cullen, G. W. ve Korkolis, Y. P., 2013, Ductility of 304 stainless steel under pulsed uniaxial loading, *International Journal of Solids and Structures*, 50 (10), 1621-1633.
- Deb, S., Muraleedharan, A., Immanuel, R., Panigrahi, S., Racineux, G. ve Marya, S., 2022, Establishing flow stress behaviour of Ti-6Al-4V alloy and development of constitutive models using Johnson-Cook method and Artificial Neural Network for quasi-static and dynamic loading, *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 119, 103338.
- Del Prete, A. ve Primo, T., 2020, Sheet metal forming optimization methodology for servo press process control improvement, *Metals*, 10 (2), 271.
- Dilmeç, M., 2012, 2024-T4 alüminyum sacların şekillendirme sınır eğrilerinin kalınlığa göre değişimi, *Selçuk Üniversitesi*.
- Ece, R. E. ve Öztürk, F., 2010, Elektrik akımı ile ısıtma yönteminin sıcak sac şekillendirme uygulamalarında kullanımının incelenmesi. 2. Ulusal Tasarım İmalat ve Analiz Kongresi. Balıkesir.
- Eipert, I., Sivaswamy, G., Bhattacharya, R., Amir, M. ve Blackwell, P., 2014, Improvement in ductility in commercially pure titanium alloys by stress relaxation at room temperature, *Key Engineering Materials*, 611, 92-98.
- El-Daly, A., Eid, N. ve Ibrahiem, A., 2023, Combination of enhanced strength-ductility trade-off and stress relaxation resistance of MWCNTs reinforced Sn-5Sb-0.3 Cu matrix composite, *Materials Chemistry and Physics*, 295, 127209.
- Ermrich, M. ve Oppen, D., 2013, XRD for the analyst, *Getting acquainted with the principles. Second. Panalytical*.
- Esener, E., 2020, Plastisite modellerinde pekleşme etkisinin sonlu elemanlar analizi ile tespiti, *Dicle Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Mühendislik Dergisi*, 11 (1), 171-181.
- Eylon, D. ve Seagle, S., 2000, State of titanium in the USA-the first 50 years, *Titanium*, 99, 37-41.
- Fan, G., Sun, F., Meng, X., Gao, L. ve Tong, G., 2010, Electric hot incremental forming of Ti-6Al-4V titanium sheet, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 49, 941-947.
- Fang, Z. Z., Lefler, H. D., Froes, F. ve Zhang, Y., 2020, Introduction to the development of processes for primary Ti metal production, In: *Extractive Metallurgy of Titanium*, Eds: Elsevier, p. 1-10.
- Farahani, B. V., Amaral, R., Belinha, J., Tavares, P. J. ve Moreira, P., 2017, A GTN failure analysis of an AA6061-T6 Bi-failure specimen, *Procedia Structural Integrity*, 5, 981-988.
- Gangwar, K. ve Ramulu, M., 2018, Friction stir welding of titanium alloys: A review, *Materials & Design*, 141, 230-255.
- Gheysarian, A. ve Abbasi, M., 2017, The effect of aging on microstructure, formability and springback of Ti-6Al-4V titanium alloy, *Journal of Materials Engineering and Performance*, 26, 374-382.

- Groeber, M. A. ve Jackson, M. A., 2014, DREAM. 3D: a digital representation environment for the analysis of microstructure in 3D, *Integrating materials and manufacturing innovation*, 3 (1), 56-72.
- Gurson, A. L., 1977, Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth: Part I—Yield criteria and flow rules for porous ductile media.
- Haber, D., 2015, Lightweight materials for automotive applications: a review.
- Hama, T., Asakawa, M., Fuchizawa, S. ve Makinouchi, A., 2003, Analysis of hydrostatic tube bulging with cylindrical die using static explicit FEM, *Materials Transactions*, 44 (5), 940-945.
- Hama, T., Asakawa, M., Fukiharu, H. ve Makinouchi, A., 2004, Simulation of hammering hydroforming by static explicit FEM, *ISIJ international*, 44 (1), 123-128.
- Hariharan, K., Majidi, O., Kim, C., Lee, M. ve Barlat, F., 2013a, Stress relaxation and its effect on tensile deformation of steels, *Materials & Design (1980-2015)*, 52, 284-288.
- Hariharan, K., Majidi, O., Kim, C. M., Lee, M. G. ve Barlat, F., 2013b, Stress relaxation for formability improvement, *Key Engineering Materials*, 554, 145-150.
- Hariharan, K., Dubey, P. ve Jain, J., 2016, Time dependent ductility improvement of stainless steel SS 316 using stress relaxation, *Materials Science and Engineering: A*, 673, 250-256.
- Hoar, E., Sahoo, S., Mahdavi, M., Liang, S., Roy, S. ve Garmestani, H., 2021, Statistical modeling of microstructure evolution in a Ti-6Al-4V alloy during isothermal compression, *Acta Materialia*, 210, 116827.
- Hussien, M. B., 2022, Chapter Three: Titanium, *Smart Materials For Biomedical Applications*, 1.
- Inkson, B. J., 2016, Scanning electron microscopy (SEM) and transmission electron microscopy (TEM) for materials characterization, In: *Materials characterization using nondestructive evaluation (NDE) methods*, Eds: Elsevier, p. 17-43.
- Jiang, B., Wang, Z., Wang, M., Yam, M. C. ve Ding, F., 2020, Effects of loading mode on mechanical properties of high strength steel Q690 and their application in coupon test, *Construction and Building Materials*, 253, 118969.
- Koga, N., Asaka, M. ve Junlapen, K., 2007, Deep-drawing and ironing of 1050 aluminum sheets loaded with vibration using NC servo press machine, *Keikinzoku*, 57 (6), 240-244.
- Kopec, M., Wang, K., Politis, D. J., Wang, Y., Wang, L. ve Lin, J., 2018, Formability and microstructure evolution mechanisms of Ti6Al4V alloy during a novel hot stamping process, *Materials Science and Engineering: A*, 719, 72-81.
- Korkmaz, H. G., Toros, S. ve Turkoz, M., 2021, The Effect of Specimen Size and Preparation Method on the Mechanical Properties of Ti-6Al-4V Sheets. 5th International Conference on Engineering Technologies (ICENTE-21). Konya.
- Kriechebauer, S., Mauermann, R. ve Landgrebe, D., 2015, Deep drawing with local hardening on digital multi-axis servo press, *Acta Metallurgica Sinica (English Letters)*, 28, 1490-1495.
- Kriechebauer, S., Müller, P., Mauermann, R. ve Drossel, W.-G., 2021, Evolutionary optimization of deep-drawing processes on servo screw presses with freely programmable force and motion functions, *Procedia CIRP*, 104, 1482-1487.
- Kulkarni, S., Ruiwale, V., Jadhao, M., Kadam, A. ve Kale, S., 2017, A review on Hydroforming Processes, *International Journal of Current Engineering and Technology*, 160-163.

- Kumar, S., 2022, Evaluation of strain hardening during uniaxial tensile loading followed by stress relaxation and reloading, *Metallurgical and Materials Transactions A*, 53 (4), 1336-1344.
- Lafforgue, G., Magné, B. ve Moreaux, M., 2008, Energy substitutions, climate change and carbon sinks, *Ecological Economics*, 67 (4), 589-597.
- Langer, S. A., Fuller, E. R. ve Carter, W. C., 2001, OOF: an image-based finite-element analysis of material microstructures, *Computing in Science & Engineering*, 3 (3), 15-23.
- Laperrière, L. ve Reinhart, G., 2014, CIRP encyclopedia of production engineering, Springer Berlin, p.
- Lee, H.-S., Yoon, J.-H., Park, C. H., Ko, Y. G., Shin, D. H. ve Lee, C. S., 2007, A study on diffusion bonding of superplastic Ti-6Al-4V ELI grade, *Journal of materials processing technology*, 187, 526-529.
- Lee, H., Chae, H., Kim, Y. S., Song, M. J., Lim, S., Prasad, K., Krishnaswamy, H., Jain, J., An, K. ve Lee, S. Y., 2021, Viscoplastic lattice strain during repeated relaxation of age-hardened Al alloy, *Mechanics of Materials*, 158, 103899.
- Leyens, C. ve Peters, M., 2006, Titanium and titanium alloys: fundamentals and applications, Wiley Online Library, p.
- Li, H., Xie, S.-R., Zhang, S.-H., Chen, S.-F., Song, H.-W., Xu, Y., Pokrovsky, A. I. ve Khina, B. B., 2023, Spring-back behaviors of Ti-6Al-4V sheet under effect of strain rate, *International Journal of Mechanical Sciences*, 260, 108646.
- Li, X., Li, J., Ding, W., Zhao, S. ve Chen, J., 2017, Stress relaxation in tensile deformation of 304 stainless steel, *Journal of Materials Engineering and Performance*, 26, 630-635.
- Liu, J., Tan, M.-J., Aue-u-lan, Y., Guo, M., Castagne, S. ve Chua, B.-W., 2013, Superplastic-like forming of Ti-6Al-4V alloy, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 69, 1097-1104.
- Loh-Mousavi, M., Mori, K., Hayashi, K., Maki, S. ve Bakhshi, M., 2007, 3-D finite element simulation of pulsating T-shape hydroforming of tubes, *Key Engineering Materials*, 340, 353-358.
- Loh-Mousavi, M., Bakhshi-Jooybari, M., Mori, K. ve Hyashi, K., 2008, Improvement of formability in T-shape hydroforming of tubes by pulsating pressure, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 222 (9), 1139-1146.
- Livermore Software Technology Corporation (LSTC), 2019. LS-DYNA® Keyword User's Manual Vol. II p.
- Luo, J., Li, M., Yu, W. ve Li, H., 2010, The variation of strain rate sensitivity exponent and strain hardening exponent in isothermal compression of Ti-6Al-4V alloy, *Materials & Design*, 31 (2), 741-748.
- Majidi, O., Barlat, F., Korkolis, Y. P., Fu, J. ve Lee, M.-G., 2016a, Thermal effects on the enhanced ductility in non-monotonic uniaxial tension of DP780 steel sheet, *Metals and Materials International*, 22, 968-973.
- Majidi, O., De Cooman, B., Barlat, F., Lee, M.-G. ve Korkolis, Y. P., 2016b, Thermomechanical response of a TWIP steel during monotonic and non-monotonic uniaxial loading, *Materials Science and Engineering: A*, 674, 276-285.
- Manabe, K.-i., Suetake, M., Koyama, H. ve Yang, M., 2006, Hydroforming process optimization of aluminum alloy tube using intelligent control technique, *International Journal of Machine tools and manufacture*, 46 (11), 1207-1211.

- Matsumoto, H., Velay, V. ve Chiba, A., 2015, Flow behavior and microstructure in Ti–6Al–4V alloy with an ultrafine-grained α -single phase microstructure during low-temperature-high-strain-rate superplasticity, *Materials & Design*, 66, 611-617.
- Mohebbi, M. S., Akbarzadeh, A., Yoon, Y.-O. ve Kim, S.-K., 2015, Stress relaxation and flow behavior of ultrafine grained AA 1050, *Mechanics of Materials*, 89, 23-34.
- Mori, K., Patwari, A. ve Maki, S., 2003, Finite element simulation of hammering hydroforming of tubes, In: Computational Fluid and Solid Mechanics 2003, Eds: Elsevier, p. 498-501.
- Mori, K., Patwari, A. ve Maki, S., 2004, Improvement of formability by oscillation of internal pressure in pulsating hydroforming of tube, *CIRP annals*, 53 (1), 215-218.
- Mori, K., Maeno, T. ve Maki, S., 2007, Mechanism of improvement of formability in pulsating hydroforming of tubes, *International Journal of Machine tools and manufacture*, 47 (6), 978-984.
- Morita, M. ve Umezawa, O., 2011, Slip deformation analysis based on full constraints model for α -titanium alloy at low temperature, *Materials Transactions*, 52 (8), 1595-1602.
- Nakajima, H. ve Koiwa, M., 1991, Diffusion in titanium, *ISIJ international*, 31 (8), 757-766.
- Needleman, A. ve Tvergaard, V., 1992, Analyses of plastic flow localization in metals.
- Osakada, K., Nakano, J. ve Mori, K., 1982, Finite element method for rigid-plastic analysis of metal forming—formulation for finite deformation, *International Journal of Mechanical Sciences*, 24 (8), 459-468.
- Öztürk, O., 2022, Salınlı Hidroşekillendirmenin Deneysel İncelenmesi ve Mikroyapısal Karakterizasyonu, *Konya Teknik Üniversitesi*.
- Öztürk, O., Korkmaz, H. G., Ataş, G., Aydın, M., Türköz, M., Toros, S., Dilmeç, M., Livatyali, H., Kotan, H. ve Halkacı, H. S., 2023, Formability improvement in Ti–6Al–4 V sheet at room temperature by pulsating hydraulic bulging: experimental and numerical investigations, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 124 (7), 2903-2918.
- Öztürk, O., Aydın, M., Gökcepinar, Ö. F., İlbeyli, H. M., Korkmaz, H. G., Yapan, Y. F., Dilmeç, M., Halkacı, H. S., Kotan, H. ve Livatyalı, H., 2024, Enhancing formability of Ti-6Al-4V cylindrical cups by pulsating hydroforming process: Experimental, numerical and microstructural investigations, *Engineering Science and Technology, an International Journal*, 50, 101606.
- Pan, Z., Liang, S. Y., Garmestani, H. ve Shih, D. S., 2016, Prediction of machining-induced phase transformation and grain growth of Ti-6Al-4 V alloy, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 87, 859-866.
- Pan, Z., Liang, S. Y. ve Garmestani, H., 2019, Finite element simulation of residual stress in machining of Ti-6Al-4V with a microstructural consideration, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 233 (4), 1103-1111.
- Parsa, M. ve Darbandi, P., 2008, Experimental and numerical analyses of sheet hydroforming process for production of an automobile body part, *Journal of materials processing technology*, 198 (1-3), 381-390.
- Peters, M., Kumpfert, J., Ward, C. H. ve Leyens, C., 2003, Titanium alloys for aerospace applications, *Advanced engineering materials*, 5 (6), 419-427.
- Pineau, A., Benzerga, A. A. ve Pardoën, T., 2016, Failure of metals I: Brittle and ductile fracture, *Acta Materialia*, 107, 424-483.

