



## Parameter determination and calibration of the combined plasticity model through inverse analysis for cold forging simulation of 7075-T6 aluminum alloy

İlyas Kacar<sup>1\*</sup>, Süleyman Kılıç<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Niğde Ömer Halisdemir University, Engineering Faculty, Department of Mechatronics Engineering, 51240, Niğde, Turkey

<sup>2</sup>Kırşehir Ahi Evran University, Engineering-Architecture Faculty, Department of Mechanical Engineering, 40100, Kırşehir, Turkey

### Highlights:

- Plasticity model in cold forging simulations
- Calibration of coefficients with genetic algorithm optimization
- Building plasticity models with different hardening models

### Keywords:

- Chaboche kinematic hardening model
- Bilinear isotropic hardening model
- Genetic algorithm
- AA7075-T6
- Cold forging

### Article Info:

Research Article

Received: 02.12.2019

Accepted: 27.11.2021

### DOI:

10.17341/gazimmfd.654200

### Correspondence:

Author: İlyas Kacar  
e-mail: ikacar@gmail.com  
phone: +90 388 225 4644

### Graphical/Tabular Abstract

A combined plasticity model has been set for the cold forging simulations of a blank made of AA7075-T6 alloy which is widely used in aviation industry as seen in Figure A.

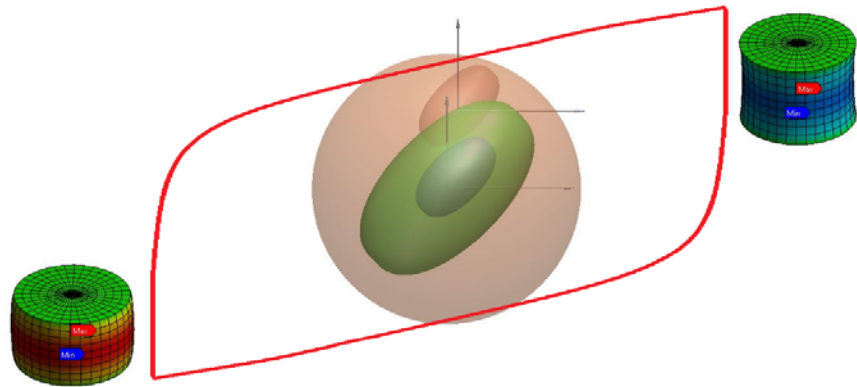


Figure A. A stable hardening loop obtained using combined hardening rule

**Purpose:** Setting a suitable hardening model to use in the cold forging simulations.

### Theory and Methods:

A bilinear isotropic hardening rule is combined with a three termed Chaboche's nonlinear kinematic hardening rule. Plasticity model has been obtained by using the associated flow rule and Hill48 yield criterion in addition to the hardening rules. The coefficients of the obtained models have been calibrated using genetic algorithm optimization method.

### Results:

Relations between model parameters are investigated. Models for the forging and cyclic deformation cases are determined separately. The effects of the model parameters on the results are determined.

### Conclusion:

The combined model parameters are different from those from individual models. The forging and cyclic processes have their own typical parameters. An increment in the  $C_1$ ,  $C_2$ ,  $C_3$  parameters increases the loop curve slope, while an increment in the  $\gamma_1$ ,  $\gamma_2$ ,  $\gamma_3$  parameters decreases the loop curve slope.



## 7075-T6 alüminyum alaşımının soğuk dövme simülasyonu için birleşik plastisite model parametrelerinin tespiti ve tersine analiz ile kalibrasyonu

İlyas Kacar<sup>1\*</sup>, Süleyman Kılıç<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Niğde Ömer Halisdemir Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Mekatronik Mühendisliği Bölümü, 51240, Niğde, Türkiye

<sup>2</sup>Kırşehir Ahi Evran Üniversitesi, Mühendislik Mimarlık Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, 40100, Kırşehir, Türkiye

### Ö N E Ç İ K A N L A R

- Plasticity model for cold forging simulations
- Calibration of coefficients with genetic algorithm optimization
- Building plasticity models with different hardening models

#### Makale Bilgileri

Araştırma Makalesi  
Geliş: 02.12.2019  
Kabul: 27.11.2021

#### DOI:

10.17341/gazimmfd.654200

#### Anahtar Kelimeler:

Chaboche kinematik  
pekleşme modeli,  
bilineer izotropik pekleşme  
modeli,  
genetik algoritma,  
AA7075-T6,  
soğuk dövme

#### ÖZ

Bu çalışmada, havacılık endüstrisinde yoğun olarak kullanılan AA7075-T6 alaşımının soğuk dövülmesi simülasyonlarında kullanılmak üzere plastisite modelleri oluşturulmuştur. Ayrıca elde edilen modellerin katsayıları, genetik algoritma optimizasyon yöntemi kullanılarak kalibre edilmiştir. Modellerde pekleşme kuralı olarak; bilineer izotropik ile Chaboche'nin nonlineer kinematik pekleşme kuralı (üç terimli) birleştirilmiştir. Pekleşme kurallarının yanında ilişkili akış kuralı ve Hill48 akma kriteri kullanılarak plastisite modelleri elde edilmiştir. Deneysel gerilme değerleri ile modellerden elde edilen değerler kıyaslanmıştır. Sonuç olarak monotonik/döngüsel yüklemeli deformasyon durumları için en uygun pekleşme modeli sunulmuştur ve model parametrelerinin simülasyon sonuçları üzerine etkileri gösterilmiştir.

## Parameter determination and calibration of the combined plasticity model through inverse analysis for cold forging simulation of 7075-T6 aluminum alloy

### H I G H L I G H T S

- Plasticity model for cold forging simulations
- Calibration of coefficients with genetic algorithm optimization
- Building plasticity models with different hardening models

#### Article Info

Research Article  
Received: 02.12.2019  
Accepted: 27.11.2021

#### DOI:

10.17341/gazimmfd.654200

#### Keywords:

Chaboche kinematic  
hardening model,  
bilinear isotropic hardening  
model,  
genetic algorithm,  
AA7075-T6,  
cold forging

#### ABSTRACT

In this study, plasticity models have been developed to be used in cold forging simulations of AA7075-T6 alloy which is widely used in aviation industry. In addition, the coefficients of the obtained models have been calibrated using genetic algorithm optimization method. As the hardening rule in models; bilinear isotropic is combined with Chaboche's nonlinear kinematic hardening rule (three-termed). Plasticity models have been obtained by using the associated flow rule and Hill48 yield criterion in addition to the hardening rules. Experimental stress values have been compared with those obtained from the models. As a result, the most suitable hardening model for monotonic/cyclic loading deformation conditions is presented and the effects of the model parameters on the simulation results are shown.

## 1. GİRİŞ (INTRODUCTION)

Malzeme akışı kavramı, katı cisim mekaniğinde malzemelerin plastik davranışını tanımlamak için kullanılan bir terimdir. Herhangi bir kalıcı şekil verme işleminde plastik deformasyon miktarını ( $\epsilon_p$ ) belirlemek için plastisite teorileri kullanılır. Bir plastisite modeli; akış kuralı, akma kriteri ve pekleşme kuralı üçlemesinden oluşur. Esasında bir pekleşme kuralı, akma kriterinin içerisine dâhil edilmektedir. Akış kuralı ise; bu eşitliğin gerilmeye göre türevi esasına dayanan ve şekil değiştirmenin yönünü ve miktarını veren bir eşitliktir. Pekleşme kuralı, izotropik ve kinematik olmak üzere iki çeşittir. Malzeme akmasını en iyi şekilde tahmin edebilmek için bu kurallar tek tek kullanılabilir gibi, her ikisi birleştirilerek de kullanılabilir. Bilinear model, bir izotropik pekleşme kuralı olup, Chaboche ise nonlinear bir kinematik pekleşme kuralıdır. Linear kinematik pekleşme, ilk önce Prager'in pekleşme kuralı [1] kullanılarak simülasyonlara dâhil edilmiş ve daha sonra Ziegler [2] tarafından üzerinde düzenlemeler yapılarak geliştirilmiştir. Bununla birlikte bu gibi linear pekleşme modelleri; Baushinger etkisi, her yük adımında plastik deformasyondaki kademeli birikme (ratcheting) ve her yük adımında plastik deformasyonda kararlı hale gelme (shake down) tahminleri için yeterli olamamaktadırlar. Bu nedenle, nonlinear kinematik modeller Armstrong ve Frederick tarafından geliştirilmeye başlanmıştır [3]. Armstrong ve Frederick'in kuralı; Ziegler'in eşitliğine ilave olarak bir adet pekleşme ve bir adet de deformasyonu hatırlama terimlerini içermektedir. Ardından, Armstrong ve Frederick'in formülündeki hatırlama teriminin dinamik hale getirilmesi esasına dayanarak, Chaboche de daha gelişmiş bir pekleşme modeli sunmuştur [4, 5]. Nonlinear pekleşme kuralları, ters gerilme (back stress) olarak adlandırılan bir terim ile ifade edilmektedir. Farklı araştırmacılar tarafından bu modellerin incelenmesi devam etmektedir. Bouhamed vd. [6], sac metal şekillendirme işleminin sonlu elemanlar simülasyonlarında izotropik-kinematik birleşik pekleşme modellerini kullanmışlar ve yeni bir model önererek bu modelin deneysel sonuçlarla uyumlu olduğunu göstermişlerdir.

Bununla birlikte, şu ana kadar her tipteki şekil verme işlemi için, her tür malzemenin davranışının doğru tahminini sağlayabilen herhangi belli bir malzeme modeli mevcut değildir. Malzeme modelleri günümüzde halen geliştirilmeye devam etmektedir. Model katsayılarının ilk belirlenmesinde genellikle deneysel çalışmalar yapılmakla birlikte, deneme-yanılma yönteminin [7, 8] matematiksel modellemenin [9], optimizasyon yöntemlerinin [10] kullanıldığı görülmektedir [11]. Ancak hangi yöntem kullanılırsa kullanılsın, her halükârda bu bulunan model parametrelerinin, kullanılan plastik deformasyon yöntemine özgü ince ayarının yapılması (kalibre edilmesi) gerekmektedir ki, ancak bu sayede, kurulmuş olan modelin tahmin becerisi yüksek olabilmektedir. Eğer plastik deformasyon içeren simülasyonlarda model ve parametreleri doğru belirlenmezse, simülasyon tahminleri ile gerçekte olan değerler arasındaki fark yüksek olacaktır.

Malzeme model katsayılarının kalibrasyonu için optimizasyon esaslı tersine analiz yönteminin sıklıkla kullanıldığı görülmektedir [12, 13]. Optimizasyon yöntemlerinden en fazla da genetik algoritma (GA) yönteminin kullanıldığı görülmüştür [14, 15]. Shojaeefard vd. [16], parçacık sürü optimizasyon yöntemini kullanmıştır. Moslemi vd. [17] Chaboche kinematik pekleşme model katsayılarının elde edilmesinde farklı optimizasyon yöntemlerini karşılaştırmışlardır [18, 19]. Parçacık sürü optimizasyonu tekniğinin, genetik algoritma optimizasyon tekniğinden daha kısa sürede çözüm sağladığı belirtilmiştir [20, 21].

