

**Çapraz-Kama Haddeleme Prosesinin Teknik Özelliklerinin Türk
ve Belarus Endüstrileri için Detaylandırılması**

Proje No: 107M628

Prof. Dr. Mustafa GÜDEN
Doç. Dr. Bülent YARDIMOĞLU
Y. Müh. Metin ÇAKIRCALI
Y. Müh. Cenk KILIÇASLAN

AĞUSTOS 2010

İZMİR

ÖNSÖZ

Çapraz kama haddelme (ÇKH) üzerine son yıllarda yoğun deneysel ve modelleme çalışmaları yapılmaktadır. Proje kapsamında çalışılan AISI 1045 çeliği ve Ti6Al4V malzeme özellikleri yüksek deformasyon hızlarında ve yüksek sıcaklıklarda belirlenmiş, ÇKH prosesini modellemede kullanılmıştır. Yine proje kapsamında model sonuçları deneysel verilerle doğrulanmıştır. Kullanılan malzeme modeli deformasyon hızı, ısıl analiz ve hasar oluşum kriteri içermesi ile mevcut modellerden daha hassastır. Bu proje ile ilk kez Ti6Al4V alaşımına ÇKH prosesi uygulanmış ve daha önce deneysel olarak gözlenen çapraz şeklindeki kırılma simülasyonlarla doğrulanmıştır. Projede yer alan iki grup, Türkiye (İzmir Yüksek Teknoloji Enstitüsü) ve Belarus (Fizik Teknik Enstitüsü) deneysel ve modelleme çalışmalarını birlikte yürütmüşler; Belarus grubu uzman olduğu ÇKH prosesinde deneysel çalışmaları, Türkiye grubu ise malzeme yapısal denklemlerinin deneysel belirlenmesi ve ÇKH prosesinin modellenmesi çalışmalarını gerçekleştirmişlerdir. Proje kapsamında yapılan deneysel ve modelleme çalışmaları TÜBİTAK Mühendislik Araştırma Grubu ve Belarus Ulusal Bilimler Akademisi tarafından desteklenmiştir.

İÇİNDEKİLER

1. GİRİŞ	12
2. GENEL BİLGİLER.....	13
2.1 Çapraz kama haddeleme işlemi.....	13
2.2 Çapraz kama haddeleme hasar mekanizmaları	14
2.3 Sonlu elemanlar programı ile yapılan simülasyonlar	18
2.4 Projenin amacı ve kapsamı.....	22
3. GEREÇ ve YÖNTEM.....	23
3.1 Malzeme ve malzeme modelleri	23
3.1.1 1045 çeliği JC malzeme modeli	25
3.1.2 Ti6Al4V JC malzeme ve hasar modeli	29
3.2 Çapraz kama haddeleme testleri.....	31
3.2.1 Sürtünme katsayısını belirleme	35
3.2.2 Kuvvet ölçümleri.....	36
3.2.3 Mikroskobik çalışmalar	37
3.3 Modelleme.....	37
3.3.1 Sonlu elemanlar ağı.....	40
3.3.2 Sonlu elemanlar modeli.....	44
3.3.3 Kütle orantılama	47
4. BULGULAR ve TARTIŞMA.....	48
4.1 Sürtünme katsayısını belirleme	48
4.2 Malzeme model doğrulaması	50
4.3 Malzeme modeli.....	53
4.4 Parametrik çalışma	58
4.3 Traktör şaftı modeli.....	86
4.4 Mikroskobik çalışma	92
4.5 Hasar oluşumu.....	99
5. SONUÇLAR	106
Yararlanılan kaynaklar:	108

Tablo Listesi

Tablo 3.1 Çentikli ve çentiksiz numunelerin üç eksenli gerilme parametresi.	25
Tablo 3.2 AISI 1045 çeliği JC model parametreleri.	26
Tablo 3.3 AISI 1045 çeliğin model parametreleri.....	29
Tablo 3.4 Ti6Al4V alaşımı JC-1 ve JC-2 malzeme model parametreleri.	29
Tablo 3.5 Ti6Al4V alaşımının JC hasar model parametreleri.	30
Tablo 3.6 Ti6Al4V model parametreleri.....	31
Tablo 3.7 Kalıp modellerinde kullanılan toplam eleman sayısı.	43
Tablo 4.1 Kontak uzunluğu uzunluğunun haddelme oranı ile değişimi (18 mm çapında ve 60 mm uzunluğunda 1045 çelik numuneler ve haddelme sıcaklığı 1200 °C).	48
Tablo 4.2 ÇKH işleminde haddelme oranı ile değişen P_x kuvveti ve sürtünme katsayısı.....	49
Tablo 4.3 AISI 1045 çeliğinin parametrik ÇKH işlemi çalışmasında incelenen değişkenler..	59
Tablo 4.4 Parametrik çalışmada kullanılan modellerin eleman sayıları (Kalıp-2 ve $\Delta_A=45$)..	59

Şekil Listesi

Şekil 2.1 En yaygın kullanılan ÇKH kalıp türleri: (a) tek hadde, (b) çift hadde, (c) üçlü hadde, (d) içbükey kama ve (e) düz kama (FU, 1993).	13
Şekil 2.2 (a) Düz kama ÇKH kalıpları ve (b) şekillendirme bölgeleri.....	14
Şekil 2.3 ÇKH işlemindeki üç genel kusur: (a) aşırı kayma, (b) yüzey kusuru (boyun verme) ve (c) içsel boşluk (LI, 2002).	15
Şekil 2.4 ÇKH işleminden ($\alpha=15^\circ$, $\beta=7^\circ$ ve $\Delta_A=38.2$) sonra 1100 Al iş parçasında oluşan hasarın yatay kesitte (a) genel ve (b) merkez odak (5x) görünüşü (LI, 2002).	16
Şekil 2.5 (a) Şekillendirme açısının ve indirgeme oranının ($\beta=5^\circ$ ve $d=14$ mm) ve (b) genişletme açısının ve indirgeme oranının ($\alpha=30^\circ$ ve $d=14$ mm) kararlı bölge üzerine etkisi. 17	
Şekil 2.6 İçi boş milin nümerik ve deneysel et kalınlığı değişimi (BARTNICKI, 2004).	18
Şekil 2.7 Orta noktadaki (a) efektif gerilme ve (b) efektif plastik gerinim dağılımı (LI, 2004).	19
Şekil 2. 8 Toplu iğne şekilli iş parçasının haddelme kuvvetleri dağılımı (PATER, 2005). ...	20
Şekil 2.9. (a) İki merdaneli ÇKH işlemi modeli ve (b) farklı sürtünme katsayılarında iş parçası ortasında efektif gerinimin zamanla değişimi ($\alpha=20^\circ$, $\beta=5.25^\circ$, $\Delta_A=38$, kalıp hızı= $0,4$ m s ⁻¹) (LI, 2005).	21
Şekil 2.10. Farklı noktalar için haddelme hızı ile (a) efektif gerinim ve (b) efektif gerinim hızının zamanla değişimi (XIONG, 2006)	22
Şekil 3.1 Çentikli numune geometrisi: R ve a.....	24
Şekil 3.2 (a) Statik ve (b) dinamik testlerde kullanılan Ti6Al4V test numuneleri.....	24
Şekil 3.3 Çentikli Ti6Al4V test numuneleri: R=2, 3 ve 6 mm.....	24
Şekil 3.4 Çentikli Ti6Al4V numunelerin yüksek hız SHBB testi video kayıtları: (a) R=2 mm, (b) R=3 mm ve (c) R=6 mm.....	25
Şekil 3.5 Farklı gerinim hızlarında 900 ve 1100 °C sıcaklıklarında 1045 çeliğinin deneysel ve JC-1 model basma gerilme-gerinim eğrileri.....	26
Şekil 3.6 Oda sıcaklığında farklı gerinim hızlarında 1045 çeliğinin deneysel ve JC-2 model gerilme-gerinim eğrileri.	27
Şekil 3.7 900 °C’de farklı gerinim hızlarında 1045 JC-1 ve JC-2 modeli gerilme-gerinim eğrileri.	27
Şekil 3.8 Farklı sıcaklıklardaki (a) 1 ve (b) 10 s ⁻¹ gerinim hızındaki 1045 JC-1 ve JC-2 modeli gerilme-gerinim eğrileri.	28
Şekil 3.9 (a) Farklı gerinim hızlarında ve 25 °C’de JC-1 modelinin gerilme-gerinim eğrileri ve (b) JC-2 modelinin 900-1100 °C arasında ve 10 ⁻³ s ⁻¹ gerinim hızındaki gerilme-gerinim eğrileri.	30
Şekil 3.10 25 ve 500 °C’de ve 10 ⁻³ ve 10 ⁻¹ s ⁻¹ gerinim hızlarında JC hasar modeli kırılma geriniminin üç eksenli gerilme parametresi ile değişimi ve deneysel kırılma gerinimleri.	31
Şekil 3.11 Malzeme model parametreleri doğrulama deneylerinde kullanılan ÇKH makinesi.	32
Şekil 3.12 Malzeme model parametreleri doğrulama deneylerinde kullanılan kalıbın resmi (Kalıp-1).	32
Şekil 3.13 Farklı ilk sıcaklıklarda ÇKH işlemi yapılmış Ti6Al4V iş parçası resimleri (T _i :iş parçası ilk sıcaklığı).	33
Şekil 3.14 Belarus Ulusal Bilimler Akademisi Fizik Teknik Enstitüsü düz kama tipi ÇKH makinesi ve haddelenmiş parçalar.....	34
Şekil 3.15 Modelde kullanılan düz kamalı kalıp geometrisi (Kalıp-3) teknik resmi ve geometri üzerinde iş parçasının deformasyon adımları.....	34
Şekil 3.16 (a) Kalıp-3 ile ÇKH işlemine tabii tutulmuş 1045 çeliği iş parçası ve (b) son şekil üzerinde indirgeme oranları.	34

Şekil 3.17 (a) İş parçasına etki eden kuvvetler ve (b) P_x ve P_y kuvvetlerinin ÇKH işlemindeki değişimlerinin şematik gösterimi (malzemenin deformasyon sertleşmesi göstermediği durum).	36
Şekil 3.18 ÇKH işleminde kullanılan basınç ölçer örnek resmi.	36
Şekil 3.19 Epoksiye gömülmüş 1045 çeliğinin ÇKH (a) öncesi ve (b) sonrası resimleri.	37
Şekil 3.20 (a) 1045 çeliği ve Ti6Al4V JC malzeme modellerinin doğrulanması için tasarlanan Kalıp-1 ve (b) iş parçası.	38
Şekil 3.21 (a) Parametrik çalışmalarda kullanılan düz kamalı Kalıp-2 ve (b) iş parçası.	38
Şekil 3.22 Belarus Ulusal Bilimler Akademisi Fizik Teknik Enstitüsü tarafından traktör şaftı üretiminde kullanılan kalıp geometrisinin montaj görünüşü (Kalıp-3).	38
Şekil 3.23 Deneysel doğrulamada kullanılan Kalıp-1'in teknik çizimi.	39
Şekil 3.24 Parametrik çalışmada kullanılan Kalıp-2'in teknik çizimi.	40
Şekil 3.25 Üzerindeki deformasyon bölgeleri ve iş parçasının deformasyon adımları gösterilen Kalıp-3'ün teknik çizimi.	40
Şekil 3.26 Kalıp-1 ÇKH işleminde sonlu elemanlar ağı yoğunluğu ve eleman tipleri.	41
Şekil 3.27 Kalıp-2 ÇKH işleminde sonlu elemanlara ayrılmış modelin montaj görüntüsü.	41
Şekil 3.28 Kalıp-3 ÇKH modeli.	42
Şekil 3.29 (a) Sonlu elemanlara ayrılmış iş parçası ve iş parçasının sonlu elemanlar ağı (b) parametrik çalışma (Kalıp-2) için kaba ağ ve (c) karmaşık kalıp sık ağ (Kalıp-3).	43
Şekil 3.30 (a) Sonlu elemanlara ayrılmış çentikli numune ($R=6$ mm) modeli ve çentikli numunelerin SHBB montajlı görünüşleri: (b) $R=2$ mm, (c) $R=3$ mm ve (d) $R=6$ mm.	44
Şekil 3.31 Gerçek ÇKH işlemi ve iş parçasının alt kalıp üzerindeki çukurcuğa yerleştirilmesi (Kalıp-3).	46
Şekil 3.32 Kütle orantılamanın 1045 ÇKH işleminde kalıp kuvvetlerine etkisi ve (b) normal analizler ve kütle orantılama analizleri arasındaki enerji karşılaştırması: $\alpha = 30^\circ$ ve $\beta = 8^\circ$.	47
Şekil 4.1 (a) Kontak kayma gerilmesinin kontak uzunluğu ile değişimi ve (b) kontak normal gerilmesinin haddeleme oranı ile değişimi (18 mm çapında ve 60 mm uzunluğunda 1045 çelik numuneler ve haddeleme sıcaklığı 1200°C).	48
Şekil 4.2 Mümkün olabilecek maksimum sürtünme katsayısının farklı kalıp yüzeyleri için sıcaklıkla değişimi: 1- $R_a=1$ mm, 2- $R_a=40$ μm ve 3- $R_a=2,5$ μm .	49
Şekil 4.3 Çarpan çubuk hızı $15,3 \text{ m s}^{-1}$ olan 2 mm çentikli numunenin SHBB çekme testlerinin (a) model ve deneysel gelen ve iletilen gerilme eğrileri ve (b) çentikli numunelerin SHBB deneyleri ile simülasyon kuvvet-deplasman eğrileri.	50
Şekil 4.4 Dinamik ve statik gerinim hızlarında çentiksiz (4 mm çaplı) ve 3 ile 6 mm çentikli numunelerin deneysel kuvvet-deplasman eğrileri.	51
Şekil 4.5 SHBB test simülasyonlarında kırılma öncesi ve sonrası numune üzerindeki efektif gerinim dağılımları.	52
Şekil 4.6 $t=586$ μs anındaki çentikli numuneler için gerinim hızı dağılımı simülasyon sonuçları.	52
Şekil 4.7 (a) 2, (b) 3 ve (c) 6 mm çentikli numunelerin kırılma sonrası ve (d) 6 mm çentikli numunenin kırılma öncesi numunelerin simülasyon ve deneysel kırılma resimleri karşılaştırması (beyaz çizgi simülasyon).	52
Şekil 4.8 İlk sıcaklığı 25°C olan Ti6Al4V iş parçasının Kalıp-1 ile haddelenmesi işleminde deneysel ve (a) 0,1-0,3 ve (b) 0,3-0,5 sürtünme katsayıları için simülasyon kalıp kuvvetlerinin zamana göre karşılaştırması.	53
Şekil 4.9 İlk sıcaklığı 500 ve 750°C olan Ti6Al4V iş parçasının 25°C 'deki Kalıp-1 ile haddelenmesi işleminde deneysel ve simülasyon teğet kalıp kuvvetlerinin zamana göre değişmesi.	54
Şekil 4.10 İş parçası ilk sıcaklığı (a) 500 ve (b) 750°C 'de ÇKH işlemine tabii tutulmuş Ti6Al4V iş parçalarının simülasyon ve deneysel son şekil karşılaştırılması.	54

Şekil 4.11 İş parçası merkezinden (eleman A), ortasından (eleman B) ve yüzeyinden (eleman C) seçilen elemanlar.....	55
Şekil 4.12 İlk sıcaklığı 25 °C olan Ti6Al4V iş parçası (a) orta ve boyuna kesitlerindeki sıcaklık dağılımı ve (b) farklı sürtünme katsayıları için A, B ve C elemanlarının zamana karşılık sıcaklık değişimi.....	55
Şekil 4.13 İlk sıcaklığı 500 ve 750 °C olan Ti6Al4V iş parçası (a) orta ve boyuna kesitlerindeki sıcaklık dağılımı ve (b) A, B ve C elemanlarının sıcaklığının zamana göre değişimi.....	57
Şekil 4.14 İlk sıcaklığı 500 °C olan Ti6Al4V iş parçasının xy kesitinde farklı işlem zamanlarında oluşan sıcaklık dağılımı.....	57
Şekil 4.15 Haddelenmiş Ti6Al4V iş parçası ve çekme testi numunesi resimleri.....	58
Şekil 4.16 İlk sıcaklığı 750 (JC-2 malzeme modeli) ve 1050 °C (JC-1 malzeme modeli) olan 1045 çeliği ÇKH işlemi deneysel ve simülasyon teğet kalıp kuvvetleri zamana göre değişimi.....	58
Şekil 4.17 İş parçası üzerinde seçilen merkez, orta ve yüzey noktaları: A, B ve C.....	59
Şekil 4.18 (a) İş parçası son şekli ve (b) alan indirgemesi ile son şeklin değişimi.....	60
Şekil 4.19 Farklı alan indirgemesinde kalıp kuvvetlerinin zamanla değişimi ($\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$).	60
Şekil 4.20 (a) Alan indirgemesinin son sıcaklık dağılımı üzerine etkisi ve (b) iş parçası merkez, orta ve yüzey sıcaklığının zamana karşılık değişimi ($\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$).....	61
Şekil 4.21 xy ve yz kesitlerinde efektif gerinim dağılımı (a) $\Delta_A=31.7$ ve (b) $\Delta_A=51.6$ ($\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$).	62
Şekil 4.22 Farklı alan indirgemesinde A, B ve C noktalarında efektif gerinimin zaman ile değişimi ($\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$).	62
Şekil 4.23 (a) $\Delta_A=31.7$ için $t=0,1, 0,3, 0,9$ ve $1,9$ s'de yz kesitinde efektif gerilme dağılımı ve A, B ve C noktalarında efektif gerilmenin zamanla değişimi (a) $\Delta_A=31,7$ ve (c) $\Delta_A=51,6$ ($\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$).	63
Şekil 4.24 Farklı alan indirgemesinde efektif gerilmenin zaman ile değişimi, (a) A, (b) B ve (c) C noktası ($\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$).	64
Şekil 4.25 $\Delta_A=31.7$ için $t=0,1, 0,3, 0,9$ ve $1,9$ s'de yz kesitinde maksimum asal gerilme dağılımı ve A, B ve C noktalarında maksimum asal gerilmenin zamanla değişimi (b) $\Delta_A=31.7$ ve (c) $\Delta_A=51.60$ ($\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$).	65
Şekil 4.26 Farklı alan indirgemesinde maksimum asal gerilmenin zaman ile değişimi, (a) A, (b) B ve (c) C noktası ($\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$).	66
Şekil 4.27 $\Delta_A=31,7$ için $t=0,1, 0,3, 0,9, 1,9$ s'de yz kesitinde üç eksenli gerilme parametresi dağılımı ve A, B ve C noktalarında üç eksenli gerilme parametresinin zamanla değişimi (b) $\Delta_A=31,7$ ve (c) $\Delta_A=51,60$ ($\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$).	67
Şekil 4.28 Farklı alan indirgemesinde üç eksenli gerilme parametresinin zaman ile değişimi, (a) A, (b) B ve (c) C noktası ($\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$).	68
Şekil 4.29 A, B ve C noktalarında efektif gerinim hızının zamanla değişimi (b) $\Delta_A=31,7$ ve (c) $\Delta_A=51,6$ ($\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$).	69
Şekil 4.30 Kalıp kuvvetinin farklı (a) α ve (b) β değerleri için zamanla değişimi.....	70
Şekil 4.31 Farklı (a) α ve (b) β değerleri ($\Delta_A=45,36$) için xy ve yz kesitinde iş parçasındaki son sıcaklık dağılımı ve farklı (c) α ve (d) β değerleri ($\Delta_A=45,36$) için iş parçası merkez, orta ve yüzey sıcaklıklarının zamanla değişimi.....	71
Şekil 4.32 Farklı zamanlarda ($t=0,1, 0,3, 0,9$ ve $1,9$ s) iş parçasında efektif gerinim dağılımı, $\Delta_A=45.36$, $\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$	72
Şekil 4.33 Farklı α değerleri için (a) A, (b) B ve (c) C noktalarında efektif gerinimin zamanla değişimi, $\Delta_A=45,36$ ve $\beta=8^\circ$, ve farklı β değerleri için (d) A, (e) B ve (f) C noktalarında efektif gerinimin zamanla değişimi, $\Delta_A=45,36$ ve $\alpha=30^\circ$	73

Şekil 4.34 Farklı zamanlarda ($t=0,1, 0,3, 0,9$ ve $1,9$ s) iş parçasında efektif gerilme dağılımı, $\Delta_A=45,36$, $\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$	74
Şekil 4.35 Farklı α değerleri için (a) A, (b) B ve (c) C noktalarında efektif gerilmenin zamanla değişimi, $\Delta_A=45,36$ ve $\beta=8^\circ$, ve farklı β değerleri için (d) A, (e) B ve (f) C noktalarında efektif gerilmenin zamanla değişimi, $\Delta_A=45,36$ ve $\alpha=30^\circ$	75
Şekil 4.36 Farklı zamanlarda ($t=0,1, 0,3, 0,9$ ve $1,9$ s) iş parçasında maksimum asal gerilme dağılımı, $\Delta_A=45,36$, $\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$	76
Şekil 4.37 Farklı α değerleri için (a) A, (b) B ve (c) C noktalarında maksimum asal gerilmenin zamanla değişimi, $\Delta_A=45,36$ ve $\beta=8^\circ$ ve farklı β değerleri için (d) A, (e) B ve (f) C noktalarında maksimum asal gerilmenin zamanla değişimi, $\Delta_A=45,36$ ve $\alpha=30^\circ$	77
Şekil 4.38 Farklı zamanlarda ($t=0,1, 0,3, 0,9$ ve $1,9$ s iş) parçasında üç eksenli gerilme parametresi dağılımı, $\Delta_A=45,36$, $\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$	78
Şekil 4.39 Farklı α değerleri için (a) A, (b) B ve (c) C noktalarında üç eksenli gerilme parametresinin zamanla değişimi, $\Delta_A=45,36$ ve $\beta=8^\circ$ ve farklı β değerleri için (d) A, (e) B ve (f) C noktalarında üç eksenli gerilme parametresinin zamanla değişimi, $\Delta_A=45,36$ ve $\alpha=30^\circ$	79
Şekil 4.40 Farklı (a) α ve (b) β değerleri için A noktasındaki efektif gerilme hızının zamanla değişimi, $\Delta_A=45,36$ ve $\beta=8^\circ$ ve (c) A, B ve C noktalarında efektif gerilme hızının zamanla değişimi, $\Delta_A=45,36$ ve $\alpha=30^\circ$, $\beta=8^\circ$	80
Şekil 4.41 Farklı sürtünme katsayılarında A, B ve C noktalarında sıcaklık dağılımı ($\alpha=30^\circ$, $\beta=8^\circ$ ve $\Delta_A=31,75$).....	82
Şekil 4.42 Farklı sürtünme katsayılarında (a) A, (b) B ve (c) C noktalarında efektif gerilimin zamanla değişimi ($\alpha=30^\circ$, $\beta=8^\circ$ ve $\Delta_A=31,75$).....	82
Şekil 4.43 Farklı sürtünme katsayılarında (a) A, (b) B ve (c) C noktalarında efektif gerilmenin zamanla değişimi ($\alpha=30^\circ$, $\beta=8^\circ$ ve $\Delta_A=31,75$).....	83
Şekil 4.44 Farklı sürtünme katsayılarında (a) A, (b) B ve (c) C noktalarında maksimum asal gerilmenin zamanla değişimi ($\alpha=30^\circ$, $\beta=8^\circ$ ve $\Delta_A=31,75$).....	84
Şekil 4.45 Farklı sürtünme katsayılarında (a) A, (b) B ve (c) C noktalarında üç eksenli gerilme parametresinin zamanla değişimi ($\alpha=30^\circ$, $\beta=8^\circ$ ve $\Delta_A=31,75$).....	85
Şekil 4.46 Farklı sürtünme katsayılarında (a) A, (b) B ve (c) C noktalarında efektif gerilme hızının zamanla değişimi ($\alpha=30^\circ$, $\beta=8^\circ$ ve $\Delta_A=31,75$).....	86
Şekil 4.47 Traktör şaftı analizi için seçilen A, B, C ve D noktaları; (a) $t=0$ s ve (b) $t=1,5$ s sonrası.....	87
Şekil 4.48 1045 çelik iş parçasının $t=1$ s sonrası efektif gerilme dağılımı (a) izometrik ve (b) yz kesit görüntüleri.....	87
Şekil 4.49 1045 çelik iş parçasının $t=1$ s sonrası sıcaklık dağılımı (a) izometrik ve (b) yz kesit görüntüleri.....	88
Şekil 4.50 1045 çelik iş parçasının $t=1,5$ s sonrası (a) efektif gerilme ve (a)sıcaklık dağılımı görüntüleri.....	88
Şekil 4.51 1045 çelik iş parçası A, B, C ve D noktaları için (a) efektif gerilme, (b) sıcaklık ve (c) efektif gerilme hızının zamanla değişimi ve (d) kalıp kuvvetlerinin zamanla değişimi.....	89
Şekil 4.52 Ti6Al4V iş parçasının $t=1$ s sonrası efektif gerilme dağılımı (a) izometrik ve (b) yz kesit görüntüleri (JC-1 malzeme modeli).....	90
Şekil 4.53 Ti6Al4V iş parçasının $t=1$ s sonrası sıcaklık dağılımı (a) izometrik ve (b) yz kesit görüntüleri (JC-1 malzeme modeli).....	90
Şekil 4.54 Ti6Al4V parçasının $t=1,5$ s sonrası (a) efektif gerilme ve (a)sıcaklık dağılımı (JC-1 malzeme modeli).....	91
Şekil 4.55 Ti6Al4V iş parçası A, B, C ve D noktaları için (a) efektif gerilme, (b) sıcaklık ve (c) efektif gerilme hızının zamanla değişimi ve (d) kalıp kuvvetlerinin zamanla değişimi.....	91