- Prasad, K., Krishnaswamy, H. ve Jain, J., 2018, Leveraging transient mechanical effects during stress relaxation for ductility improvement in aluminium AA 8011 alloy, *Journal of materials processing technology*, 255, 1-7.
- Prasad, K., Krishnaswamy, H. ve Arunachalam, N., 2020, Investigations on ductility improvement and reloading yielding during stress relaxation of dual phase Ti–6Al–4V titanium alloy, *Journal of Alloys and Compounds*, 828, 154450.
- Prasad, K., Ansari, N., Krishnaswamy, H. ve Jain, J., 2023, Discrepancy in ductility improvement in repeated stress relaxation of AA7075, *Materials Science and Engineering: A*, 885, 145554.
- Prior, D. J., Boyle, A. P., Brenker, F., Cheadle, M. C., Day, A., Lopez, G., Peruzzi, L., Potts, G., Reddy, S. ve Spiess, R., 1999, The application of electron backscatter diffraction and orientation contrast imaging in the SEM to textural problems in rocks, *American Mineralogist*, 84 (11-12), 1741-1759.
- Pushp, P., Dasharath, S. ve Arati, C., 2022, Classification and applications of titanium and its alloys, *Materials Today: Proceedings*, 54, 537-542.
- Qayyum, F., Shah, M., Muqet, A. ve Afzal, J., 2016, The effect of anisotropy on the intermediate and final form in deep drawing of SS304L, with high draw ratios: Experimentation and numerical simulation, *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 012031.
- Rahman, M., Wang, Z.-G. ve Wong, Y.-S., 2006, A review on high-speed machining of titanium alloys, *JSME International Journal Series C Mechanical Systems, Machine Elements and Manufacturing*, 49 (1), 11-20.
- Ramazani, A., Mukherjee, K., Quade, H., Prahl, U. ve Bleck, W., 2013, Correlation between 2D and 3D flow curve modelling of DP steels using a microstructure-based RVE approach, *Materials Science and Engineering: A*, 560, 129-139.
- Ribeiro, M., Moreira, M. ve Ferreira, J., 2003, Optimization of titanium alloy (6Al–4V) machining, *Journal of materials processing technology*, 143, 458-463.
- Rusman, N. ve Dahari, M., 2016, A review on the current progress of metal hydrides material for solid-state hydrogen storage applications, *International Journal of Hydrogen Energy*, 41 (28), 12108-12126.
- Sadeghi, A. ve Kozeschnik, E., 2024, Modeling the Evolution of the Dislocation Density and Yield Stress of Al over a Wide Range of Temperatures and Strain Rates, *Metallurgical and Materials Transactions A*, 55 (5), 1643-1653.
- Safdarian, R., 2018, Forming limit diagram prediction of 6061 aluminum by GTN damage model, *Mechanics & Industry*, 19 (2), 202.
- Sahoo, R., Jha, B. ve Sahoo, T., 2015, Effect of primary alpha phase variation on mechanical behaviour of Ti–6Al–4V alloy, *Materials science and technology*, 31 (12), 1486-1494.
- Schwartz, A. J., Kumar, M., Adams, B. L. ve Field, D. P., 2009, Electron backscatter diffraction in materials science, Springer, p.
- Shen, J., Li, Y. ve Wei, Q., 2013, Statistic derivation of Taylor factors for polycrystalline metals with application to pure magnesium, *Materials Science and Engineering: A*, 582, 270-275.
- Smith, A., Luo, H., Hanlon, D. N., Sietsma, J. ve van der ZWAAG, S., 2004, Recovery processes in the ferrite phase in C-Mn steel, *ISIJ international*, 44 (7), 1188-1194.
- Suh, C. H., Jung, Y.-C. ve Kim, Y. S., 2010, Effects of thickness and surface roughness on mechanical properties of aluminum sheets, *Journal of mechanical science and technology*, 24, 2091-2098.
- Talebi Anaraki, A., Loh-Mousavi, M. ve Wang, L.-L., 2018, Experimental and numerical investigation of the influence of pulsating pressure on hot tube gas forming using

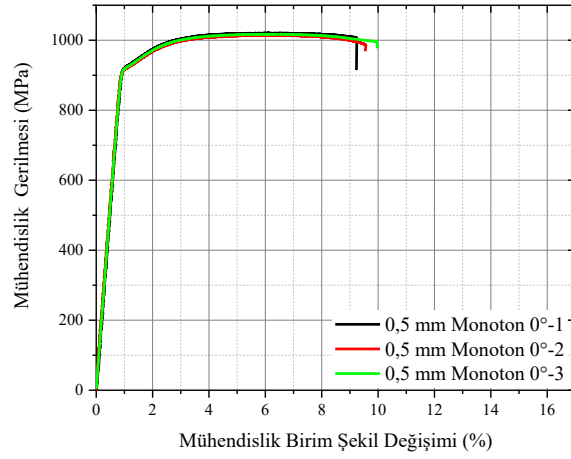
- oscillating heating, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 97, 3839-3848.
- Taylor, G. I., 1934, The mechanism of plastic deformation of crystals. Part I.—Theoretical, *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical and Physical Character*, 145 (855), 362-387.
- Teng, B., Wang, W. ve Xu, Y., 2017, Ductile fracture prediction in aluminium alloy 5A06 sheet forming based on GTN damage model, *Engineering Fracture Mechanics*, 186, 242-254.
- Timmis, A. J., Hodzic, A., Koh, L., Bonner, M., Soutis, C., Schäfer, A. W. ve Dray, L., 2015, Environmental impact assessment of aviation emission reduction through the implementation of composite materials, *The International Journal of Life Cycle Assessment*, 20, 233-243.
- Topilla, L. ve Toros, S., 2022, Gurson-Tvergaard-Needleman (GTN) Parameters of DP Steels With Different Rolling Directions Were Determined And Investigated at Different Strain Rates, *Eurasian Journal of Science Engineering and Technology*, 3 (2), 71-83.
- Toros, S. ve Öztürk, F., 2018, 3D microstructural finite element simulation of martensitic transformation of TRIP steels, *Latin American Journal of Solids and Structures*, 15, e98.
- Türköz, M., 2015, Ilık hidromekanik derin çekmede proses optimizasyonu-baskı plakası kuvveti, basınç ve sıcaklık üzerine deneysel ve nümerik çalışmalar, *Selçuk Üniversitesi*.
- Türköz, M., Öztürk, E., Halkacı, H. S. ve Dilmeç, M., 2016, Manufacturing of Cups by Warm Hydroforming Process, *ICONSETE*.
- Türköz, M., Cora, Ö. N., Gedikli, H., Dilmeç, M., Halkacı, H. S. ve Koc, M., 2020, Numerical optimization of warm hydromechanical deep drawing process parameters and its experimental verification, *Journal of Manufacturing Processes*, 57, 344-353.
- Ueshima, N., Kubota, K. ve Oikawa, K., 2019, Improved elongation in high-strength low-alloy steel by non-monotonic tensile loading and dislocation-based phenomenological plasticity modeling, *Materialia*, 8, 100464.
- Ungár, T., 2001, Dislocation densities, arrangements and character from X-ray diffraction experiments, *Materials Science and Engineering: A*, 309, 14-22.
- Varma, A., Gokhale, A., Jain, J., Hariharan, K., Cizek, P. ve Barnett, M., 2018, Investigation of stress relaxation mechanisms for ductility improvement in SS316L, *Philosophical Magazine*, 98 (3), 165-181.
- Varma, A., Krishnaswamy, H., Jain, J., Lee, M.-G. ve Barlat, F., 2019, Advanced constitutive model for repeated stress relaxation accounting for transient mobile dislocation density and internal stress, *Mechanics of Materials*, 133, 138-153.
- Veiga, C., Davim, J. P. ve Loureiro, A., 2012, Properties and applications of titanium alloys: a brief review, *Rev. Adv. Mater. Sci.*, 32 (2), 133-148.
- Venkatesh, B., Chen, D. ve Bhole, S., 2009, Effect of heat treatment on mechanical properties of Ti-6Al-4V ELI alloy, *Materials Science and Engineering: A*, 506 (1-2), 117-124.
- Verleysen, P. ve Peirs, J., 2017, Quasi-static and high strain rate fracture behaviour of Ti6Al4V, *International Journal of Impact Engineering*, 108, 370-388.
- W. Nicholson, J., 2020, Titanium alloys for dental implants: A review, *Prosthesis*, 2 (2), 11.

- Wang, C., Yu, D., Niu, Z., Zhou, W., Chen, G., Li, Z. ve Fu, X., 2020, The role of pyramidal $\langle c+a \rangle$ dislocations in the grain refinement mechanism in Ti-6Al-4V alloy processed by severe plastic deformation, *Acta Materialia*, 200, 101-115.
- Wankhede, A. ve Lehn, N., 2017, Hot Forming: Crucial Technology for Lightweighting of Sheet Metal Components, *Lightweighting World*, 1 (1), 2-11.
- Weaver, J. S. ve Kalidindi, S. R., 2016, Mechanical characterization of Ti-6Al-4V titanium alloy at multiple length scales using spherical indentation stress-strain measurements, *Materials & Design*, 111, 463-472.
- Xu, Y., Zhang, S. H., Zhu, Q. X., Cheng, M., Song, H. W. ve Zhang, G. J., 2013, Effect of process parameters on hydroforming of stainless steel tubular components with rectangular section, *Materials Science Forum*, 67-74.
- Xu, Y., Zhang, S., Cheng, M., Song, H. ve Zhang, X., 2014, Application of pulsating hydroforming in manufacture of engine cradle of austenitic stainless steel, *Procedia Engineering*, 81, 2205-2210.
- Xue, C., Gao, B., Han, T., Che, C., Chu, Z. ve Tuo, L., 2024, Dislocation evolution mechanism of plastic deformation process of AZ31 magnesium alloy with different grain size, *Computational Materials Science*, 231, 112606.
- Yamashita, H. ve Ueno, H., 2013, Enhancing deep drawability through strain dispersion using stress relaxation, *AIP Conference Proceedings*, 688-691.
- Yamashita, H., Ueno, H., Nakai, H. ve Higaki, T., 2015, Technology to enhance deep-drawability by strain dispersion using stress relaxation phenomenon, *SAE Technical Paper*.
- Yang, J., Wu, J., Zhang, Q., Han, R. ve Wang, K., 2020, Investigation of flow behavior and microstructure of Ti-6Al-4V with annealing treatment during superplastic forming, *Materials Science and Engineering: A*, 797, 140046.
- Yang, L., Wu, C. ve He, Y., 2016, Dynamic frictional characteristics for the pulsating hydroforming of tubes, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 86, 347-357.
- Yang, L., Tang, D. ve He, Y., 2017, Describing tube formability during pulsating hydroforming using forming limit diagrams, *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, 52 (4), 249-257.
- Yang, L. F. ve Chen, F. J., 2009, Investigation on the Formability of a Tube in Pulsating Hydroforming, *Materials Science Forum*, 617-622.
- Yang, W., Pang, J., Wang, L., Wang, S., Liu, Y., Hui, L., Li, S. ve Zhang, Z., 2021, Tensile properties and damage mechanisms of compacted graphite iron based on microstructural simulation, *Materials Science and Engineering: A*, 814, 141244.
- Yapan, Y. F., Öztürk, O., Türköz, M., Dilmeç, M., Livatyalı, H., Halkacı, H. S. ve Kotan, H., 2023, Microstructural characterization of improved formability of Ti-6Al-4V sheet by pulsating hydraulic bulging at room temperature, *Journal of Materials Engineering and Performance*, 32 (14), 6258-6269.
- Yoshida, F. ve Uemori, T., 2002, A model of large-strain cyclic plasticity describing the Bauschinger effect and workhardening stagnation, *International journal of plasticity*, 18 (5-6), 661-686.
- Yu, Q., Mishra, R. K. ve Minor, A. M., 2012, The effect of size on the deformation twinning behavior in hexagonal close-packed Ti and Mg, *Jom*, 64, 1235-1240.
- Zahedi, S., Shamsi, A., Gorji, A., Hosseinipour, S. ve Bakhshi-Jouybari, M., 2009, Theoretical study and finite element simulation of tearing in hydroforming process, *Journal of Applied Sciences*, 9 (1), 178-182.

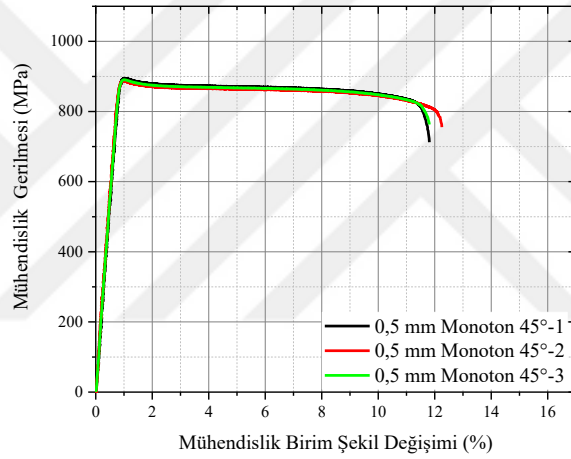
- Zhang, S., Yuan, A., Wang, B., Zhang, H. ve Wang, Z., 2009, Influence of loading path on formability of 304 stainless steel tubes, *Science in China Series E: Technological Sciences*, 52, 2263-2268.
- Zhang, W., Ding, H., Zhao, J., Yang, B. ve Yang, W., 2018, Hot deformation behavior and processing maps of Ti-6Al-4V alloy with starting fully lamellar structure, *Journal of Materials Research*, 33 (22), 3677-3688.