Bu çalışmada; izotropik ve kinematik birleşik pekleşme modelin parametreleri deneysel olarak elde edilmiş, optimizasyon esaslı tersine analiz yoluyla bu parametrelerin kalibrasyon işlemi yapılmış, nihayetinde de tek eksenli simetrik şekil değiştirme kontrollü deney ile elde edilen modellerin dövme deformasyonunu tahmin performansları kıyaslanmıştır. Malzeme olarak; havacılık endüstrisi için önemli bir alaşım olan 7075-T6 alüminyum alaşımı (AA7075-T6), plastik deformasyon yöntemi olarak soğuk dövme işlemi ve optimizasyon yöntemi olarak ta genetik algoritma kullanılmıştır. Çalışma sonunda, bilinear izotropik ve Chaboche pekleşme birleşik modellerinin optimum parametreleri elde edilmiştir. Bu parametreler sonlu eleman simülasyonlarında kullanılmış, elde edilen gerilme çözümlerinin deneysel gerilme ölçümleri ile doğrulanması sağlanmıştır.

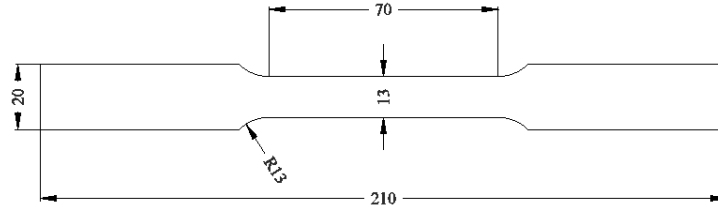
## 2. DENEYSEL ÇEKME TESTLERİ VE AA7075-T6'NİN KARAKTERİZASYONU (EXPERIMENTAL TENSILE TESTS AND CHARACTERIZATION OF AA7075-T6)

### 2.1. Monotonik Çekme Deneyi ve Bilinear İzotropik Pekleşme Kuralı (Monotonic Tensile Test and Bilinear Isotropic Hardening Rule)

Şekil 1'de ASTM E8 standardına göre hazırlanan 3mm kalınlığındaki levhasal numune boyutları verilmiş olup, çekme deneyi yapılarak monotonik gerilme ve şekil değiştirme eğrisi doğrusal koordinat sisteminde elde edilmiştir.

Testler, özel bir bilgisayar programı kullanılarak dijital bir ara yüz kartı tarafından tutulan bir veri toplama sistemi ile Shimadzu Autograph 100 kN test makinesinde gerçekleştirilmiştir. Numune uzaması, video tipi bir ekstansometre ölçüm sistemi ile ölçülmüştür. Monotonik çekme testinin sonucu, Şekil 2'de gösterilmiştir. AA7075-T6'nın mekanik özellikleri Tablo 1'de görülmektedir.

Bilinear izotropik pekleşme modelinin parametreleri olan akma dayanımı ( $YS$ ) ve tanjant modülü ( $E^t$ ) değerleri, monotonik çekme deneyinden elde edilen veriden, elastik şekil değiştirme giderildikten sonra hesaplanan gerçek gerilme-gerçek plastik şekil değiştirme değerleri kullanılarak belirlenmektedir. Şekil 2'de mühendislik ve

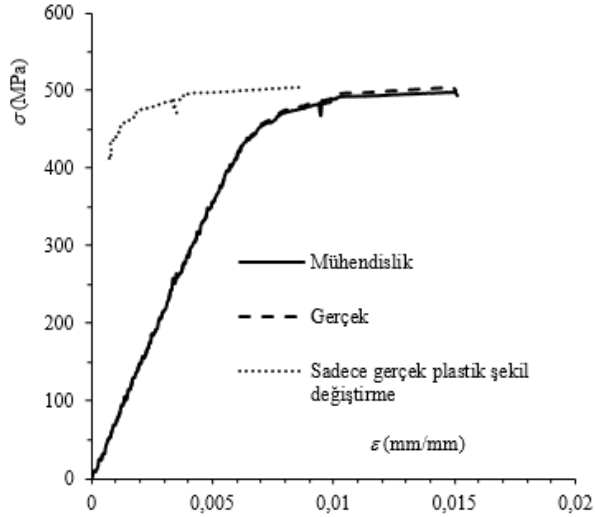


Şekil 1. Monotonik çekme testi numunesinin geometrisi, birimler mm cinsindedir  
(Geometry of the monotonic tensile test sample, units in mm)

Tablo 1. AA7075-T6'nın mekanik özellikleri (Mechanical properties of AA7075-T6)

Yoğunluk (gr/cm <sup>3</sup> )	Elastisite modülü (GPa)	Poisson oranı	Akma dayanımı (MPa)	Maksimum dayanım (MPa)	Kırılmada gerilme (%)	$r_0$	$r_{45}$	$r_{90}$
2,80	71	0,33	388,982	575,629	26,7050	0,383	0,692	0,474

gerçek gerilme-gerçek plastik şekil değiştirme eğrileri gösterilmiştir. Değerlerden elastik deformasyonun nasıl uzaklaştırıldığı Kacar ve Kılıç (2018) tarafından detaylıca açıklanmıştır [22].



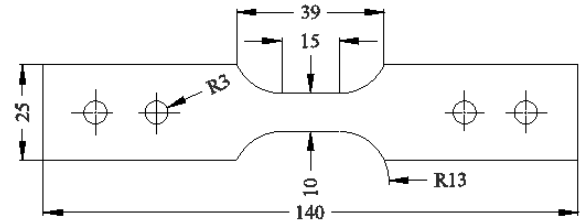
Şekil 2. AA7075-T6 numunesinin monotonik tek eksenli çekme deneyi diyagramı  
(Monotonic uniaxial tensile test diagram of AA7075-T6 sample)

Bir izotropik pekleşme modeli, sadece monotonik yükleme-elastik boşaltma türünde plastik deformasyonlara maruz kalan malzemelerin davranışını modellemede yeterli iken, yükleme-boşaltma-ters yükleme türünde tekrarlı yükleme durumları için tek başına yeterli olmayacaktır. Bu gibi işlemlerin doğru simülasyonları için izotropik pekleşme modeli ile kinematik pekleşme modelleri birleştirilerek kullanılabilir. Bu çalışmada bilineer izotropik pekleşme kuralı, Chaboche'nin nonlinear kinematik pekleşme kuralı ile birleştirilmiştir.

## 2.2. Düşük Tekrarlı Histerisiz Eğrileri (Low Cycle Hysteresis Curves)

Malzemelerin pekleşme davranışını belirlemek için, yükleme-boşaltma-ters-yükleme içeren çevrimsel yükleme eğrisi üzerine nonlinear regresyona dayalı eğri uydurma

algoritmaları uygulamak genel bir yöntemdir. Histerisiz döngüleri olarak ta adlandırılan bu eğriler düşük tekrarlı yorulma testlerinden elde edilmektedir. Chaboche model parametrelerinin tespiti için ise şekil değiştirme kontrollü ve simetrik tipte bir adet stabil döngü içeren bir deney yapılmalıdır. Deneyler esnasında levhasal numunelerde basma yüklemesi esnasında, burkulma oluşması ihtimalinin çok yüksek olduğu göz önünde bulundurulmalı ve deney boyunca numunedeki deformasyonun muhakkak düzlem içinde kalması sağlanmalı, burkulmaya engel olunmalıdır [23]. Kacar ve Toros (2016), deney düzeneğinin tutucu sistemini revize edip yeni bir tutucu geliştirerek ASTM E8 tipindeki numuneleri bu yeni düzeneğe uyacak tarzda Şekil 3'deki gibi değiştirmişler ve bu sayede de burkulma modlarının yeterince ertelenmesini sağlayabilmişlerdir [24]. Çalışmamızda da bu düzenek ve numune tipi kullanılmıştır. Numune 3mm kalınlığındadır.



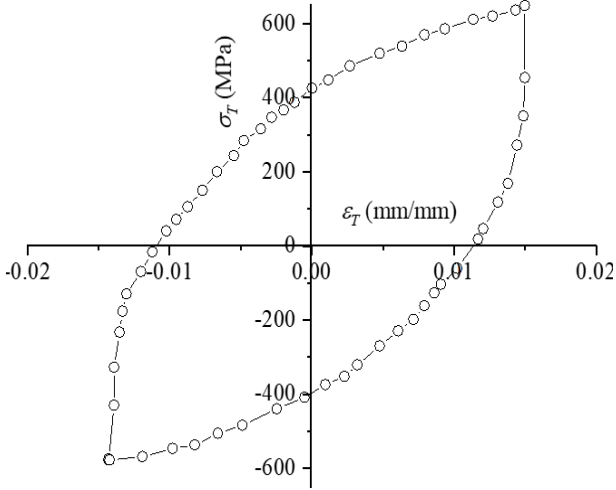
Şekil 3. Düşük çevrim histerisiz döngü testi için numunelerin geometrisi (birimler mm cinsindedir)  
(Geometry of samples for low cycle hysteresis loop tests (units in mm))

Şekil 4'de simetrik şekil değiştirme kontrollü yükleme yöntemi kullanılarak oda sıcaklığında elde edilen bir stabil döngü gösterilmektedir. Döngü, gerçek gerilme ve gerçek plastik şekil değiştirme değerleri kullanılarak çizilmiştir. Şekil değiştirme aralığı  $\pm 0,015$  olup, şekil değiştirme oranı  $R = -1$ 'dir.

## 3. PLASTİSİTE MODELİ İÇİN BÜNYE EŞİTLİKLERİ (CONSTITUTIVE EQUATIONS FOR PLASTICITY MODEL)

Bu çalışmada, bir plastik deformasyon yöntemi olan soğuk dövme işlemi analiz edilmiş olup, gerilme ve şekil değiştirme çözümleri ile deneysel ölçümleri kıyaslamak

üzere; monotonik basma ve çevrimsel basma-çekme olmak üzere iki tip simülasyon yapılmıştır. Simülasyonlarda AA7075-T6 malzemesinin plastik davranışını sağlamak üzere bünye eşitlikleri; pekleşme kuralı (bilineer izotropik, Chaboche kinematik ve birleştirilmiş halleri), ilişkili akış kuralı ve Hill48 akma kriteri kullanılarak oluşturulmuştur. Aşağıda bu eşitlikler açıklanmaktadır.