Şekil 4.56 ÇKH işleminden önce 1045 çelik iş parçasının mikro yapısı; (a) orta kısımlar ve (b) kenara yakın kısımlar.	92
Şekil 4.57 ÇKH işleminden sonra 1045 çeliğinde oluşan (a) sıcaklık ve (b) efektif gerinim dağılımı.	93
Şekil 4.58 ÇKH işleminde 1045 çeliğin mikro yapısı: bölge (a) 1, (b) 2, (c) 3 ve (d) 4.	93
Şekil 4.59 ÇKH işlemine tabi tutulmuş ve tutulmamış 1045 çeliği iş parçalarının çekme gerilme-gerinim eğrileri.	94
Şekil 4.60 Ti6Al4V çubuk üretim aşamaları.	95
Şekil 4.61 Çubuk boyunca oluşan mikro yapıyı gösteren (a) optik ve (b) ve (c) SEM resimleri, ve (d) çubuğun kesitinde oluşan mikro yapıyı gösteren SEM resmi (ekstrüzyon yönüne normal).	95
Şekil 4.62 (a) 1000 °C 'de gerçekleştirilen ÇKH işleminden sonra oluşan Ti6Al4V iş parçası kesiti, (b) sıcaklık ve (c) ÇKH işleminden sonra iş parçasında meydana gelen efektif gerinim dağılımı.	96
Şekil 4.63 ÇKH işlemine tabi tutulmuş (1000 °C) Ti6Al4V iş parçasında daneleri gösteren (a) optik mikroskop ve (b) SEM resimleri ve (c) Widmanstätten yapısını ve (d) iş parçası yüzeyine yakın kısmın mikro yapısı gösteren SEM resimleri.	97
Şekil 4.64 Kalıp-1 ile 25 °C'de ÇKH işlemine tabii tutulan Ti6Al4V'nin (a) ÇKH öncesi (b) ÇKH işleminden sonra omuz bölgesi ve (c) yayılma bölgesi mikro yapıları (beyaz bölgeler β fazıdır).	98
Şekil 4.65 ÇKH işlemine tabi tutulmuş Ti6Al4V iş parçasının genişletme bölgesinin mikro yapısı; (a) 25 °C, (b) 500 °C ve (c) 750 °C (beyaz bölgeler β fazıdır).	98
Şekil 4.66 Efektif gerinim dağılımı; (a) kırılma öncesi ve (b) kırılma sonrası, kalıp hızı 0,107 m s ⁻¹	100
Şekil 4.67 Kalıplar üzerinde kırılmanın başladığı nokta, kalıp hızı 0,107 m s ⁻¹	100
Şekil 4.68 Üç eksenli gerilme parametresi dağılımı (a) kırılma öncesi ve (b) kırılma sonrası, kalıp hızı 0,107 m s ⁻¹	101
Şekil 4.69 Efektif gerinim dağılımı (a) kırılma öncesi ve (b) kırılma sonrası, kalıp hızı 0,215 m s ⁻¹ ve (c) kırılma öncesi ve (d) kırılma sonrası, kalıp hızı 0,422 m s ⁻¹	102
Şekil 4.70 Üç eksenli gerilme parametresi dağılımı (a) kırılma öncesi ve (b) kırılma sonrası, kalıp hızı 0,215 m s ⁻¹ ve (c) kırılma öncesi ve (d) kırılma sonrası, kalıp hızı 0,422 m s ⁻¹	102
Şekil 4.71 Farklı kalıp hızlarında iş parçasının xy kesitinde orta kesitte oluşan üç eksenli gerilme parametresi dağılımı.	103
Şekil 4.72 İş parçasının xy kesitinde orta kesitte farklı zamanlardaki maksimum asal gerilme.	104
Şekil 4.73 Seçilen Ti6Al4V alaşımı için 600 °C'de ÇKH işleminde simülasyon sonucu genişletme açısı ve alan indirgemesine bağlı güvenli ve kırılma bölgeleri.	105

ÖZET

Çapraz kama haddemele (ÇKH) üzerine son yıllarda yoğun deneysel ve modelleme çalışmaları yapılmaktadır. Çalışılan bu proje, ÇKH üzerine yapılan çalışmaların ötesinde daha detaylı deneysel ve modelleme çalışmalarını kapsamalarının yanında, modellemede kullanılan malzeme özelliklerinin yüksek deformasyon hızlarında ve yüksek sıcaklıklarda belirlenmesini ve dolayısıyla daha hassas modelleme sonuçlarının elde edilmesini hedeflemiştir. Proje kapsamında, AISI 1045 çeliği ve Ti6Al4V alaşımı iş parçalarının ÇKH işlemi üzerindeki şekillendirme açısı, genişletme açısı, alan indirgemesi ve sürtünme katsayısı parametrelerinin etkileri ısı-mekanik model analiziyle nümerik olarak araştırılmıştır. Yapılan nümerik analizler deneysel olarak ölçülen kalıp kuvvetleri ile doğrulanmıştır. Oda sıcaklığında gerçekleştirilen ÇKH işleminde, başlangıçta sürtünme katsayısı düşük olsa bile deformasyon esnasında oluşan ısınmadan dolayı yükselmektedir. Simülasyonlarda sürtünme katsayısı deneysel olarak belirlenen ortalama değer olan 0,5 alınmıştır. Ti6Al4V için belirlenen malzeme ve hasar modelleri Split Hopkinson Basınç Bar test sisteminde çentikli numunelere yapılan testlerle doğrulanmıştır. İş parçasının düşük ve yüksek sıcaklıklarda ÇKH işleminde, sıcaklığın, efektif gerinimin, efektif gerilmenin, maksimum asal gerilmenin, ortalama gerilmenin, üç eksenli gerilme parametresinin ve efektif gerinim hızının zamanla değişimi ısı-mekanik analizlerle belirlenmiştir. Analizler, iş parçası üzerindeki sıcaklığın işlem sırasında homojen dağılmadığı göstermiştir. Düşük sıcaklıkta yapılan ÇKH işleminde iş parçası sıcaklığı artarken yüksek sıcaklıkta yapılan işlemde iş parçası sıcaklığı düşmektedir. Analizler, çalışılan proses parametre aralığında alan indirgemesinin ve genişletme açısının kalıp kuvvetleri, gerinim ve gerilmeler üzerinde en etkin işlem parametreleri olduğunu göstermiştir. Her iki parametrenin artışı ile kalıp kuvvetleri artmaktadır. Daha önce deneysel olarak gözlenen iş parçasının orta kesitinde oluşan çapraz kırılma simülasyonlarla doğrulanmıştır. İş parçası mikro yapısının ilk işlem sıcaklığı tarafından etkilendiği gösterilmiştir. İlk kez ÇKH prosesi uygulanan Ti6Al4V alaşımı için seçilen bir sıcaklıkta alan indirgemesi ve genişletme açılarına bağlı kırılma indeksi çıkartılmıştır.

Anahtar kelimeler: Çapraz kama haddemele, 1045 çelik, Ti6Al4V, simülasyon

ABSTRACT

In recent years, there have been intense experimental and modeling investigations on the Cross-Wedge Rolling (CWR) deformation processes. The conducted project besides offering the detailed experimental and numerical investigations over the existing literature, focused on the determination of the materials properties of the used model experimentally at high strain rates and elevated temperatures; hence targeted more accurate modeling results. The effect of process parameters including forming angle, stretching angle, area reduction and friction coefficient on the CWR of AISI 1045 steel and Ti6Al4V alloy workpiece was investigated numerically using thermo-mechanical model analysis. The numerical simulations were further validated by the experimentally measured tool forces. It was shown in room temperature CWR process that although the friction coefficient was initially relatively low, it increased during the CWR due to the heating. A mean value friction coefficient of 0.5 which was determined experimentally was used in the simulations. The material flow and damage model of Ti6Al4V were further confirmed thorough the testing of notched specimens in Split Hopkinson Pressure Bar. The thermo-mechanical analysis showed the variations of the temperature, effective strain and stress, maximum principal stress, mean stress, stress triaxiality and strain rate of the workpiece as function of time in high and low temperature CWR process. The temperature distribution in the workpiece was shown to be non-uniform during CWR process. When the initial temperature of the workpiece was relatively low, the workpiece temperature increased, a heating effect of the plastic deformation, while higher initial temperatures caused the cooling of the workpiece. The most significant process parameters on the deformation of the workpiece in CWR were shown, for the studied range of parameters, to be the area reduction and stretching angle. Both were found to increase the tool forces. The previously observed cruciform shaped crack formation at the midsections of the workpiece in CWR was confirmed numerically. It was also shown that the final microstructure of the workpiece was greatly affected by the workpiece initial temperature. For the studied Ti6Al4V alloy, a failure index was formed as function of area reduction and stretching angle at a selected CWR temperature.

Key words: Cross-wdge rolling, 1045 steel, Ti6Al4V, simulation

1. GİRİŞ

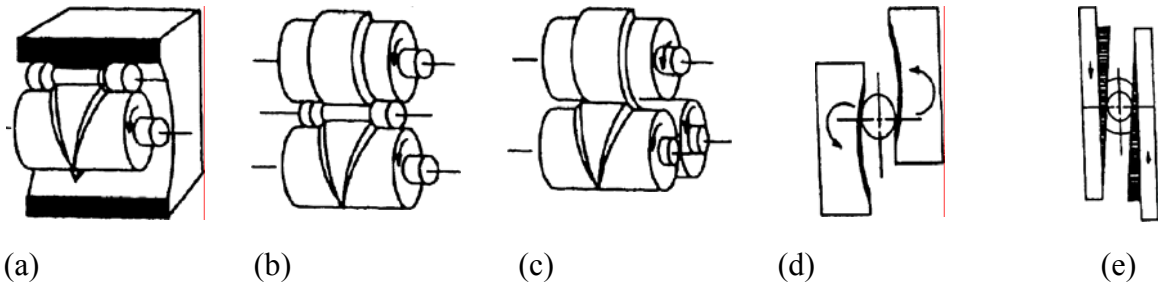
Çapraz Kama Haddeme (ÇKH) iş parçasına teğet fakat birbirine karşı hareket eden düz plakalar üzerine yada merdaneler üzerine oluşturulmuş iki adet kama arasındaki silindirik iş parçasının adımlı aksel parçalara dönüştürüldüğü bir plastik şekillendirme işlemidir. Bu işlem silindir veya düz kalıplar arasında genellikle yüksek sıcaklıkta yapılmaktadır. ÇKH işlemi geometrik parametrelerinin iş parçası deformasyonuna ve hasar oluşumuna etkilerini belirlemek için sonlu elemanlar model analizleri yapılmıştır (DONG, 2000a; DONG, 1998; LI, 2005; DONG, 2000b; LI, 2004). Yapılan bu sonlu elemanlar analizlerinde iş parçasının sürtünme ve plastik deformasyon ile ısınması ve aynı zamanda iletim ve yayılım ile soğuması ihmal edilmiştir. Isıl ve mekanik analizlerin birlikte kullanılması ile iş parçasının ÇKH işlemi esnasındaki deformasyonunun daha doğru belirleneceği öngörülmektedir. Son yıllarda yapılan ısıl-mekanik sonlu eleman analizlerinde, iş parçasının kalıp ile temas halinde iken soğuduğu ve temas olmadığı durumda ise ısındığı gösterilmiştir (LI, 2006; YING, 2007). Yine bu çalışmalarda iş parçası orta kesit sıcaklığının deformasyon esnasında yükselmesi ve azalmasının iş parçasının başlangıç sıcaklığına bağlı olduğu gösterilmiştir.

Proje kapsamında, ÇKH işleminde iş parçası deformasyonunda etkili olacağı düşünülen proses parametreleri ısıl-mekanik analizlerle incelenmiştir. Çalışılan AISI 1045 çeliği ve Ti6Al4V alaşımı için malzeme özellikleri yüksek deformasyon hızlarında ve yüksek sıcaklıklarda belirlenerek ÇKH işleminin modellenmesinde kullanılmıştır. Modelleme işlemi LS-DYNA programı ile gerçekleştirilmiş ve model sonuçları ÇKH makinesinde bir kalıp ile yapılan deneylerden elde edilen kalıp kuvvetleri ile doğrulanmıştır. Kullanılan model deformasyon hızı, ısıl analiz ve hasar oluşum kriteri içermesi ile mevcut modellerden daha hassastır. ÇKH prosesinin en önemli tasarım kriteri ise haddeme sonucunda malzemede oluşan mikro yapının tayin ve özellikle orta kesitte oluşabilecek hasarların azami seviyelere indirgenmesidir. Bu proje ile ilk kez Ti6Al4V alaşımına ÇKH prosesi uygulanmış ve hasar oluşumu simüle edilerek kırılma performans indeksi çıkartılmıştır.

2. GENEL BİLGİLER

2.1 Çapraz kama haddeleme işlemi

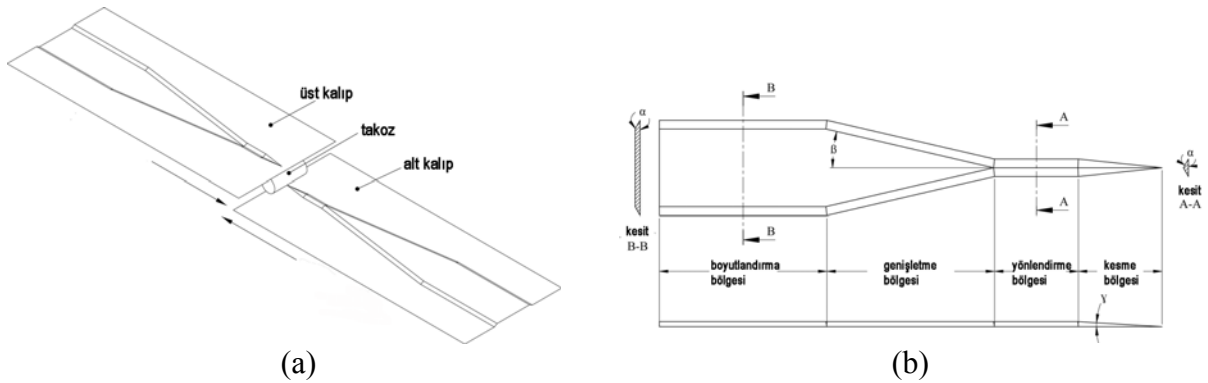
ÇKH, iş parçasına teğet fakat birbirine karşı hareket eden düz plakalar yada merdaneler üzerine oluşturulmuş iki adet kama arasındaki silindirik iş parçasının adımli aksenal parçalara dönüştürüldüğü bir plastik şekillendirme işlemidir. ÇKH makinesi üzerine bir ile üç arasında kama montaj edilmiş merdanelerden veya düz kama şeklindeki kalıplardan oluşur, Şekil 2.1(a-e). Sıcak haddeleme işlemlerinde iş parçası önce bir fırında ısıtılır ve daha sonra kalıp üzerindeki boşluğa yerleştirilir. ÇKH işleminin diğer geleneksel şekillendirme işlemlerine göre avantajları şöyledir (HU, 1985; FU, 1993; PATER, 1997; DONG, 1998); (i) proses otomasyonu ve düşük işletim maliyeti, (ii) yüksek üretim miktarları ve düşük hammadde maliyeti (geleneksel şekillendirme metotlarına göre verimlilik 5 ila 20 kat arası daha yüksektir), (iii) hammadde tasarrufu (iş parçası uç kesimi ve gerekirse taşlama sonrası atılan hammadde %10'dan daha azdır), (iv) iyi ürün kalitesi (ÇKH, iş parçasının metal şekillendirme ile istenen boyutlara getirildiği bir işlem olduğu için metal mikro yapısı sürekli ve incedir) ve (v) çevreye daha az zararlı madde atılır (proses çevreye zararlı yağlama akışkanlarına gerek duymaz). Bahsedilen önemli avantajlarına rağmen, ÇKH işlemi metal şekillendirme endüstrisi tarafından yaygın olarak kullanılmamaktadır. Bunun temel nedeni iş parçası deformasyonu, sürtünme ve hasar mekanizması hakkında yeterli teknik bilgiye sahip olunmaması ve kalıp tasarımının karmaşık ve zor olmasıdır. Kalıp ile iş parçası arasındaki etkileşim kesin ve güvenilir olarak belirlenemediğinden ÇKH işleminin otomasyonu da zordur. Tek bir ürün tasarımı için pek çok deneme yapılmalıdır. Bu tür tasarım teknikleri tecrübe ve deneme yanılma yöntemini temel alır ki bu çoğu zaman güvenilmeyen, zaman kaybettirici ve pahalı bir işlemdir (DONG, 1998).



Şekil 2.1 En yaygın kullanılan ÇKH kalıp türleri: (a) tek hadde, (b) çift hadde, (c) üçlü hadde, (d) içbükey kama ve (e) düz kama (FU, 1993).

ÇKH işleminde, kama üzerinde iş parçasının şekillendiği dört adıma karşılık gelen dört bölge vardır (Şekil 2.2(a) ve (b)). Bunlar sırasıyla şöyledir (YING, 2007; HU, 1985):

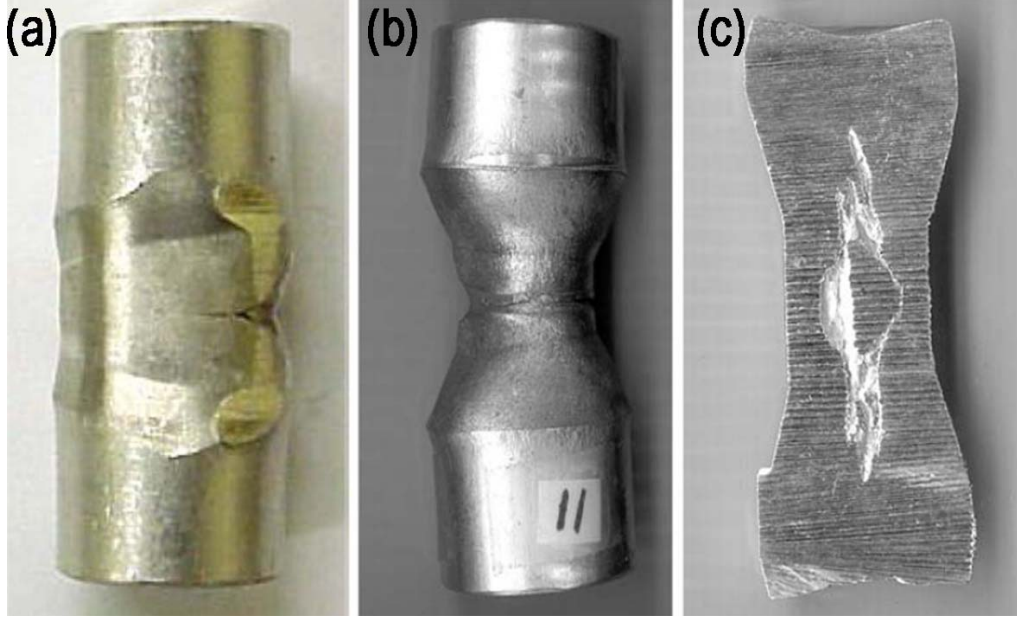
1. Kesme bölgesi: bu ilk bölgede (γ) eğim açısı sıfırdan başlar ve toplam yüzde alan indirgemesine, ($\Delta_A=100[1-(d_0/d)^2]$), d_0 ilk çap ve d ise son çaptır) veya indirgeme oranına ($\delta=d_0/d$) kadar artar. Bu bölgede silindirik iş parçası çevresinde v-şeklinde yiv açılır.
2. Yönlendirme bölgesi: bu bölgede, iş parçası üzerinde oluşturulan v-şeklindeki yiv silindir çevresince düzgün devam eder. Kama profili değişmez. Alan indirgemesi artık sabittir ve işlem sonuna kadar değişmez.
3. Genişletme bölgesi: bu bölgede kalıp üzerindeki kama genişliği artar ve iş parçası genişletme açısı (β) değerinde uçlara doğru açılır. İş parçası omuzlarda şekillendirme açısı (α) ile deforme olur.
4. Boyutlandırma bölgesi: iş parçasının son şeklini aldığı bölgedir. Boyutlar ve yüzey kalitesi bu bölgede verilir. Genişletme açısı sıfırdır ve kama profili değişmez. Bu bölge sonunda yer alan kesiciler iş parçasını uçlardan keser ve fazlalıklar atılır.



Şekil 2.2 (a) Düz kama ÇKH kalıpları ve (b) şekillendirme bölgeleri.

2.2 Çapraz kama haddemele hasar mekanizmaları

ÇKH işleminde birçok hasar mekanizması mevcut ve metal şekillendirme endüstrisinde yaygın olarak kullanılmasına engel olan başlıca sebep bu mekanizmalardır. Oluşan hasarlar üç genel gruba ayrılmıştır (LI, 2008). Bunlar: (a) aşırı kayma, (b) yüzey kusurları (boyun verme, spiral yivler ve katlanma) ve (c) içsel boşluklardır (Şekil 2.3).



Şekil 2.3 ÇKH işlemindeki üç genel kusur: (a) aşırı kayma, (b) yüzey kusuru (boyun verme) ve (c) içsel boşluk (LI, 2002).

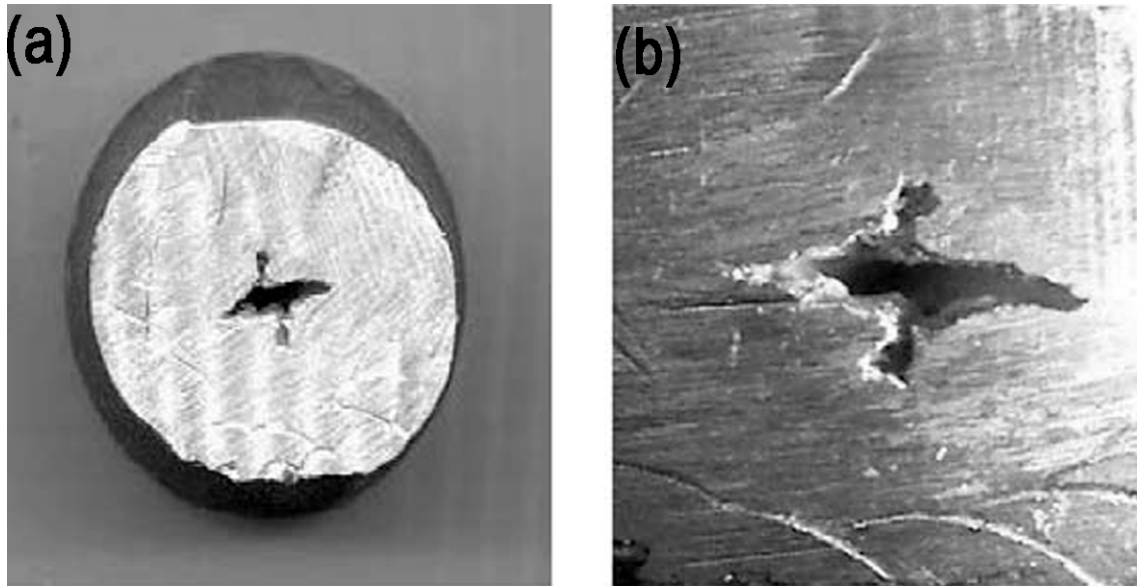
Kayma, kalıp ilerlemesi ile iş parçası devri arasındaki farktan kaynaklanmaktadır. Kalıp ile iş parçası arasındaki kayma (S) aşağıdaki denklemlerle hesaplanır,

$$S = \frac{u_t - u_w}{\pi d} \quad (2.1)$$

Burada, u_t kalıp doğrusal yer değiştirmesi ve u_w iş parçası doğrusal yer değiştirmesidir. Aşırı kayma iş parçasının hizalamasını bozarak çarpık kesitli ve hatalı şekillendirmeye neden olmaktadır. Kayma ÇKH işlemi sürecinde kademeli olarak artmaktadır (DONG, 1998). Sürtünme sabitine oldukça duyarlı olan kayma, sürtünmenin kritik bir değere kadar artması (0,3) ile azalmaktadır (DONG, 1998; DONG, 2000a). Sürtünme katsayısını artırmak ve kaymayı engellemek için kesme ve yönlendirme bölgeleri üzerine dişler/çentikler açılmaktadır. Şekillendirme açısının azalması ve alan indirgemesinin artırılması ile kaymanın arttığı da bulunmuştur. Kayma hızı kesme bölgesinde en yüksek değere çıkmakta, yönlendirme bölgesinde ise sabit kalmaktadır (DONG, 1998; DONG, 2000a). Li ve Lovel (LI, 2005) analitik ve üç boyutlu sonlu elemanlar metodu ile kaymayı karakterize etmiştir. Sürtünme azaldıkça global kaymanın azaldığı gösterilmiş ve kritik sürtünme katsayısının 0,2 ile 0,3 arasında olduğu belirlenmiştir. Çalışılan $\alpha=30^\circ-40^\circ$ aralığında, şekillendirme açısının artması ile global kaymanın arttığı bulunmuştur. Urankar ve diğerleri (URANKAR, 2006a) içi boş 6061T6 Al iş parçasının kayma kritik sürtünme katsayısının, içi dolu iş parçasının iki katı olduğunu göstermişlerdir.