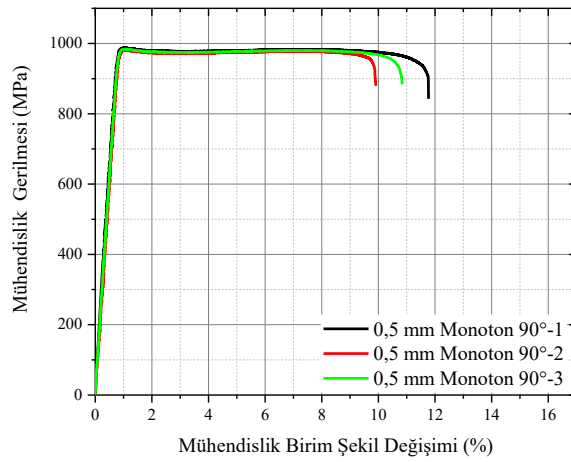
EKLER



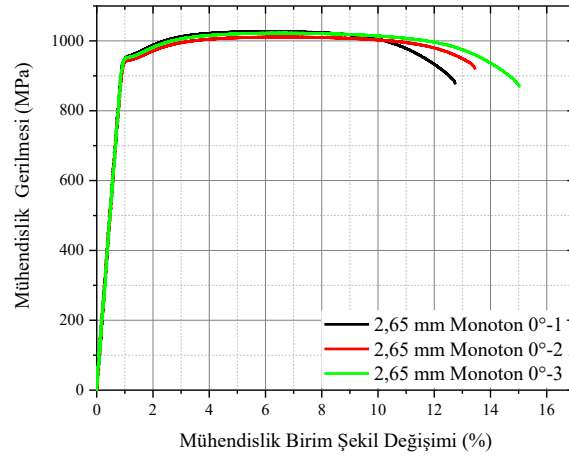
Şekil Ek- 1. 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine hadde yönünde yapılan tekrarlı çekme deney sonuçları



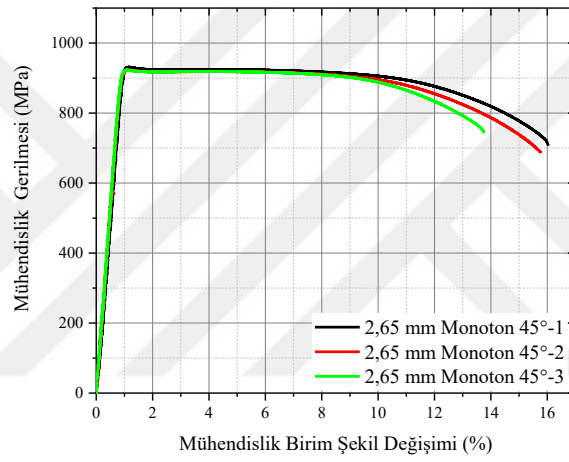
Şekil Ek- 2. 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine hadde yönüne 45° açıda yapılan tekrarlı çekme deney sonuçları



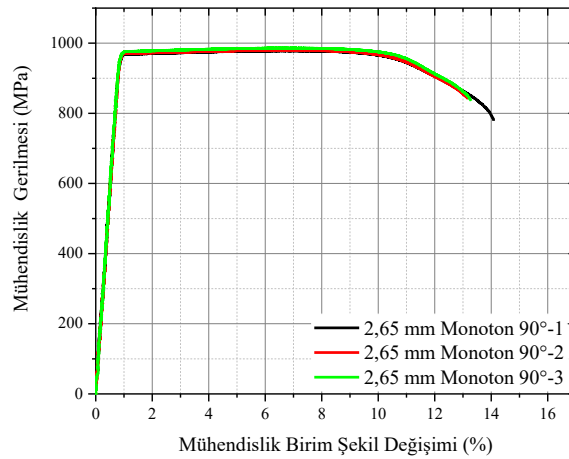
Şekil Ek- 3. 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine hadde yönüne dik açıda yapılan tekrarlı çekme deney sonuçları



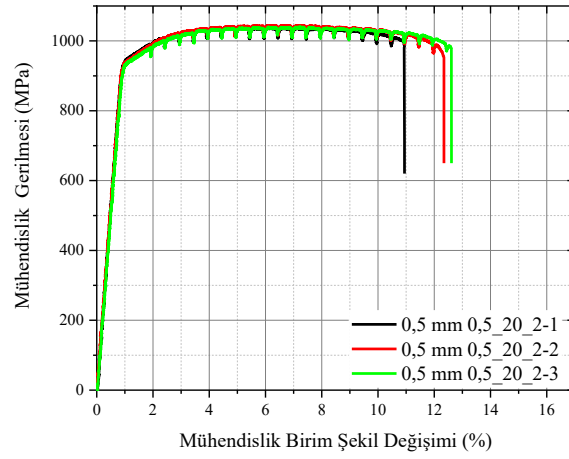
Şekil Ek- 4. 2,65 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine hadde yönünde yapılan tekrarlı çekme deney sonuçları



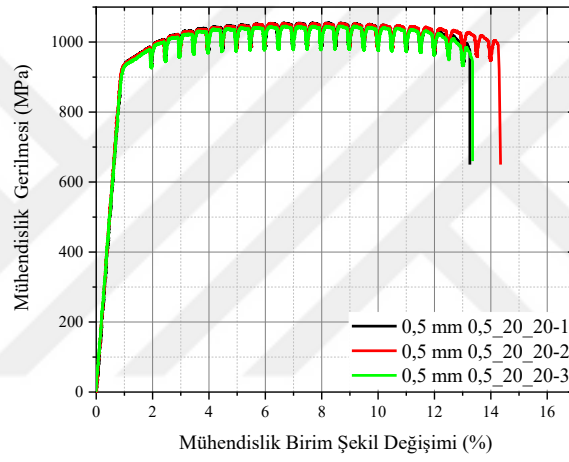
Şekil Ek- 5. 2,65 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine hadde yönüne 45° açıda yapılan tekrarlı çekme deney sonuçları



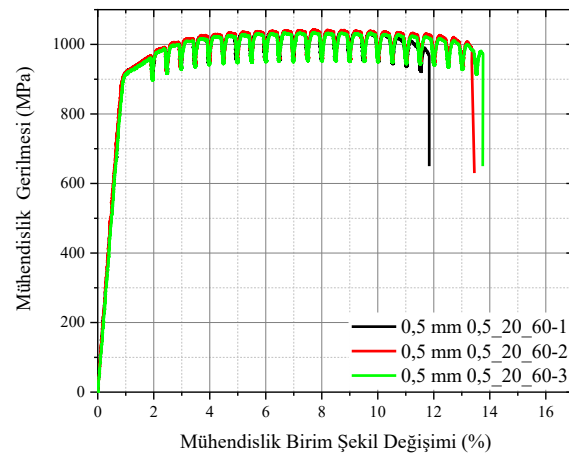
Şekil Ek- 6. 2,65 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine hadde yönüne dik açıda yapılan tekrarlı çekme deney sonuçları



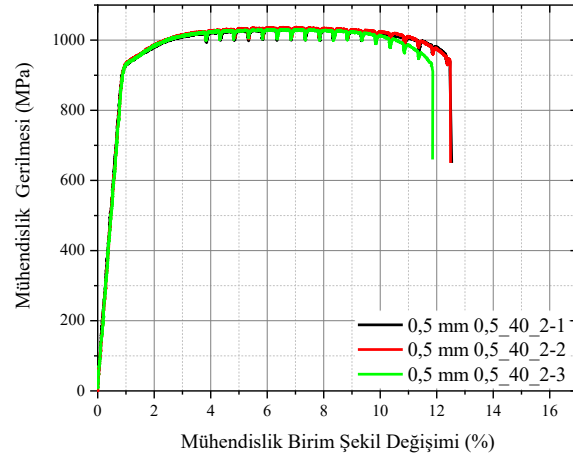
Şekil Ek- 7. 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %20'sinden başlayarak %0,5 BŞD artışla 2 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



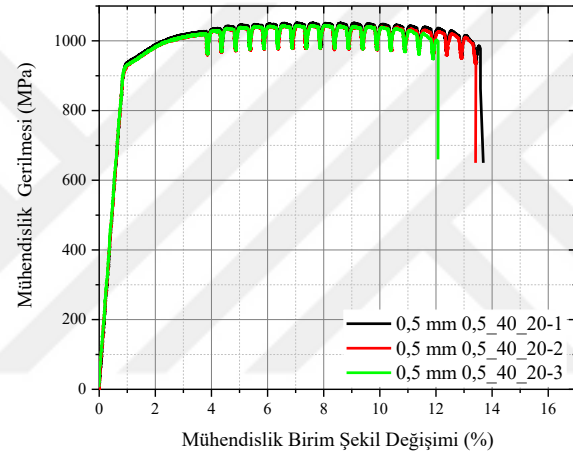
Şekil Ek- 8. 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %20'sinden başlayarak %0,5 BŞD artışla 20 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



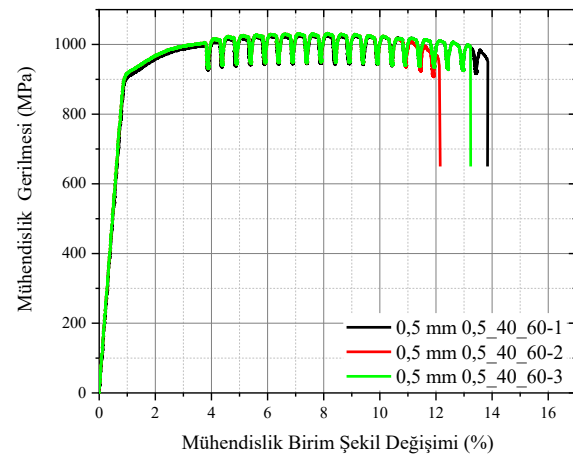
Şekil Ek- 9. 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %20'sinden başlayarak %0,5 BŞD artışla 60 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



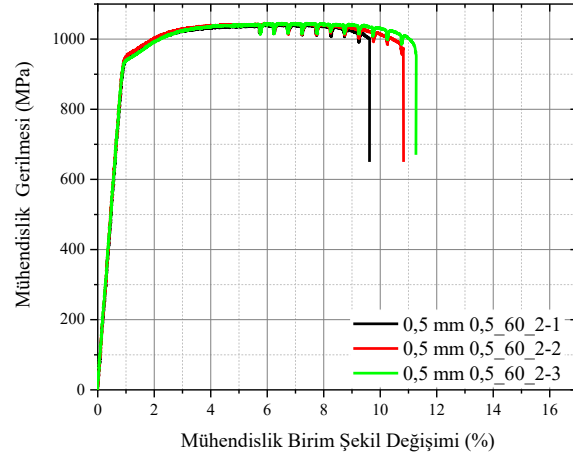
Şekil Ek- 10. 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %40'ından başlayarak %0,5 BŞD artışla 2 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



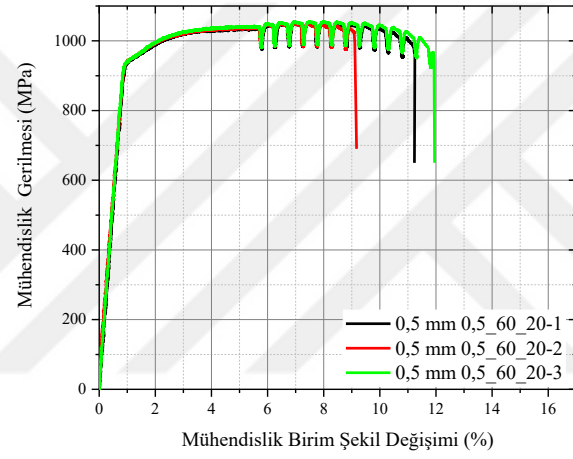
Şekil Ek- 11. 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %40'ından başlayarak %0,5 BŞD artışla 20 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



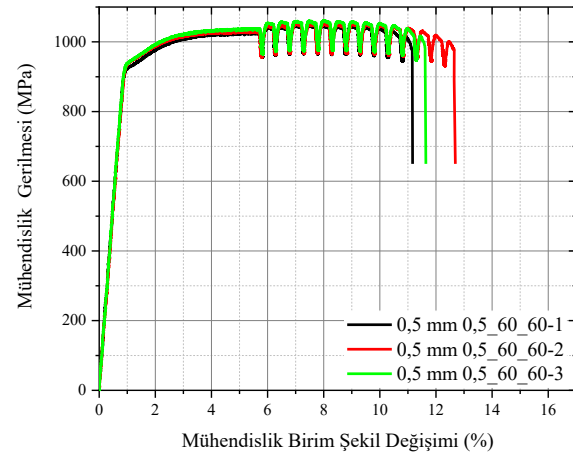
Şekil Ek- 12. 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %40'ından başlayarak %0,5 BŞD artışla 60 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



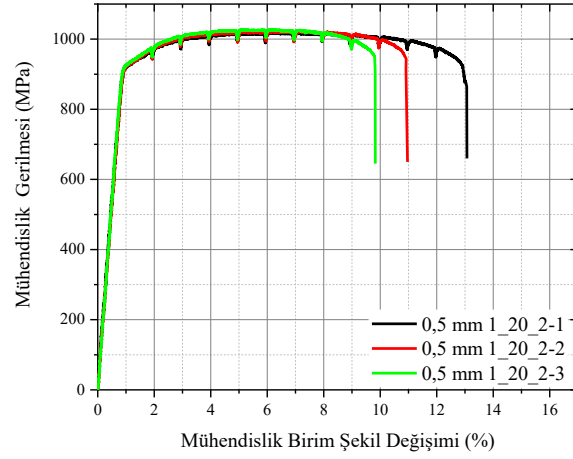
Şekil Ek- 13. 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %60'ından başlayarak %0,5 BŞD artışla 2 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



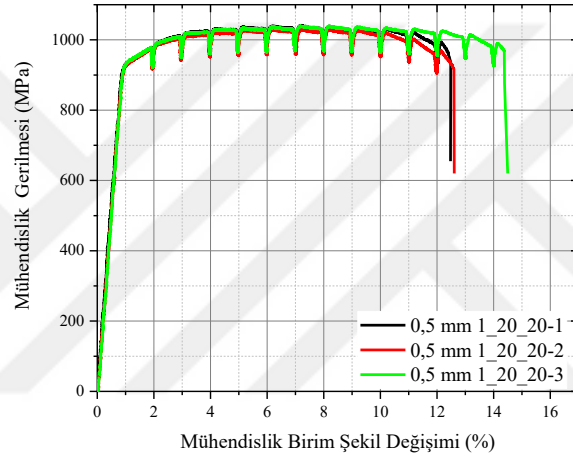
Şekil Ek- 14. 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %60'ından başlayarak %0,5 BŞD artışla 20 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



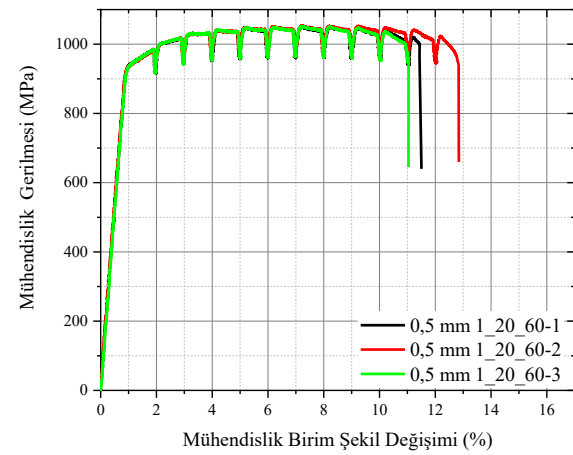
Şekil Ek- 15. 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %60'ından başlayarak %0,5 BŞD artışla 60 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



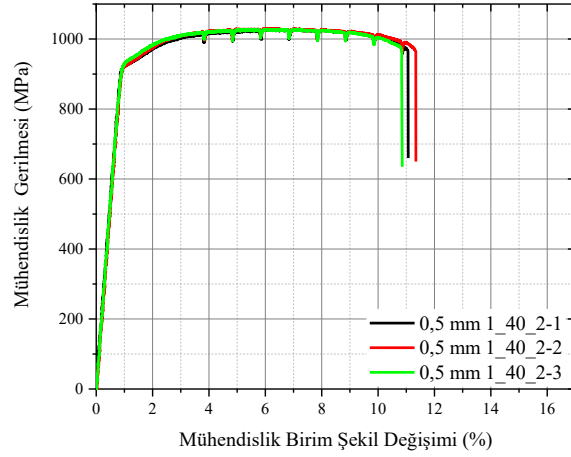
Şekil Ek- 16. 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %20'sinden başlayarak %1 BŞD artışla 2 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