**Şekil 4.** Oda sıcaklığında AA7075-T6 için döngüsel tek eksenli çekme testinden elde edilen gerçek gerilme-gerçek plastik şekil değiştirme diyagramı  
(True stress-true strain diagram obtained from the cyclic uniaxial tensile test for AA7075-T6 at room temperature)

### 3.1. Akma Kriteri (Yield Criterion)

Bir akma kriteri, asal gerilme uzayında bir sınır yüzeyi vermektedir. Bu sınır, deformasyona maruz malzemenin akma gösterip-göstermediğini belirlemektedir. Akma kriteri için genel bir formül Eş. 1’de verilmiştir.

$$\bar{\sigma}(\sigma_{ij}) - \sigma_0 = 0 \quad (1)$$

Burada  $\sigma_0$  malzemenin başlangıçtaki akma noktasıdır ve akma yüzeyinin başlangıçtaki boyutunu oluşturur.  $\bar{\sigma}$  ise eşdeğer gerilme olarak adlandırılan skaler bir değerdir ve genel gerilme halinin deviatorik kısmından oluşur. Elastik bölge  $\bar{\sigma}(\sigma_{ij}) - \sigma_0 \leq 0$  ile tanımlanırken, elastik ötesi bölge ise  $\bar{\sigma}(\sigma_{ij}) - \sigma_0 > 0$  ile tanımlanabilmektedir. Bu ifade, akma kriterinin en basit şeklidir ve bu hali ile henüz herhangi bir pekleşme terimini içermemektedir.

Eşdeğer gerilmenin matematiksel ifadesi ise pek çok kriter ile farklı farklı tanımlanabilmektedir. Bu çalışmada sonlu elemanlar analiz programlarında yaygın olarak bulunan Hill48 akma kriteri kullanılmıştır. Genel bir gerilme hali için Hill48 akma kriterinin eşdeğer gerilme ifadesi Eş. 2’de verilmiştir [25].

$$\bar{\sigma}^2 = F(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + G(\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + H(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + 2L\sigma_{yz}^2 + 2M\sigma_{zx}^2 + 2N\sigma_{xy}^2 \quad (2)$$

Burada  $\sigma_{ij}$  terimi;  $i, j=x, y, z$  olmak üzere yapı içerisindeki herhangi bir noktadaki, genelleştirilmiş gerilme halini göstermektedir.  $G, H, F, L, M$  ve  $N$  ise katsayılarıdır. Bu denklem gerilmelerin karelerini içerdiği için her zaman pozitif değerli eşdeğer gerilme üretmektedir. Bu nedenle gerilme-şekil değiştirme eğrileri basma gerilmeleri halinde de grafiğin pozitif bölgesinde çıkacaktır. Bu eşitlik, asal gerilmeler  $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$  cinsinden Eş. 3’te verildiği gibi yazılabilecektir.

$$\bar{\sigma}^2 = F(\sigma_2 - \sigma_3)^2 + G(\sigma_3 - \sigma_1)^2 + H(\sigma_1 - \sigma_2)^2 \quad (3)$$

Eşitlikteki katsayılar; inceleme yapılan eksene göre  $0^\circ, 45^\circ$  ve  $90^\circ$  açılardaki anizotropi değerleri olan  $r_0, r_{45}, r_{90}$  değerlerine bağlı olarak Eş. 4-7’deki formüller ile hesaplanacaktır.

$$F = \frac{r_0}{r_{90}(r_0+1)} \quad (4)$$

$$G = \frac{1}{r_0+1} \quad (5)$$

$$H = \frac{r_0}{r_0+1} \quad (6)$$

$$N = \frac{(r_0+r_{90})(1+2r_{45})}{2r_{90}(1+r_0)} \quad (7)$$

Tablo 1’deki anizotropi değerleri kullanılarak bu katsayılar şu şekilde hesaplanmıştır:  $F=0,584, G=0,723, H=0,277, N=1,558$ . Çalışmamızda asal gerilmeler ile işlem yaptığımızdan dolayı sadece  $F, G, H$  katsayılarını kullanmak yeterli olmuştur.

### 3.2. Pekleşme Kuralı (Hardening Rule)

Herhangi bir plastik deformasyon işlemi sırasında, akma başladığında mikro yapıdaki dislokasyon hareketlerinin kilitlenmesi veya serbest kalması nedeniyle pekleşme veya yumuşama meydana gelmektedir. Malzemenin bu davranışı, pekleşme kuralları sayesinde bir plastisite modeline dâhil edilebilmektedir. Bir izotropik pekleşme kuralı, akma yüzeyinin genişlemesinin veya büzülmesinin evrimini (her bir yükleme adımında hangi değerde olacağını) belirlerken, kinematik pekleşme kuralı ise akma yüzeyinin merkez noktasının,  $\alpha_{ij}$  kadar ötelenebilmesini sağlamaktadır. Pekleşme terimlerini içeren bir akma yüzeyi genel formülü Eş. 8’de verilmiştir.

$$\bar{\sigma}(\sigma_{ij} - \alpha_{ij}) - \sigma(h) = 0 \quad (8)$$

Burada  $\sigma(h)$  izotropik pekleşme kuralı olup,  $\alpha_{ij}$  terimi ise kinematik pekleşme kuralına ait ters gerilme ifadesidir. Prager, Ziegler, Armstrong-Frederic, Chaboche, Yoshida-Uemori tarafından önerilen çeşitli  $\alpha_{ij}$  fonksiyonları mevcuttur. Bu çalışmada; Eş. 9’da verilen bilineer izotropik pekleşme kuralı [26] ve Eş. 10’da verilen Chaboche’nin nonlinear kinematik pekleşme kuralı [27] ayrı ayrı ve birleştirilerek kullanılmıştır.

$$\sigma(h) = YS + E^t(\varepsilon^p) \quad (9)$$

Burada akma dayanımı ( $YS$ ) ve tanjant modülü ( $E^t$ ) olup,  $\varepsilon^p$  ise deformasyon esnasında oluşan gerçek plastik şekil değiştirmeyi göstermektedir.

$$(\alpha_{ij})_m = \underbrace{\frac{2}{3} C_m \varepsilon_{ij}^p}_{\text{lineer terim}} - \underbrace{\gamma_m (\alpha_{ij})_m \sqrt{\frac{2}{3} \varepsilon_{ij}^p : \varepsilon_{ij}^p}}_{\substack{\text{(plastik eşdeğer şekil değiştirmeyi} \\ \text{hatırlama terimi)}}} + \underbrace{\frac{1}{c_m} \frac{\partial c_m}{\partial T} (\alpha_{ij})_m \dot{T}}_{\text{ısı oranı terimi}} \quad (10)$$

Burada  $m=1, 2, \dots, n$  olup  $n$  toplam terim sayısı,  $T$  sıcaklık,  $C_m$  ise  $m$ 'inci terim için pekleşme modülüdür. Ayrıca  $\gamma_m$  ise eğrinin eğimi ile hesaplanan birimsiz bir değer olup, eşik değere erişme hızını göstermektedir ve pekleşmedeki azalma oranı anlamına gelmektedir. Bu parametreler her farklı terim için farklı değerler alabilmektedir.  $\varepsilon_{ij}^p$  kümülatif plastik şekil değiştirme hızı olup, bir akış kuralı ile elde edilecektir. Bu parametrelerin tümü, bir histerisiz döngüsüne uygulanan nonlineer regresyon işlemi ile belirlenmektedir.

Eş. 10 birinci mertebeden bir adi diferansiyel eşitliklerdir. Bu çalışmamızın kapsamı soğuk dövme işlemi olup sıcaklık değişimi olmadığı kabulü ( $\dot{T} = 0$ ) ile Chaboche'nin birinci dereceden ters gerilme eşitliği,  $\varepsilon_{ij}^p$  'ye göre integrali alınarak çözüldüğünde Eş. 11 elde edilecektir.

$$\alpha = \varphi \frac{c}{\gamma} + \left( \alpha_0 - \varphi \frac{c}{\gamma} \right) e^{-\varphi \gamma (\varepsilon^p - \varepsilon_0^p)} \quad (11)$$

Burada  $\alpha_0$  terimi akma başlangıcındaki ters gerilme değeri,  $\varepsilon_0^p$  ise başlangıçtaki plastik deformasyon değeridir.  $\varphi$  ise yüklemenin yönünü gösteren bir işaret olup  $\varphi = \text{sgn}(\sigma - \alpha) = \pm 1$  ile hesaplanır. Tek eksenli çekme için  $\varphi = 1$  ve basma için  $\varphi = -1$  olacaktır. Dövme işleminin başlangıcında taslak parçası herhangi bir ön şekil değiştirmeye sahip değilse, başlangıç ters gerilmesi  $\alpha_0 = 0$  ve başlangıçtaki plastik deformasyon değeri  $\varepsilon_0^p = 0$  olacaktır. Böylece ters gerilme eşitlikleri, Eş. 12 ve Eş. 13'te görüldüğü gibi olacaktır.

$$\alpha = \frac{c}{\gamma} (1 - e^{-\gamma (\varepsilon^p)}), \text{ çekme durumunda} \quad (12)$$

$$\alpha = \frac{c}{\gamma} (-1 + e^{\gamma (\varepsilon^p)}), \text{ basma durumunda} \quad (13)$$

Chaboche'nin ters gerilme eşitliği; akma kriterinde verilen eşdeğer gerilme ifadesinin içerisinde yerine yazıldığında  $\bar{\sigma}(\sigma_{ij} - \alpha_{ij}) - \sigma(h) = 0$  olarak, genel gerilme hali için akma kriterine dâhil edilmiş olacaktır. Tek eksenli çekme deneyi durumunda eşdeğer gerilme, sadece  $x$  çekme eksenindeki normal gerilmeye eşit olacaktır yani  $\bar{\sigma}(\sigma_{ij}) = \sigma_x$ . Böylece akma kriterindeki eşdeğer gerilme formülü  $\bar{\sigma}(\sigma_x - \alpha_x) - \sigma(h) = 0$  halini alacaktır. Akma kriteri,  $x$  yönünde tek eksenli yüklemeye durumu için Eş. 14'teki gibi yeniden yazılabilmektedir.

$$\sigma_x - \alpha_x - \sigma(h) = 0 \quad (14)$$

Eş. 12 ve Eş. 13'ün; Eş. 14 içerisine yazılmasıyla akma kriteri, tek eksenli yüklemeye durumu için birleşik pekleşme kuralını içerir hale gelmiş olmaktadır.

$$(\sigma_x)_{\text{çekme}} = \sigma(h) + \frac{c}{\gamma} (1 - e^{-\gamma (\varepsilon_x^p)}) \quad (15)$$

$$(\sigma_x)_{\text{basma}} = -\sigma(h) + \frac{c}{\gamma} (-1 + e^{\gamma (\varepsilon_x^p)}) \quad (16)$$