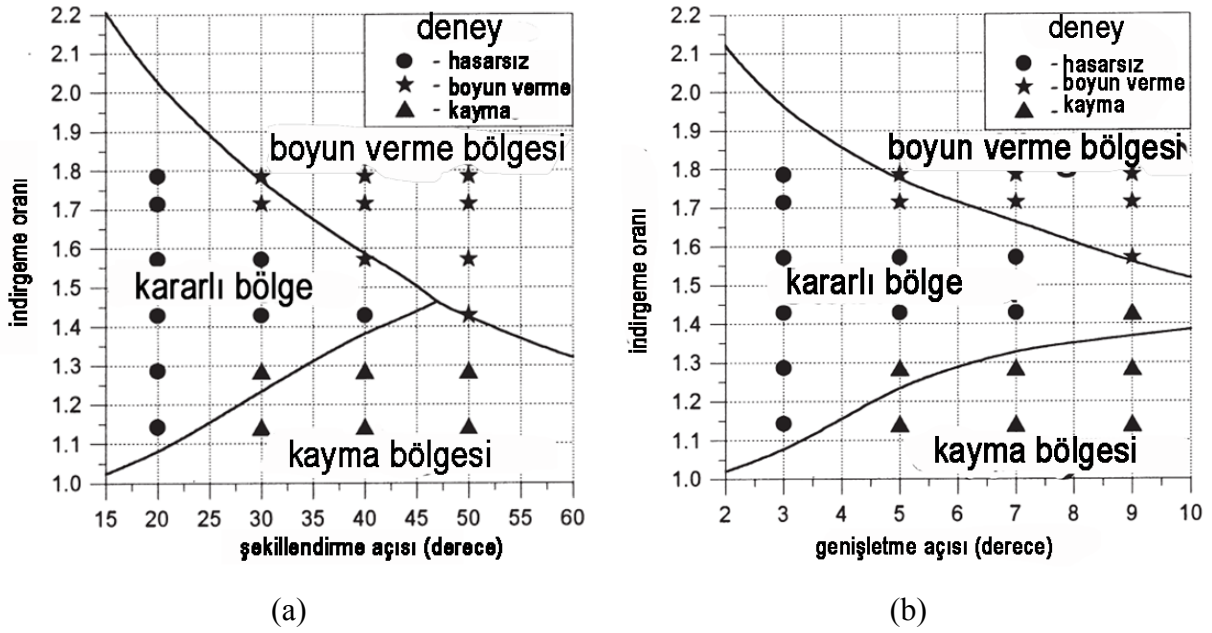
Boyun verme hasarı iş parçasının orta bölgesinin aşırı incelmesidir. Boyun verme iş parçasının herhangi bölgesindeki gerilmenin maksimum normal çekme gerilmesinin üstüne çıkması ile oluşur ve bu durumda iş parçası akışı kırılmaya kadar devam eder. Boyun verme tıpkı çekme testinde olduğu gibi çekme gerilmesinin en yüksek olduğu bölge olan iş parçasının orta kısmında oluşur. Boyun verme, şekillendirme ve genişletme açısı ve de alan indirgemesinin artması ile artar (PATER, 1999). Spiral yivler iş parçası yüzeyinde çatlakların açılması ile oluşur. Bu kusur sürtünme kuvvetlerinin yüksek olduğu işlemlerde görülmektedir (FU, 1993). Katlanma radyal yönde malzeme akışının artması ile oluşur ve keskin şekillendirme açılarında iş parçası kesiti elips şeklini alır (PATER, 1999).

İçsel boşluk oluşumu iş parçasını zayıflatır ve kırılmaya neden olabilir. İçsel boşluk oluşumu gözle fark edilemez; belirlenmesi için tahribatsız muayene tekniklerinin kullanılmasını gerektirir. ÇKH işleminde iki tip içsel kusur bilinmektedir: iş parçası orta kesitinde dairesel ve merkez boyunca uzanan çapraz şeklindeki kırıklarlardır (Şekil 2.4(a) ve (b)) (DONG, 2000a). Mikro yapıdaki iç boşluklar devamlı değil ise bunlar Mannesmann kusuru olarak adlandırılırlar (HU, 1985). İç boşluk ve çatlak oluşumu başlangıcının nedenleri; (i) iş parçası boyunca oluşan yüksek çekme gerilmeleri, (ii) kesme bölgesindeki aşırı kesme gerilmeleri ve (iii) alçak yorulma dayanımı olarak bildirilmiştir (PATER, 1998; LI, 2004; LI, 2005). Ortalama gerilme, efektif gerilme ve efektif kırılma gerinimi kırılma kriteri olarak araştırılmış ve efektif kırılma geriniminin kırılma limit kriteri olarak ÇKH işleminde belirleyici olduğu bildirilmiştir (LI, 2004).



Şekil 2.4 ÇKH işleminden ($\alpha=15^\circ$, $\beta=7^\circ$ ve $\Delta_A=38.2$) sonra 1100 Al iş parçasında oluşan hasarın yatay kesitte (a) genel ve (b) merkez odak (5x) görünüşü (LI, 2002).

Pater (PATER, 2000) ÇKH işlemi kararlılığını, şekillendirme bölgesini birkaç bölgeye ayırarak ve basma basıncı momentlerinin toplamının sifıra eşitlenmesi ile, şekillendirme açısı, indirgeme oranı ve genişletme açısına bağlı olarak belirlemiştir. Eğer β sabit ve δ düşükse, α 'nın artması ile kayma limiti, indirgeme oranı ile artmaktadır (Şekil 2.5(a)). Boyun verme limit alanı, artan α ve δ değerleri ile artmaktadır. Sabit α ve düşük δ için, β 'nin artması kayma limitini artırmaktadır (Şekil 2.5(b)). Benzer durum α arttığı zaman da geçerlidir. Boyun verme limit alanı ise β ve δ ile artmaktadır.



Şekil 2.5 (a) Şekillendirme açısının ve indirgeme oranının ($\beta=5^\circ$ ve $d=14$ mm) ve (b) genişletme açısının ve indirgeme oranının ($\alpha=30^\circ$ ve $d=14$ mm) kararlı bölge üzerine etkisi.

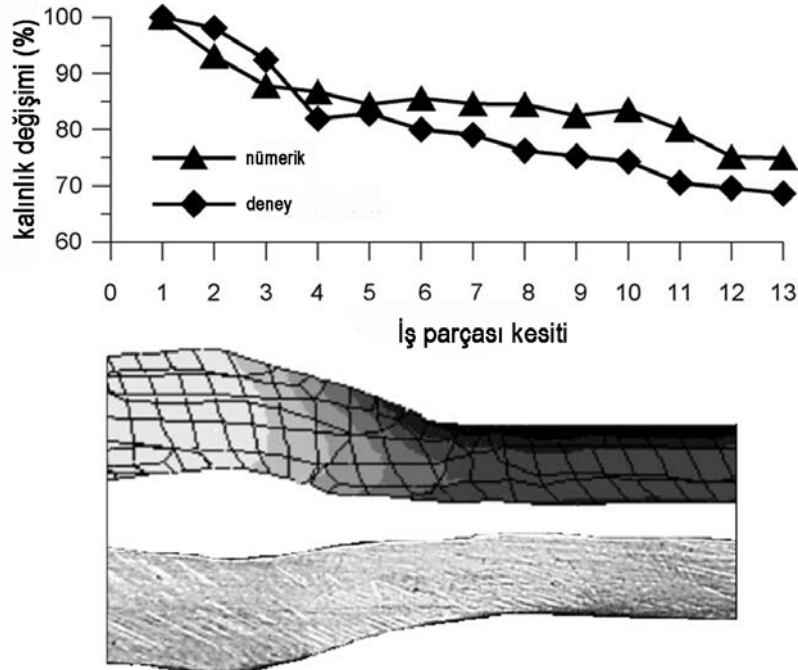
Urancar ve diğerleri (URANKAR, 2006b) içi boş 1000 ve 6061 Al ve bakır alaşımı iş parçalarının ÇKH işlemi deformasyon limitlerini araştırmıştır. İş parçası et kalınlığı, malzeme, alan indirgemesi ve kalıp geometrisi değiştirilerek ÇKH işlemi analiz edilmiş ve kırılmaya sebep olan aşağıdaki birimsiz ezme parametresi (ψ) geliştirilmiştir,

$$\psi = \Delta_A \frac{t_f}{t_i} \frac{UTS}{E} \quad (2.2)$$

Burada, t_i ilk et kalınlığı, t_f son et kalınlığı, UTS çekme mukavemeti ve E ise elastik modülüdür.

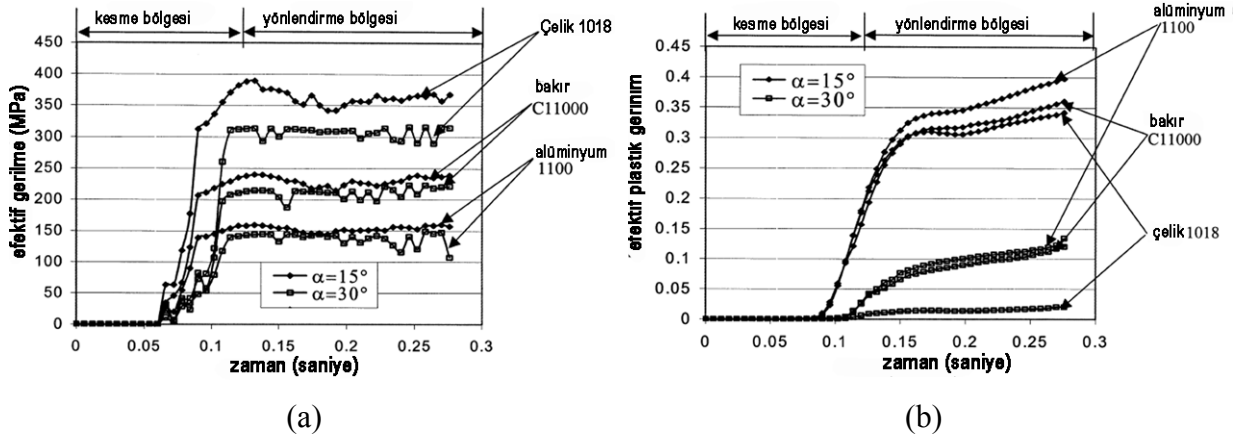
2.3 Sonlu elemanlar programı ile yapılan simülasyonlar

Düz kamalı ÇKH işleminde kesme ve yönlendirme bölgelerindeki kayma ve sürtünme sonlu elemanlar yöntemi ile incelenmiştir (DONG, 1998). Kaymanın düşük alan indirgemelerinde ve deformasyon esnasında arttığı gösterilmiştir. Deng ve diğerleri (DENG, 2001) düz kamalı ÇKH işleminde kayma ve işlem değişkenleri arasındaki ilişkiyi ANSYS/LSDYNA programlarını kullanarak araştırmışlardır. Üç farklı iş parçası malzemesi (1100 alüminyum, 1018 çelik ve C21000 pirinç) için farklı şekillendirme hızı (0,4 ve 4,0 m s⁻¹), alan indirgemesi (25, 40 ve 55) ve şekillendirme açılarında (20°, 30° ve 40°) oluşan kayma incelenmiştir. Analizlerde sabit statik (0,5) ve dinamik (0,46) Coulomb sürtünme katsayıları (μ) kullanılmıştır. Şekillendirme hızı, alan indirgemesi ve şekillendirme açısının kaymayı etkileyen önemli değişkenler olduğu belirlenmiştir. Fang ve diğerleri (FANG, 2002) DEFORM-3D programı ile ÇKH işlemini modellemişlerdir. Artan genişletme açısı ile teğet kuvvetlerin arttığı ve ancak dikey kuvvetlerin azaldığı gösterilmiştir. Bartnicki ve Pater (BARTNICKI, 2004) SuperForm 2002 programı ile içi boş bir milin (saf kurşun) ÇKH ile deformasyonunu modellemişlerdir. Simülasyonda elde edilen et kalınlıkları deneysel et kalınlıkları ile karşılaştırılmış (Şekil 2.6), et kalınlığının ÇKH işleminden sonra azaldığı gösterilmiştir.



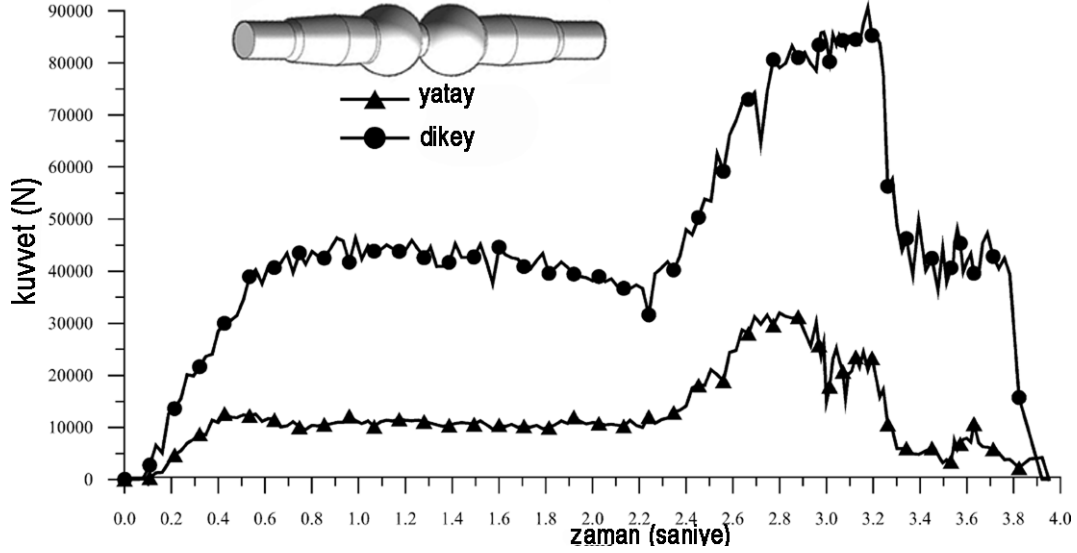
Şekil 2.6 İçi boş milin nümerik ve deneysel et kalınlığı değişimi (BARTNICKI, 2004).

Li ve Lovell (LI, 2004) ÇKH işleminde boşluk oluşumu ve ilerlemesini deneysel ve ANSYS/LSDYNA programları ile incelemiştir. Boşluk oluşum morfolojisi, iş parçası malzemesi, şekillendirme açısı, genişletme açısı ve alan indirgemesinin fonksiyonu olarak belirlenmiştir. Alüminyum, bakır ve çelik malzemeleri için efektif gerilmeler belirlenmiştir. Farklı iş parçası malzemesi ve şekillendirme açısı için iş parçası ortasındaki efektif gerilmelerin benzer olduğu gösterilmiştir (Şekil 2.7(a)). Efektif gerilme kesme bölgesinde artmış ve daha sonra yönlendirme bölgesinde en yüksek seviyede sabit kalmıştır. Efektif gerilim dağılımı ilk iki bölge için incelenmiştir (Şekil 2.7(b)). İçsel kusur oluşumundaki en etkin ölçütün efektif plastik gerilim olduğu gösterilmiştir.



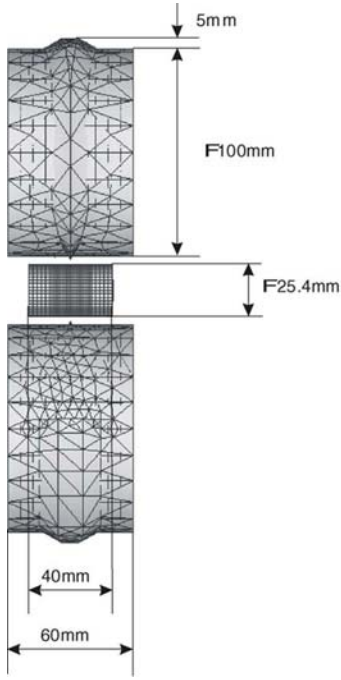
Şekil 2.7 Orta noktadaki (a) efektif gerilme ve (b) efektif plastik gerilim dağılımı (LI, 2004).

İçerik boş millerin üç merdaneli (BARTNICKI, 2005) ve toplu iğne şekilli iş parçalarının iki kamalı (PATER, 2005) ÇKH işlemi SuperForm 2002 ve SuperForm 2004 programlarıyla modellenmiştir. En yüksek gerilim toplu iğne şeklinin silindirik kısmında oluşmaktadır ve kalıp üzerindeki dikey kuvvet yatay kuvvetten dört kat daha fazladır (Şekil 2.8). Her iki kuvvet de genişletme bölgesinin sonunda en yüksek seviyelere çıkmaktadır.

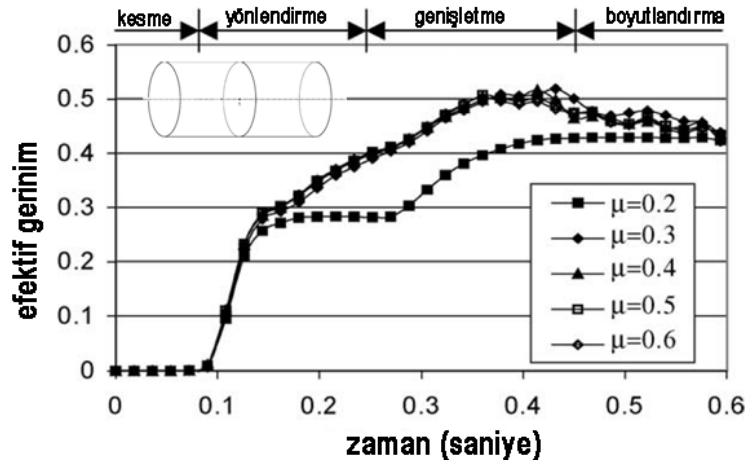


Şekil 2. 8 Toplu iğne şekilli iş parçasının haddeleme kuvvetleri dağılımı (PATER, 2005).

Li and Lovell (LI, 2005) ANSYS/LS-DYNA programı ile ÇKH işleminde kaymaya etki eden parametreleri araştırmışlardır. Modelde 1100 Al iş parçası (25,4 mm çap) ve iki adet kamalı merdane kullanılmıştır (Şekil 2.9(a)). Kamalar ve merdaneler rijit kabul edilmiş ve iş parçası gerilmesi gerinim hızına bağımlı Cowper-Symonds denklemi ile modellenmiştir. İş parçası ile kalıpların teması, yüzey-yüzey algoritması ve klasik Coulomb sürtünme modeli ile modellenmiştir. ÇKH deney parametreleri şöyledir: $\alpha=30^\circ$, $\beta=5,25^\circ$ ve $\Delta_A=22$. Sürtünme katsayısının efektif plastik gerinime etkisi Şekil 2.9(b)'de gösterilmektedir. Kritik sürtünme katsayısı 0,2 bulunmuş, bu değerden sonra sürtünme katsayısının artması ile iş parçası ortasında oluşan gerinim dağılımının çok fazla değişmediği gösterilmiştir (Şekil 2.9(b)). Aynı davranış deneysel çalışmada kaymanın olduğu kesme-yönlendirme geçiş bölgelerinde görülmüştür. Kritik sürtünme katsayısının 0,2 ile 0,3 arasında bulunduğu sonucuna varılmış ve global kaymanın düşen sürtünme katsayısı ile arttığı belirlenmiştir. Yönlendirme ve boyutlandırma bölgelerindeki şekillendirme açısı global kayma üzerinde en az etkiyi göstermektedir. Alan indirgemesi ve şekillendirme hızı azaldığında düşen malzeme akış direncine bağlı olarak global kayma artmaktadır.



(a)

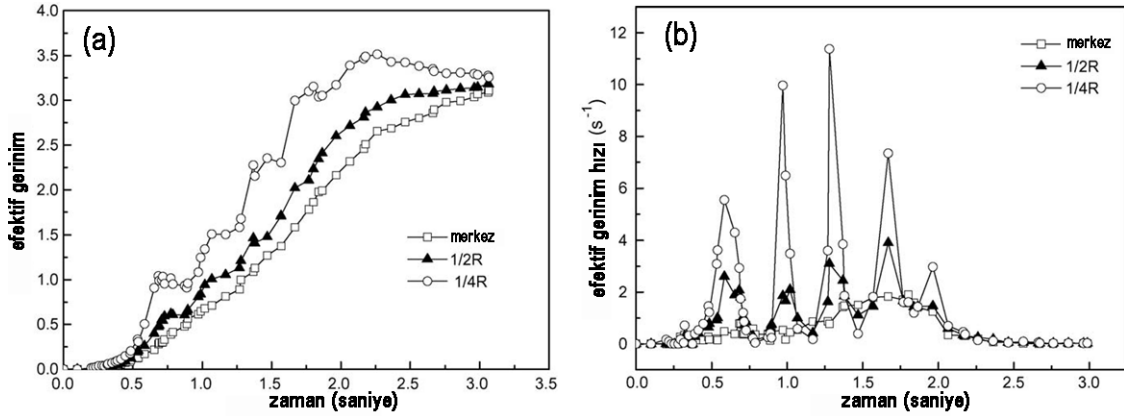


(b)

Şekil 2.9. (a) İki merdaneli ÇKH işlemi modeli ve (b) farklı sürtünme katsayılarında iş parçası ortasında efektif gerinimin zamanla değişimi ($\alpha=20^\circ$, $\beta=5.25^\circ$, $\Delta_A=38$, kalıp hızı=0,4 m s⁻¹) (LI, 2005).

Wang ve diğerleri (WANG, 2005) AISI 5140 çeliğinin ÇKH işlem detaylarını, DEFORM-3D programında ısıl-mekanik model ile mikro yapı analizini birleştirerek belirlemişlerdir. Gleeble-3500 ısıl-mekanik simülasyon dönüştürücüsüyle yeniden kristalleşme için ampirik denklemler belirlenmiştir. Modelde kullanılan parametreler şöyledir: iş parçası çapı:20 mm, son çap:15,6 mm, genişletme açısı:5°, şekillendirme açısı:30°, iş parçası ilk sıcaklığı:900 °C, kalıp ilk sıcaklığı: 20 °C, çevre sıcaklığı:20 °C, kalıp ile iş parçası arasındaki ısı transferi katsayısı:11 N mm s⁻¹ °C⁻¹ ve ısı yayma katsayısı:0,02 N mm s⁻¹ °C⁻¹. Oluşan en yüksek yüzey efektif gerinim değişiminin iş parçasının merkezinde ve en yüksek gerinim hızının ise temas yüzeyinde meydana geldiği bulunmuştur. Zhao ve diğerleri (ZHAO, 2005) ANSYS/LS-DYNA programı ile 1045 çeliğinin ÇKH işlemini modellemişlerdir. Şekillendirme açısı 30°, iş parçası çapı 60 mm, genişletme açısı 7° ve alan indirgemesi 30 alınmıştır. İş parçası merkezinde yüksek yanal çekme gerilmelerinin oluştuğu gösterilmiştir. Pater ve diğerleri (PATER, 2006) tek bir düz kama ile iki adet merdaneden oluşan yeni bir ÇKH metodunu SuperForm 2004 programı ile modellemişlerdir. İçi dolu ve boş dövmenin bu yeni metot ile yapılabileceği gösterilmiştir. Xiong ve diğerleri (XIONG, 2006) ÇKH işlemindeki iş parçası kesitindeki efektif gerinim ve gerinim hızı değişimini DEFORM-3D simülasyon programı kullanarak farklı iş parçası kesitlerinde haddeleme

zamanına karşılık belirlemişlerdir (Şekil 2.10(a) ve (b)). Merkezden $\frac{1}{4}$ R (R iş parçası yarı çapı) uzunluktaki bölgede gerininin $\frac{1}{2}$ R uzaklıktaki bölgeye ve merkeze kıyasla daha hızlı arttığı gösterilmiştir (Şekil 10(a)). Genişletme bölgesinde gerininin hızla artması $\frac{1}{4}$ ve $\frac{1}{2}$ R kesitinde periyodik dalgalanmalara sebep olduğu belirlenmiştir. Benzer şekilde $\frac{1}{4}$ ve $\frac{1}{2}$ R kesitlerinde gerinme hızının merkezden daha yüksek olduğu gösterilmiştir (Şekil 2.10(b)).



Şekil 2.10. Farklı noktalar için haddelme hızı ile (a) efektif gerinim ve (b) efektif gerinim hızının zamanla değişimi (XIONG, 2006)

2.4 Projenin amacı ve kapsamı

Çapraz kama haddelme prosesi 1940'lı yıllarda bulunmasına karşın bu prosese ilgi ancak son yıllarda artmıştır. Proses parametrelerinin haddelmede kullanılan enerji ve son ürünün mikro yapısı üzerine etkileri çok iyi bilinmemektedir. Proses ile ilgili üretim çelik malzemeler üzerine yoğunlaşmıştır. Örneğin titanyum alaşımları için halihazırda deneysel bir çalışma mevcut değildir. Ayrıca, yapılan simülasyonların çoğunluğu mekanik analiz olup, deformasyon hızı ve adiabatik ısının etkileri de ihmal edilmiştir.

Bu projenin amacı ÇKH prosesinde, seçilen çelik ve titanyum (biyomedikal dereceli) malzemeleri için proses parametrelerinin deformasyon ve son ürün mikro yapısı üzerindeki etkilerinin deneysel ve nümerik sonuçlarla kanıtlanmasıdır. Nümerik model deneysel metotlarla uyumu neticesinde, prosesin üretim miktarı ve son ürünün mikro yapısı esas alınarak şekil verme işlemi optimize edilerek malzemelerin deformasyon limitlerinin belirlenmesidir. Önerilen yaklaşımın farklı malzeme ve geometriler için de kullanım potansiyeli mevcuttur.

3. GEREÇ ve YÖNTEM

3.1 Malzeme ve malzeme modelleri

Çalışılan malzemelerin deformasyon davranışları Johnson ve Cook (JC) gerilme malzeme (JOHNSON, 1977) ve hasar (JOHNSON, 1985) modelleri ile belirlenmiştir. Bu modeller sırasıyla aşağıda verilmiştir;

$$\sigma = (A + B\varepsilon^n) \left(1 + c \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right) (1 - T^{*m}) \quad (3.1)$$

ve

$$\varepsilon^f = \left[D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*) \right] \left[1 + D_4 \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[1 + D_5 T^* \right] \quad (3.2)$$

Denklem 3.1 ve 3.2’de, σ , ε ve $\dot{\varepsilon}$ sırasıyla, efektif gerilme, gerinim ve gerinim hızıdır, ε^f efektif kırılma gerinimidir, A, B, n, c, m, D₁, D₂, D₃, D₄ ve D₅ ise model sabitleridir, $\dot{\varepsilon}_0$ referans gerinim hızı ve T* ise aşağıdaki denklem ile ifade edilir,

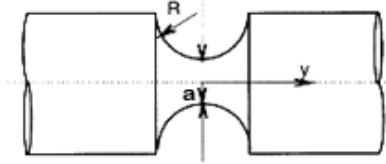
$$T^* = \frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}} \quad (3.3)$$

Burada T, T_{room} ve T_{melt} sırasıyla sıcaklık, referans ve ergime sıcaklığıdır. Denklem 3.3’de, σ^* üç eksenli gerilme parametresidir ve çentikli bir numune için aşağıdaki gibi formüle edilir (BRIDGMAN, 1952):

$$\sigma^* = \frac{\sigma_h}{\sigma} = \frac{1}{3} + \ln \left(1 + \frac{a}{2R} \right) \quad (3.4)$$

Denklem 3.4’de σ_h ortalama gerilme, R çentik yarıçapı ve a ise numunenin boyun yarıçapıdır (Şekil 3.1). Ti6Al4V ve 1045 çeliği için JC malzeme modelinin çıkarılmasında kullanılan deneysel ve denklem geliştirme metot detayları 2009 yılında yayınlanan bir tezde verilmiştir (KIRANLI, 2009). Kısaca, 4 mm çaplı ve 12 mm boyundaki numunelerin statik testleri oda ve yüksek sıcaklıkta (1000 °C’ye kadar) deplasman kontrollü SHIMADZU AG-I test makinesi ile 10⁻³-10⁻¹ s⁻¹ gerinim hızı aralığında yapılmıştır (Şekil 3.2(a) ve (b)). Aynı numunelerin

yüksek gerinim hızlarındaki testleri 316 L paslanmaz çelik çubuklu çekme Split Hopkinson Basınç Bar (SHBB) test düzeneği ile $250-1500 \text{ s}^{-1}$ gerinim hızları aralığında yapılmıştır. Çentikli (Şekil 3.3) ve çentiksiz numuneler kullanılarak Ti6Al4V JC hasar modeli Tablo 3.1’de listelenen 4 farklı üç eksenli gerilme parametresi için belirlenmiştir. Numune deformasyonu yüksek hızlı kamera ile saniyede 15000 kare ile kaydedilmiştir. Çentik ve boyun çaplarının değişimi kamera çekimlerinden ölçülmüştür. Her numune için, efektif kırılma gerinmesi belirlenmiştir. Üç eksenli gerilme parametresi başlangıç değeri kırılmaya yakın değişmektedir. Bu değişim tipik bir deneyde yaklaşık olarak %15 kadardır ve bu değişim hasar modellerinde ihmal edilmiştir. Ti6Al4V alaşımı JC malzeme ve hasar modelini yüksek hızlarda doğrulamak için SHBB çekme test düzeneği kullanılmıştır. Çentikli numunelerin SHBB test sisteminde kırılması hızlı kamera kullanılarak kaydedilmiştir. Şekil 3.4(a-c)’de $R=2, 3$ ve 6 mm numunelerin SHBB test video kayıtları gösterilmiştir.