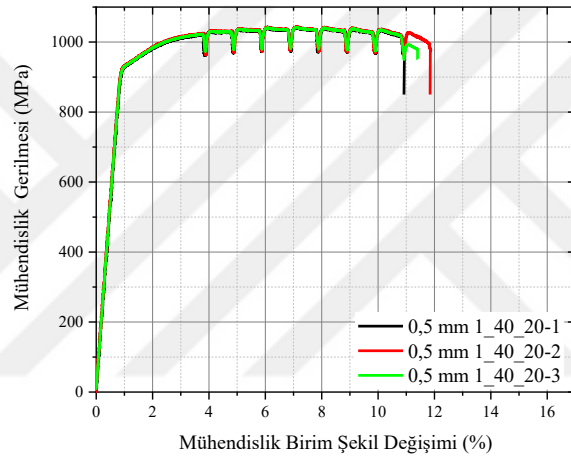
Şekil Ek- 17. 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %20'sinden başlayarak %1 BŞD artışla 20 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



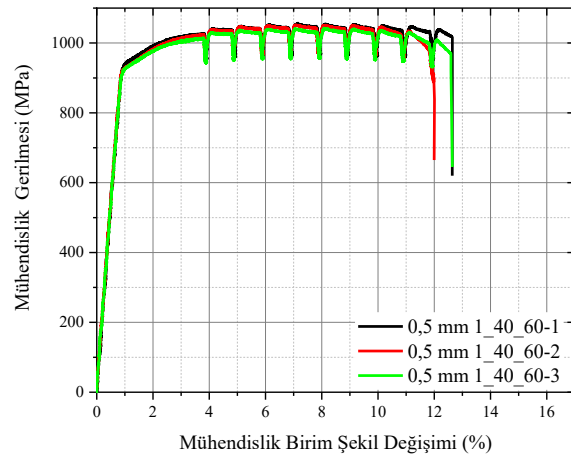
Şekil Ek- 18. 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %20'sinden başlayarak %1 BŞD artışla 60 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



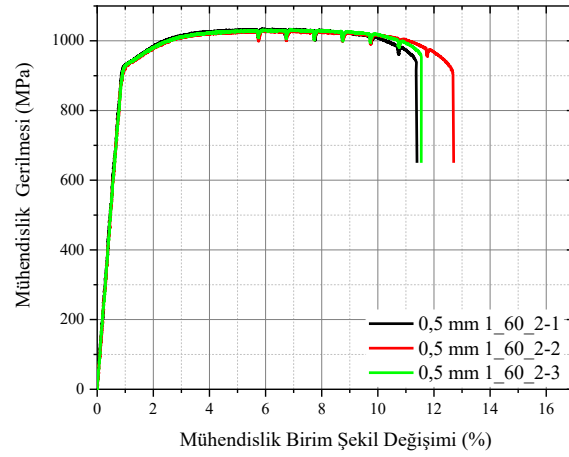
Şekil Ek- 19. 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %40'ından başlayarak %1 BŞD artışla 2 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



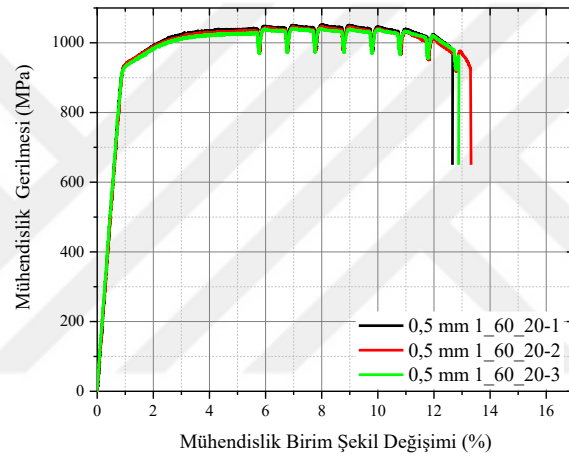
Şekil Ek- 20. 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %40'ından başlayarak %1 BŞD artışla 20 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



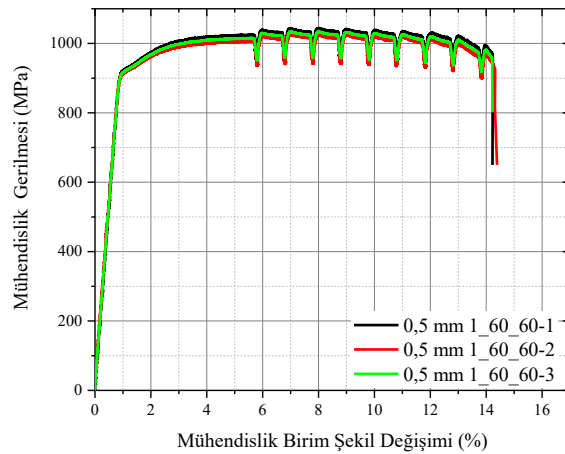
Şekil Ek- 21. 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %40'ından başlayarak %1 BŞD artışla 60 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



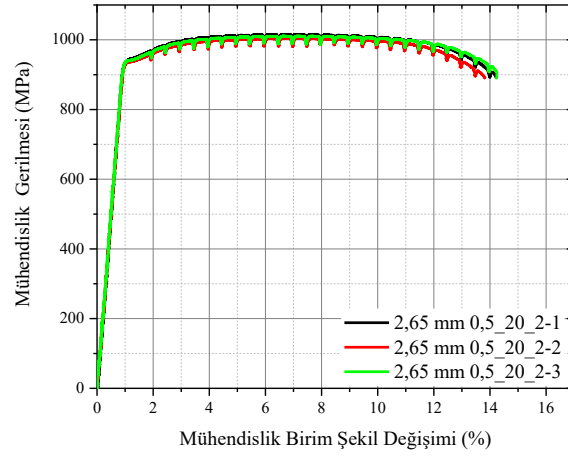
Şekil Ek- 22. 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %60'ından başlayarak %1 BŞD artışla 2 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



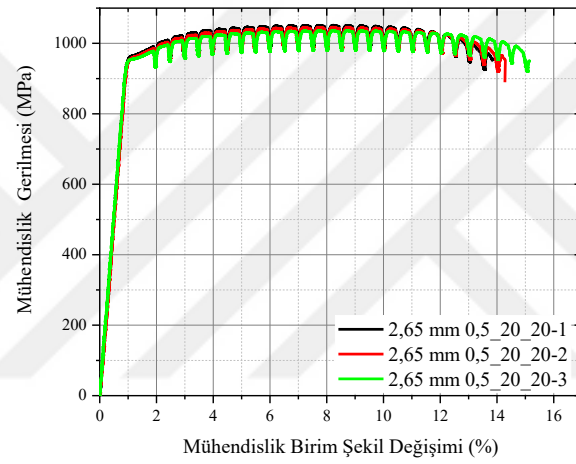
Şekil Ek- 23. 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %60'ından başlayarak %1 BŞD artışla 20 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



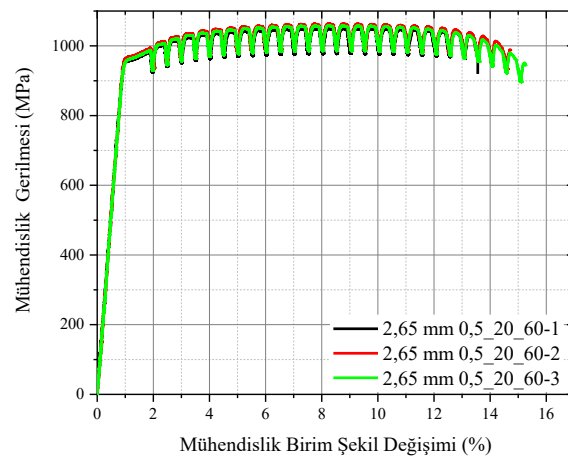
Şekil Ek- 24. 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %60'ından başlayarak %1 BŞD artışla 60 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



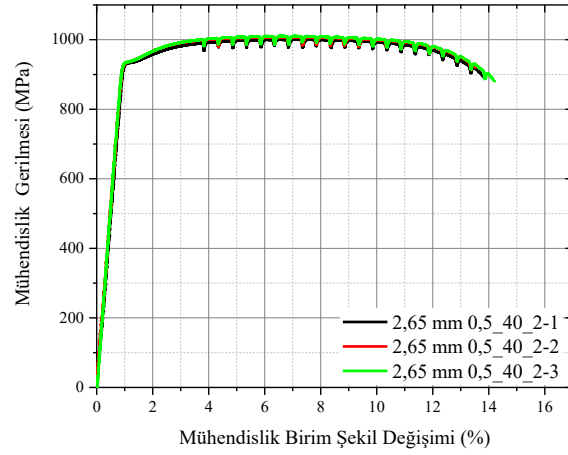
Şekil Ek- 25. 2,65 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %20'sinden başlayarak %0,5 BŞD artışla 2 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



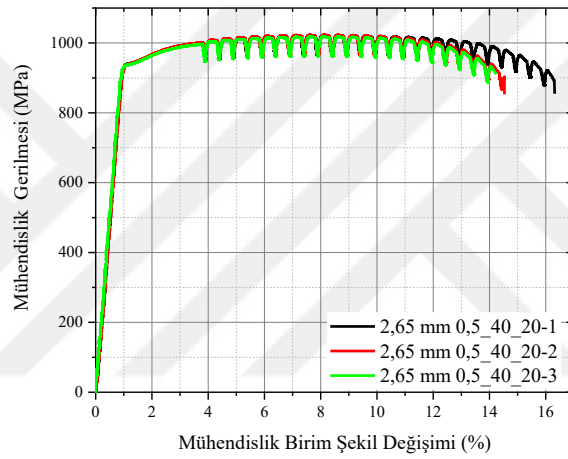
Şekil Ek- 26. 2,65 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %20'sinden başlayarak %0,5 BŞD artışla 20 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



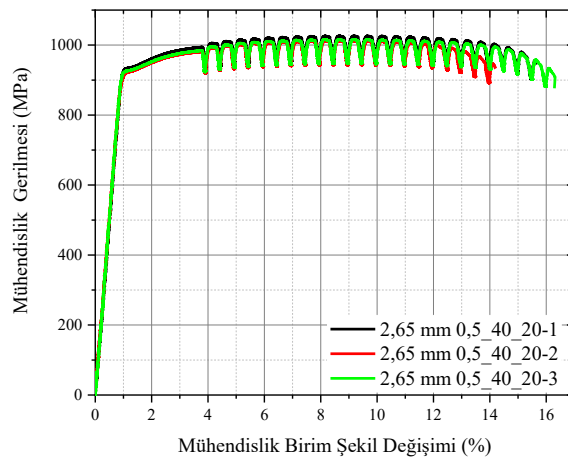
Şekil Ek- 27. 2,65 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %20'sinden başlayarak %0,5 BŞD artışla 60 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



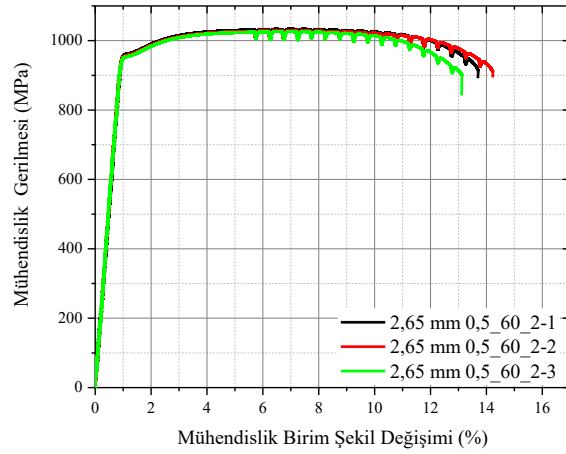
Şekil Ek- 28. 2,65 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %40'ından başlayarak %0,5 BŞD artışla 2 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



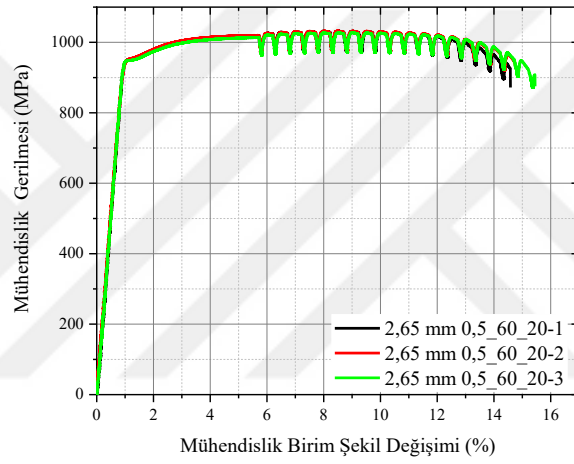
Şekil Ek- 29. 2,65 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %40'ından başlayarak %0,5 BŞD artışla 20 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



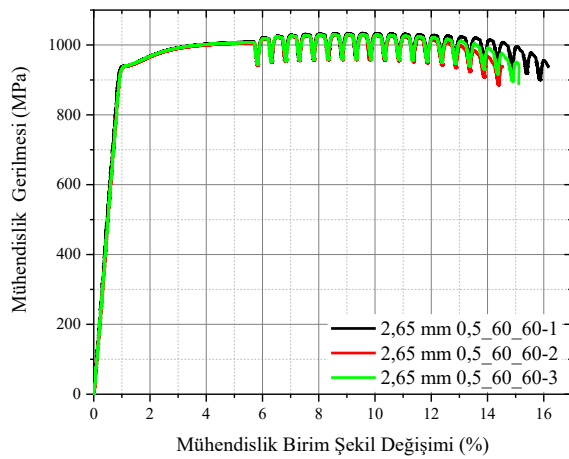
Şekil Ek- 30. 2,65 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %40'ından başlayarak %0,5 BŞD artışla 60 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