Bu eşitlikler çekme-basma durumunda geçerli ifadelerdir. Yani, böylesi iki eşitliğin katsayıları tek eksenli bir çekme-basma döngüsü sayesinde ancak hesaplanabilecektir. Bununla birlikte, katsayılar bir kere belirlendikten sonra da artık bu model ihtiyaç duyulan herhangi bir başka işlemde, sadece o işleme özgü kalibre edilmek sureti ile kullanılabilir. Özellikle birden fazla tekrarlı yüklemeye kademesi içeren plastik deformasyon işlemlerinin daha gerçekçi simülasyonları için birden fazla çevrim (mümkünse gerçekte ne kadar tekrara maruz ise o kadar çevrim) kullanılmalıdır. Benzer olarak Chaboche eşitliğindeki terim sayısının artması da, böylesi ardışık yüklemeye maruz deformasyonların simülasyonlarında, malzeme davranışını tahmin edebilmeye daha doğru sonuç vermektedir [9]. Bu nedenle Chaboche ters gerilme eşitliğini üç terim için yazacak olursak aşağıdaki ifadeler elde edilecektir.

$$\alpha = \sum_{m=1}^3 (\alpha)_m = (\alpha)_1 + (\alpha)_2 + (\alpha)_3 \quad (17)$$

$$\begin{aligned} \alpha_1 &= \frac{c_1}{\gamma_1} (1 - 2e^{-\gamma_1 (\varepsilon^p - \varepsilon_L^p)}) \\ \alpha_2 &= \frac{c_2}{\gamma_2} (1 - 2e^{-\gamma_2 (\varepsilon^p - \varepsilon_L^p)}) \\ \alpha_3 &= C_3 \varepsilon_{Lx}^p \end{aligned} \quad \text{çekme durumu} \quad (18)$$

$$\begin{aligned} \alpha_1 &= \frac{c_1}{\gamma_1} (-1 + 2e^{\gamma_1 (\varepsilon^p - \varepsilon_L^p)}) \\ \alpha_2 &= \frac{c_2}{\gamma_2} (-1 + 2e^{\gamma_2 (\varepsilon^p - \varepsilon_L^p)}) \\ \alpha_3 &= -C_3 \varepsilon_{Lx}^p \end{aligned} \quad \text{basma durumu} \quad (19)$$

Bu ifadelerden görülebileceği üzere aslında  $\gamma_3$  terimi bu eşitliklerde bulunmamaktadır.  $\gamma_3$  terimi bu çalışmanın kapsamı dışında olan, kademeli birikme (ratcheting) [17] tahminleri için kullanılan bir katsayı olup, tespit etmek için gerilme kontrollü ve birden fazla döngüden oluşan bir başka çekme-basma testi yapmak gerekmektedir. Literatürde  $\gamma_3$ 'e genel olarak küçük bir pozitif değer verildiği görülmüş olup [28], modelin gerilme tahmin performansı üzerinde etkisi bulunmamaktadır. Eş. 18 ve Eş. 19'daki ifadeler Eş. 14'te yerine yazılacak olursa, akma kriteri artık Eş. 20'de görüldüğü gibi pekleşme kurallarını içerir hale gelecektir. Burada  $t, c$  alt indisleri sırası ile çekme, basma durumlarını göstermektedir.

$$(\sigma_x)_{t,c} = \pm \sigma_h \pm \frac{c_1}{\gamma_1} (\pm 1 \mp 2e^{\mp \gamma_1 (\varepsilon^p - \varepsilon_L^p)}) \pm \frac{c_2}{\gamma_2} (\pm 1 \mp 2e^{\mp \gamma_2 (\varepsilon^p - \varepsilon_L^p)}) \pm C_3 \varepsilon_{Lx}^p \quad (20)$$

### 3.3. Akış Kuralı (Flow Rule)

Bir akış kuralı; plastik deformasyon  $\varepsilon_{ij}^p$ 'nin, bir dış gerilme  $\sigma_{ij}$ , ters gerilme, sürüklenme gerilmesi, viskoz gerilme vs... gibi içsel değişkenlerin bir fonksiyonu olarak nasıl evrileceğini belirlemek için kullanılmaktadır. Evrilme kelimesi; plastik deformasyon esnasındaki her bir yükleme adımında  $\varepsilon_e^p$ 'in miktarının ve yönünün nasıl değişeceğini ifade etmektedir. Bir akış kuralının genel eşitliği  $d\varepsilon_{ij}^p = d\lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}}$  olup; burada  $\lambda$  plastik çarpan,  $d\varepsilon_{ij}^p$  veya  $\dot{\varepsilon}_{ij}^p$  ise kümülatif plastik deformasyon miktarıdır.  $f$  skaler bir fonksiyon olup "plastik potansiyel" olarak ta adlandırılır. Eğer plastik potansiyel fonksiyonu olarak akma kriteri fonksiyonu kullanılırsa, bu akış kuralına, ilişkili akış kuralı adı verilmektedir. Bu çalışmada plastik potansiyel fonksiyonu olarak, akma kriteri fonksiyonu alınmıştır. Bu yöntem metalik malzemeler için uygulanan genel bir durumdur.

## 4. PARAMETRELERİN BELİRLENMESİ (DETERMINATION OF PARAMETERS)

Bir pekleşme kuralı tek başına kullanılıyorken, toplam pekleşmeyi tek başına temsil edebilmesi beklenmektedir. Bu nedenle tek başına iken veya başka bir pekleşme kuralı ile kombine edildiğinde sahip olacağı parametreler farklı olabilmektedir. Zira diğer pekleşme kuralı ile birlikte kullanıldığında mevcut pekleşme kuralının, toplam pekleşme tahmini üzerine katkısı farklı olmaktadır.

Bilineer izotropik pekleşme modelinin;  $YS$  ve  $E^T$  olarak iki parametresi mevcut olup gerçek gerilme-gerçek plastik şekil değiştirme verileri kullanılarak hesaplanmaktadır. Hesaplamanın nasıl yapıldığını Qu (2015) detaylıca açıklamıştır [26]. Şekil 2 ve Şekil 4'teki monotonik ve döngüsel gerçek gerilme-gerçek şekil değiştirme eğrileri üzerine regresyon yapıldığında elde edilen sonuçlar Tablo 2 ve Tablo 3'te verilmiştir. Bu değerler kalibre edilmemiş değerlerdir. Chaboche'nin eşitliğinin  $YS$ ,  $C_m$ ,  $\gamma_m$  olmak üzere en az üç parametresi vardır. Bununla birlikte,  $C_m$  ve  $\gamma_m$  parametrelerinin sayısı, istenen terim sayısı kadar

artırılabilir. Nonlineer regresyon işlemi Ansys© programı içerisindeki malzeme modülü sayesinde yapılmıştır [29]. Tablo 2 ve Tablo 3'teki model katsayıları, Eş. 20'de yerlerine yazıldığında elde edilen eğriler Şekil 5'te verilmiştir. Bu modellerin başlangıç parametreleri henüz kalibre edilmemiş olmakla birlikte deneysel gerilme-şekil değiştirme değerleri ile kıyaslanabilmektedir.

Görüleceği üzere; bir pekleşme kuralının tek başınayken hesaplanan parametreleri ile birleştirilerek kullanıldığında parametreleri birbirinden farklı olmaktadır. Deneysel monotonik eğri üzerinde, birleşik model ile Chaboche modellerinin tahminlerinin aynı olduğu görülmektedir. Her iki grafikten de tek başına izotropik modelin, plastik davranış için iyi bir temsil özelliği olmadığı görülmektedir. Tek başına Chaboche, monotonik eğriyi iyi temsil etmişse bile döngüsel eğriyi tam olarak sağlayamamıştır. Birleşik model ise monotonik değerlere uymakla birlikte döngüsel değerler için kalibre edilmesi gerekmektedir. Çizilen bu grafikler ve yapılan değerlendirmeler, deneysel tek eksenli monotonik veya döngüsel çekme-basma eğrileri üzerinden gerçekleştirilmiştir. Ancak çok eksenli deformasyon içeren dövme işleminde kullanabilmek için ince ayar yapılması gerekmektedir. İnce ayar yapmak üzere bu çalışma kapsamında optimizasyon tekniği kullanılmıştır. Optimizasyon modülüne veri sağlamak üzere, monotonik ve döngüsel yüklemeli soğuk dövme simülasyonları ayrı ayrı yapılmıştır.

## 5. ELEMAN AĞINA BÖLME, SINIR ŞARTLARI VE SAYISAL SONUÇLAR (MESHING, BOUNDARY CONDITIONS AND NUMERICAL RESULTS)

### 5.1. Soğuk Dövme Simülasyonu (Cold Forging Simulation)

Şekil 6a'da verildiği gibi birim boyutta bir silindirik taslak üzerine daha büyük ebatları bir zımba ile eksenel kalıcı deformasyon uygulanmak suretiyle dövme simülasyonu gerçekleştirilmiştir. Sonlu eleman (SE) simülasyonunda kullanmak üzere, üç boyutlu bir model yerine, hesaplama süresini kısaltmak amacıyla, geometri müsait olduğu için eksenel simetrik iki boyutlu bir model kullanılmıştır.

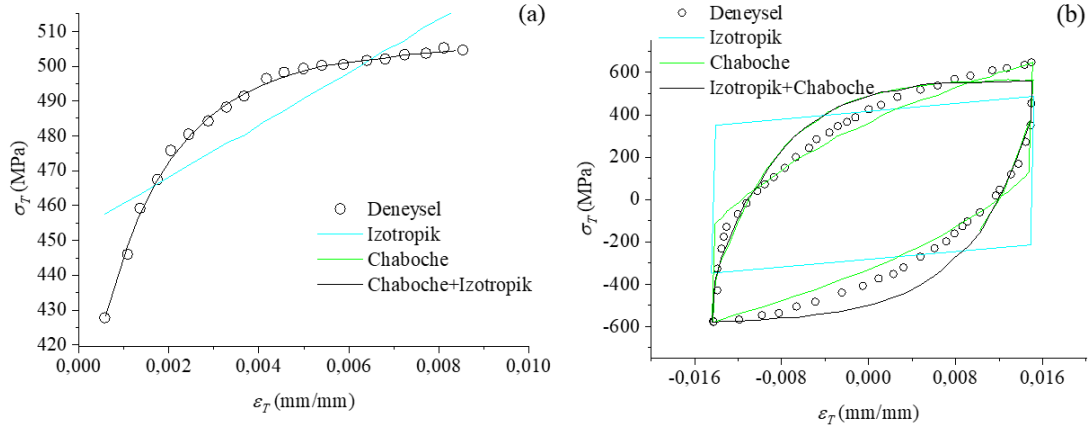
**Tablo 2.** Monotonik çekme testi değerlerine regresyon yapılarak bulunan model parametreleri  
(The model parameters calculated through regression done on the monotonic tensile test data)