Şekil 3.1 Çentikli numune geometrisi: R ve a .

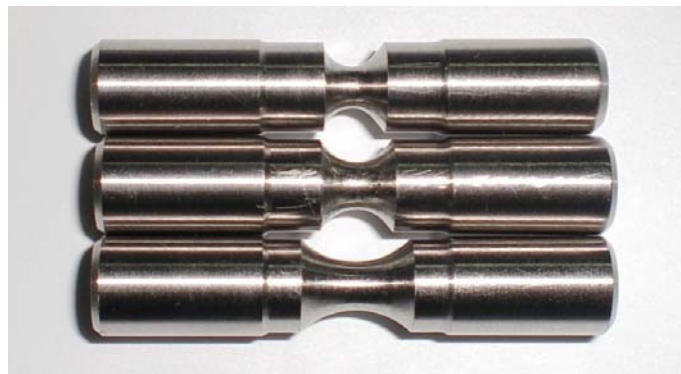


(a)



(b)

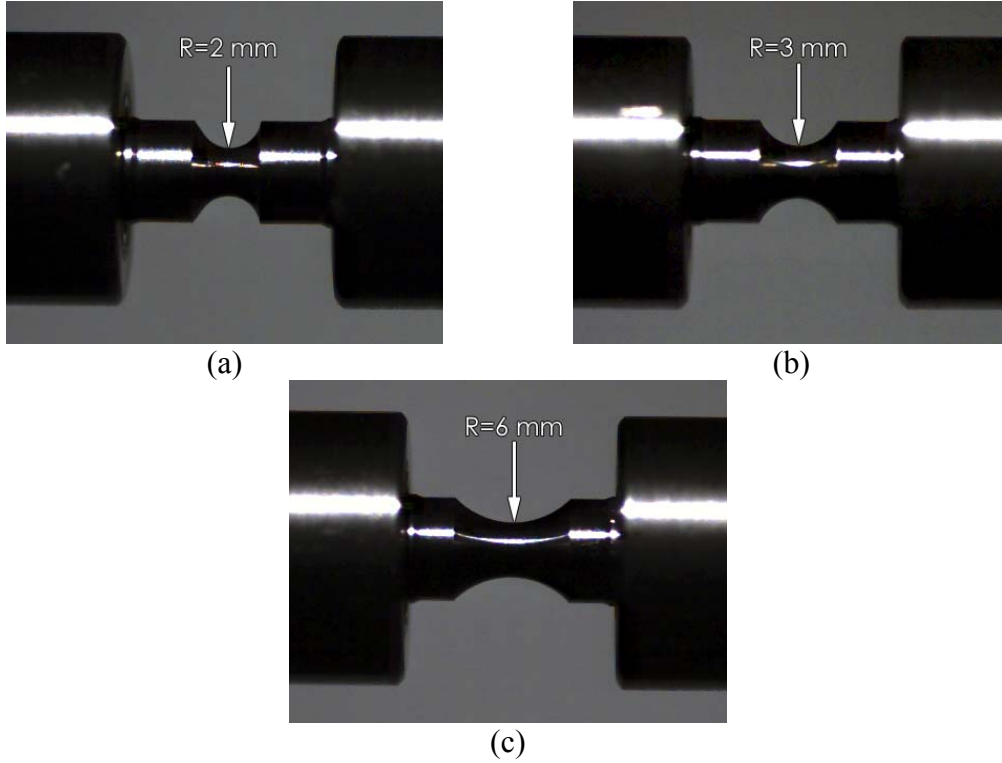
Şekil 3.2 (a) Statik ve (b) dinamik testlerde kullanılan Ti6Al4V test numuneleri.



Şekil 3.3 Çentikli Ti6Al4V test numuneleri: $R=2, 3$ ve 6 mm .

Tablo 3.1 Çentikli ve çentiksiz numunelerin üç eksenli gerilme parametresi.

R (mm)	çentiksiz	6	3	2
a (mm)	2	2	2	2
σ^*	0,33	0,486	0,621	0,738



Şekil 3.4 Çentikli Ti6Al4V numunelerin yüksek hız SHBB testi video kayıtları: (a) R=2 mm, (b) R=3 mm ve (c) R=6 mm.

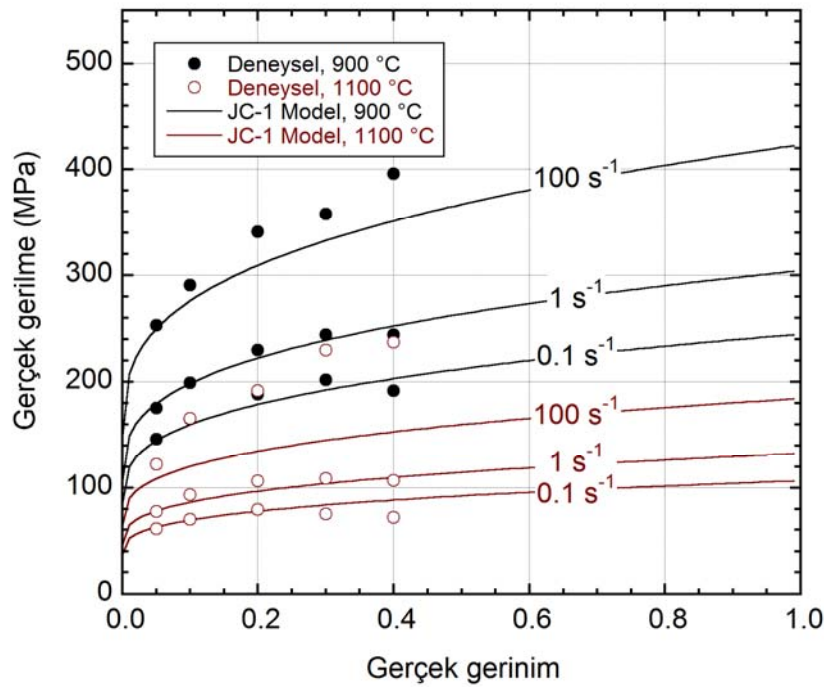
3.1.1 1045 çeliği JC malzeme modeli

1045 çeliğinin 900-1200 °C sıcaklığında ve 0,1-100 s⁻¹ gerinim hızlarındaki JC parametreleri referans ASM Materials Handbook da ki (ASM Materials Handbook) gerçek basma gerilme-gerinim verileri kullanılarak belirlenmiştir (Şekil 3.5). Bu model 1045 JC-1 modeli olarak adlandırılmıştır. JC-1 malzeme modeli 0,1 ve 1 s⁻¹ gerinim hızlarında 900 ve 1200 °C’de deneysel gerilme-gerinim davranışına iyi uymaktadır. Ancak 1100 °C’nin üzerinde ve 100 s⁻¹ gerinim hızında malzeme gerilme-gerinim davranışını iyi gösterememektedir. Ayrıca 1045 çeliğinin oda sıcaklığında JC malzeme modeli de belirlenmiştir (KIRANLI, 2009). Bu model 1045 JC-2 olarak adlandırılmıştır. Belirlenen JC-1

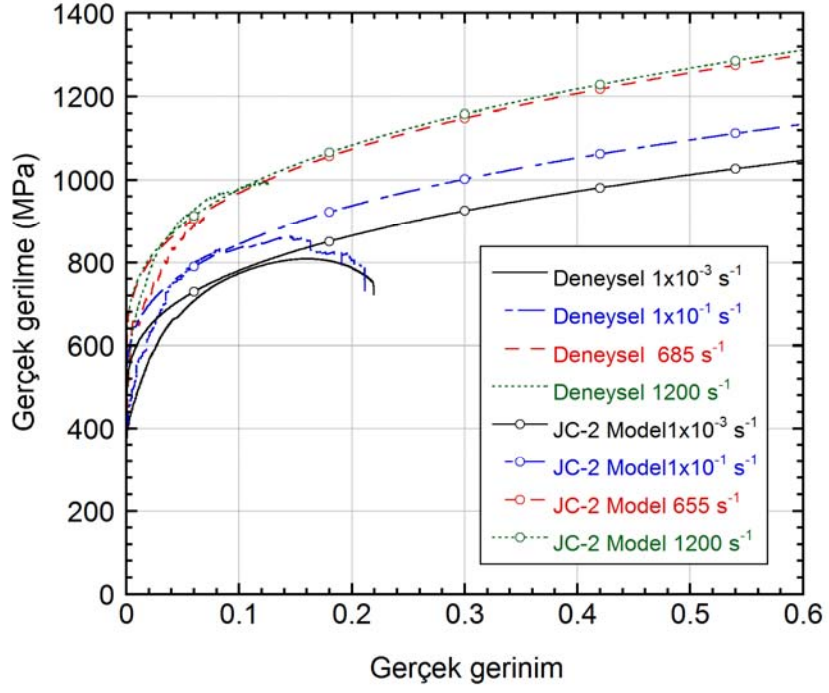
ve JC-2 malzeme model parametreleri Tablo 3.2’de listelenmiştir. JC-2 modelinde, m değeri yüksek sıcaklıkta belirlenmiş olan JC-1 modelindeki m değeri ile aynı alınmıştır. Şekil 3.6’da oda sıcaklığında 1045 JC-2 model ve deneysel gerilme-gerinim eğrileri farklı gerinim hızlarında karşılaştırma amacı ile gösterilmektedir. Şekil 3.7’de 900 °C’de JC-1 ve JC-2 gerilme-gerinim eğrileri farklı gerinim hızlarında birlikte gösterilmektedir. Her iki modelin gerilme-gerinin eğrileri farklı sıcaklıklarda Şekil 3.8(a)’da 1 s^{-1} ve Şekil 3.8(b)’de ise 10 s^{-1} gerinim hızında gösterilmektedir. JC-1 modeli artan sıcaklıklarda malzeme gerilme değerlerini JC-2’den daha düşük göstermektedir. Simülasyonlarda kullanılan 1045 malzemesinin diğer parametreleri Tablo 3.3’te listelenmiştir.

Tablo 3.2 AISI 1045 çeliği JC model parametreleri.

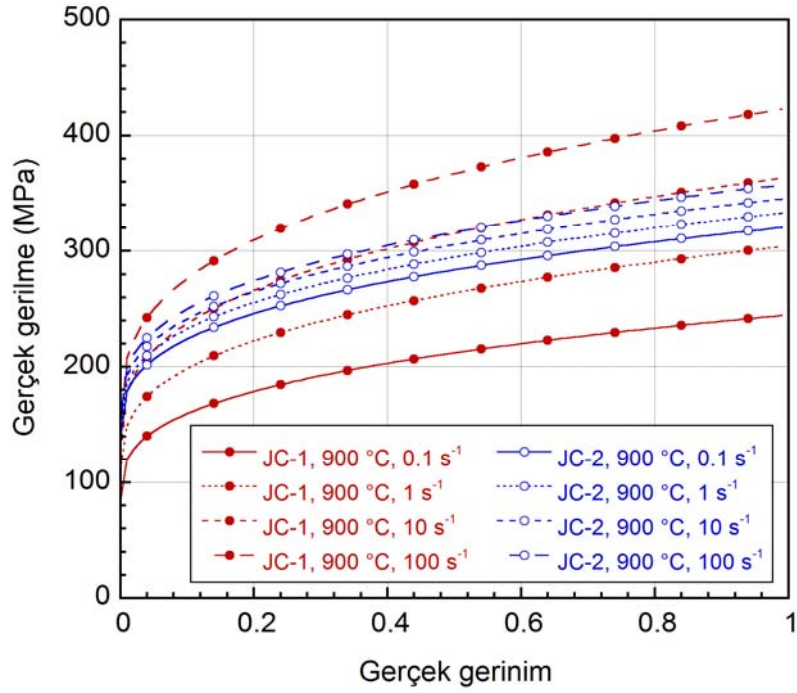
Malzeme modeli	A (MPa)	B (MPa)	c	n	m	$\dot{\epsilon}_0$
AISI 1045 JC-1	105,84	198,61	0,085	0,331	0,52	1
AISI 1045 JC-2	451	706	0,018	0,331	0,52	0,001



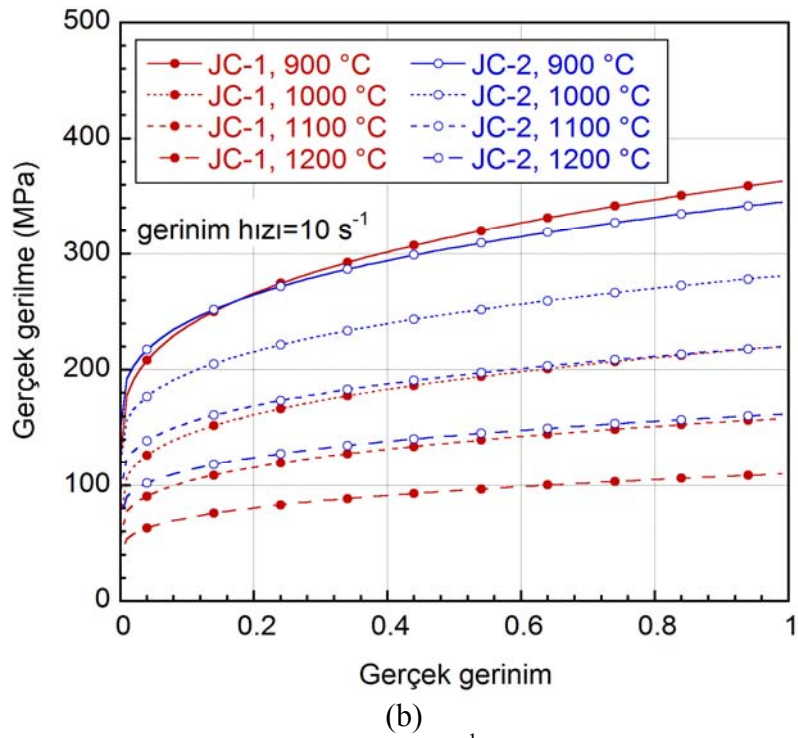
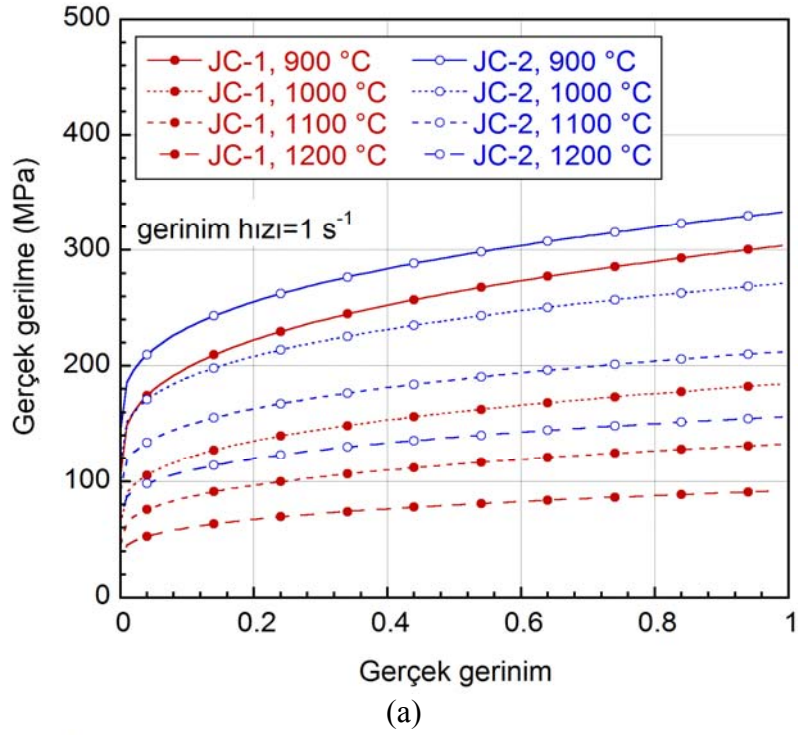
Şekil 3.5 Farklı gerinim hızlarında 900 ve 1100 °C sıcaklıklarında 1045 çeliğinin deneysel ve JC-1 model basma gerilme-gerinim eğrileri.



Şekil 3.6 Oda sıcaklığında farklı gerinim hızlarında 1045 çeliğinin deneysel ve JC-2 model gerilme-gerinim eğrileri.



Şekil 3.7 900 °C'de farklı gerinim hızlarında 1045 JC-1 ve JC-2 modeli gerilme-gerinim eğrileri.



Şekil 3.8 Farklı sıcaklıklardaki (a) 1 ve (b) 10 s⁻¹ gerinim hızındaki 1045 JC-1 ve JC-2 modeli gerilme-gerinim eğrileri.

Tablo 3.3 AISI 1045 çeliğin model parametreleri.

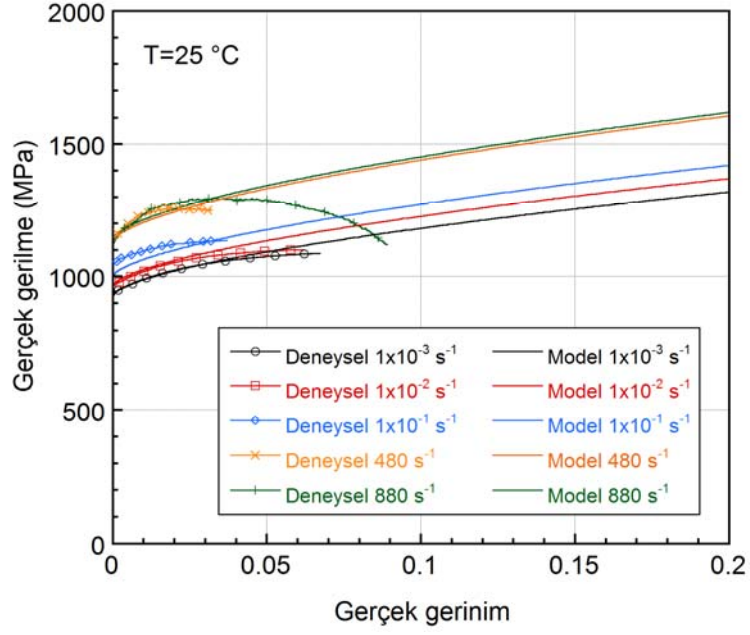
Parametre	AISI 1045 JC-1	AISI 1045 JC-2
Yoğunluk (kg m^{-3})	7433	7433
Ergime sıcaklığı ($^{\circ}\text{C}$)	1500	1500
Referans sıcaklık ($^{\circ}\text{C}$)	900	25
Özgül ısı ($\text{J kg}^{-1} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$)	460	460

3.1.2 Ti6Al4V JC malzeme ve hasar modeli

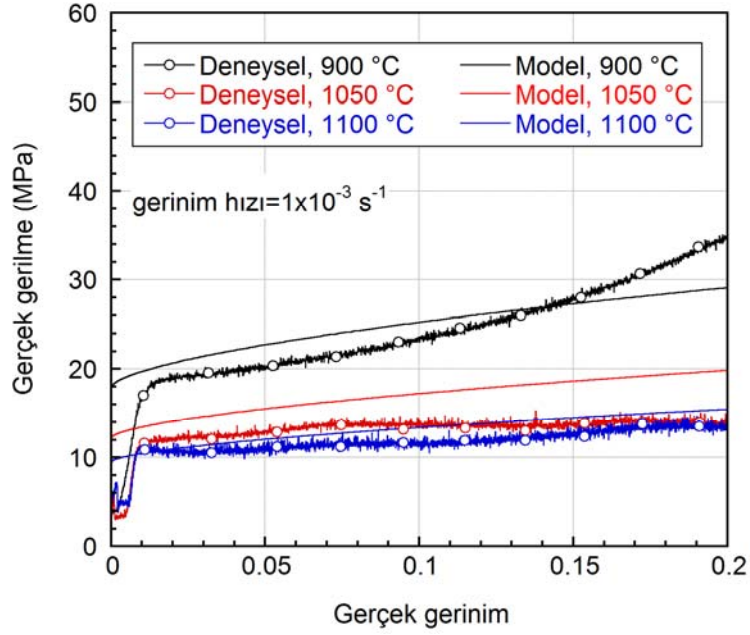
Ti6Al4V alaşımı için geliştirilen referans sıcaklığı 25°C olan JC-1 modeli ve referans sıcaklığı 800°C olan JC-2 modeli malzeme parametreleri Tablo 3.4'te listelenmiştir. Şekil 3.9(a)'da 25°C 'de JC-1 modelinin gerilme-gerinim eğrileri farklı gerinim hızlarında deneysel gerilme-gerinim eğrileri ile birlikte gösterilmektedir. Şekil 3.9(b)'de ise JC-2 modelinin $900-1100^{\circ}\text{C}$ arası sıcaklıklarda ve 10^{-3} s^{-1} gerinim hızındaki gerilme-gerinim eğrileri deneysel gerilme-gerinim eğrileri ile birlikte gösterilmektedir. Genel olarak model ve deneysel gerilme-gerinim eğrileri birbirleri ile uyumaktadır. Geliştirilen JC hasar model parametreleri ($25-800^{\circ}\text{C}$) Tablo 3.5'te listelenmiştir. Şekil 3.10'da ise 25 ve 500°C 'de ve 10^{-3} ve 10^{-1} s^{-1} gerinim hızlarında JC hasar modeli kırılma geriniminin üç eksenli gerilme parametresi ile değişimi gösterilmektedir. Aynı şekilde görüldüğü üzere model kırılma gerinim değerleri artan sıcaklık ve gerinim hızlarında deneysel sonuçlarla uymaktadır. Simülasyonlarda kullanılan Ti6Al4V malzemesinin diğer malzeme parametreleri Tablo 3.6'da listelenmiştir.

Tablo 3.4 Ti6Al4V alaşımı JC-1 ve JC-2 malzeme model parametreleri.

Malzeme modeli	A (MPa)	B (MPa)	c	n	m	$\dot{\epsilon}_0$
Ti6Al4V JC-1	927	1062	0,0167	0,6214	0,753	0,001
Ti6Al4V JC-2	30	50	0,0167	0,6214	0,423	0,001



(a)

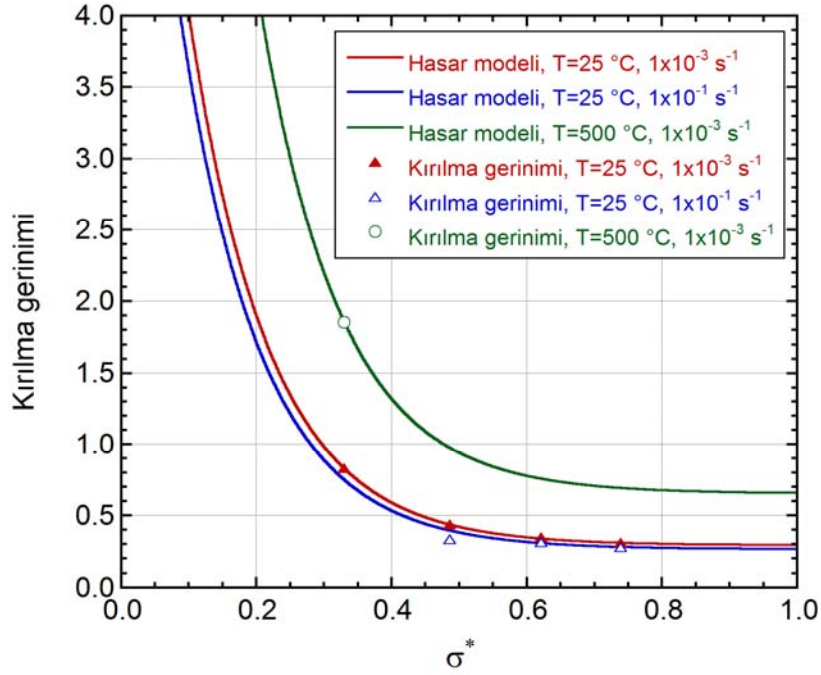


(b)

Şekil 3.9 (a) Farklı gerinim hızlarında ve 25 °C'de JC-1 modelinin gerilme-gerinim eğrileri ve (b) JC-2 modelinin 900-1100 °C arasında ve 10^{-3} s^{-1} gerinim hızındaki gerilme-gerinim eğrileri.

Tablo 3.5 Ti6Al4V alaşımının JC hasar model parametreleri.

D_1	D_2	D_3	D_4	D_5	$\dot{\epsilon}_0$
0,294	8,63	-8,4	-0,0213	4,22	0,001



Şekil 3.10 25 ve 500 °C’de ve 10^{-3} ve 10^{-1} s⁻¹ gerinim hızlarında JC hasar modeli kırılma geriniminin üç eksenli gerilme parametresi ile değişimi ve deneysel kırılma gerinimleri.