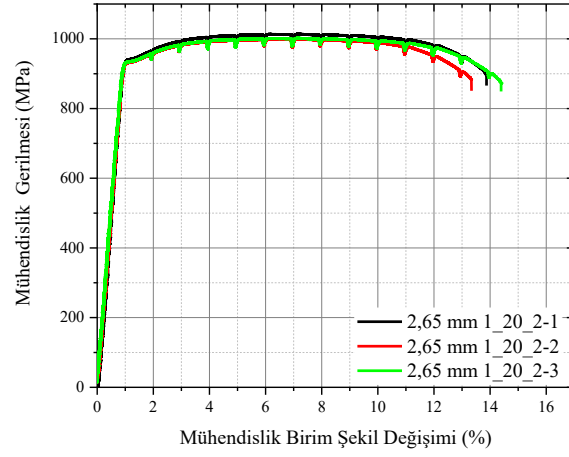
Şekil Ek- 31. 2,65 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %60'ından başlayarak %0,5 BŞD artışla 2 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



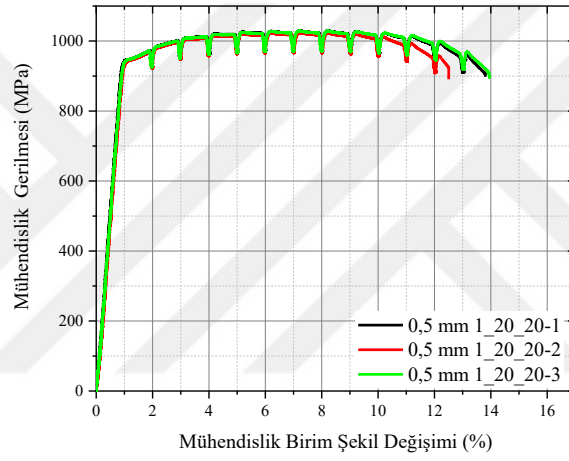
Şekil Ek- 32. 2,65 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %60'ından başlayarak %0,5 BŞD artışla 20 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



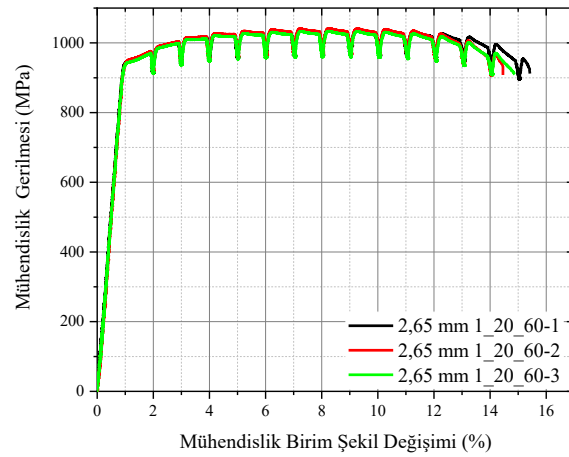
Şekil Ek- 33. 2,65 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %60'ından başlayarak %0,5 BŞD artışla 60 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



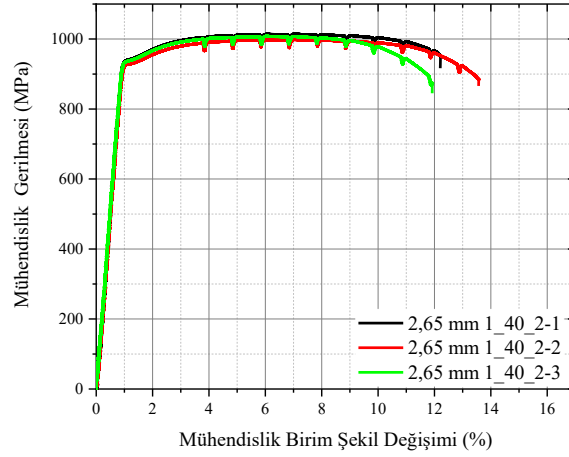
Şekil Ek- 34. 2,65 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %20'sinden başlayarak %1 BŞD artışla 2 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



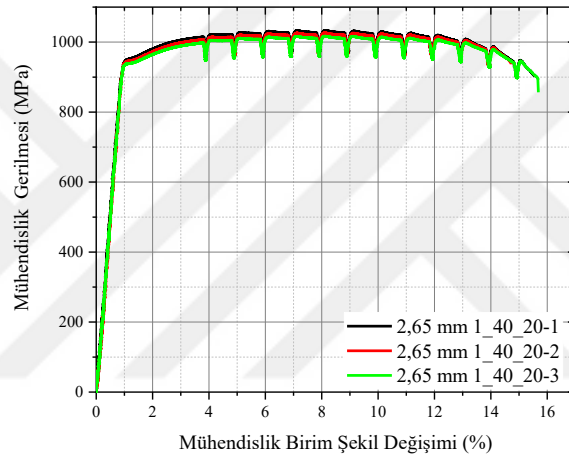
Şekil Ek- 35. 2,65 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %20'sinden başlayarak %1 BŞD artışla 20 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



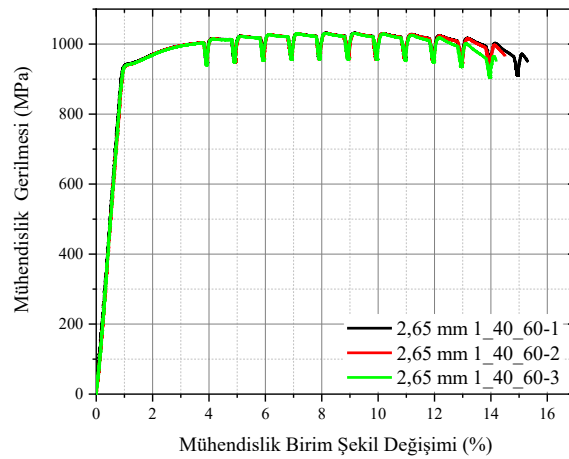
Şekil Ek- 36. 2,65 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %20'sinden başlayarak %1 BŞD artışla 60 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



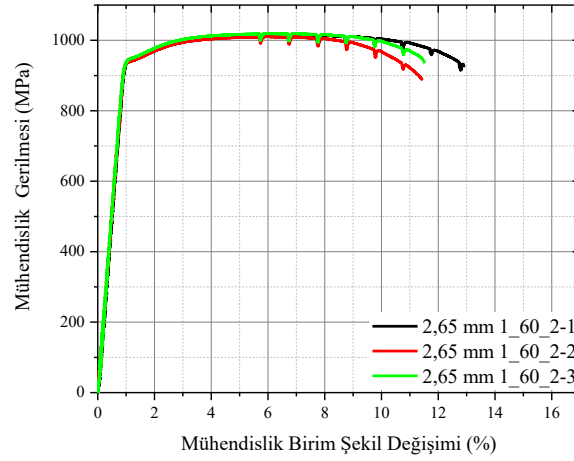
Şekil Ek- 37. 2,65 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %40'ından başlayarak %1 BŞD artışla 2 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



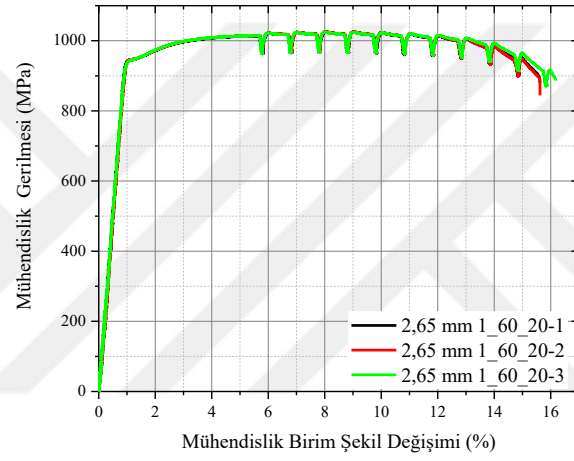
Şekil Ek- 38. 2,65 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %40'ından başlayarak %1 BŞD artışla 20 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



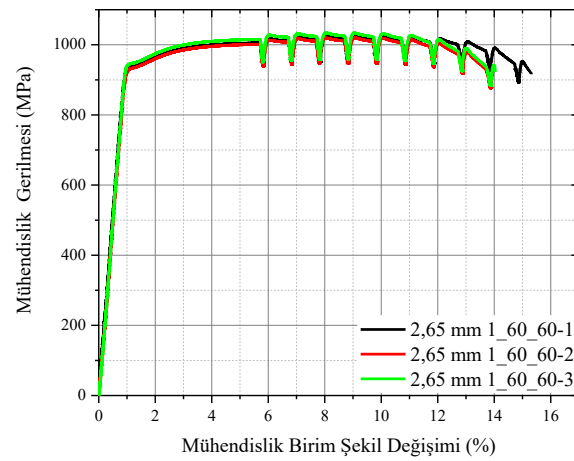
Şekil Ek- 39. 2,65 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %40'ından başlayarak %1 BŞD artışla 60 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



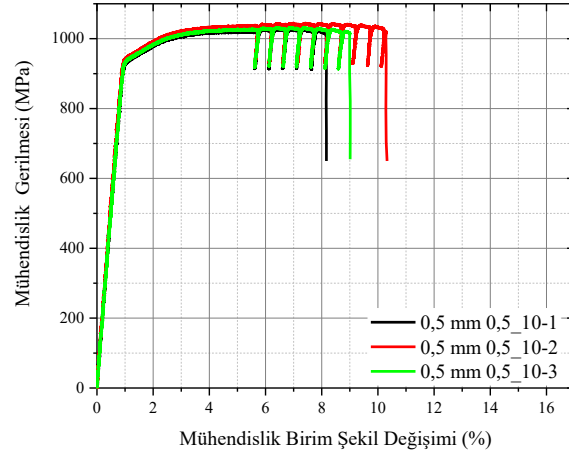
Şekil Ek- 40. 2,65 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %60'ından başlayarak %1 BŞD artışla 2 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



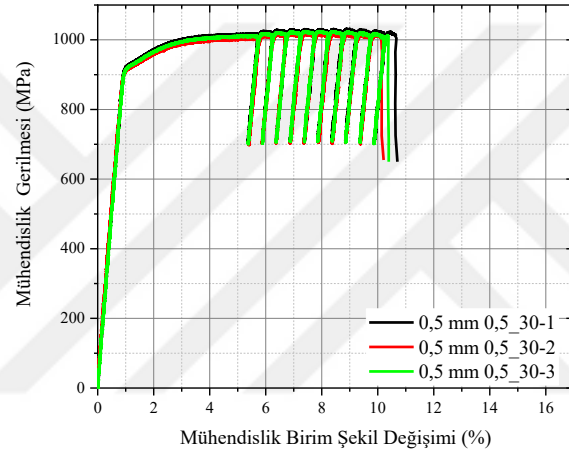
Şekil Ek- 41. 2,65 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %60'ından başlayarak %1 BŞD artışla 20 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



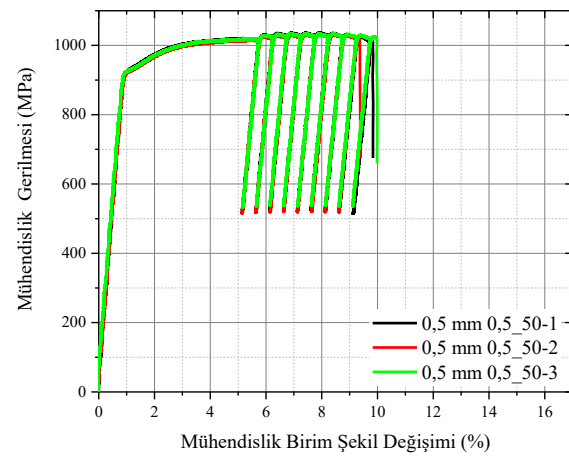
Şekil Ek- 42. 2,65 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine toplam uzamanın %60'ından başlayarak %1 BŞD artışla 60 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



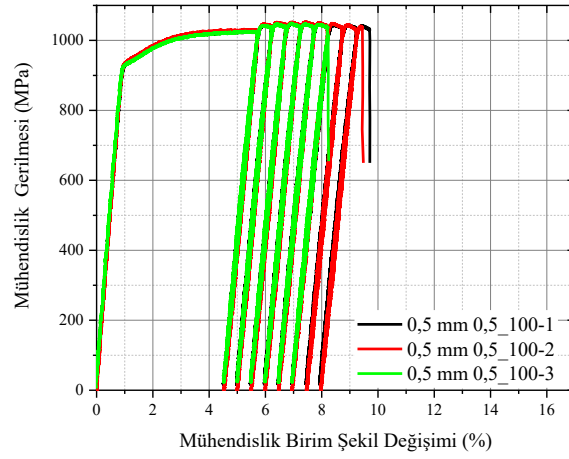
Şekil Ek- 43. 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine %0,5 BŞD artışla mevcut gerilme seviyesinin %10'u oranında yük boşaltma uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



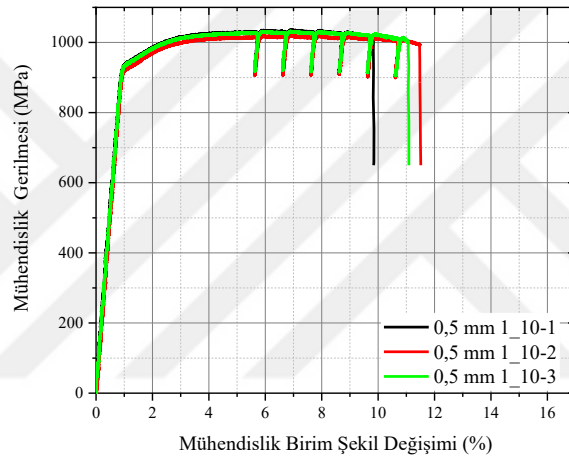
Şekil Ek- 44. 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine %0,5 BŞD artışla mevcut gerilme seviyesinin %30'u oranında yük boşaltma uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



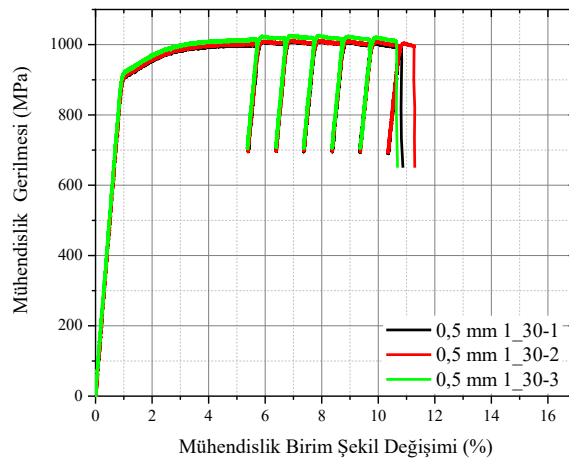
Şekil Ek- 45. 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine %0,5 BŞD artışla mevcut gerilme seviyesinin %50'si oranında yük boşaltma uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