Modeller	Parametreler							
	$E^T$ (MPa)	$YS$ (MPa)	$C_1$ (MPa)	$\gamma_1$	$C_2$ (MPa)	$\gamma_2$	$C_3$ (MPa)	$\gamma_3$
Bilineer	7467,17	453,32	--	--	--	--	--	--
Chaboche	--	395,19	22806,73	819,92	22807,78	820,93	24092,22	440,52
Birleşik	731,55	395,72	22340,39	651,02	22342,83	651,03	22342,75	651,02

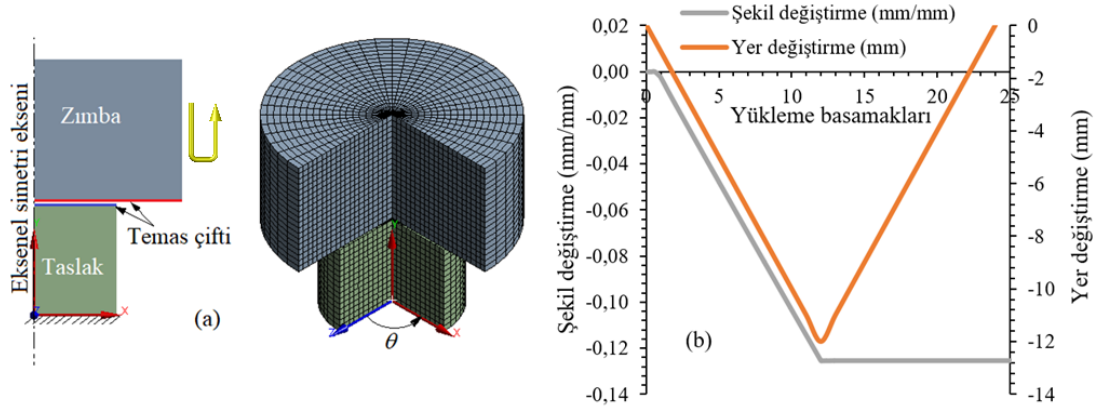
**Tablo 3.** Döngüsel çekme-basma değerlerine regresyon yapılarak bulunan model parametreleri  
(The model parameters calculated through regression done on the cyclic test data)

Modeller	Parametreler							
	$E^T$ (MPa)	$YS$ (MPa)	$C_1$ (MPa)	$\gamma_1$	$C_2$ (MPa)	$\gamma_2$	$C_3$ (MPa)	$\gamma_3$
Bilineer	4799,74	137,95	--	--	--	--	--	--
Chaboche	--	224,23	9641,35	-13,37	11708,70	79,19	11708,77	79,66
Birleşik	2096,69	73,05	13824,33	82,03	13824,35	84,05	13824,36	83,95





**Şekil 5.** Kalibre edilmemiş modellerin tahmin performansları, a) monotonik veri, b) döngüsel veri (Prediction performances of the models before calibration, a) monotonic data, b) cyclic data)



**Şekil 6.** (a) Soğuk dövme simülasyonu için sonlu elemanlar modeli, (b) zımbanın yer değiştirmesi ve taslakta oluşan kalıcı şekil değişimi

((a) Finite element model for the forging simulation, (b) the displacement steps of the punch and permanent deformation on the blank)

Silindirik koordinat sistemi  $(x, \theta, z)$ , silindirik taslağın merkez noktasına yerleştirilmiştir. SE modelinin aksel simetri eksenini,  $y$  eksenine hizalanmıştır. Radyal doğrultu  $x$  eksenine karşılık gelmektedir.

Sürtünme davranışı yüzey şartlarına, gelen normal yüke, hıza, sıcaklığa göre değişken olmasına rağmen, literatürde AA7075-T6 alaşımları için; genel olarak oda sıcaklığında 0,1-0,4 arasında değerler alındığı [30-32], sıcaklığın artması ile sürtünme katsayısının arttığı (0,5-1,2), deformasyon hızı arttıkça katsayının 0,02'ye kadar düştüğü [33] belirtilmiştir [34]. Analizlerde doğrudan simülasyon programının malzeme veri tabanını kullananların ise 0,15 aldıkları görülmüştür [35, 36]. Soğuk dövme işlemi, sabit deformasyon hızında ve oda sıcaklığında gerçekleşmektedir. İşlemden önce yağlayıcı kullanıldığında sürtünme katsayısı daha da düşmektedir. Bu nedenle bu çalışmada; sürtünme katsayısı olarak sabit 0,125 değeri alınmış ve Coulomb sürtünme modeli kullanılmıştır. Zimba rijit cisim olarak modellenirken, silindirik taslak malzemesi AA7075-T6 olup, Tablo 1'deki elastik malzeme özelliklerine ilaveten, elastik ötesi özellikleri için yukarıda verilen bünye eşitliklerini içeren plastisite modelleri kullanılmıştır. Hem

silindirik taslakta hem de takımlarda eleman ağı oluşturmak için dört kenarlı Shell163 kabuk elemanlar kullanılmıştır. Bu elemanlar beş integrasyon noktalı Belytschko-TSAY eleman formülasyonuna sahiptirler. Yakınsama hatalarını, aşırı eleman bozulmalarını ortadan kaldırmak ve simülasyonların doğruluğunu artırmak için taslağa adaptif mesh özelliği uygulanmıştır. Silindirik taslak, dövme uygulamalarında gerçekleştirilen haliyle, alt kenarından birebir sabitlenmiştir. Başlangıçta, zimba ile silindirin üst yüzeyi arasındaki mesafe 3 mm olarak belirlenmiştir. Zımbanın radyal hareketi kısıtlanırken, sadece  $y$  eksenini boyunca doğrusal olarak, silindirik parçaya doğru hareket etmesi sağlanmıştır. İnce ve geriye dönme olmak üzere toplamda 25 kademeli bir yer değiştirme yüklemesi uygulanmıştır (Şekil 6b). Zımbanın geriye çekilmesi ile deforme edilen parçada kalan sabit deformasyon ve artık gerilme ölçülmüştür. Deformasyondan sonra zımbanın geri dönme hızı da aynıdır.

Deneysel şekillendirme değerleri  $\pm 0,015$  aralığında olduğu için, doğru bir kıyaslama yapabilmek amacıyla simülasyondaki şekil değiştirmenin de bu aralıkta kalması sağlanmıştır. Şekil 7'de birleşik model kullanıldığında ( $E^T=731,55$  MPa,  $Y_S=395,72$  MPa,  $C_I=22340,39$  MPa,



$\gamma_1=651,02$ ,  $C_2=22342,83$  MPa,  $\gamma_2=651,03$ ,  $C_3=22342,75$  MPa,  $\gamma_3=651,02$ ) elde edilmiş olan deformasyon ve gerilme çözümünün sonuçları verilmektedir. Deformasyon için tüm geometrilerin son yükleme kademesindeki çözümler gösterilirken, gerilmeler için zımbanın indiği en dip nokta olan on ikinci yükleme kademesindeki çözümler gösterilmiştir. Gerilmenin, on ikinci çözüm adımında maksimumuna ulaştığı, zımbanın geri çekilmesi ile birlikte azaldığı görülmüştür. Simülasyonda kullanılan Hill48 akma fonksiyonundaki gerilmelerin karelerini içeren terimler nedeni ile basma ve çekme halinde de gerilme değerleri pozitif işaretlidir. Çözüm; 3.40 GHz quad core CPU ve 8 GB RAM özellikli bir bilgisayar ile 22 saniye sürmüştür. Modellerin başarı performansları, dövme simülasyonu sonucunda oluşan gerilmenin deneysel değerler ile kıyaslanması suretiyle değerlendirilmiştir. Model eğrileri ne denli deneysel noktalar üzerinden geçerse, o denli başarılıdır.

### 5.2. Döngüsel Çekme-Basma Simülasyonu (Cyclic Tensile-Compression Simulation)

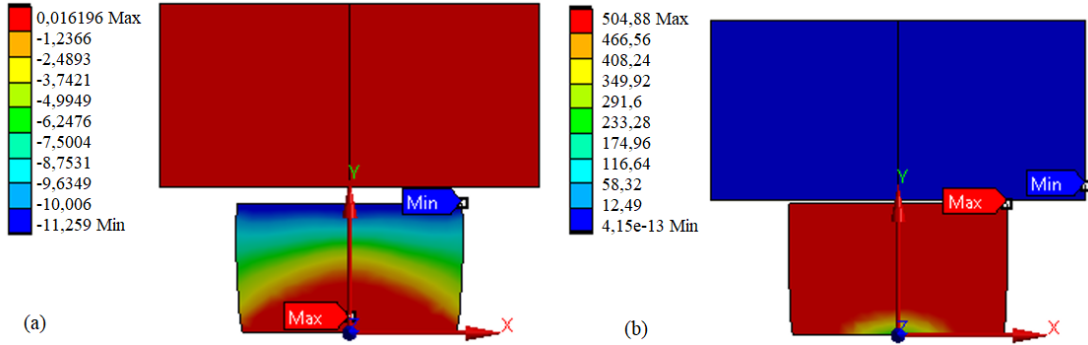
Döngüsel yer değiştirme çevrimi oluşturmak amacıyla da, soğuk dövme simülasyonu için hazırlanmış olan model kullanılmış ancak zımba kullanılmamıştır. Bunun yerine silindirik taslak üst yüzeyine hem pozitif hem de negatif yer

değiştirme basamakları uygulanmıştır. Yer değiştirmeler toplamda 50 yükleme kademesinde uygulanmıştır. Uygulanan yer değiştirme ve elde edilen kalıcı deformasyon değerleri ise Şekil 8'de gösterilmiştir. Şekil 8b'den anlaşılacağı üzere  $\pm 0,015$  şekil değiştirme oluşturabilmek için, 2,8mm ile -2,5mm sınırları arasında bir yer değiştirme uygulamak gerekmiştir.

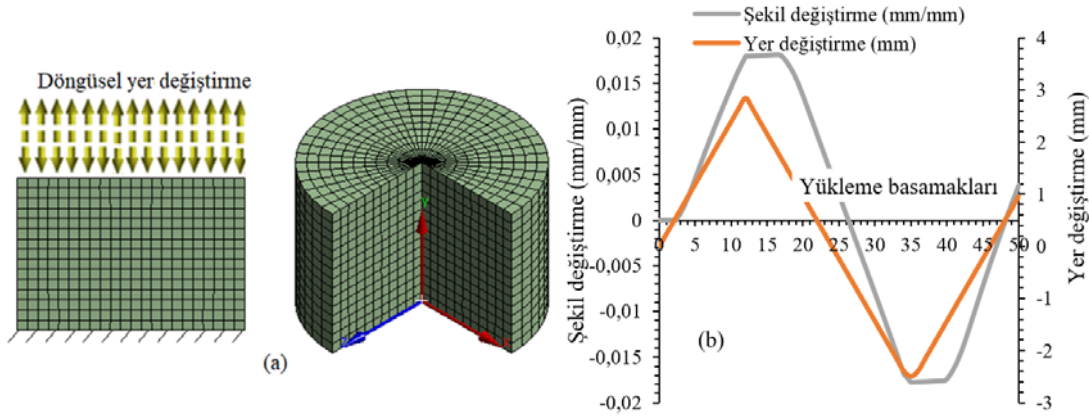
Simülasyon sonucunda elde edilen yer değiştirme sonuçlarının, kullanılan eleman sayısına göre değişimini veren bir yakınsama analizi yapılmıştır. Bu analiz için taslağın orta noktasındaki çap büyümesi ölçülmüştür. Döngüsel simülasyonda da aynı model kullanılmıştır. Eleman sayısının 1000 adetten fazla olması durumunda sonuçlarda değişim olmadığı görülmüştür. Bu nedenle 1137 adet eleman kullanılarak hem sonuçlarda hassasiyet ve hem de işlem süresinde kısalık sağlanmıştır.