Tablo 3.6 Ti6Al4V model parametreleri.

Parametre	Ti6Al4V JC-1	Ti6Al4V JC-2
Yoğunluk (kg m ⁻³)	4330	4330
Ergime sıcaklığı (°C)	1663	1663
Referans sıcaklık (°C)	25	800
Özgül ısı (J kg ⁻¹ °C ⁻¹)	526,3	526,3

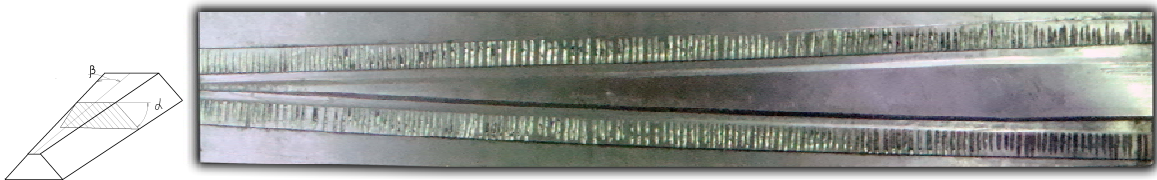
3.2 Çapraz kama haddelme testleri

Malzeme model parametreleri doğrulama çalışmaları Belarus Ulusal Bilim Akademisi Fizik Teknik Enstitüsü’ndeki ÇKH makineleri kullanılarak yapılmıştır. Şekil 3.11’de malzeme model parametreleri doğrulama çalışmalarında kullanılan ÇKH makinesi görülmektedir. Kullanılan ÇKH makinesi özellikleri şöyledir; itme kuvveti: 10 ton, maksimum kalıp hızı: 25 m s⁻¹, maksimum güç tüketimi: 60 kW, iş parçası çapı: 6-50 mm, iş parçası uzunluğu: 400 mm, maksimum üretim (saat): 600 parça, kalıp ömrü: 500.000 iş parçası. Malzeme modeli parametrelerinin doğrulanması için ÇKH deneylerinde kullanılan düz kama tipi kalıp (Kalıp-1) Şekil 3.12’de gösterilmektedir. Örnek bir deneyde, alt kalıp sabitken üst kalıp yatay yönde 235,2 mm s⁻¹ hız ile hareket etmektedir. Bu hızdaki toplam ÇKH işlemi süresi 1,25 saniyedir. Kalıp-1’in geometrik özellikleri şöyledir: $\alpha=35^\circ$, $\beta=2,35^\circ$,

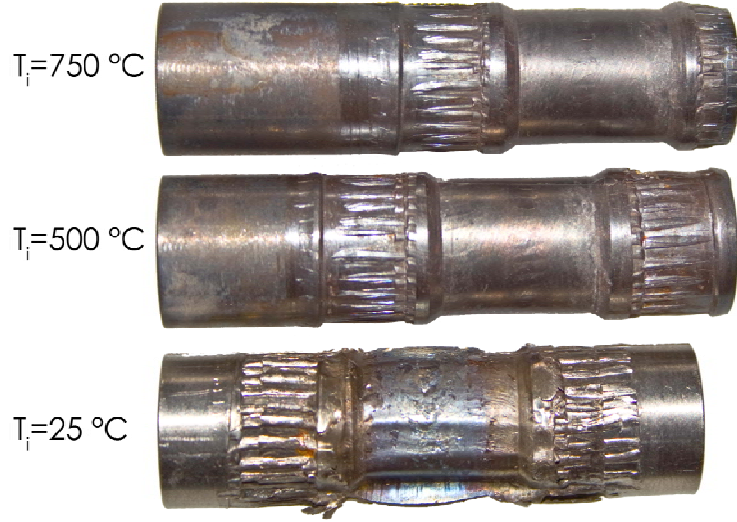
$\Delta_A=25,68$ (18 mm çaplı iş paçası, $\delta=1,16$), kesme bölgesi uzunluğu=19 mm, genişletme bölgesi uzunluğu=220 mm ve boyutlandırma bölgesi uzunluğu=55 mm'dir. Kalıplara zarar vermemek için deneylerde düşük alan indirgemesi ve düşük genişletme açısı kullanılmıştır. Çalışılan 1045 çeliği ve Ti6Al4V iş parçası çapı ve uzunluğu sırasıyla 18 ve 60 mm'dir. İş parçaları ÇKH işlemi öncesi endüksiyon fırınında 5 dakika süreyle ısıtılmıştır. ÇKH işlemi yapılan iş parçası ilk sıcaklıkları 25 ile 750 °C arasında değişmektedir. Ti6Al4V iş parçası son şekli farklı sıcaklıklar için Şekil 3.13'te gösterilmiştir.



Şekil 3.11 Malzeme model parametreleri doğrulama deneylerinde kullanılan ÇKH makinesi.

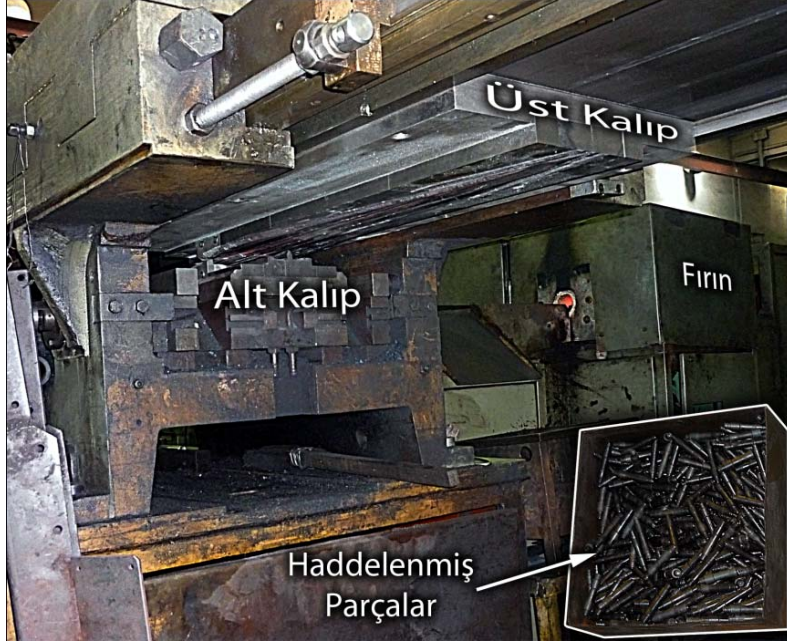


Şekil 3.12 Malzeme model parametreleri doğrulama deneylerinde kullanılan kalıbın resmi (Kalıp-1).

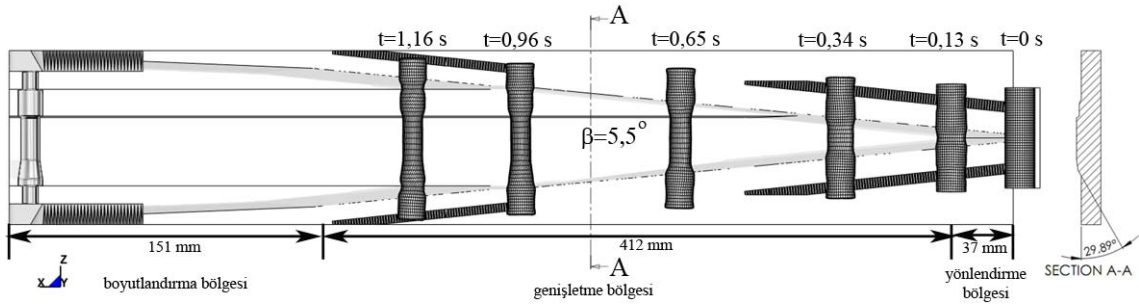


Şekil 3.13 Farklı ilk sıcaklıklarda ÇKH işlemi yapılmış Ti6Al4V iş parçası resimleri (T_i : iş parçası ilk sıcaklığı).

Belarus Ulusal Bilimler Akademisi Fizik Teknik Enstitüsü tarafından 1045 çeliği iş parçasından traktör şaftı üretiminde kullanılmakta olan düz kama tipi ÇKH makinesi Şekil 3.14'te gösterilmiştir. Kullanılan ÇKH makinesi üç temel kısımdan oluşmaktadır; fırın, ana gövde ve düz kamal kalıplar. Makinenin yanında bulunan fırın iş parçalarını belirlenen ÇKH sıcaklığına ısıtmak için kullanılır (Şekil 3.14). Sıcak haddelenmiş 1045 çeliği iş parçaları öncelikle endüksiyon fırınında 1150 °C'de 10 dakika ısıtılır ve daha sonra ÇKH makinesine nakledilir. Haddelenme esnasında alt kalıp sabitken üst kalıp iş parçasına teğet yönde hareket etmektedir. Haddelenmiş 1045 çeliği iş parçaları Şekil 3.14'e ekli küçük resimde gösterilmektedir. Şekil 3.15'te modelde kullanılan alt kalıp geometrisi (Kalıp-3) ölçüleri ve iş parçasının deformasyon adımları gösterilmektedir. Kalıbın geometrik özellikleri şöyledir; $\alpha=30^\circ$, $\beta=5,5^\circ$, kesme, genişletme ve boyutlandırma bölge uzunlukları sırasıyla 37, 412 ve 151 mm, iş parçası çapı 20 mm ve uzunluğu ise 60 mm'dir. İş parçası son uzunluğu 78 mm'dir (Şekil 3.16(a)) ve indirgeme oranı ise 1.21 ile 1.84 arasında değişmektedir (Şekil 3.16(b)). İş parçası şekillendirme işlemi şu sırayla gerçekleşir; ilk önce orta kısım, daha sonra kenar kısımlar şekillendirilir ve en son olarak da fazla malzeme kenar kesiciler tarafından atılır. Haddelenmiş parçalar daha sonra düzeltme işlemine girer ve son halini ise ısıl işlem gördükten sonra alır.



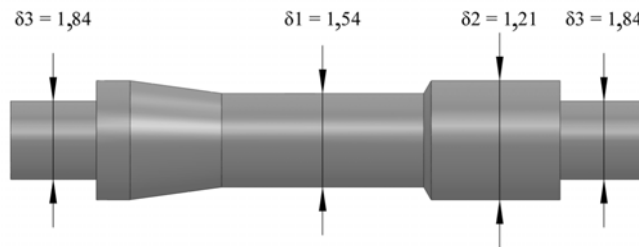
Şekil 3.14 Belarus Ulusal Bilimler Akademisi Fizik Teknik Enstitüsü düz kama tipi ÇKH makinesi ve haddelenmiş parçalar.



Şekil 3.15 Modelde kullanılan düz kamalı kalıp geometrisi (Kalıp-3) teknik resmi ve geometri üzerinde iş parçasının deformasyon adımları.



(a)



(b)

Şekil 3.16 (a) Kalıp-3 ile ÇKH işlemine tabii tutulmuş 1045 çeliği iş parçası ve (b) son şekil üzerinde indirgeme oranları.

3.2.1 Sürtünme katsayısını belirleme

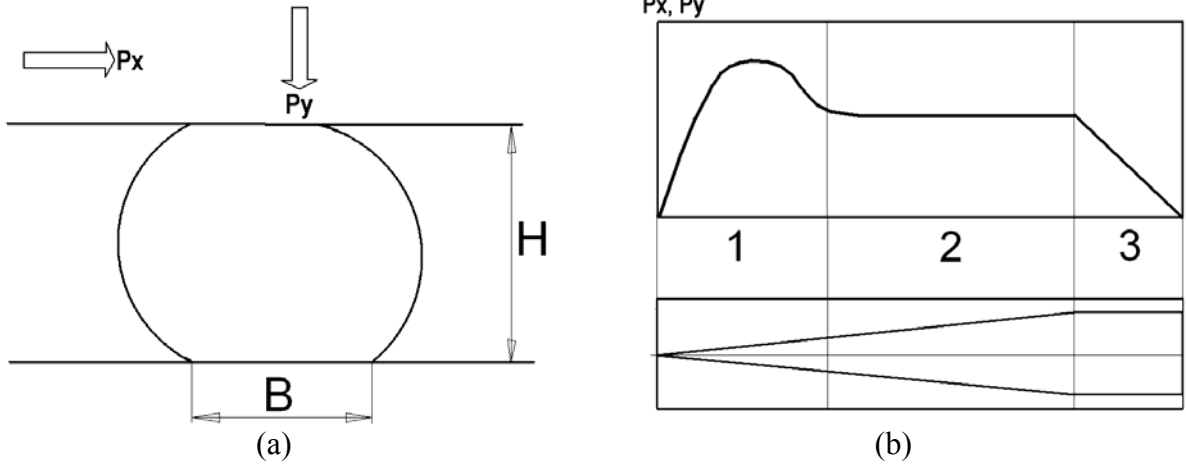
Çapraz kama haddelme sürecinde plastik deformasyon modu temas sınır koşulları ile belirlenmektedir. Sürtünme kuvvetlerinin haddelme esnasında ölçülmesi iş parçası ile kalıplar arasındaki etkileşime, yüzey kalitesine, indirgeme oranına ve sıcaklığa bağlı olarak daha doğru sonuçlar verecektir. Çapraz kama haddelme esnasında iş parçası, çekme kuvveti P_z , basma kuvveti P_y ve haddelme kuvveti P_x altındadır (Şekil 3.17 (a)). İş parçası bu kuvvetler altında kalıp ile B uzunluğunda temas yüzeyi oluşturmaktadır ve bu uzunluk indirgeme oranına bağlı olarak değişmektedir. Kuvvetlerin kesme, genişletme ve boyutlandırma bölgelerindeki değişimi şematik olarak Şekil 3.17(b)'de gösterilmektedir. Burada verilen şematik gösterim yönlendirme bölgesi olmayan kalıplar için geçerlidir. Birinci bölgede kuvvet, deformasyon ile birlikte yükselmekte, ikinci bölgede iş parçası sabit bir yük altında genişlemekte ve son boyutlandırma bölgesinde ise kuvvet azalmaktadır. Çekme (P_z) ve basma (P_y) basma kuvveti deformasyon bölgesindeki gerilme ile doğrudan ilişkilidir. Haddelme kuvveti olan P_x ise iş parçasının dönme moment kuvvetine bağlıdır. İş parçası indirgeme oranının artması, iş parçasına dönme moment kuvvetinin artmasına; dolayısı ile P_x kuvvetinin artmasına neden olacaktır. Sürtünme katsayıları sırası ile Amontons (AMONTONS, 1699) ve Prandtl (PRANDTL, 1923) denklemleri ile belirlenebilir:

$$\mu = \frac{P_x}{P_y} \quad (3.5)$$

ve

$$\mu^* = \frac{\tau_{xy}}{k} \quad (3.6)$$

Yukarıdaki denklemlerde τ_{xy} kayma kontak gerilmesi, k plastik sabiti, ve μ^* ise mümkün olabilecek maksimum sürtünme katsayısıdır.



Şekil 3.17 (a) İş parçasına etki eden kuvvetler ve (b) P_x ve P_y kuvvetlerinin ÇKH işlemindeki değişimlerinin şematik gösterimi (malzemenin deformasyon sertleşmesi göstermediği durum).

Haddelme kuvvetleri üç farklı yüzeye sahip kalıp için belirlenmiştir. Bunlar sırası ile zımparalanmış/parlatılmış yüzey ($R_a=2,5 \mu\text{m}$), taşlanmış yüzey ($R_a=40 \mu\text{m}$) ve üzerinde 2 mm aralığında 1 mm uzunluğunda çentik bulunan yüzeydir. Ölçümler 18 mm çapında ve 60 mm uzunluğunda olan 1045 çelik numunelerin üzerinde $1200 \text{ }^\circ\text{C}$ 'de, 1,015, 1,05, 1,09 ve 1,12 indirgeme oranlarında yapılmıştır. Kontak uzunluğu ve kuvvetlerinin ölçümünden kontak kayma gerilmesi, τ_{xy} , ve kontak normal gerilmesi, σ_y , belirlenmiştir.

3.2.2 Kuvvet ölçümleri

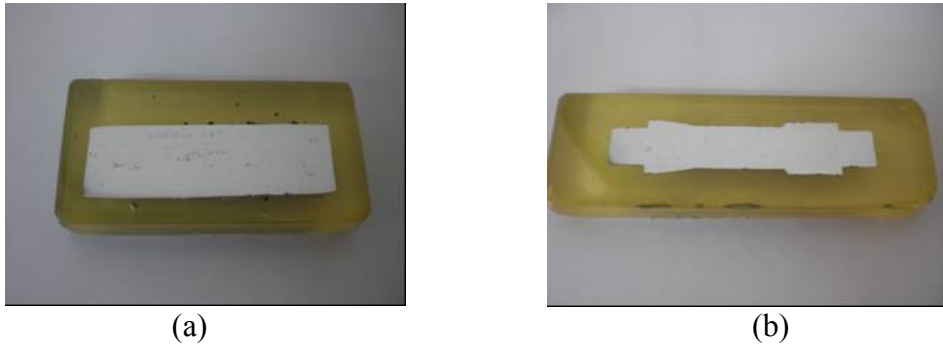
İş parçasına teğet yöndeki kalıp kuvvetlerinin (P_x) ölçülmesinde hidrolik silindir üzerine bağlı bir basınç ölçer kullanılmıştır. Basınç ölçer değerleri saniyede 30 kare kayıt yapan bir video kamera ile kaydedilip daha sonra bir video programı kullanılarak işlenmiştir. Kuvvetler zamana karşılık basınç değerleri ve hidrolik silindir çapı ile hesaplanmıştır. Basınç ölçer örnek kaydı Şekil 3.18'de gösterilmektedir.



Şekil 3.18 ÇKH işleminde kullanılan basınç ölçer örnek resmi.

3.2.3 Mikroskopik çalışmalar

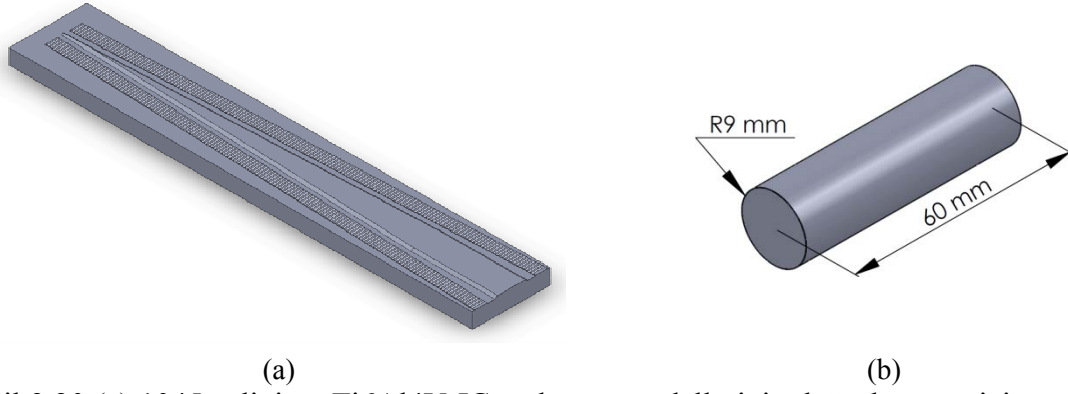
Çapraz kama haddeme işleminden sonra numuneler tel erozyon ile boyuna ortadan kesilmiştir. Çapraz kama haddeme işlemi öncesi ve sonrası kesilen numuneler Şekil 3.19(a) ve (b)'de gösterildiği gibi epoksiye gömülmüş ve daha sonra sırasıyla 120, 240, 320, 600, 800, 1200 ve 2400 dereceli SiC kâğıtlarla zımparalanmıştır. Son aşamada ise SiC solüsyonu ile 1 µm boyutuna kadar parlatılmıştır. Parlatmadan sonra Ti6Al4V numuneleri Kroll çözeltisi ile (100 ml H₂O içerisinde 3 cm³ HF ve 6 cm³ HNO₃), 1045 çelik numuneler ise %2 Nital çözeltisi ile dağlanmıştır. Mikroskopik incelemeler optik ve Philips XL30-SFEG elektron tarama (SEM) mikroskopları ile yapılmıştır.



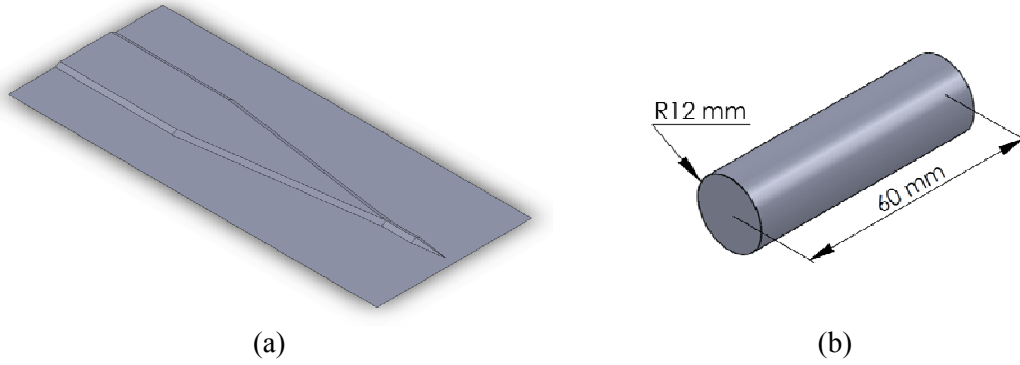
Şekil 3.19 Epoksiye gömülmüş 1045 çeliğinin ÇKH (a) öncesi ve (b) sonrası resimleri.

3.3 Modelleme

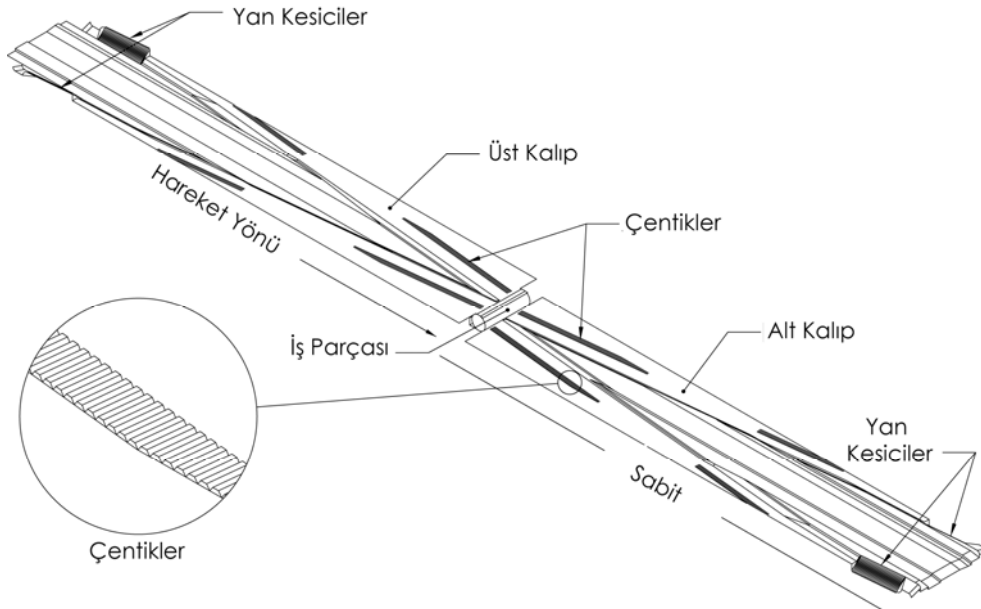
Projede üç farklı düz kamalı kalıp modellenmiştir. Model test kalıbı olarak adlandırılan ilk kalıp (Kalıp-1), özellikle Ti6Al4V ve 1045 çeliğinin ÇHK işlemi için hazırlanmıştır (Şekil 3.20(a) ve (b)). Bu kalıp JC malzeme gerilme modeli parametrelerinin doğrulanması için kullanılmıştır. Elde edilen nümerik teğet kuvvet değerleri, farklı sıcaklıklarda gerçekleştirilen deneysel teğet kuvvet değerleri ile karşılaştırılmıştır. Geometrik değişkenlerin etkilerini incelemek için kullanılan ikinci kalıp (Kalıp-2) düz kama kalıp geometrisine sahiptir (Şekil 3.21(a) ve (b)). Belarus Ulusal Bilimler Akademisi Fizik Teknik Enstitüsü'nde halen üretimde kullanılan son kalıp (Kalıp-3) karmaşık bir geometriye sahiptir (Şekil 3.22). Kullanılan silindirik iş parçası tüm simülasyonlarda katı gövde (hacim) olarak modellenmiştir. İş parçasının yarı çapı Kalıp-1 ve Kalıp-3 için aynı olup 9 mm, Kalıp-2 için ise 12 mm'dir. İş parçası uzunluğu ise tüm kalıplar için aynı olup, 60 mm'dir .



Şekil 3.20 (a) 1045 çeliği ve Ti6Al4V JC malzeme modellerinin doğrulanması için tasarlanan Kalıp-1 ve (b) iş parçası.



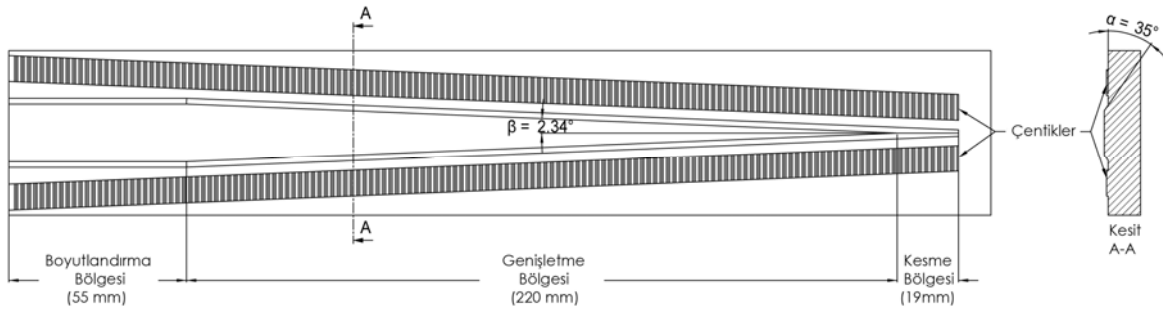
Şekil 3.21 (a) Parametrik çalışmalarda kullanılan düz kamalı Kalıp-2 ve (b) iş parçası.