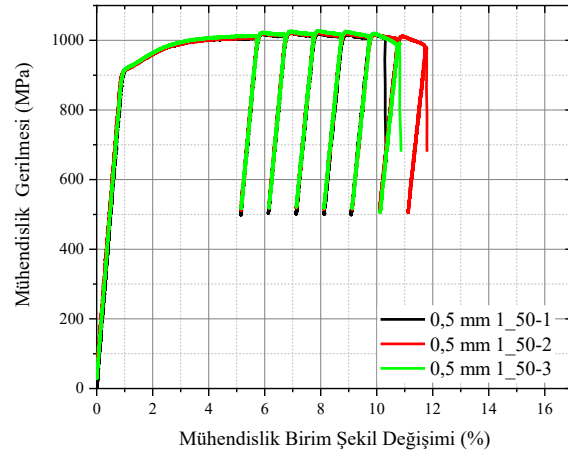
Şekil Ek- 46. 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine %0,5 BŞD artışla mevcut gerilme seviyesinin %100'ü oranında yük boşaltma uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



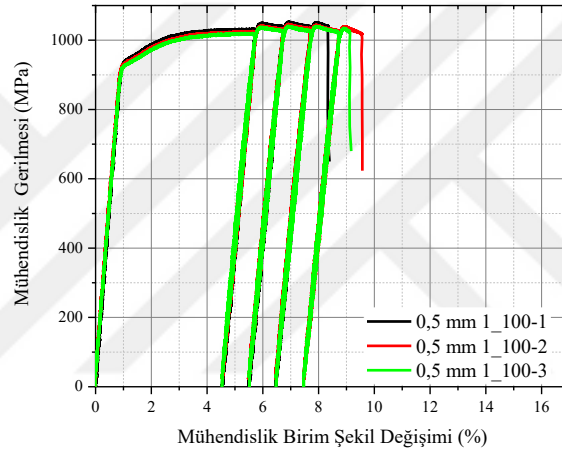
Şekil Ek- 47. 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine %1 BŞD artışla mevcut gerilme seviyesinin %10'u oranında yük boşaltma uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



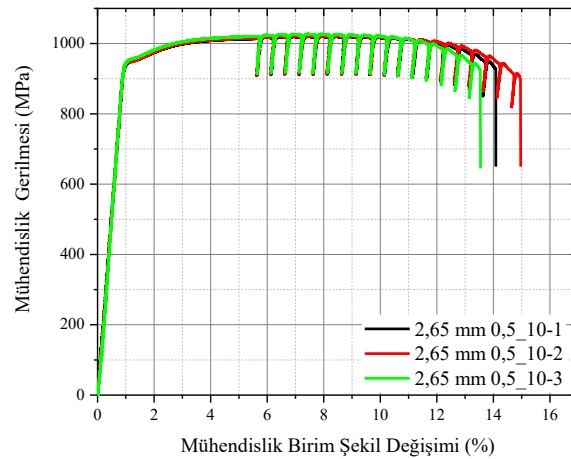
Şekil Ek- 48. 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine %1 BŞD artışla mevcut gerilme seviyesinin %30'u oranında yük boşaltma uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



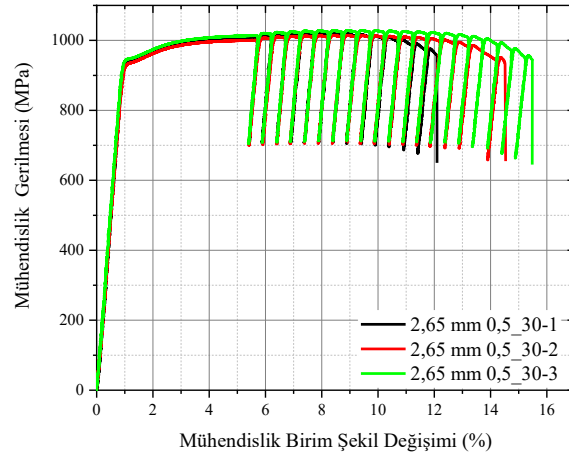
Şekil Ek- 49. 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine %1 BŞD artışla mevcut gerilme seviyesinin %50'si oranında yük boşaltma uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



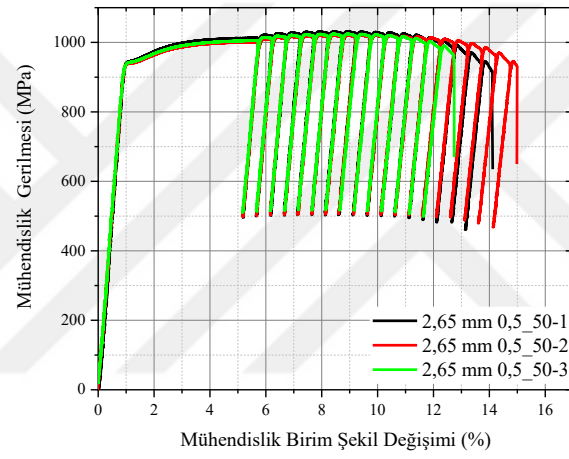
Şekil Ek- 50. 0,5 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine %1 BŞD artışla mevcut gerilme seviyesinin %100'ü oranında yük boşaltma uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



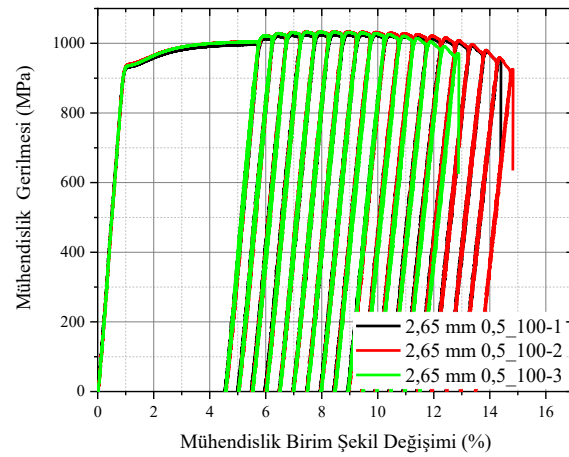
Şekil Ek- 51. 2,65 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine %0,5 BŞD artışla mevcut gerilme seviyesinin %10'u oranında yük boşaltma uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



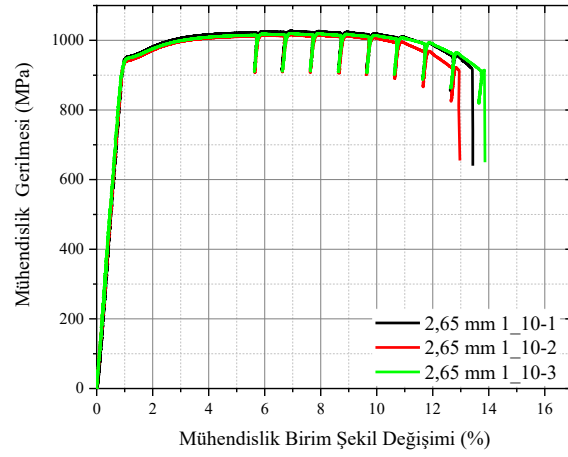
Şekil Ek- 52. 2,65 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine %0,5 BŞD artışla mevcut gerilme seviyesinin %30'u oranında yük boşaltma uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



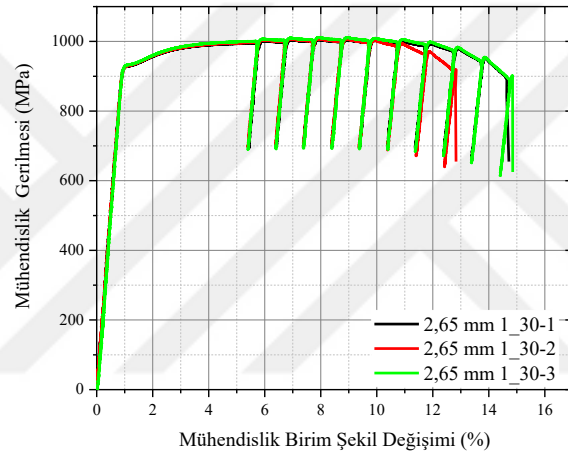
Şekil Ek- 53. 2,65 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine %0,5 BŞD artışla mevcut gerilme seviyesinin %50'si oranında yük boşaltma uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



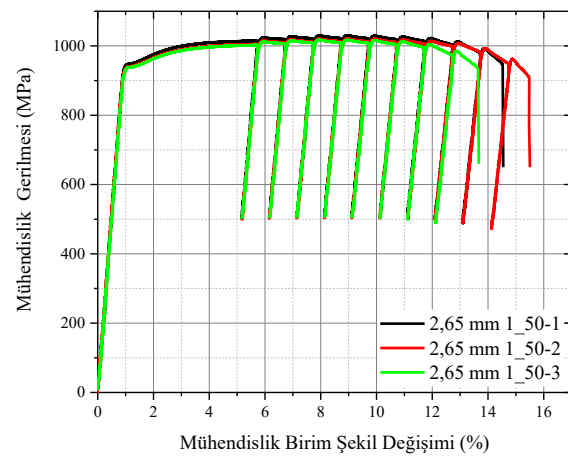
Şekil Ek- 54. 2,65 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine %0,5 BŞD artışla mevcut gerilme seviyesinin %100'ü oranında yük boşaltma uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



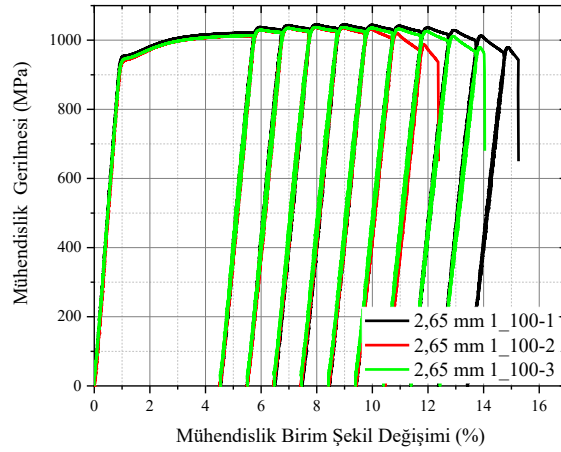
Şekil Ek- 55. 2,65 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine %1 BŞD artışla mevcut gerilme seviyesinin %10'u oranında yük boşaltma uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



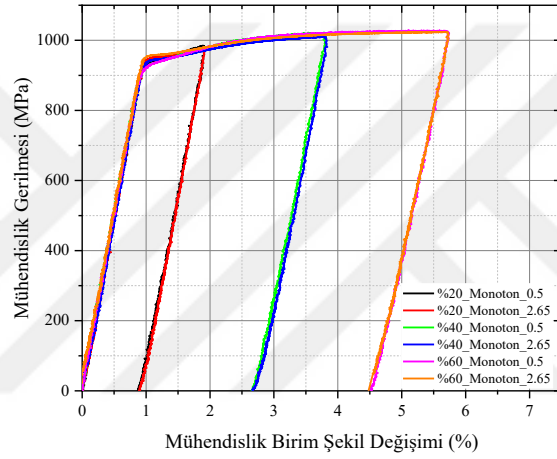
Şekil Ek- 56. 2,65 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine %1 BŞD artışla mevcut gerilme seviyesinin %30'u oranında yük boşaltma uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



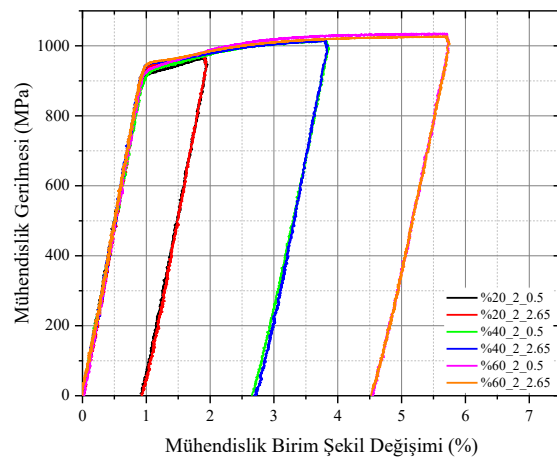
Şekil Ek- 57. 2,65 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine %1 BŞD artışla mevcut gerilme seviyesinin %50'si oranında yük boşaltma uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



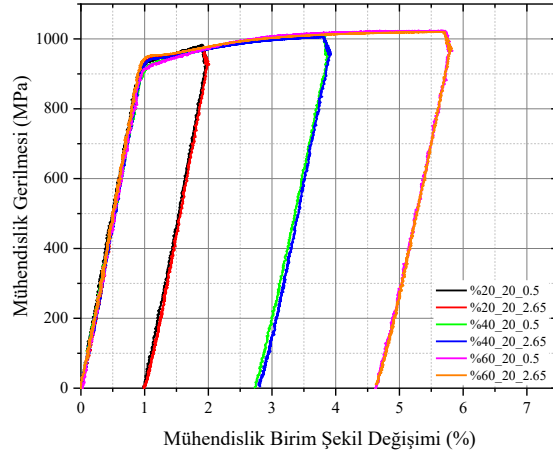
Şekil Ek- 58. 2,65 mm kalınlığındaki Ti-6Al-4V malzemesine %1 BŞD artışıyla mevcut gerilme seviyesinin %100'ü oranında yük boşaltma uygulanan çekme deneyinin tekrarlı sonuçları



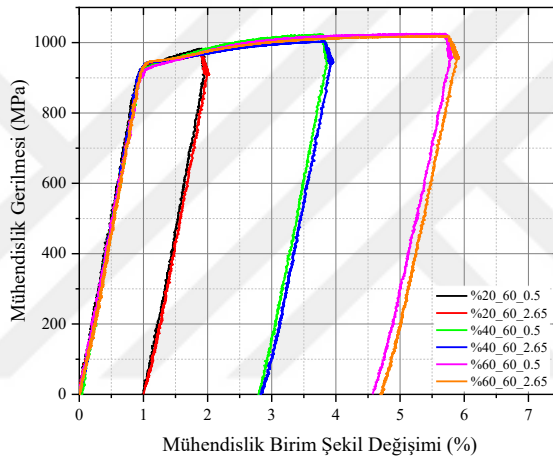
Şekil Ek- 59. 0,5mm ve 2,65 mm kalınlığında farklı deformasyon oranlarında XRD analizi için yapılan monoton çekme deney sonuçları



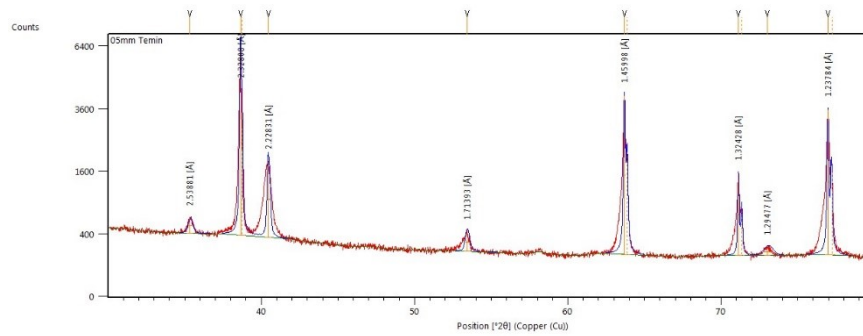
Şekil Ek- 60. 0,5mm ve 2,65 mm kalınlığında farklı deformasyon oranlarında XRD analizi için yapılan 2 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deney sonuçları