### 6. PEKLEŞME MODEL PARAMETRELERİNİN KALİBRASYONU İÇİN OPTİMİZASYON (OPTIMIZATION FOR CALIBRATION OF HARDENING MODEL PARAMETERS)

Model parametrelerinin regresyon yöntemi ile bulunmuş olması, elde edilen parametrelerin her türlü plastik deformasyon işlemine uyacağı anlamına gelmemektedir.



Şekil 7. Birleşik model kullanıldığında elde edilen deformasyon ve gerilme çözümleri sonuçları, (a) son adımdaki deformasyon sonuçları (mm), (b) on ikinci adımdaki Hill 48 gerilme dağılımı (MPa) (Deformation and stress solutions obtained using combined model, (a) deformation results in the last load step (mm), (b) Hill 48 stress distribution in the twelfth load step (MPa))



Şekil 8. (a) Döngüsel plastik deformasyon simülasyonu için sonlu elemanlar modeli, (b) döngüsel yer değiştirme adımları ve taslakta oluşan kalıcı şekil değiştirme

((a) Finite element model for simulation of cyclic plastic deformation, (b) the cyclic displacement steps and permanent deformation on the blank)

Her farklı tür plastik deformasyon işlemi için ince ayar (kalibrasyon) olarak adlandırılan gerekli ufak değişikliklerin yapılması gerekmektedir. Bu amaçla optimizasyon işlemi kullanılmıştır. Soğuk dövme işleminde, taslak malzemesine yer değiştirme uygulanmakta ve neticede de taslak içerisinde gerilme ve şekil değiştirmeler oluşmaktadır. Deneysel olarak elde edilmiş olan mutlak değer en büyük gerilmenin, optimizasyonun önerdiği aday değerler kullanılarak yapılan simülasyonda da sağlanması amaçlanmıştır. Optimizasyon için kullanılan amaç fonksiyonu Eş. 21 ile verilmiştir. Optimizasyon işleminde giriş değişkenleri olarak Eş. 22’de verilen malzeme sabitleri kullanılmış ve bunların başlangıç değerleri olarak regresyon işlemi ile elde edilen değerleri girilmiştir. Değişkenler bir alt ve üst sınır içerisinde incelenmiştir (Eş. 23).

$$F(\mathbf{x}) = (\sigma(\mathbf{x})^{tahmin} - \sigma^{deneysel}) \rightarrow \min \quad (21)$$

$$\{\mathbf{x}\} = \{YS, E^t, C_1, \gamma_1, C_2, \gamma_2, C_3, \gamma_3\} \quad (22)$$

$$Alt\ sınır \leq \{\mathbf{x}\} \leq Üst\ sınır \quad (\{\mathbf{x}\} \in R) \quad (23)$$

Burada  $F(\mathbf{x})$  amaç fonksiyonu ve  $\{\mathbf{x}\}$  ise giriş değişkenleri kümesidir. Yapacağımız optimizasyon işleminin matematiksel amacı, simülasyon neticesinde elde edilen gerilme tahmini ile bunların deneysel ölçümleri arasındaki farkta global bir minimumun aranmasıdır. Farkı sıfır veya neredeyse sıfıra getirebilecek en iyi parametre, optimum değere aday bir nokta olacaktır. Hem simülasyon hem de optimizasyon için aynı SE analiz yazılımı kullanılmıştır. Optimizasyon yöntemi olarak GA kullanılmıştır (Tahmini değerlendirme sayısı: 2000, ilk örnek sayısı: 100, her yineleme için örnek sayısı: 100, izin verilen maksimum Pareto yüzdesi: %70, yakınsama stabilitesi yüzdesi: %2, maksimum yineleme sayısı: 1000). Hem dövme hem de döngüsel işlemlerin optimizasyonlarındaki değişkenlerinin alt, üst sınırları Tablo 4’te listelenmiştir. Deneme noktaları, bu sınırlar arasında Kriging [37] dağılımına göre oluşturulmuştur. Sınırlar belirlenirken; matematiksel olarak mümkün olsa da, plastik deformasyon açısından uygun olmayan değişkenlerin oluşmasına izin verilmemiştir. Örneğin  $E^t$  matematiksel olarak negatif olabilse de, pekleşme durumunda imkânsızdır. Bu nedenle, alt sınırı 0 olarak ayarlandı. Üst sınırı ise 1000 MPa ile sınırlandı. Daha büyük

değerler, oval şekilli çevrimi, dikdörtgen bir şekle götürmektedir.

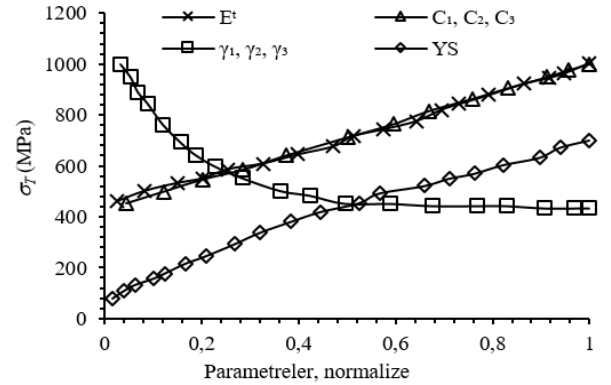
**Tablo 4.** Optimizasyondaki değişkenlerin alt ve üst sınırları (Lower and upper limits of the optimization variables)

Başlangıç değeri	$E^t$ (MPa)	$YS$ (MPa)	$C_1, C_2, C_3$ (MPa)	$\gamma_1, \gamma_2, \gamma_3$
Alt sınır	0	60	1000	0
Üst sınır	1000	500	100000	5000

Monotonik ve döngüsel yükleme durumlarının her biri için ayrı ayrı 10000’er deneme noktası oluşturulmuştur. Optimizasyon işleminde maksimum iterasyon sayısı, bir durma kriteri olarak 1000’e ayarlanmış olsa da, en fazla 11 iterasyon neticesinde optimum değerlerin bulunduğu görülmüştür. Simülasyon çözümleri tüm deneme noktalarında tamamlandıktan sonra, girdi ve çıktı değişkenleri arasındaki ilişkileri verecek fonksiyonlar “response surface” olarak adlandırılan grafikler vasıtasıyla elde edilmiştir.

## 7. SONUÇLAR VE TARTIŞMALAR (RESULTS AND DISCUSSIONS)

Optimizasyon sonucunda optimum değerlerin yanı sıra parametrelerin birbirleri ile ilişkileri de elde edilmektedir. Şekil 9’da parametrelerin ( $YS, E^t, C_1, \gamma_1, C_2, \gamma_2, C_3, \gamma_3$ ) gerilme üzerindeki etkilerini gösteren grafikler verilmiştir.



**Şekil 9.** Model parametreleri ile gerilme arasındaki ilişki (The relationship between stress and the model parameters)

**Tablo 5.** Dövme işlemi için optimum parametreler (The optimums for the forging process)

Modeller	Giriş değişkenleri								Çıkış değişkeni Gerilme (MPa)
	$E^t$ (MPa)	$YS$ (MPa)	$C_1$ (MPa)	$\gamma_1$	$C_2$ (MPa)	$\gamma_2$	$C_3$ (MPa)	$\gamma_3$	
Bilineer	5035,57	400,77	--	--	--	--	--	--	477,84
Chaboche	--	421,63	34981,1	2003,991	342666,2	2009,29	35129,21	1970,30	501,43
Birleşik	385,74	419,13	34966	2000	34256	2000	35135	2000	504,88

**Tablo 6.** Döngüsel çekme-basma işlemi için optimum parametreler (The optimums for the cyclic tensile-compression process)

Modeller	Giriş değişkenleri								Çıkış değişkeni Gerilme (MPa)
	$E^t$ (MPa)	$YS$ (MPa)	$C_1$ (MPa)	$\gamma_1$	$C_2$ (MPa)	$\gamma_2$	$C_3$ (MPa)	$\gamma_3$	
Bilineer	5047,61	300,00	--	--	--	--	--	--	399,06
Chaboche	--	75,00	18107,06	7512,86	36785,94	90	12185,77	90	675,98
Birleşik	121,76	75,97	55148,47	3368,14	12587,60	90	12180,98	90	603,23

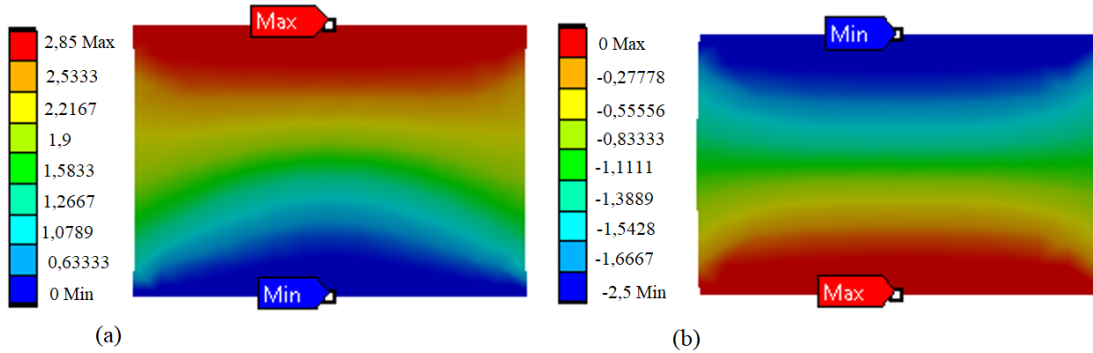
Şekillerde görüleceği üzere;  $C_1$ ,  $C_2$ ,  $C_3$  parametreleri arttıkça tahmin edilen gerilme değeri daha yüksek çıkmaktadır.  $\gamma_1$ ,  $\gamma_2$ ,  $\gamma_3$  parametrelerinin artması ise gerilme tahmininin azalmasına sebep olmuştur. Nihayetinde optimizasyon modülü; GA yöntemi kullanarak, 11 iterasyon içerisinde 980 adet işlem yaparak, Tablo 5 ve Tablo 6'da verilen değerleri en uygun olarak önermektedir. Bu değerler kalibre edilmiş değerlerdir.