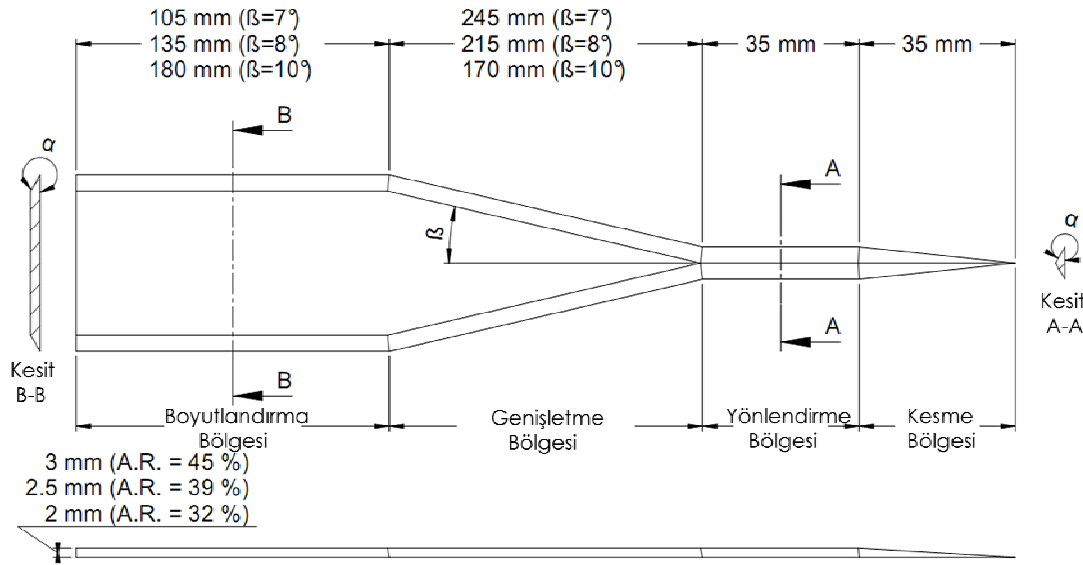
Şekil 3.22 Belarus Ulusal Bilimler Akademisi Fizik Teknik Enstitüsü tarafından traktör şaftı üretiminde kullanılan kalıp geometrisinin montaj görünüşü (Kalıp-3).

Modelleme çalışmalarında üç ana adım izlenmiştir. Bunlar (1) geometrilerin modellenmesi, (2) sonlu elemanlar ağının oluşturulması ve (3) sonlu elemanlar modelinin işlenmesidir. Modellemede ilk adım bir CAD programı kullanarak 3 boyutlu ortamda ÇKH kalıp ve iş parçalarını tasarlamaktır. İş parçasına üst ve alt kısmından teğet olarak konumlandırılan düz kamalı kalıplar gerçek ÇKH işleminde çentikler içermektedir (Şekil 3.22). Çentikler mevcut iş parçasının kaymasını ve yanlış şekillenmesini engeller. Kalıpların katı gövde (Şekil 3.20(b)) yerine yüzey (Şekil 3.21(b) ve Şekil 3.22) olarak modellenmesinin temel nedeni oluşturulan sonlu elemanlar ağındaki eleman sayısını azaltmak ve böylece hesaplama zamanını düşürmektir.

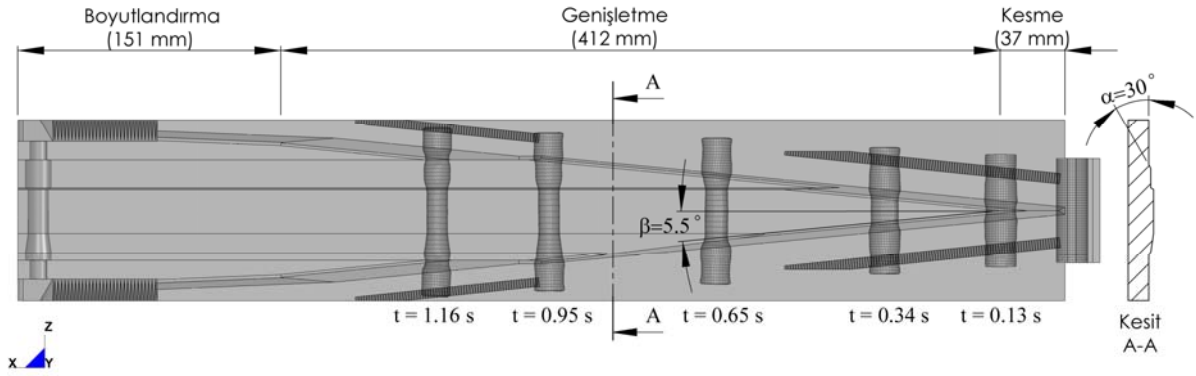
Kalıp-1'in detayları Şekil 3.23'de gösterilmektedir. Kalıp, kamanın her iki tarafında da çentiklere sahiptir ve yönlendirme bölgesi içermemektedir. Şekillendirme açısı 35° , genişletme açısı 2.34° ve indirgeme oranı ise 1,16'dır. Kalıp-2'nin ana geometrisi Şekil 3.24'de gösterilmektedir. Kalıpta işlem parametrelerinin etkisini belirlemek için değişik geometrik parametreler kullanılmıştır. Şekil 3.25'de gösterilen Kalıp-3 en karmaşık tasarıma sahip olup kalıp üzerinde oluşan deformasyon adımları sırası ile gösterilmektedir.



Şekil 3.23 Deneysel doğrulamada kullanılan Kalıp-1'in teknik çizimi.



Şekil 3.24 Parametrik çalışmada kullanılan Kalıp-2'in teknik çizimi.

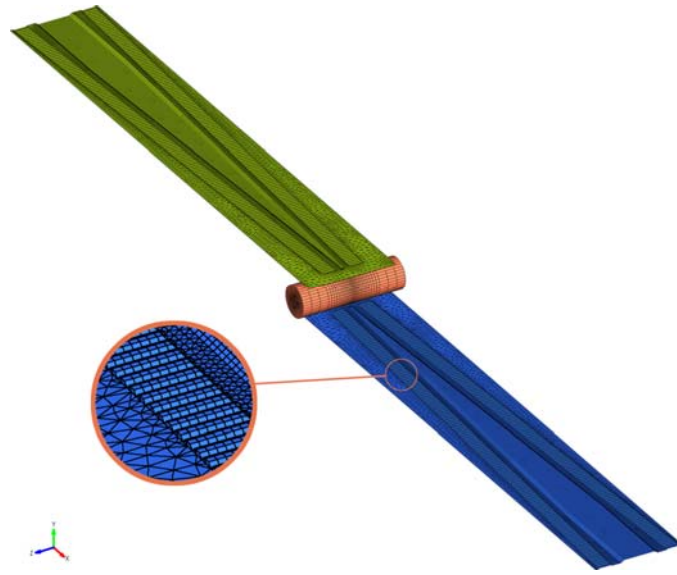


Şekil 3.25 Üzerindeki deformasyon bölgeleri ve iş parçasının deformasyon adımları gösterilen Kalıp-3'ün teknik çizimi.

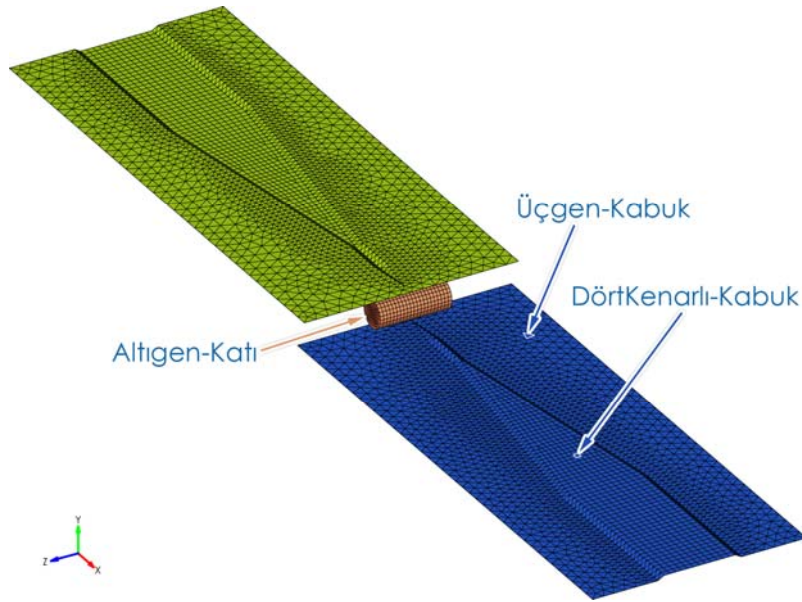
3.3.1 Sonlu elemanlar ağı

DeneySEL doğrulama için oluşturulan ÇKH modelinde kamalar ve çentikler, sonuçların doğruluğunu arttırmak amacı ile sık elemanlara ayrılmıştır (Şekil 3.26). Kalıp üzerinde sık ağ yapısının kullanılmasının temel nedeni elemanların nüfus etmesini engellemektir. Rijit gövdeler (kalıplar) için temas algoritması küçük elemanların kullanılmasını gerektirmektedir. Şekil 3.26'da gösterildiği üzere kalıplarda boyutu değişken karışık (üçgen ve dörtkenarlı) kabuk elemanları kullanılmıştır. Parça geometrilerinin tasarımından sonraki ilk adım sürekli yüzeylerin ve hacimlerin kabuk (2D) ve katı (3D) elemanlara ayrılmasıdır. Şekil 3.27'de montaj edilmiş parçaların (Kalıp-2 ve iş parçası) sonlu elemanlara ayrıldıktan sonraki hali

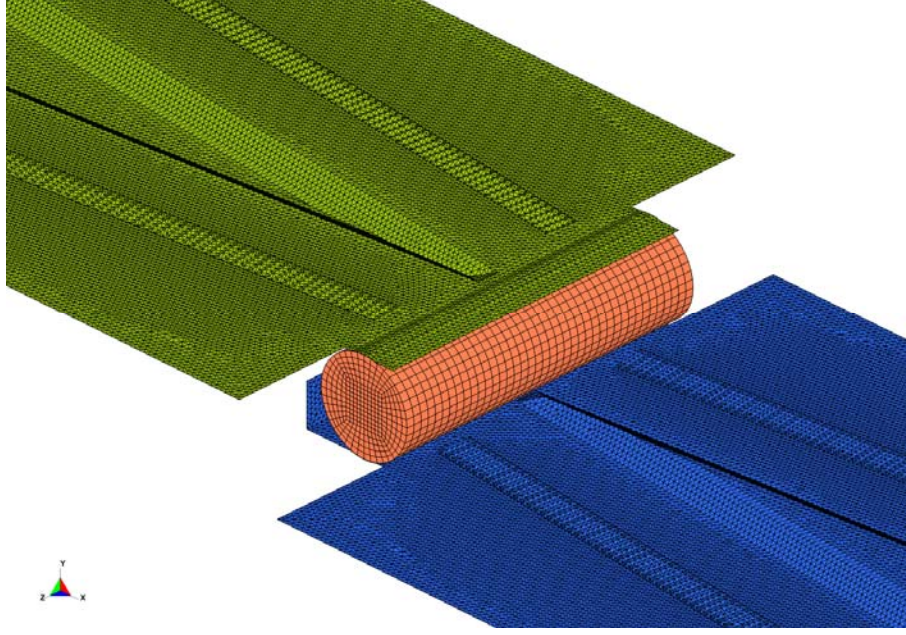
gösterilmektedir. Kalıplar üçgen ve dörtkenarlı kabuk eleman kullanarak sonlu elemanlara ayrılmıştır. Dört kenarlı kabuk elemanlar (4-düğüm) basit yüzeyler için üçgen kabuk elemanlar (3-düğüm) daha karmaşık yüzeyler için kullanılmıştır. İş parçasının sonlu elemanlar ağı 8-düğümlü altıgen katı elemanlar kullanılarak oluşturulmuştur. Karmaşık geometri kalıpların sonlu elemanlar ağı sabit boyutlu sık üçgen kabuk elemanlar kullanılarak oluşturulmuştur (Şekil 3.28). Bu işlem zamanın artmasına neden olmaktadır ancak sadece iki işlem için simülasyon yapılacağından dolayı göz ardı edilmiştir.



Şekil 3.26 Kalıp-1 ÇKH işleminde sonlu elemanlar ağı yoğunluğu ve eleman tipleri.

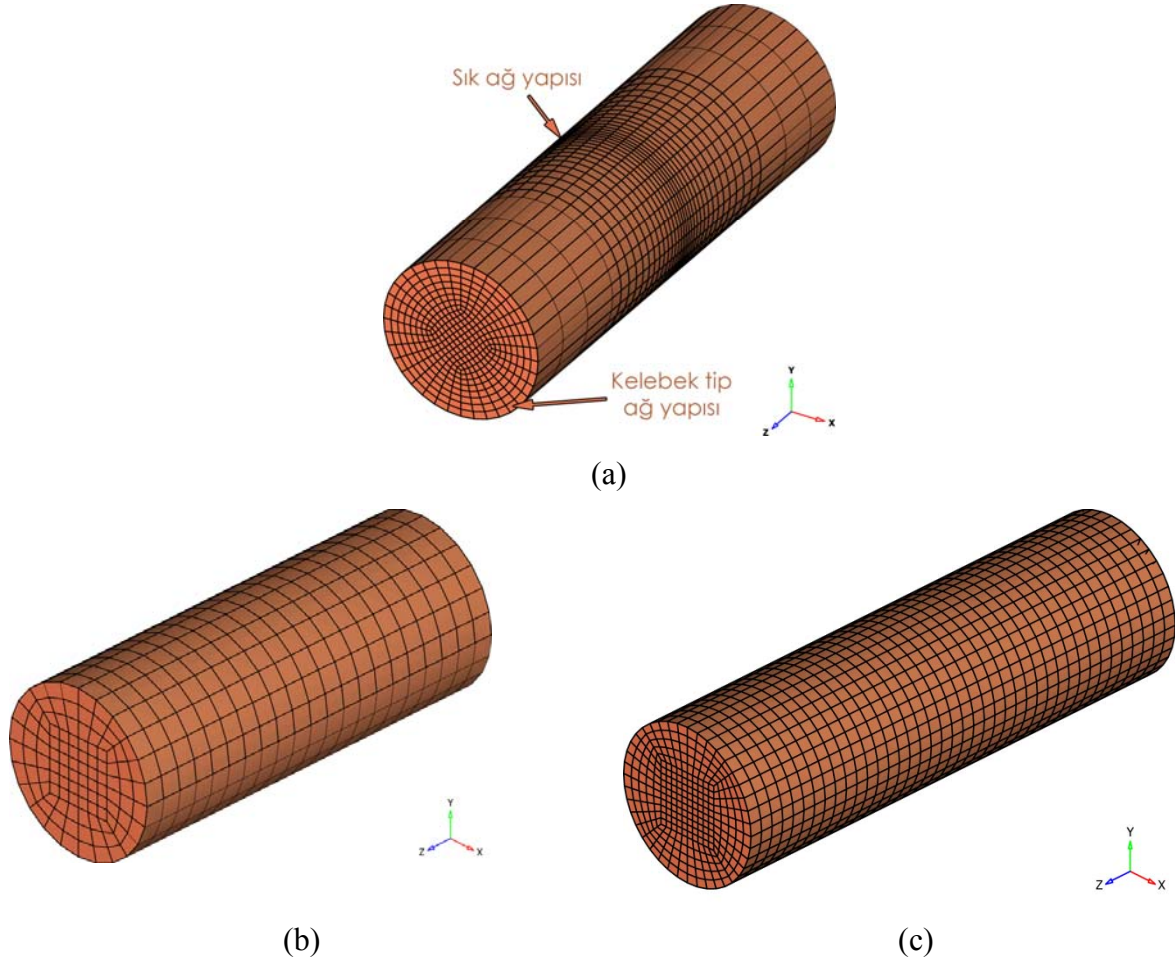


Şekil 3.27 Kalıp-2 ÇKH işleminde sonlu elemanlara ayrılmış modelin montaj görüntüsü.



Şekil 3.28 Kalıp-3 ÇKH modeli.

Sonlu elemanlar çözümünde merkezi işleme birimi, toplam zamanının yüzde yetmişini eleman işleme için kullanmaktadır. Bu maliyeti azaltmak için sonlu elemanlara ayırma işlemi dikkatli bir şekilde yapılmış ve değişik işlemler için farklı iş parçası ağ yapıları kullanılmıştır. İş parçasının orta kısmı ana deformasyon bölgesi olduğundan daha sık ağ yapısı kullanılmıştır (Şekil 3.29(a)). Ayrıca iş parçasının sonlu elemanlar ağı z eksenine boyunca eğimli hale getirilerek toplam eleman sayısı düşürülmüştür. İş parçasının xy kesitinde kelebek tipi ağ yapısı oluşturulmuş ve merkez etrafındaki elemanlar düzeltilmiştir. Şekil 3.29(b) ve (c)'de iki farklı sonlu elemanlar ağ yoğunluğuna sahip iş parçaları gösterilmektedir. Parametrik analizler için çok sayıda farklı simülasyon gerçekleştirildiği için hesaplama zamanı iş parçasının sonlu elemanlar ağının yoğunluğunun azaltılması ile düşürülmüştür. (Şekil 3.29(b)). Sonuçları detaylıca analiz etmek için, karmaşık tasarıma sahip Kalıp-3 sonlu elemanlar ağında küçük elemanlar kullanılmıştır (Şekil 3.29(c)). Tüm kalıpların toplam eleman sayıları Tablo 3.7'de listelenmiştir. Aynı tabloda gösterildiği üzere Kalıp-3'de en yüksek sayıda kabuk elemanı kullanılmıştır.



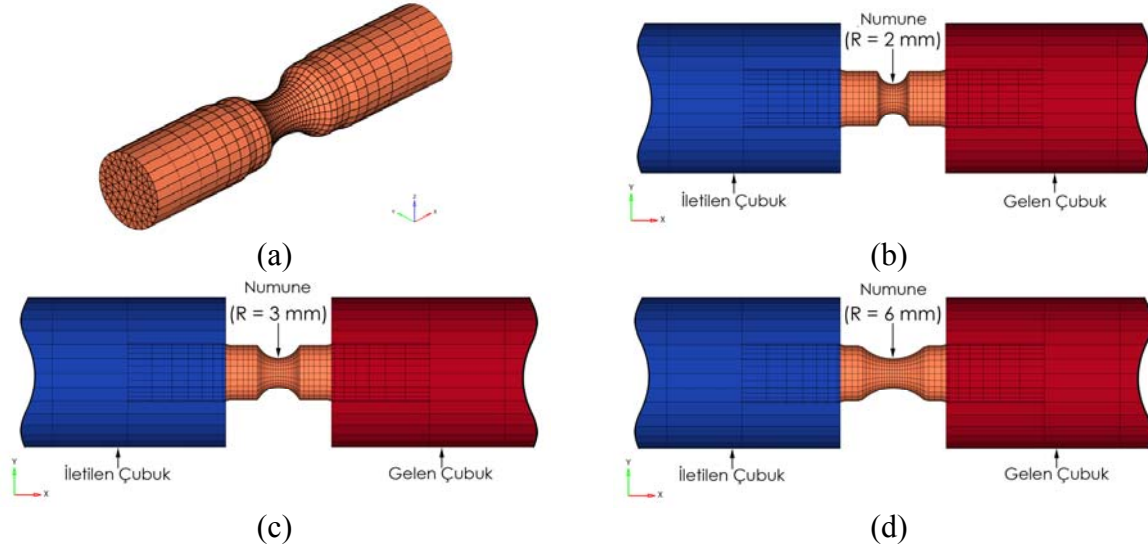
Şekil 3.29 (a) Sonlu elemanlara ayrılmış iş parçası ve iş parçasının sonlu elemanlar ağı (b) parametrik çalışma (Kalıp-2) için kaba ağ ve (c) karmaşık kalıp sık ağ (Kalıp-3).

Tablo 3.7 Kalıp modellerinde kullanılan toplam eleman sayısı.

Kalıp	Eleman sayısı (Kabuk)	Eleman sayısı (Katı)
Kalıp-1	39886	13284
Kalıp-2	6772-7142	2268
Kalıp-3	360664	12000

Çentikli Ti6Al4V numunelerinin sonlu elemanlar ağı altı düğümlü pentahedral eleman tipi kullanılarak oluşturulmuştur (Şekil 3.30(a)). Bu işlemde ilk adım parçanın yüzünün üçgen elemanlara ayrılması ve sonra bu elemanların prizma oluşturacak şekilde sürülmesidir. Böylece ağ dağılımı değiştirilmeden yarıçap sonlu elemanlara ayrılmıştır. Split Hopkinson Basınç Barı'nın çubuklarında aynı tip eleman kullanılmış ve ancak numune ağına göre daha

kaba olarak oluşturulmuştur. Çentik yarıçapları 2, 3 ve 6 mm olan numunelerin montajlı model görüntüleri sırası ile Şekil 3.30(b), (c) ve (d)'de gösterilmektedir.



Şekil 3.30 (a) Sonlu elemanlara ayrılmış çentikli numune (R=6 mm) modeli ve çentikli numunelerin SHBB montajlı görüntüleri: (b) R=2 mm, (c) R=3 mm ve(d) R=6 mm.

3.3.2 Sonlu elemanlar modeli

Sonlu elemanlar hesaplamaları LS-DYNA V971 R4.2.1 (R4.53450) programı ile gerçekleştirilmiştir. ÇKH modelleri, giriş dosyasının çözücünün özgün dosyasına dönüştürülebilmesi için, LS-PrePost programı kullanılarak oluşturulmuştur. Anahtar kelime olarak adlandırılan giriş dosyası çözüm için gerekli tüm sonlu elemanlar bilgilerini içermektedir. Sonuç dosyaları LS-Pre-Post ile işlenmiştir. ÇKH'nin sonlu elemanlar modeli 3 parçadan oluşmaktadır; iş parçası, üst ve alt kalıplar. İlk adım bu parçalar için malzeme modellerinin tanımlanmasıdır. İş parçasında JC malzeme modeli, kalıplarda ise rijit malzeme modeli kullanılmıştır. ÇKH işleminde iş parçası geniş bir aralıkta değişen gerinim hızlarına ve plastik deformasyon sonucu oluşan adiyabatik sıcaklık artışından dolayı yumuşamaya maruz kalır. Bu problemi modellemek için gerinim ve sıcaklığa duyarlı JC plastiste modeli kullanılmıştır.

Eleman Bölümü

ÇKH modelinin anahtar kelimesinde (giriş dosyası), eleman formülasyonları, integrasyon kuralları ve kabuk kalınlık özellikleri “bölüm” ara yüzünde tanımlanır. Katı

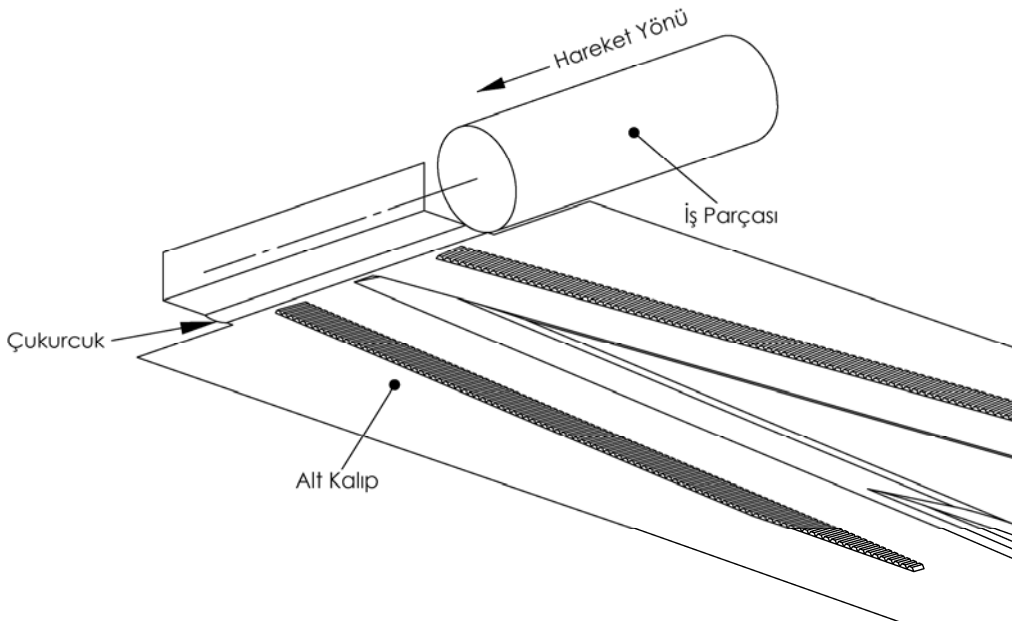
elementler için kullanılan eleman formülasyonunda tek nokta integrasyon “sabit gerilme katı eleman” ’ı kullanılmıştır. İş parçası çok fazla şekil değiştirmeye maruz kaldığından dolayı tek nokta integrasyonu, seçilmiştir. Tamamen birleştirilmiş katı formülasyon için, kötü durumdaki elemanlar sert cevaba neden olan kayma kilitlemesine maruz kalır. Tamamen birleştirilmiş elemanların bir diğer dezavantajı ise Pozyan oranının 0,5 değerine yakın olduğu durumda sabit hacim eğilme modlarına hapsolmasıdır. Kabuk elemanlar için tek integrasyon noktalı “Belytschko-Tsay” elemanı kullanılmıştır. Bu eleman “Huhes-Liu” kabuk elemanlarından hesaplama açısından daha verimlidir. Örneğin beş intergrasyon noktalı Hughes-Liu kabuk elemanı Belytscho-Tsay kabuk elemanına göre 5 kat daha fazla matematiksel operasyon istemektedir. Belytschko-Tsay kabuk elemanı rotasyon ve hız-gerinim formülasyonlarının bir kombinasyonudur. Kısaca bu kinematik kabullerin matematiksel basitleştirmeleri bu formülasyonu daha verimli kılar. Bu nedenle, projede Belytschko-Tsay eleman formülasyonu seçilmiştir. Kabuk elemanların kalınlıkları sabit 1 mm olarak tanımlanmıştır.