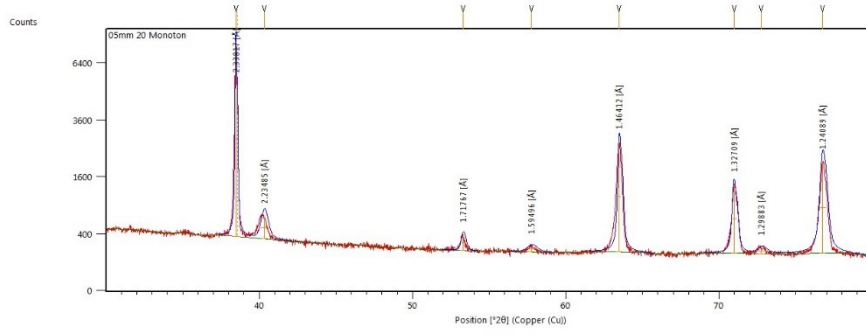
Şekil Ek- 61. 0,5mm ve 2,65 mm kalınlığında farklı deformasyon oranlarında XRD analizi için yapılan 20 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deney sonuçları



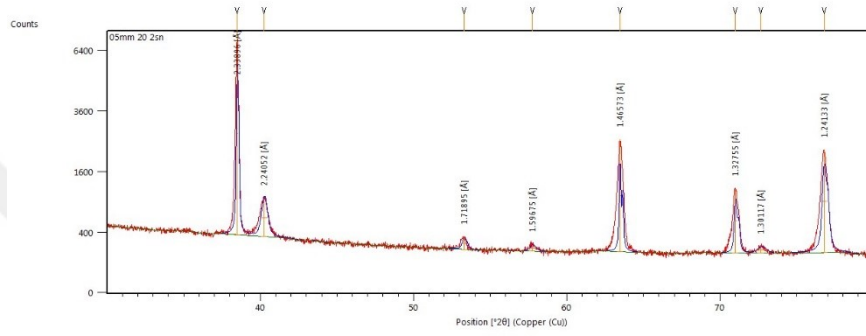
Şekil Ek- 62. 0,5mm ve 2,65 mm kalınlığında farklı deformasyon oranlarında XRD analizi için yapılan 60 sn gerilme gevşemesi uygulanan çekme deney sonuçları



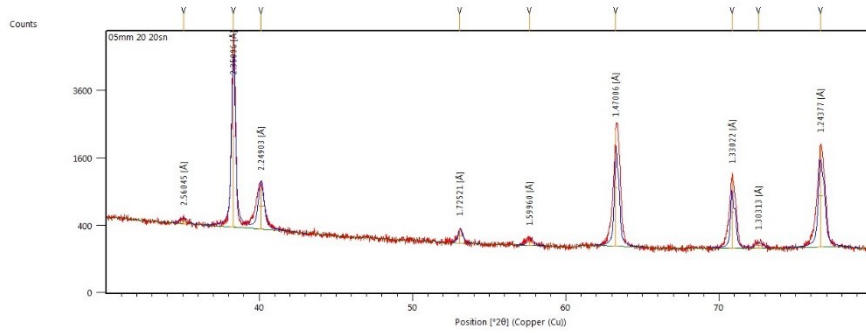
Şekil Ek- 63. 0,5 mm kalınlık için temin durumundaki numuneye ait XRD desen kırınımı



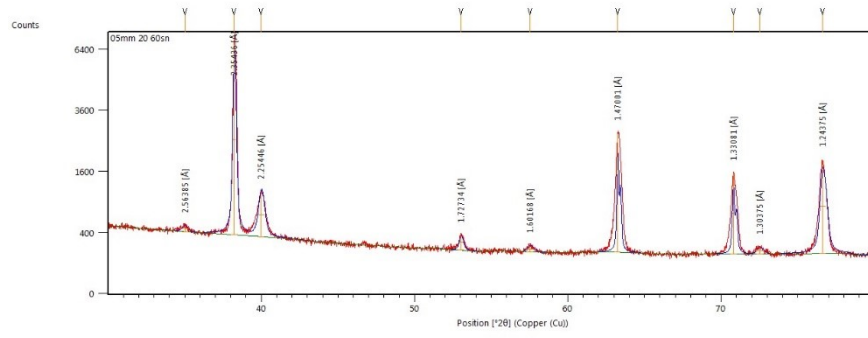
Şekil Ek- 64. 0,5 mm kalınlık için toplam uzamanın %20'si oranında monoton çekme yapılan durumdaki numuneye ait XRD desen kırınımı



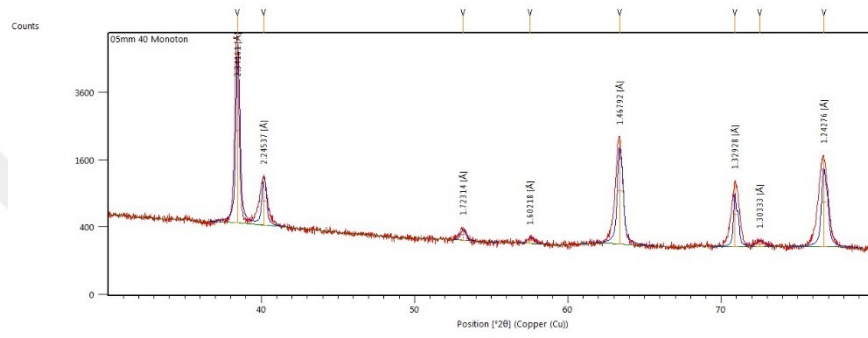
Şekil Ek- 65. 0,5 mm kalınlık için toplam uzamanın %20'si oranında çekme deneyi yapılan ve 2 sn gerilme gevşemesi uygulanan numuneye ait XRD desen kırınımı



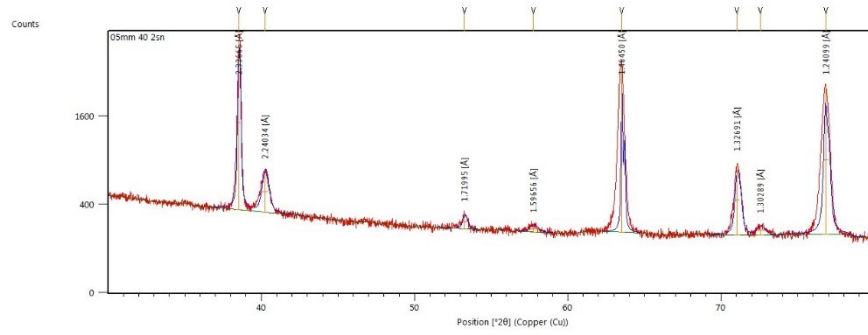
Şekil Ek- 66. 0,5 mm kalınlık için toplam uzamanın %20'si oranında çekme deneyi yapılan ve 20 sn gerilme gevşemesi uygulanan numuneye ait XRD desen kırınımı



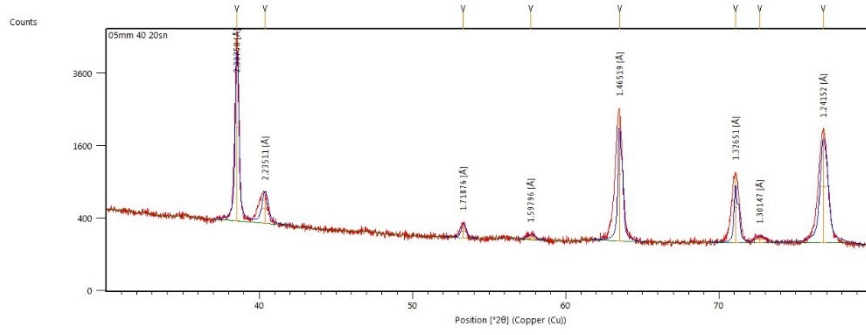
Şekil Ek- 67. 0,5 mm kalınlık için toplam uzamanın %20'si oranında çekme deneyi yapılan ve 60 sn gerilme gevşemesi uygulanan numuneye ait XRD desen kırınımı



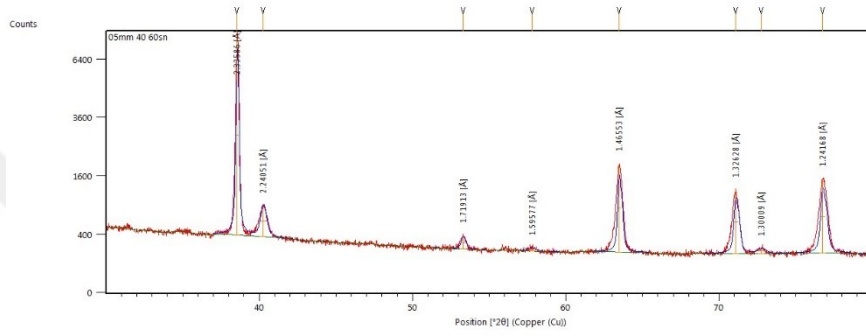
Şekil Ek- 68. 0,5 mm kalınlık için toplam uzamanın %40'ı oranında monoton çekme yapılan durumdaki numuneye ait XRD desen kırınımı



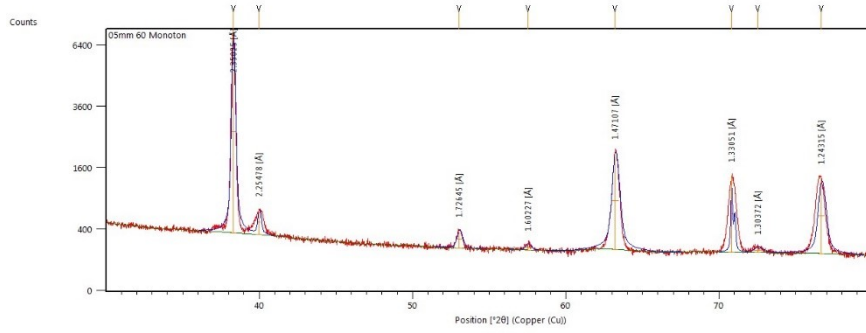
Şekil Ek- 69. 0,5 mm kalınlık için toplam uzamanın %40'ı oranında çekme deneyi yapılan ve 2 sn gerilme gevşemesi uygulanan numuneye ait XRD desen kırınımı



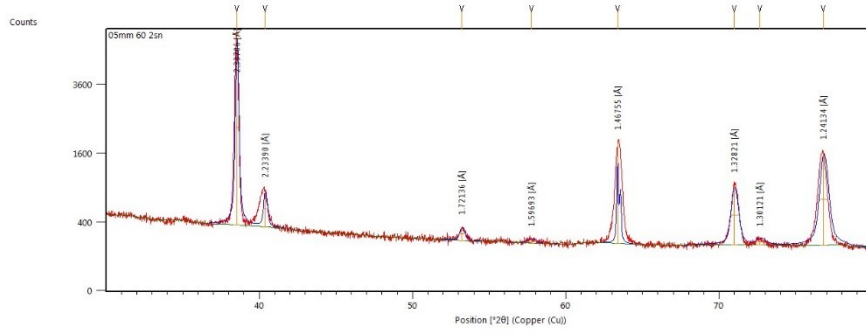
Şekil Ek- 70. 0,5 mm kalınlık için toplam uzamanın %40'ı oranında çekme deneyi yapılan ve 20 sn gerilme gevşemesi uygulanan numuneye ait XRD desen kırınımı



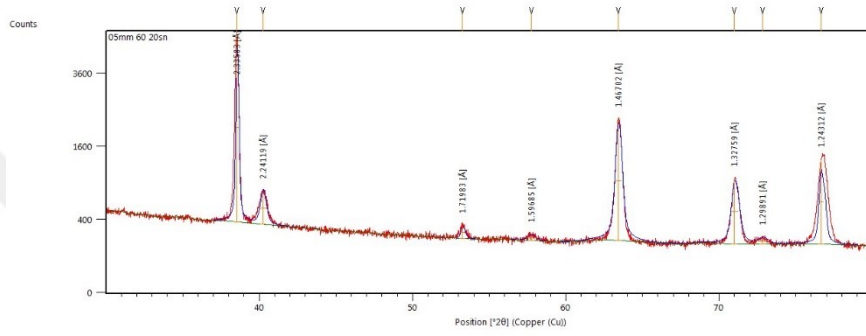
Şekil Ek- 71. 0,5 mm kalınlık için toplam uzamanın %40'ı oranında çekme deneyi yapılan ve 60 sn gerilme gevşemesi uygulanan numuneye ait XRD desen kırınımı



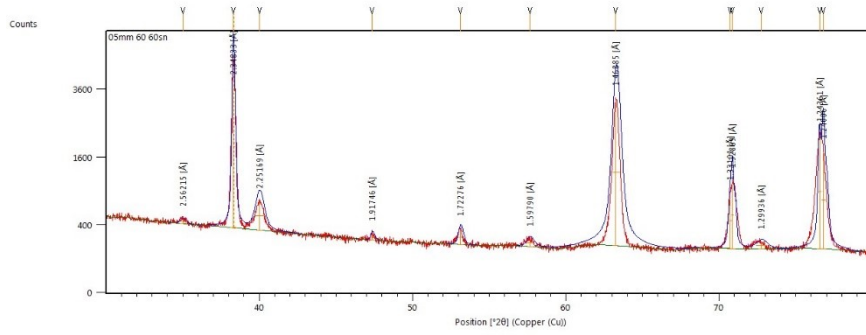
Şekil Ek- 72. 0,5 mm kalınlık için toplam uzamanın %60'ı oranında monoton çekme yapılan durumdaki numuneye ait XRD desen kırınımı



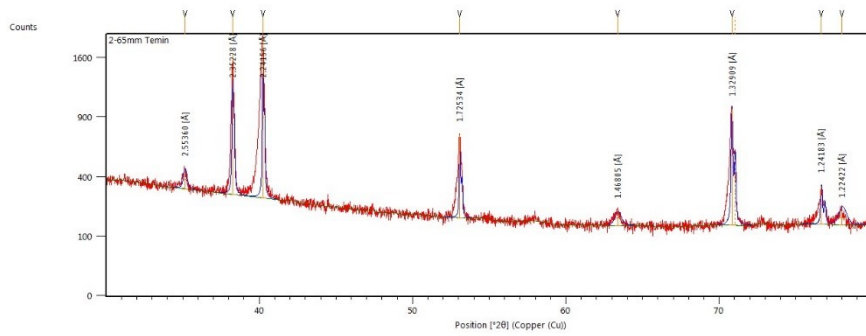
Şekil Ek- 73. 0,5 mm kalınlık için toplam uzamanın %60'ı oranında çekme deneyi yapılan ve 2 sn gerilme gevşemesi uygulanan numuneye ait XRD desen kırınımı