Birleşik modelde kalibre edilmiş parametreler kullanılarak yapılan döngüsel çekme-basma simülasyonu sonucunda elde edilen deformasyon ve gerilme çözümleri sırasıyla Şekil 10 ve Şekil 11'de verilmiştir. Uygulanan yükleme adımlarına göre on ikinci adımda çekme ve otuz beşinci adımda ise basma en fazla olduğu için bu basamaklardaki dağılım grafikleri verilmiştir. Çekme strokundaki maksimum gerilme değerinin basmadakinden farklı olduğu görülmektedir. Her strokun sonuna doğru, gerilmenin arttığı görülmüştür. Bu durumların sebebi, Bauschinger etkisi ve pekleşmedir.

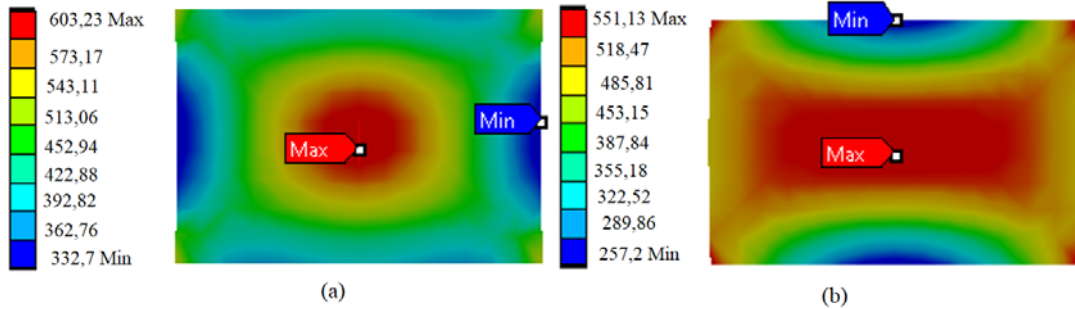
Her bir model için kalibre edilmiş parametreler kullanılarak yapılan yeni dövme simülasyonlarının sonuçları kıyaslamalı olarak Şekil 12'de verilmiştir. Şekil 12a'dan görüleceği gibi tek başına izotropik model, kalibre edildiğinde de pekleşme davranışını tahmin etmede yeterli olmamıştır. Kalibre edilmiş Chaboche ve bileşik modeller, en uyumlu tahminlerde bulunmuşlardır. Şekil 12b'de ise kalibre edilmiş

de olsalar, dövmede kullanılan modellerin, doğası gereği paralel kenarlı bir şekle yol açtığı için döngüsel işlemi modellemede yeterli olmadığı görülmektedir.

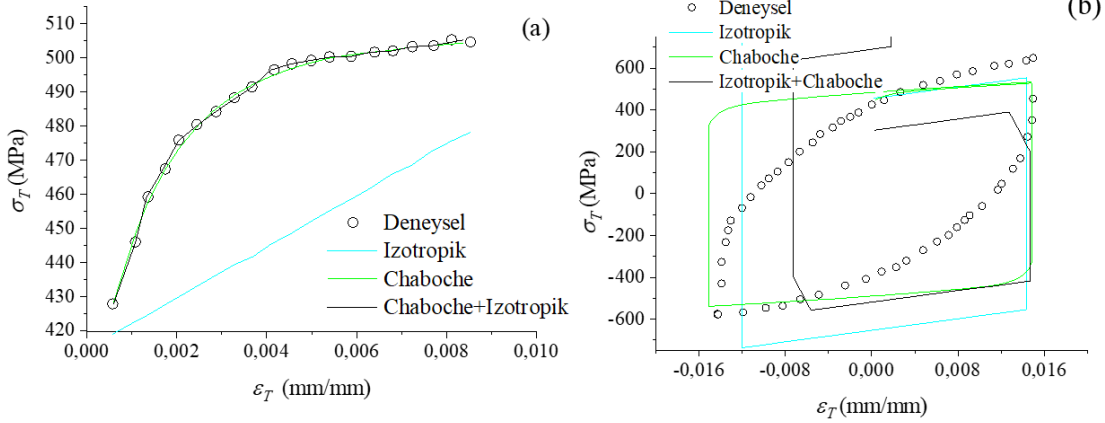
Kalibre edilmiş modeller, döngüsel simülasyonda kullanıldığında, Şekil 13'teki eğriler elde edilmiştir. Tek başına izotropik model, kalibre edildiğinde de deneysel döngü eğrisinin şekline ulaşamamıştır. Tek başına Chaboche ve bileşik modellerin uyumu iyi olmakla birlikte bileşik modelin en iyi uyuma sahip olduğu görülmektedir. Aynı parametrelerin dövme simülasyonunda kullanılması halinde ise Şekil 13b'de görüleceği üzere bir uyum elde edilememektedir. Simülasyonda kalibrasyon öncesi parametreler kullanıldığında, pekleşme eğrilerinin şekillerinde önemli farklılıklar olduğu görülmektedir. Modeller optimizasyon sürecinde değiştirilerek hedeflere uygun hale getirilmişlerdir. İzotropik model kalibrasyon öncesinde de sonrasında da malzeme davranışının modellenmesinde tek başına kesinlikle yeterli olmamıştır. Paralel kenarlı çizgisel yapısı kalibrasyon sonrasında da devam etmiştir. Chaboche veya birleşik modeller pekleşme davranışını tahmin etmede iyidirler. Kinematik pekleşme kuralı, beklendiği gibi simetrik şekil değiştirme kontrollü yüklemeler için histerisiz döngüsünü simüle edebilmektedir. Kalibrasyon işleminin deneysel şekil değiştirme kontrollü histerisiz döngüleri üzerindeki etkileri, Chaboche veya kombine modeller kullanıldığında açıkça görülebilmektedir. Yukarıdaki tartışmaları özetlersek; izotropik kural,



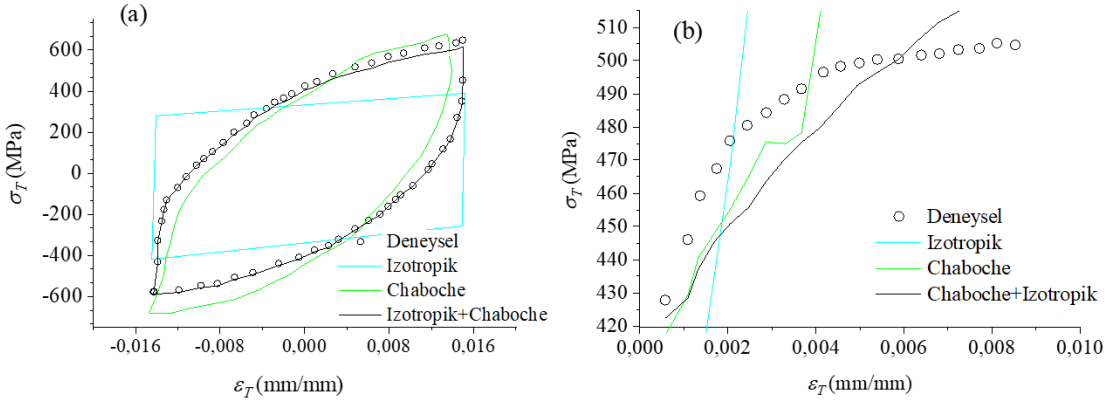
**Şekil 10.** Optimum parametreler kullanıldığında elde edilen deformasyon çözümleri sonuçları (birimler mm, ölçek 1:1) (a) çekmenin en fazla olduğu on ikinci yükleme adımı (b) basmanın en fazla olduğu otuz beşinci yükleme adımı (The results of the deformation solutions obtained when optimized parameters are used (units are mm, scale 1:1) (a) maximum tension in the twelfth loading step, (b) maximum compression in the thirty-fifth loading step)



**Şekil 11.** Optimum parametreler kullanıldığında elde edilen gerilme çözümleri sonuçları (birimler MPa, ölçek 1:1). (a) on ikinci yükleme adımı (b) otuz beşinci yükleme adımı (The results of the stress solutions obtained when optimized parameters are used (units are MPa, scale 1:1) (a) in the twelfth loading step, (b) in the thirty-fifth loading step)



**Şekil 12.** Pekleşme eğrilerinin karşılaştırılması (a) kalibre edilmiş (b) dögüsel proseste monotonic modeller (Comparisons of hardening curves (a) calibrated (b) monotonic model in the cyclic process))



**Şekil 13.** Pekleşme eğrilerinin karşılaştırılması (a) kalibre edilmiş (b) Monotonic proseste dögüsel modeller (Comparisons of hardening curves (a) calibrated (b) cyclic model in the monotonic process))

Chaboche ile birleştirildiğinde hata miktarı azalmaktadır. Ramezaneşat ve Shahbeyk [38] birleşik modellerde, izotropik kural, plastik akışı kısıtladığından dolayı tek başına Chaboche durumunda ortaya çıkan tahmin sapmalarının üstesinden geldiğini ve böylece eğrilerin, tek eksenli deneylerle daha uyumlu olduğunu göstermiştir. Tek eksenli simetrik şekil değiştirme kontrollü çekme/basma testinden elde edilen bir histerisiz dögüsünün [39]'da bildirildiği üzere, parametreleri kalibre etmek suretiyle çok eksenli deformasyonların modellenmesinde kullanılabilceği sonucu ortaya çıkmaktadır. Chaboche modelinin eğrileri iyi temsil etmesi beklense de [7], tek başına kullanıldığında yeterli olmadığı, ancak kombinasyonla kullanılabilceği anlaşılmıştır [20]. Her durumda kalibrasyon yapılmalıdır. Araştırmacılar, sadece tek eksenli test verisini genetik algoritma optimizasyon yöntemiyle kalibre ederek, dögüsel deformasyonları tahmin etmek için kullanmışlardır [15, 17]. Kinematik modeldeki nonlineer terimlerin, malzemenin doğrusal olmayan davranışını yansıtabildiği anlaşılmaktadır.

## 8. SONUÇLAR (CONCLUSIONS)

Bilineer izotropik pekleşme kuralı ile Chaboche'nin kinematik pekleşme kuralı kombine edilmiş olup Hill48

akma kriteri ve ilişkili akış kuralı kullanılarak plastisite modelleri kurulmuştur. Bilineer izotropik pekleşme modelinin katsayıları monotonic çekme testi verisinden ve Chaboche'nin kinematik pekleşme kuralının parametreleri ise dögüsel gerilme-şekil değiştirme testi verisinden belirlenmiştir. Pekleşme kuralının parametrelerini kalibre etmek için genetik algoritma optimizasyon yöntemi uygulanmıştır. Araştırmalar neticesinde elde edilen temel çıkarımlar aşağıda listelenmiştir:

- Şekil değiştirme kontrollü yapılan tek eksenli deney sonuçlarından üretilen model parametrelerinin, kalibre edilmeleri şartıyla, dövme işlemi simülasyonlarında kullanılabilceği sonucuna varılmıştır. Ancak kalibre edilmiş parametreler, malzemenin ve deformasyon işleminin türüne bağlı olduğu için, farklı deformasyon ve malzeme durumlarında hâlihazırdaki bu parametreler yeterli olamayabilecektir.
- AA7075-T6 malzemesinin soğuk dövülmesinde monotonic yükleme durumu için tespit edilmiş olan katsayılarla kurulan modelin, dögüsel duruma uymadığı, hem monotonic hem de dögüsel yükleme durumlarının simülasyonlarında birleşik modelin daha uygun sonuç verdiği görülmüştür.