Tek nokta integrasyon elemanlarının en büyük avantajı “hourglass” olarak da bilinen sıfır enerji modudur. Sıfır enerji moduna sahip elemanlar herhangi bir kuvvet olmadan deforme olabilirler. Bu problem elemanlara eklenen küçük yapay elastik sertlik ile kontrol edilir. Tek nokta integrasyon elemanlarında, hourglass işi enerji denklemlerinde göz ardı edilir ki bu küçük enerji kayıplarına neden olur. Modellerde “hourglass” enerjisi her simulasyon için izlenmiştir. Çapraz kama haddeleme simülasyonları için “hourglass” katsayısı 0,05, “hourglass” kontrol tipi ise katı elemanlar için gerçek hacim integrasyonu Flanagan-Belytschko sertlik formudur. Çapraz kama haddeleme işleminin modellenmesi için “explicit” (merkezi fark) metodu kullanılmıştır. Çözümler sırasında, yeni zaman adımı büyüklüğü (Δt) tüm elemanlar boyunca döngü yöntemi ile hesaplanmıştır .

Isıl-mekanik analizler “implicit” (ısı için) ve “explicit” (mekanik için) metodlarının birleştirilmesi ile çözülmüştür. Kalıp hareketleri ve ısıl durumlar sınır kartı ile modellenmiştir. Isıl özellikler “thermal-isotropic” malzeme modeli ile tanımlanmıştır. İş parçasının (dış yüzeyi) belirli bir kısmı kart tarafından ısıl taşınım bölgesi olarak tanımlanmıştır. İlk sıcaklıklar daha önce “set card” ile tanımlanmış olan düğümlere uygulanmıştır. Isıl-mekanik analizlerin çözümünde “diagonal scaled conjugate gradient iterative” tipi ısıl çözücü kullanılmıştır.

Kalıp hareketleri LS-PrePost içerisinde bulunan “hareket tanımlanmış sınır” kartı ile tanımlanmıştır. Bu kartta, hareket kalıplara yer değiştirme olarak uygulanmıştır. Sadece Kalıp-1 ve Kalıp-3’e teğetsel yer değiştirme uygulanmıştır. Üst ve alt kalıplar birbirlerine

doğru (x eksenini boyunca) simetrik hareket etmektedirler. Bu yöntem parametrik çalışmada kullanılmasına rağmen, çentik ve çukurluklu kalıplarda kullanılmamıştır. Gerçek işlemden, çentikler ve çukurcuk iş parçasına işlem başlangıcında geçici bir basma uygulamaktadırlar. Gerçek ÇKH işlemi Şekil 3.31’de gösterilmektedir. İş parçası çukurcuğun yardımı ile alt kalıba yerleştirilmektedir. Bu iş parçasının hareketsiz ve aynı pozisyonda kalmasını sağlamaktadır. Çentiklerin ve çukurcuğun etkisi modelde alt ve üst kalıplara basma hareketi (y eksenini boyunca) vererek sağlanmıştır. Her kalıp iş parçasına doğru 0,1 saniye boyunca 0,5 mm hareket ettirilmiş, daha sonra işlem sonuna kadar hareketsiz kalmıştır.



Şekil 3.31 Gerçek ÇKH işlemi ve iş parçasının alt kalıp üzerindeki çukurcuğa yerleştirilmesi (Kalıp-3).

İş parçası (deforme olabilir, köle) ile kalıplar (rijit, efendi) arasındaki etkileşimi tanımlamak için iki adet aynı “yüzeyden yüzeye” temas algoritması kullanılmıştır. Temas algoritması penaltı metodu ile kayan ara yüzeyler üzerine kurulmuştur. Bu metotta, her deforme olabilen düğüm (köle), temas yüzeyi (efendi) boyunca nüfuz etmeye karşı kontrol edilir. Ara yüzey kuvveti sadece nüfuz etme olduğu zaman etki ettirilir. Bu kuvvet nüfuz etme miktarından hesaplanır. Tüm simülasyonlarda temas sertliği hem efendi hem de köle düğümler için hesaplanmış ve minimum değer kullanılmıştır. Bu yöntemin dezavantajı ise explicit zaman integrasyonlarının, yüksek sertlik değerlerinde yüksek frekanslı titreşimlerin oluşması nedeniyle ile kararsız hale gelmesidir.

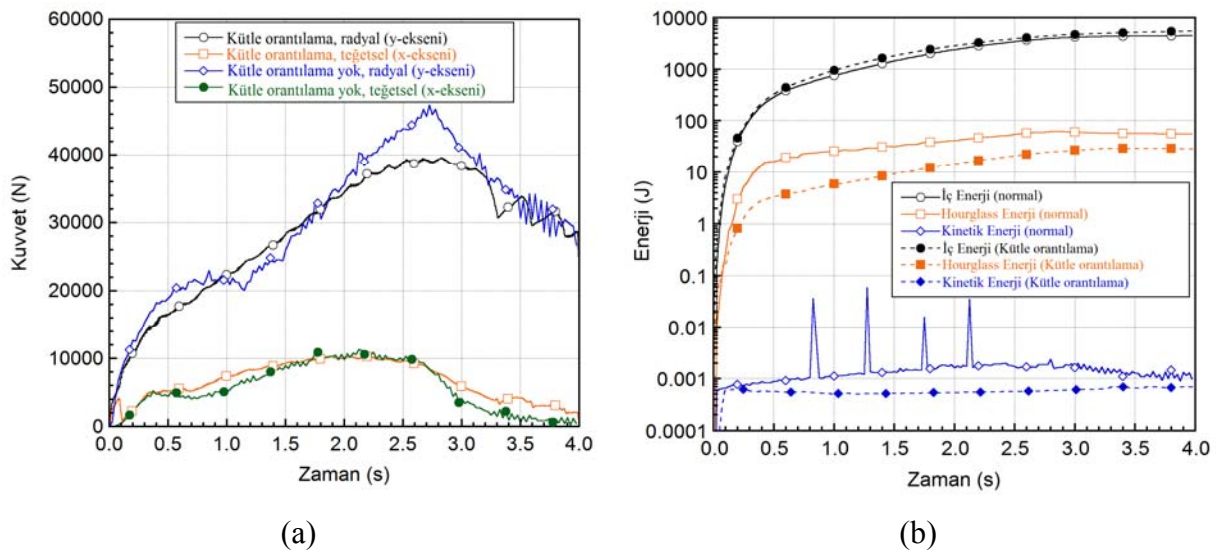
Modelde sürtünme katsayıları Coulomb formülasyonuna göre tanımlanmıştır (2007). Bu formülasyonda sürtünme katsayıları temas yüzeylerin hızına (V_{rel}) bağımlıdır;

$$\mu = FD + (FS - FD)e^{-DC|V_{rel}|} \quad (3.7)$$

Burada, FD dinamik sürtünme katsayısı, FS statik sürtünme katsayısı ve DC ise üstsel bozulma katsayısıdır. ÇKH işleminin simülasyonları hem ısı hem de mekanik olarak ticari sonlu elemanlar kodu olan LS-DYNA kullanılarak yapılmıştır. Isıl ve mekanik çözümler aynı anda çalıştırılmış böylece mekanik iş plastik deformasyon aracılığı ile ısıya çevrilmiştir.

3.3.3 Kütle orantılama

Kütle orantılama küçük elemanların zaman adımını artırarak hesaplama zamanını azaltmak amacıyla kullanılmıştır. Kütle orantılama analizlerinde, fiziksel olmayan kütle küçük elemanların yoğunluğunu arttırmak ve böylece hesaplanan kritik zaman adımını arttırmak amacı ile kullanılır. Şekil 3.32(a)'da kütle orantılamanın kalıp kuvvetlerine etkisi gösterilmiştir. Kütle orantılamanın kullanıldığı simülasyonlar ile kullanılmadığı simülasyonlar arasındaki ana fark kuvvet değişimlerinin detaylıca görülebilmesidir. Her iki yöntemde de kuvvetler benzer değerlerde çıkmasına rağmen, kütle orantılamanın kullanılmadığı simülasyonlarda kuvvetin değişimi detaylı bir şekilde görülememektedir. Şekil 3.32(b)'de iç ve kinetik enerjinin zamana göre değişimi gösterilmektedir. Şekilden de görüleceği üzere kinetik enerji, iç enerjiden düşüktür ki bu simülasyon için kütle orantılamanın kabul edilebilir olduğunu gösterir.



Şekil 3.32 Kütle orantılamanın 1045 ÇKH işleminde kalıp kuvvetlerine etkisi ve (b) normal analizler ve kütle orantılama analizleri arasındaki enerji karşılaştırması: $\alpha = 30^\circ$ ve $\beta = 8^\circ$.

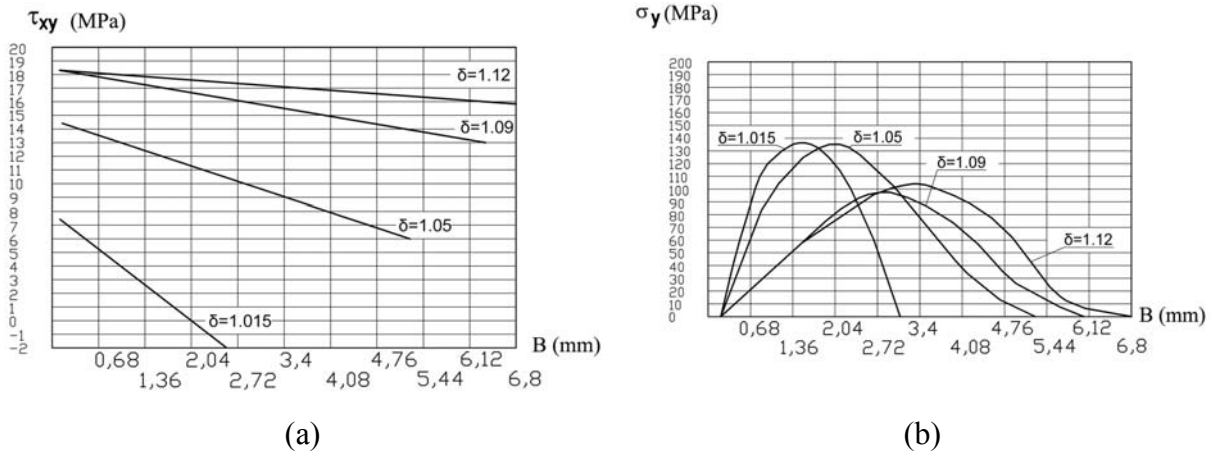
4. BULGULAR ve TARTIŞMA

4.1 Sürtünme katsayısını belirleme

Tablo 4.1’de 1045 çeliği için indirgeme oranının kontak uzunluğu (B) ile değişimi gösterilmektedir. Kontak uzunluğu ve kuvvetlerinin ölçümünden kontak kayma gerilmesi τ_{xy} ve kontak normal gerilmesi σ_y belirlenmiştir. Kontak kayma gerilmesinin ve normal gerilmesinin kontak uzunluğu ile değişimleri ise Şekil 4.1(a) ve (b)’de gösterilmektedir.

Tablo 4.1 Kontak uzunluğu uzunluğunun haddeme oranı ile değişimi (18 mm çapında ve 60 mm uzunluğunda 1045 çelik numuneler ve haddeme sıcaklığı 1200 °C).

δ	1,015	1,05	1,09	1,12
B (mm)	3,4	4,9	5,9	6,8



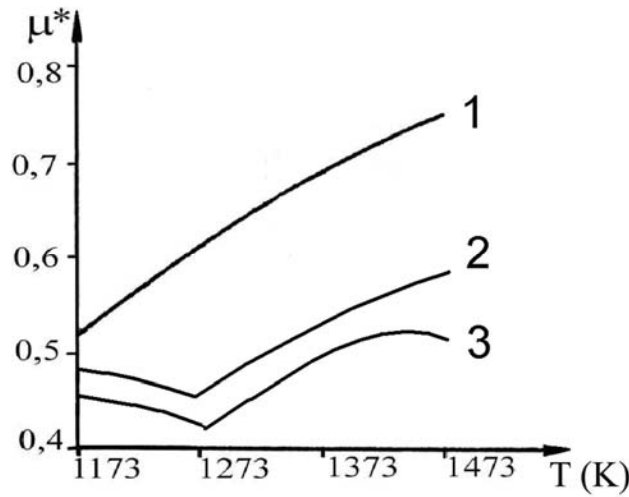
Şekil 4.1 (a) Kontak kayma gerilmesinin kontak uzunluğu ile değişimi ve (b) kontak normal gerilmesinin haddeme oranı ile değişimi (18 mm çapında ve 60 mm uzunluğunda 1045 çelik numuneler ve haddeme sıcaklığı 1200 °C).

Haddeme indirgeme oranındaki artış, iş parçasının dönmesini engelleyen moment kuvvetlerini artırarak P_x kuvvetinin ve sürtünme katsayısının artmasına neden olacaktır. Kontak ara yüzeyindeki maksimum sürtünme kuvvetleri ara yüzeydeki metalin özelliklerini belirleyecektir. Kararlı haddeme durumunda ise aşağıdaki eşitliğin sağlanması gerekmektedir;

$$\mu \leq \mu^* \quad (4.1)$$

İndirgeme oranındaki yükselme sürtünme katsayısını mümkün olan maksimum sürtünme katsayısına kadar yükseltmekte ve sürtünme katsayısı bu noktadan sonra sabit kalmaktadır.

Şekil 4.2’de farklı sıcaklıklarda mümkün olan en yüksek kontak sürtünme katsayıları test edilen üç farklı kalıp yüzeyi için gösterilmektedir. İş parçası üzerinde oluşan oksit tabakasının akma gerilmesinde azalmaya neden olması ile, $R_a=2,5 \mu\text{m}$ ve $R_a=40 \mu\text{m}$ yüzeylerinde oluşan sürtünme katsayısı 1273 K’ya (1000 °C) kadar azaltılmaktadır. Bunun temel nedeni oluşan oksit tabakasının gözenekli olması ve bu sıcaklıkta fazının kristal yapısının değişmesi olabilir. Yüzey pürüzlülüğü 1 mm olan kalıpta ise yüzey pürüzlülüğü oksit tabakası kalınlığından daha fazla olduğu için sürtünme katsayısı sıcaklıkla birlikte artmaktadır. Belirlenen sürtünme katsayıları ve P_x kuvvetinin 1273 K’de (1000 °C) indirgeme oranı ile değişimi ($\beta=5^\circ$ ve $\alpha=30^\circ$) Tablo 4.2’de listelenmiştir. İndirgeme oranının artması ile iş parçasına iletilen P_x kuvveti artmakta ve dolayısı ile sürtünme kuvvetleri değişmektedir. Tablo 4.2’de verilen sürtünme katsayısı değerleri ortalama indirgeme oranı ile artmakla birlikte ortalaması 0,5 civarlarındadır. Yapılan simülasyonların çoğunda sürtünme katsayısı sabit ve 0,5 alınmıştır.



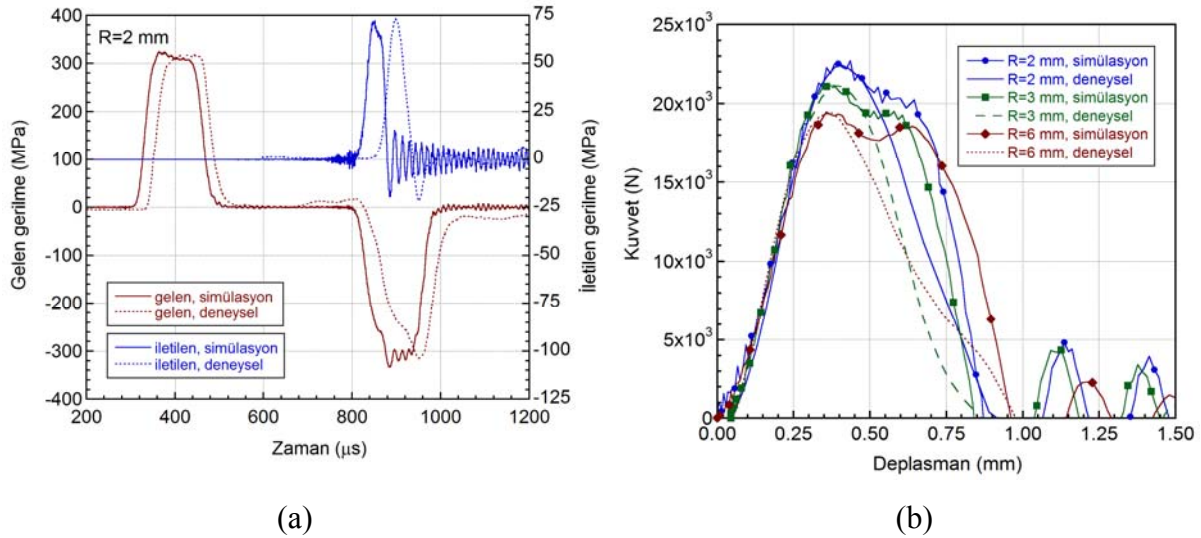
Şekil 4.2 Mümkün olabilecek maksimum sürtünme katsayısının farklı kalıp yüzeyleri için sıcaklıkla değişimi: 1- $R_a=1 \text{ mm}$, 2- $R_a=40 \mu\text{m}$ ve 3- $R_a=2,5 \mu\text{m}$.

Tablo 4.2 ÇKH işleminde haddelme oranı ile değişen P_x kuvveti ve sürtünme katsayısı.

δ	P_x (N)		μ
	1045 çeliği		
1,2	4168		0,34
1,5	6570		0,48
1,7	8244		0,61
2,0	9306		0,68

4.2 Malzeme model doğrulaması

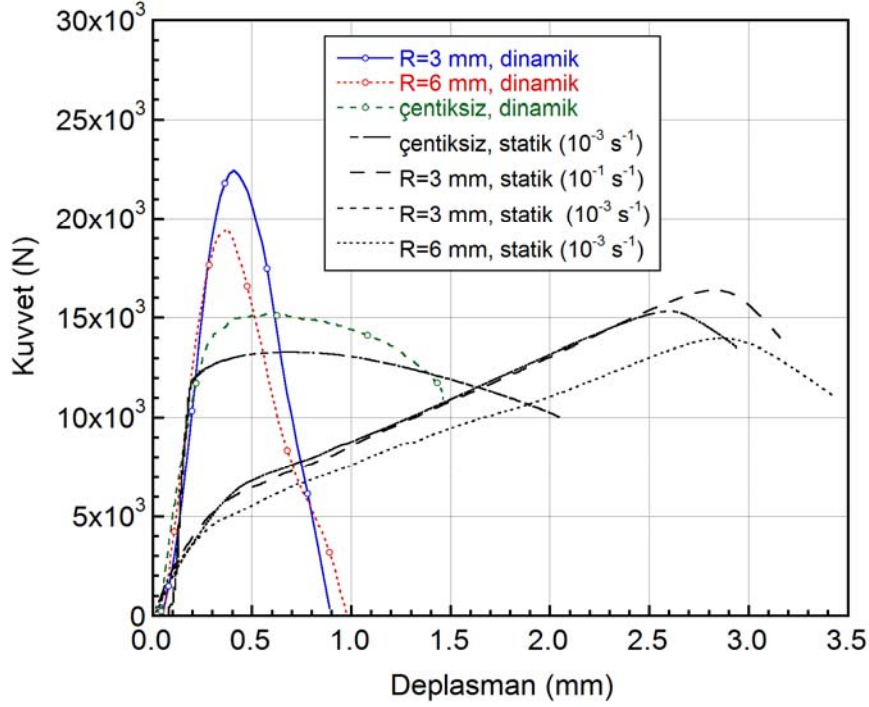
Çarpan çubuk hızı $15,3 \text{ m s}^{-1}$ olduğu 2 mm çentikli numunenin kullanıldığı SHBB çekme testlerinin model ve deneysel gelen ve iletilen gerilme-zaman eğrileri Şekil 4.3(a)'da gösterilmektedir. Modelde, deneyde olduğu gibi gelen ve iletilen dalgalar numune-çubuk ara yüzeyinden 1,2 m uzaklıktan ölçülmüştür. Karşılaştırmayı kolaylaştırmak için deneysel gerilme zamanları model zamanına göre kaydırılmıştır. Test edilen numuneler iletilen gerilme dalgasının en yüksek olduğu zamanda kırılmıştır. Deney ve model çentikli numunenin kuvvet-deplasman eğrileri Şekil 4.3(b)'de görüldüğü üzere şekil ve büyüklük olarak birbirleriyle örtüşmektedir. Aynı durum çentik yarıçapı 3 ve 6 mm numunelerin deney ve model sonuçları için de geçerlidir. Çentik yarıçapı arttığı zaman kırılma zamanı ve maksimum kuvvet azalmaktadır (Şekil 4.3(b)). Kırılma başlangıcı sonrası sayısal model ve deneysel kuvvet-deplasman eğrileri birbiri ile çok iyi uyumaktadır.



Şekil 4.3 Çarpan çubuk hızı $15,3 \text{ m s}^{-1}$ olan 2 mm çentikli numunenin SHBB çekme testlerinin (a) model ve deneysel gelen ve iletilen gerilme eğrileri ve (b) çentikli numunelerin SHBB deneyleri ile simülasyon kuvvet-deplasman eğrileri.

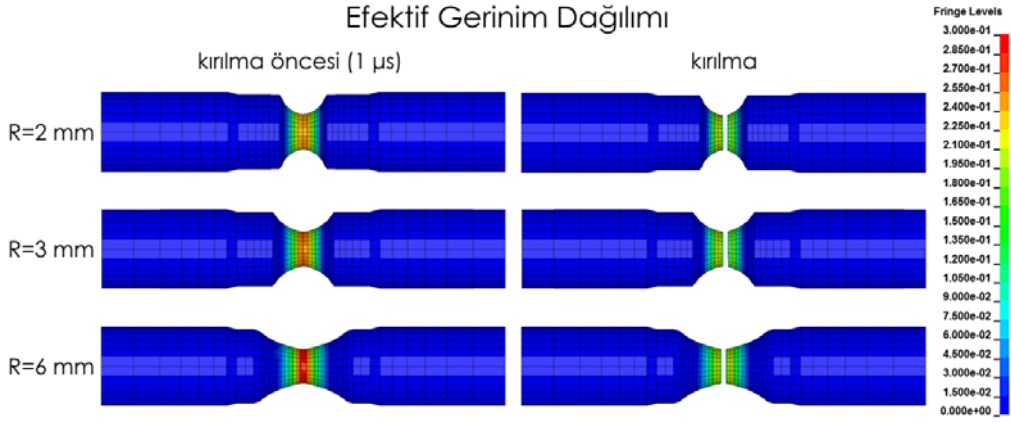
Dinamik ve statik gerinim hızları için çentiksiz (4 mm çaplı) ve 3 ile 6 mm çentikli numunelerin deneysel kuvvet-deplasman eğrileri Şekil 4.4'te gösterilmektedir. Üç ve 6 mm çentikli numunelerin statik gerinim değerleri doğrudan test makinesinden ölçülmüşken (deplasman makine ve numune deplasmanın makinenin toplamıdır) çentiksiz numunenin gerinimi video ekstensometre ile ölçülmüştür. Gerinim hızının çentiksiz numune üzerine etkisi

Şekil 4.4'te açık şekilde görülmektedir. Gerinim hızı arttıkça kırılma (maksimum) kuvveti artmakta, kırılma deplasmanı ise azalmaktadır.

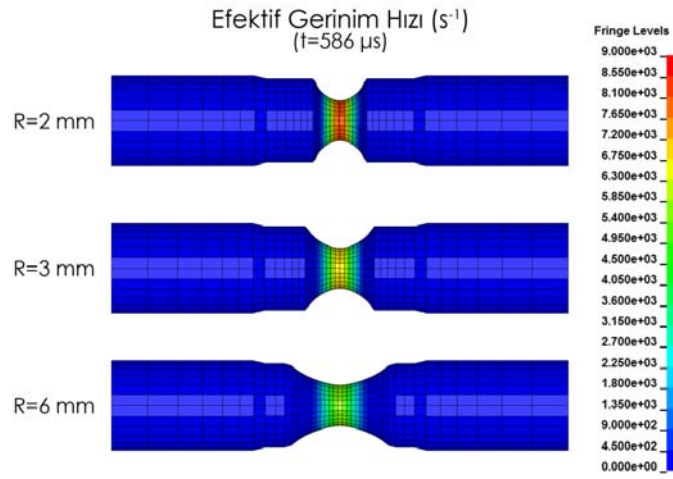


Şekil 4.4 Dinamik ve statik gerinim hızlarında çentiksiz (4 mm çaplı) ve 3 ile 6 mm çentikli numunelerin deneysel kuvvet-deplasman eğrileri.

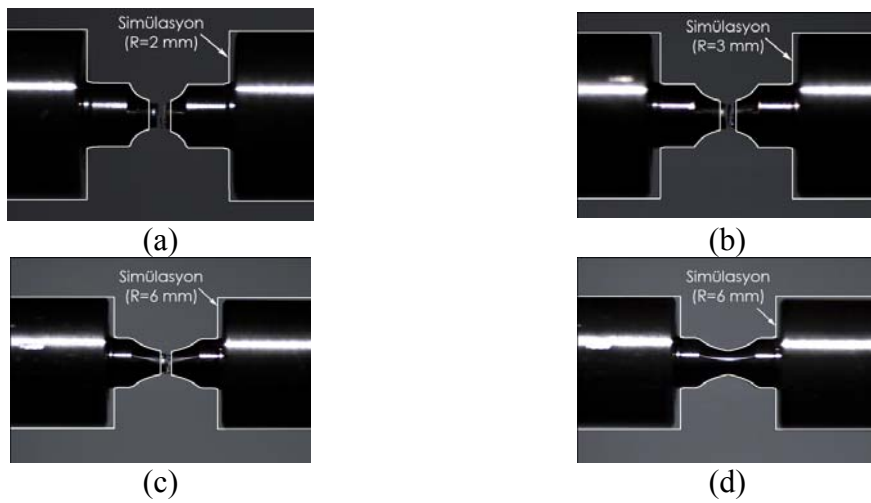
Şekil 4.5'te SHBB test simülasyonlarında kırılma öncesi ve sonrası numune üzerinde oluşan efektif gerinim dağılımları gösterilmektedir. Beklendiği gibi, en yüksek gerinim 6 mm çentikli numunede oluşmaktadır. Çentik boyutu arttıkça kırılma bölgesi etrafındaki kırılma gerinimi azalmaktadır. Bu durum üç eksenli gerilme parametresi ile kırılma gerinimi arasındaki ilişkiye de uymaktadır (Şekil 3.10). Şekil 4.6'da, $t=586 \mu s$ anındaki çentikli numunelerin simülasyon gerinim hızı dağılımı gösterilmektedir. Aynı işlem anındaki en yüksek gerinim hızı 2 mm çentikli numunede görülmektedir. İki, 3 ve 6 mm çentikli numunelerin simülasyon ve deneysel kırılma şekilleri Şekil 4.7(a-c)'de gösterilmiştir. Simülasyon ile deneysel kırılma anı arasındaki deformasyon farkı simülasyonda kırılmanın eleman silinmesi ile gerçekleştirilmiş olmasından kaynaklanmaktadır. Bunun doğal sonucu olarak simülasyondaki kırılma sonrası numune boyu deneyselden daha kısa çıkmaktadır. Şekil 4.7(d)'de 6 mm çentikli numune için gösterildiği üzere kırılma öncesi deney ve simülasyon deformasyon şekilleri birbirlerine oldukça yakındır.