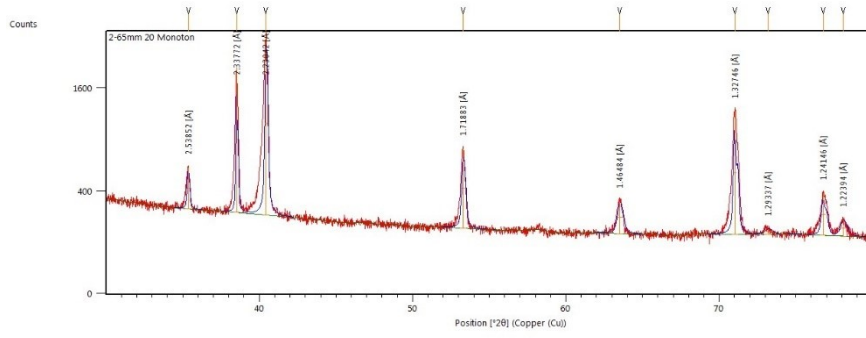
Şekil Ek- 74. 0,5 mm kalınlık için toplam uzamanın %60'ı oranında çekme deneyi yapılan ve 20 sn gerilme gevşemesi uygulanan numuneye ait XRD desen kırınımı



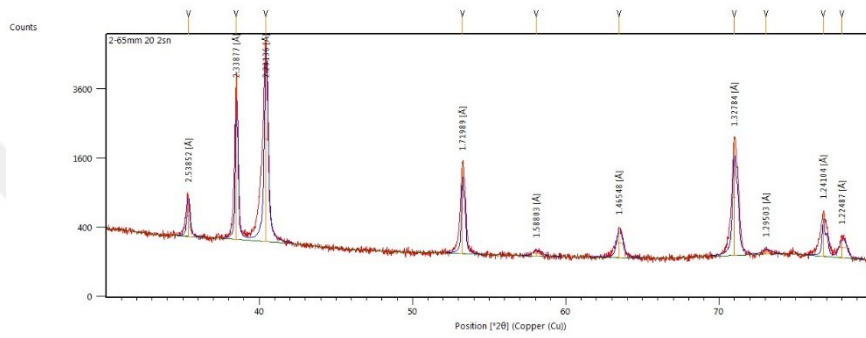
Şekil Ek- 75. 0,5 mm kalınlık için toplam uzamanın %60'ı oranında çekme deneyi yapılan ve 60 sn gerilme gevşemesi uygulanan numuneye ait XRD desen kırınımı



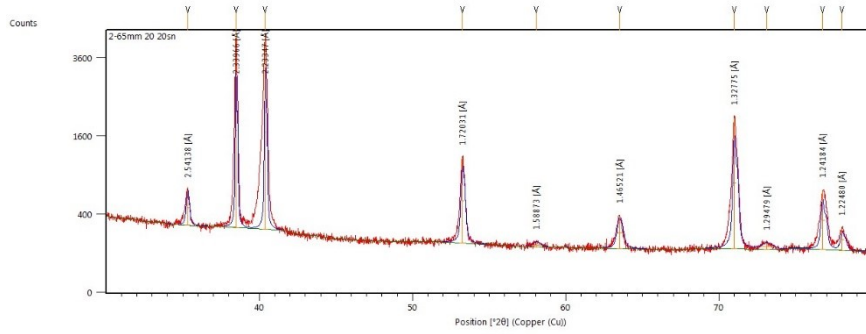
Şekil Ek- 76. 2,65 mm kalınlık için temin durumundaki numuneye ait XRD desen kırınımı



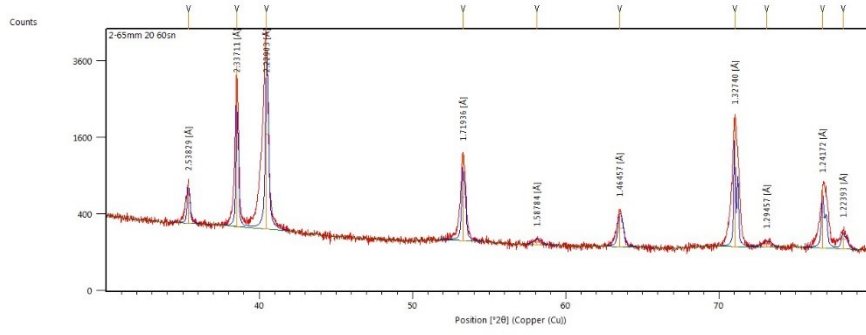
Şekil Ek- 77. 2,65 mm kalınlık için toplam uzamanın %20'si oranında monoton çekme yapılan durumdaki numuneye ait XRD desen kırınımı



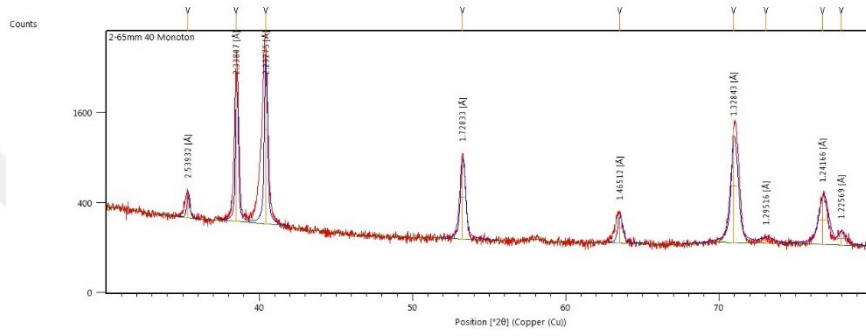
Şekil Ek- 78. 2,65 mm kalınlık için toplam uzamanın %20'si oranında çekme deneyi yapılan ve 2 sn gerilme gevşemesi uygulanan numuneye ait XRD desen kırınımı



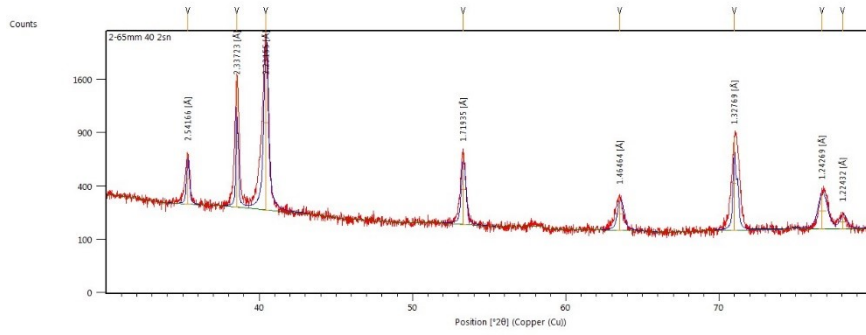
Şekil Ek- 79. 2,65 mm kalınlık için toplam uzamanın %20'si oranında çekme deneyi yapılan ve 20 sn gerilme gevşemesi uygulanan numuneye ait XRD desen kırınımı



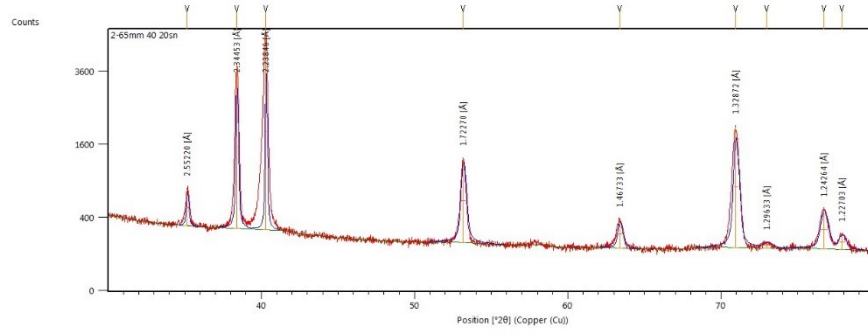
Şekil Ek- 80. 2,65 mm kalınlık için toplam uzamanın %20'si oranında çekme deneyi yapılan ve 60 sn gerilme gevşemesi uygulanan numuneye ait XRD desen kırınımı



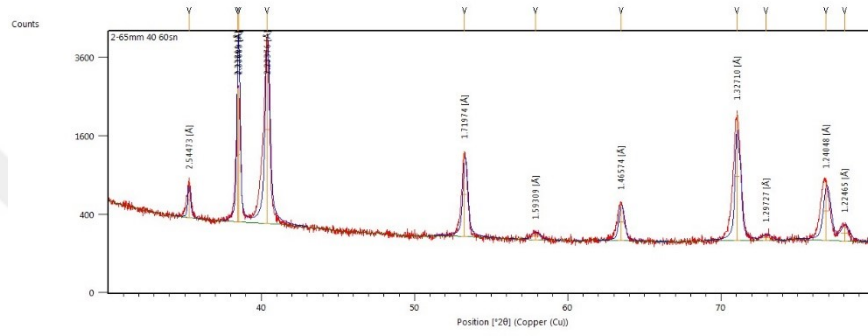
Şekil Ek- 81. 2,65 mm kalınlık için toplam uzamanın %40'ı oranında monoton çekme yapılan durumdaki numuneye ait XRD desen kırınımı



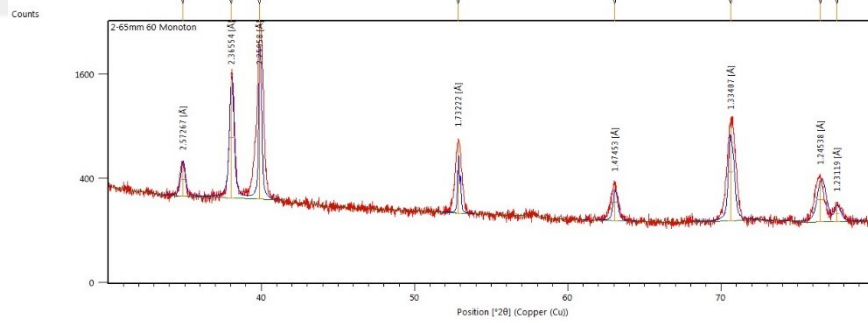
Şekil Ek- 82. 2,65 mm kalınlık için toplam uzamanın %40'ı oranında çekme deneyi yapılan ve 2 sn gerilme gevşemesi uygulanan numuneye ait XRD desen kırınımı



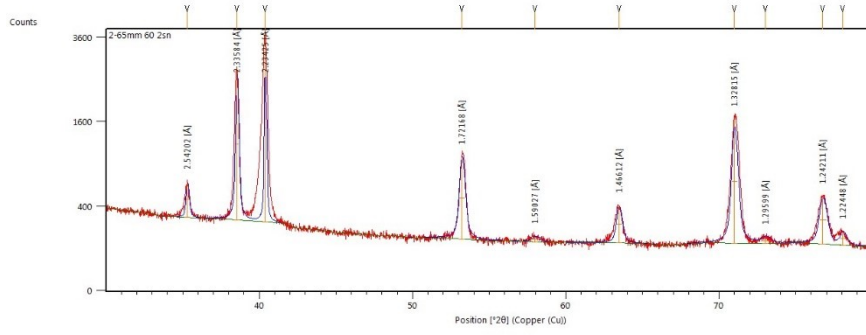
Şekil Ek- 83. 2,65 mm kalınlık için toplam uzamanın %40'ı oranında çekme deneyi yapılan ve 20 sn gerilme gevşemesi uygulanan numuneye ait XRD desen kırınımı



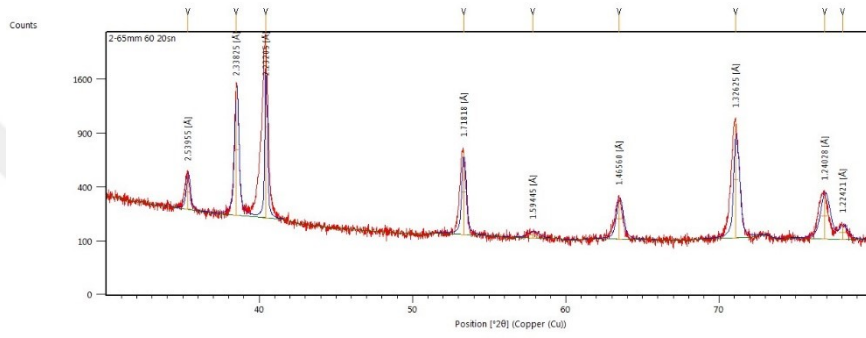
Şekil Ek- 84. 2,65 mm kalınlık için toplam uzamanın %40'ı oranında çekme deneyi yapılan ve 60 sn gerilme gevşemesi uygulanan numuneye ait XRD desen kırınımı



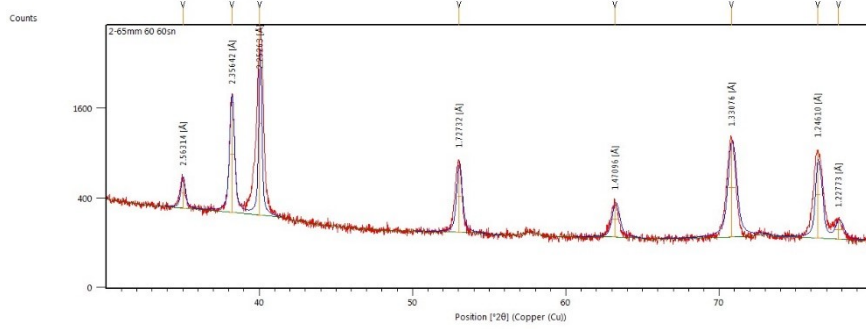
Şekil Ek- 85. 2,65 mm kalınlık için toplam uzamanın %60'ı oranında monoton çekme yapılan durumdaki numuneye ait XRD desen kırınımı



Şekil Ek- 86. 2,65 mm kalınlık için toplam uzamanın %60'ı oranında çekme deneyi yapılan ve 2 sn gerilme gevşemesi uygulanan numuneye ait XRD desen kırınımı



Şekil Ek- 87. 2,65 mm kalınlık için toplam uzamanın %60'ı oranında çekme deneyi yapılan ve 20 sn gerilme gevşemesi uygulanan numuneye ait XRD desen kırınımı



Şekil Ek- 88. 2,65 mm kalınlık için toplam uzamanın %60'ı oranında çekme deneyi yapılan ve 60 sn gerilme gevşemesi uygulanan numuneye ait XRD desen kırınımı