- Döngüsel yüklenme durumlarının simülasyonlarında kinematik modellerde bulunan  $C_1$ ,  $C_2$ ,  $C_3$  parametreleri arttıkça modelin tahmin ettiği gerilme değeri doğrusal bir biçimde artmaktadır. Bu durum döngü eğrisinde ise köşe yuvarlaklığını artırma yönünde kendisini göstermektedir.  $\gamma_1$ ,  $\gamma_2$ ,  $\gamma_3$  parametrelerindeki artımlar modelin gerilme tahminini eksponansiyel olarak azaltırken, döngü eğrisinin de eğiminde azalmaya sebep olmaktadır. Chaboche'nin  $YS$  parametresi simülasyon sonucunu değiştirmezken, izotropik modeldeki  $YS$ ,  $E'$  parametrelerinin her ikisi de simülasyon üzerinde etkilidir.  $YS$  değerinin artması döngüyü genişletmiş,  $E'$  değerinin artması ise döngü eğrisinin eğimini artırmıştır.
- Monotonik yüklenme durumlarının simülasyonlarında, kalibrasyon öncesinde izotropik pekleşme modelinin tek başına yeterli olduğu kanısı oluşmuşsa bile, kalibrasyon edilmiş birleşik modelin daha uygun sonuç verdiği görülmüştür.

#### KAYNAKLAR (REFERENCES)

1. Prager W., Recent developments in the mathematical theory of plasticity, *J. Appl. Phys.*, 20 (3), 235-241, 1949.
2. Ziegler H., A modification of Prager's hardening rule, *Q. Appl. Math.*, 17 (1), 55-66, 1959.
3. Armstrong P.J. ve Frederick C.O., A mathematical representation of the multiaxial Bauschinger effect, *Mater. High Temp.*, 24 (1), 1-26, 2007.
4. Chaboche J.L., Time-independent constitutive theories for cyclic plasticity, *Int. J. Plast.*, 2 (2), 149-188, 1986.
5. Chaboche J.L., Constitutive-equations for cyclic plasticity and cyclic viscoplasticity, *Int. J. Plast.*, 5 (3), 247-302, 1989.
6. Bouhamed A., Jrad H., Said L.B., Wali M., Dammak F., A non-associated anisotropic plasticity model with mixed isotropic-kinematic hardening for finite element simulation of incremental sheet metal forming process, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 100 (1), 929-940, 2019.
7. Bari S. ve Hassan T., Anatomy of coupled constitutive models for ratcheting simulation, *Int. J. Plast.*, 16 (3), 381-409, 2000.
8. Bari S. ve Hassan T., Kinematic hardening rules in uncoupled modeling for multiaxial ratcheting simulation, *Int. J. Plast.*, 17 (7), 885-905, 2001.
9. Rezaiee-Pajand M. ve Sinaie S., On the calibration of the Chaboche hardening model and a modified hardening rule for uniaxial ratcheting prediction, *Int. J. Solids Struct.*, 46 (16), 3009-3017, 2009.
10. Rouse J.P., Hyde C.J., Sun W., Hyde T.H., Effective determination of cyclic-visco-plasticity material properties using an optimisation procedure and experimental data exhibiting scatter, *Mater. High Temp.*, 30 (2), 117-128, 2013.
11. Rouse J.P., Hyde C.J., Sun W., Hyde T.H., Pragmatic optimisation methods for determining material constants of viscoplasticity model from isothermal experimental data, *Mater. Sci. Technol.*, 30 (1), 54-62, 2014.
12. Broggiato G.B., Campana F., Cortese L., The Chaboche nonlinear kinematic hardening model: calibration methodology and validation, *Meccanica*, 43 (2), 115-124, 2008.
13. Doğru M.H., An improved algorithm for optimization of composite plates using tsai-wu criteria, *Journal of the Faculty of Engineering and Architecture of Gazi University*, 32 (3), 821-829, 2017.
14. Franulović M., Basan R., Prebil I., Genetic algorithm in material model parameters' identification for low-cycle fatigue, *Comput. Mater. Sci.*, 45 (2), 505-510, 2009.
15. Mahmoudi A.H., Pezeshki-Najafabadi S.M., Badnava H., Parameter determination of Chaboche kinematic hardening model using a multi objective Genetic Algorithm, *Comput. Mater. Sci.*, 50 (3), 1114-1122, 2011.
16. Shojaeefard M.H., Behnagh R.A., Akbari M., Givi M.K.B., Farhani F., Modelling and Pareto optimization of mechanical properties of friction stir welded AA7075/AA5083 butt joints using neural network and particle swarm algorithm, *Mater. Des.*, 44, 190-198, 2013.
17. Moslemi N., Gol Zardian M., Ayob A., Redzuan N., Rhee S., Evaluation of sensitivity and calibration of the Chaboche kinematic hardening model parameters for numerical ratcheting simulation, *J Appl Sci*, 9, 2578, 2019.
18. Mahmoudi A.H., Badnava H., Pezeshki-Najafabadi S.M., An application of Chaboche model to predict uniaxial and multiaxial ratcheting, *Procedia Eng.*, 10, 1924-1929, 2011.
19. Badnava H., Pezeshki S.M., Fallah Nejad K., Farhoudi H.R., Determination of combined hardening material parameters under strain controlled cyclic loading by using the genetic algorithm method, *J. Mech. Sci. Technol.*, 26 (10), 3067-3072, 2012.
20. Nath A., Ray K.K., Barai S.V., Evaluation of ratcheting behaviour in cyclically stable steels through use of a combined kinematic-isotropic hardening rule and a genetic algorithm optimization technique, *Int. J. Mech. Sci.*, 152, 138-150, 2019.
21. Chaparro B.M., Thuillier S., Menezes L.F., Manach P.Y., Fernandes J.V., Material parameters identification: Gradient-based, genetic and hybrid optimization algorithms, *Comput. Mater. Sci.*, 44 (2), 339-346, 2008.
22. Kacar İ. ve Kılıç S., Hardening rules, in *Innovative Approaches in Engineering*, Editör: Güngör T., Kılıç G.B., Uyumaz A.Görgülü Ü.S., Gece Kitaplığı, Ankara, Turkey, 175-194, 2018.
23. Sharma V.M.J., Rao G.S., Sharma S.C., George K.M., Low cycle fatigue behavior of AA2219-T87 at room temperature, *Mater. Perform. Charact.*, 3 (1), 103-126, 2014.
24. Kacar İ. ve Toros S., Buckling prevention conditions on cyclic test samples, in *1st International Mediterranean Science and Engineering Congress (IMSEC 2016)*, Adana, Turkey, Cukurova University, 2016.

25. Tang B.T., Zhao G.Q., Wang Z.Q., A mixed hardening rule coupled with Hill48'yielding function to predict the springback of sheet U-bending, *Int J Mater Form*, 1 (3), 169-175, 2008.
26. Qu F., Jiang Z., Lu H., Effect of mesh on springback in 3D finite element analysis of flexible microrolling, *J. Appl. Math.*, 2015 (2), 1-7, 2015.
27. Tong J., Zhan Z.L., Vermeulen B., Modelling of cyclic plasticity and viscoplasticity of a nickel-based alloy using Chaboche constitutive equations, *Int. J. Fatigue*, 26 (8), 829-837, 2004.
28. Ansys(c), Chaboche material curve fitting, in ANSYS Mechanical APDL Material Reference, SAS IP Inc., USA, 143-150, 2011.
29. Oznewman P., Cyclic loading with chaboche kinematic hardening. [Web tutorial], <https://forum.ansys.com/discussion/15401/cyclic-loading-with-chaboche-kinematic-hardening>, Yayın tarihi 2020. Erişim tarihi Dec 12nd, 2021.
30. Atia M.K.S., Clinching of AA7075 Aluminum Sheets, PhD., McMaster University, School of Graduate Studies, Hamilton, Ontario, 2017.
31. Lee J., Park H., Kim S.-J., Kwon Y.-N., Kim D., Numerical investigation into plastic deformation and failure in aluminum alloy sheet rubber-diaphragm forming, *Int. J. Mech. Sci.*, 142-143, 112-120, 2018.
32. Moon C., Thuillier S., Lee J., Lee M.-G., Mechanical properties of solution heat treated Al-Zn-Mg-Cu (7075) alloy under different cooling conditions: Analysis with full field measurement and finite element modeling, *J. Alloys Compd.*, 856, 158180, 2021.
33. Senthil K., Iqbal M.A., Chandel P.S., Gupta N.K., Study of the constitutive behavior of 7075-T651 aluminum alloy, *Int. J. Impact Eng.*, 108, 171-190, 2017.
34. Lu J., Song Y., Hua L., Zhou P., Xie G., Effect of temperature on friction and galling behavior of 7075 aluminum alloy sheet based on ball-on-plate sliding test, *Tribol. Int.*, 140, 105872, 2019.
35. Toros S., Parameters Determination of Yoshida Uemori Model Through Optimization Process of Cyclic Tension-Compression Test and V-Bending Springback, *Lat. Am. J. Solids Struct.*, 13, 1893-1911, 2016.
36. Zhou Z.-y., Yu G.-l., Zheng Q.-y., Ma G.-z., Ye S.-b., Ding C., Piao Z.-y., Wear behavior of 7075-aluminum after ultrasonic-assisted surface burnishing, *J. Manuf. Processes*, 51, 1-9, 2020.
37. Simpson T., Mauery T., Korte J., Mistree F., Comparison of response surface and Kriging models for multidisciplinary design optimization, in 7th AIAA/USAF/NASA/ISSMO Symposium on Multidisciplinary Analysis and Optimization, 12700 Sunrise Valley Drive, Suite 200, Reston, VA 20191-5807, American Institute of Aeronautics and Astronautics, 1998.
38. Ramezansafat H. ve Shahbeyk S., The Chaboche hardening rule: A re-evaluation of calibration procedures and a modified rule with an evolving material parameter, *Mech. Res. Commun.*, 69, 150-158, 2015.
39. Paul S.K., Sivaprasad S., Dhar S., Tarafder M., Tarafder S., Simulation of cyclic plastic deformation response in SA333 C-Mn steel by a kinematic hardening model, *Comput. Mater. Sci*, 48 (3), 662-671, 2010.