Şekil 4.5 SHBB test simülasyonlarında kırılma öncesi ve sonrası numune üzerindeki efektif gerinim dağılımları.



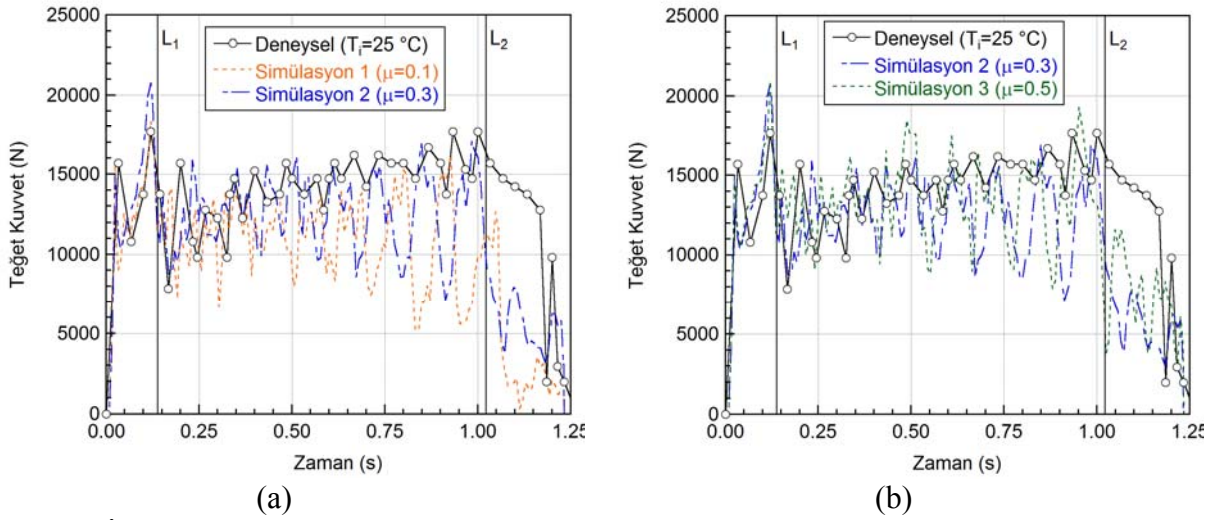
Şekil 4.6 $t=586 \mu$ s anındaki çentikli numuneler için gerinim hızı dağılımı simülasyon sonuçları.



Şekil 4.7 (a) 2, (b) 3 ve (c) 6 mm çentikli numunelerin kırılma sonrası ve (d) 6 mm çentikli numunenin kırılma öncesi numunelerin simülasyon ve deneysel kırılma resimleri karşılaştırması (beyaz çizgi simülasyon).

4.3 Malzeme modeli

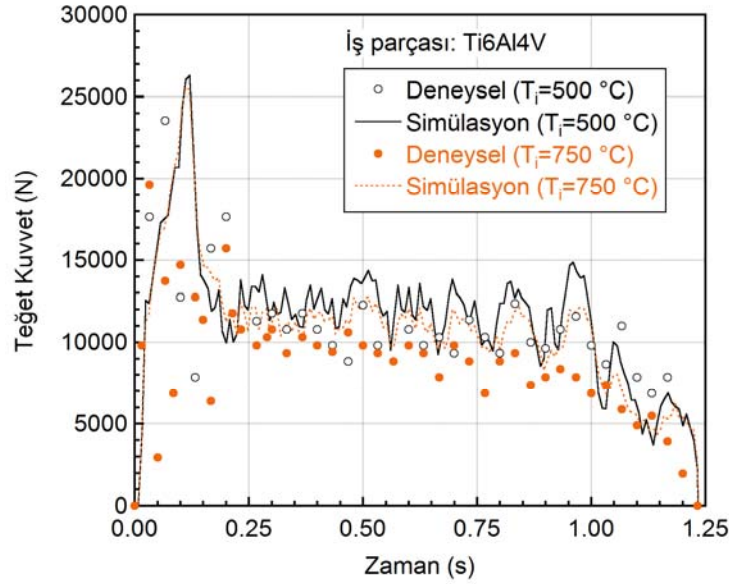
Şekil 4.8(a) ve (b)'de Ti6Al4V iş parçasının 25 °C'de, farklı sürtünme katsayıları ve Kalıp-1 kullanılarak yapılan ÇKH işlemi simülasyon sonucuna ait teğet kalıp kuvvetleri ile (P_x) deneysel kuvvet değerlerinin zamana göre değişimi gösterilmektedir. Simülasyonlarda JC-1 Ti6Al4V malzeme modeli ve 0,1, 0,3 ve 0,5 sürtünme katsayısı (statik ve dinamik için eşit) kullanılmıştır. Şekil 4.8(a) ve (b)'de görüldüğü üzere, deneysel ve simülasyon kuvvet sonuçları ÇKH işlemi başlangıcında ve genişletme bölgesi (L_1 ve L_2) ortasına kadar birbirleri ile uyushmaktadır. Genişletme bölgesi sonlarına doğru ise sürtünme katsayısı 0,1 olduğunda simülasyon kuvvet değerleri deneysel kuvvet değerlerinin altına inmektedir (Şekil 4.8(a)). Sürtünme katsayısının 0,3 ve 0,5 çıkması ilk bölgelerde kuvvet değerlerinde belirgin bir değişikliğe sebep olmasa da, genişletme bölgesi sonlarında ve boyutlandırma bölgesinde kuvvetlerin artmasına neden olmuştur (Şekil 4.8(a) ve (b)) Bu sonuçlar, ÇKH işlemi sırasında sürtünmenin zamanla değişebileceğini göstermektedir. Sürtünme katsayısının artmasının temel nedeni ise işlem sırasında iş parçası yüzeyinin sıcaklığının artması ile oksit tabakasının oluşmasıdır.



Şekil 4.8 İlk sıcaklığı 25 °C olan Ti6Al4V iş parçasının Kalıp-1 ile haddelenmesi işleminde deneysel ve (a) 0,1-0,3 ve (b) 0,3-0,5 sürtünme katsayıları için simülasyon kalıp kuvvetlerinin zamana göre karşılaştırması.

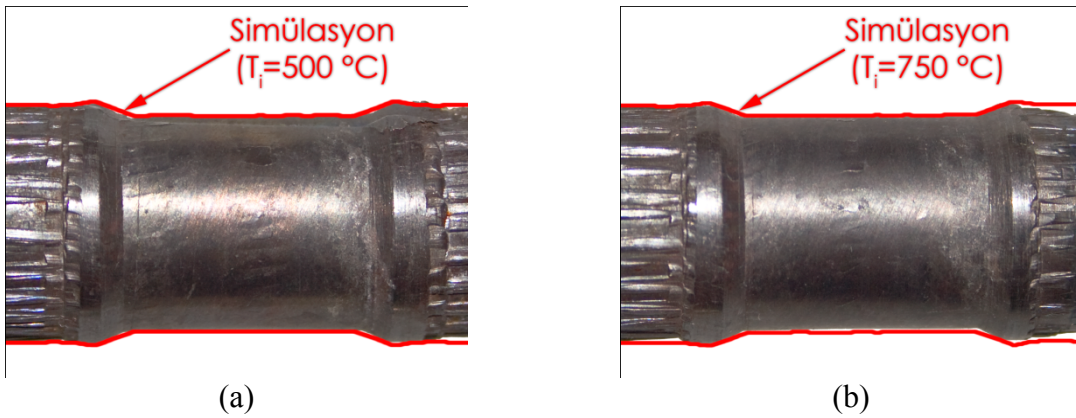
Şekil 4.9'da ilk sıcaklığı 500 ve 750 °C olan Ti6Al4V iş parçasının 25 °C'deki Kalıp-1 ile haddelenmesi işleminde deneysel ve simülasyon teğet kalıp kuvvetlerinin zamana göre değişimi gösterilmektedir. Simülasyonlarda JC-1 Ti6Al4V malzeme modeli ve 0,5 sürtünme

katsayısı kullanılmıştır. Aynı şekilde görüldüğü gibi yüksek sıcaklıkta yapılan deney ve simülasyon kuvvet sonuçları da işlem boyunca birbiri ile örtüşmektedir. İki sonuç arasında %10'luk ortalama bir fark oluşmaktadır. İşlem sıcaklığının 25 °C olduğu durumda meydana gelen deneysel ve simülasyon kuvvetleri her ne kadar artış gösterse de yüksek sıcaklık ÇKH işleminde her iki kuvvet sonuçlarının da ilk bölge dışında neredeyse sabit kaldığı belirlenmiştir.



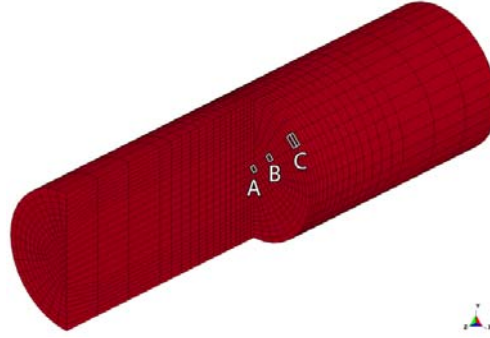
Şekil 4.9 İlk sıcaklığı 500 ve 750 °C olan Ti6Al4V iş parçasının 25 °C'deki Kalıp-1 ile haddelenmesi işleminde deneysel ve simülasyon teğet kalıp kuvvetlerinin zamana göre değişmesi.

İş parçası ilk sıcaklığı 500 ve 750 °C olan ÇKH işlemine tabii tutulmuş Ti6Al4V iş parçalarının son şekilleri sırasıyla Şekil 4.10(a) ve (b)'de gösterilmektedir. Simülasyon sonucunda elde edilen son malzeme şekli kırmızı çizgi ile gösterilmektedir. Deneysel ve simülasyon deformasyon şekilleri birbiriyle çok iyi örtüşmektedir.

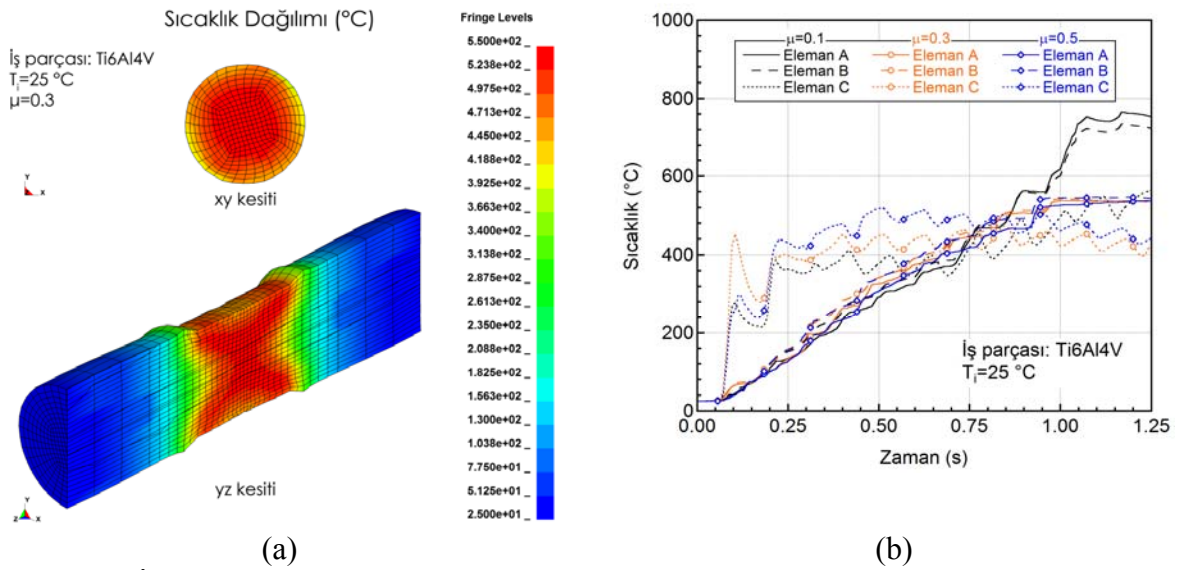


Şekil 4.10 İş parçası ilk sıcaklığı (a) 500 ve (b) 750 °C'de ÇKH işlemine tabii tutulmuş Ti6Al4V iş parçalarının simülasyon ve deneysel son şekil karşılaştırılması.

İş parçası özellikleri merkez (eleman A), orta (eleman B) ve yüzey (eleman C) noktalarında incelenmiştir (Şekil 4.11). Şekil 4.12(a) ve (b)'de sırası ile ilk sıcaklığı 25 °C olan Ti6Al4V iş parçasının orta ve boyuna kesitlerindeki sıcaklık dağılımı ve farklı sürtünme katsayıları için A, B ve C elemanlarının zamana karşılık sıcaklık değişimi gösterilmektedir. ÇKH işlemi sonunda en yüksek sıcaklık genişletme bölgesinde iş parçası uç kısımlarında belirlenmiştir. İş parçası merkez ve uç kısımlarındaki sıcaklık 550 °C'ye kadar yükselmektedir (Şekil 4.12(a) ve (b)). Ayrıca Şekil 4.12(b) iş parçası yüzey sıcaklığının ÇKH işlemi başlangıcında merkez ve orta noktaya oranla daha yüksek olduğunu göstermektedir. Sürtünme katsayısı arttıkça iş parçası yüzey sıcaklığı artmakta ancak orta ve merkezde azalmaktadır. Yüzey sıcaklığındaki dalgalanma iş parçası ile kalıpların temas edip tekrar ayrılmasından kaynaklanmaktadır. İş parçası yüzey sıcaklığı sürtünme katsayısına bağlı olarak değişmekle birlikte 400-550 °C arasındadır.



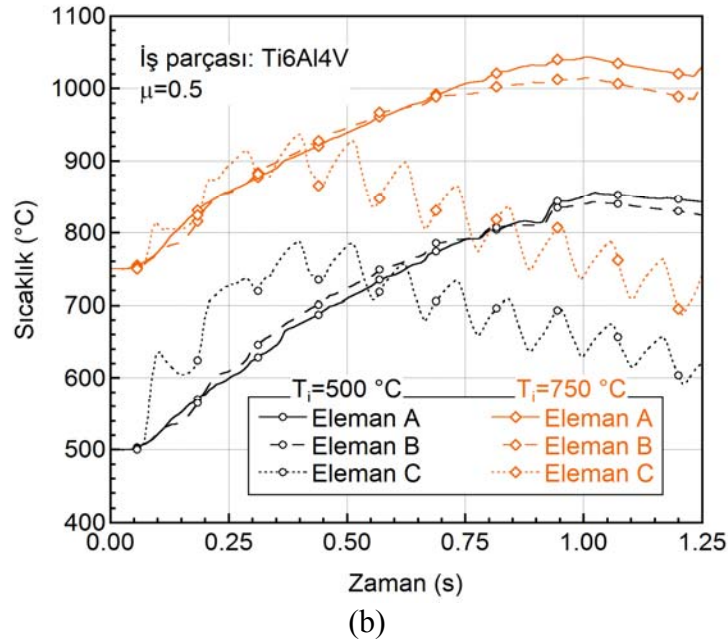
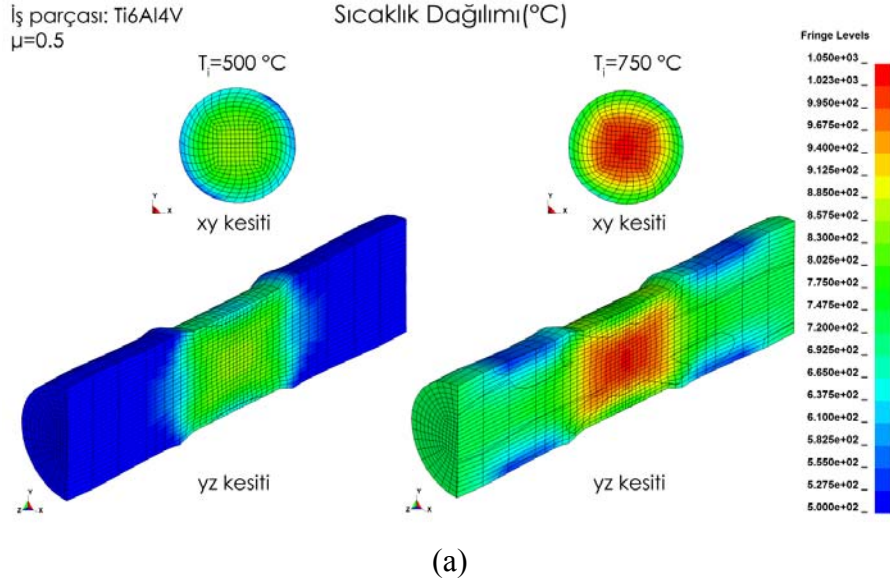
Şekil 4.11 İş parçası merkezinden (eleman A), ortasından (eleman B) ve yüzeyinden (eleman C) seçilen elemanlar.



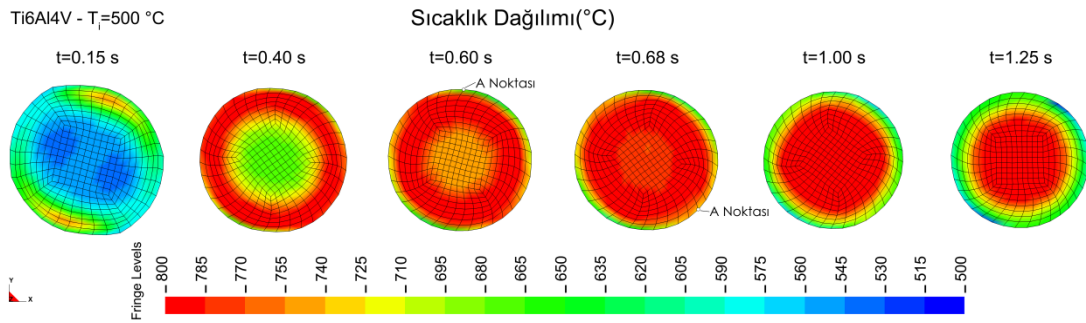
Şekil 4.12 İlk sıcaklığı 25 °C olan Ti6Al4V iş parçası (a) orta ve boyuna kesitlerindeki sıcaklık dağılımı ve (b) farklı sürtünme katsayıları için A, B ve C elemanlarının zamana karşılık sıcaklık değişimi.

İlk sıcaklığı 500 ve 750 °C olan Ti6Al4V iş parçasının orta ve boyuna kesitlerindeki sıcaklık dağılımları Şekil 4.13(a)'da ve A, B ve C elemanlarının sıcaklığının zamana karşı değişimi ise Şekil 4.13(b)'de gösterilmektedir. Simülasyonlarda statik ve dinamik sürtünme katsayıları 0,5 alınmıştır. En yüksek sıcaklık iş parçasının genişletme bölgesinin merkezinde meydana gelmiştir. İlk sıcaklığı 500 ve 750 °C olan iş parçalarının merkez nokta son sıcaklığı yaklaşık olarak sırasıyla 900 ve 1050 °C'ye çıkmaktadır (Şekil 4.13(b)). ÇKH işleminin ilk adımlarında yüzey sıcaklığı en yüksek iken ilerleyen adımlarda merkez ve orta nokta sıcaklıklarının altına inmektedir. Yüzeydeki sıcaklığın ani düşmesinin nedeni iş parçasının sıcaklığı sabit olan kalıplarla temas etmesidir. Temas durumunda ısıl iletim ile iş parçası yüzey sıcaklığı düşerken temas etmediği anda ise iş parçası merkezinde oluşan yüksek sıcaklık nedeniyle ile tekrar artar ancak genel olarak ısıl iletim ve yayınımla yüzey sıcaklığı düşmektedir. Şekil 4.14'te ilk sıcaklığı 500 °C olan Ti6Al4V iş parçası sıcaklık dağılımı gösterilmektedir. ÇKH işlemi başlangıcında en yüksek sıcaklık yüzeyde iken ilerleyen işlem adımlarında yüzey sıcaklığı düşmektedir. İleriki işlem adımlarında en yüksek sıcaklık merkezde görülmektedir. Aynı şekilde, A noktasının 0,6 saniyedeki sıcaklığı 0,68 saniyedekinden daha düşüktür. Bunun sebebi $t=0,6$ s anında iş parçasının kalıp ile temas etmesidir. Şekil 4.15'te 25 ve 500 °C ilk sıcaklıktaki Ti6Al4V iş parçalarının ÇKH işlemi sonrası ile 500 ve 900 °C sıcaklıkta çekme testi Ti6Al4V numunelerinin resimleri gösterilmektedir. 25 °C ilk sıcaklıktaki haddelenmiş iş parçası yüzeyinin rengi mavi olup 500 °C'de çekme testi yapılmış numune yüzey rengi ile aynıdır. Bu ise 25 °C ilk sıcaklıkta haddelenmiş iş parçası yüzey sıcaklığının 500 °C'ye kadar çıktığını göstermektedir. Benzer biçimde ilk sıcaklığı 500 °C olan haddelenmiş iş parçası yüzeyinin rengi ile 900 °C'de çekme testi yapılmış numune yüzey renkleri benzer olup koyu kahverengindedir.

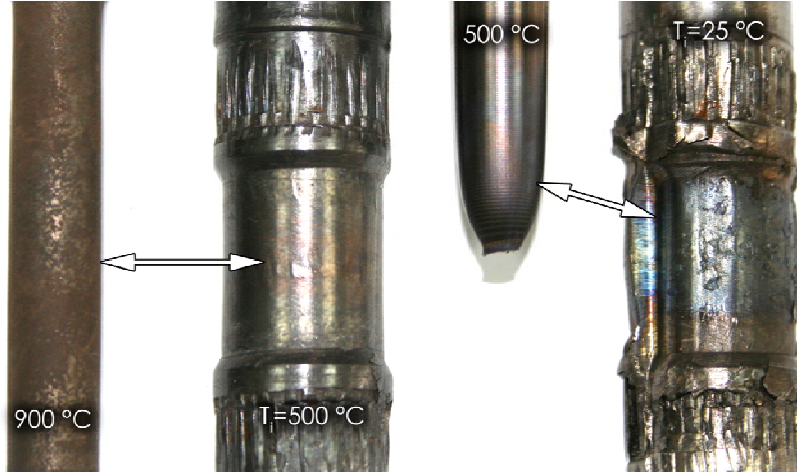
Şekil 4.16'da 750 ve 1050 °C'de ÇKH işlemine tabii tutulan 1045 çeliğinin deneysel ve simülasyon teğet kalıp kuvvetlerinin zamana göre değişimi gösterilmektedir. Modelde statik ve dinamik sürtünme katsayıları eşit olup 0,5 alınmıştır. İlk sıcaklığı 1050 °C olan numunenin simülasyonunda 1045 çeliği JC-2 malzeme modeli ve ilk sıcaklığı 750 °C olan numunenin simülasyonunda ise 1045 çeliği JC-1 malzeme modeli kullanılmıştır. Aynı şekilde görüldüğü gibi deneysel ve simülasyon sonuçları 750 °C'de uyum gösterirken 1050 °C için simülasyon sonuçları deneyselden daha yüksek çıkmıştır. Bu fark ise malzeme modeli çıkartmak için kullanılan malzeme gerilme-gerinim değerlerinin test esnasında bekleme süresi ile ÇKH işlemi öncesi ısıtma sürelerinin malzemede farklı mikro yapılar (dane boyutu, dislokasyon yoğunluğu ve benzeri) oluşturduğunu göstermektedir.



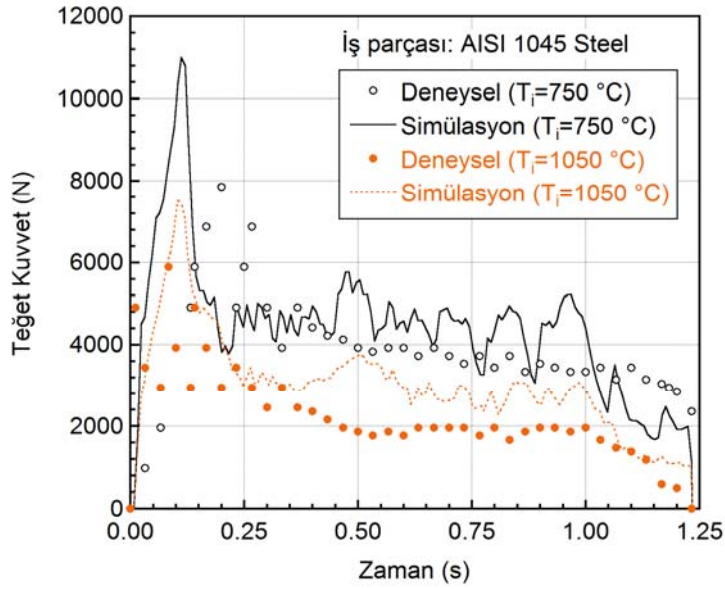
Şekil 4.13 İlk sıcaklığı 500 ve 750 °C olan Ti6Al4V iş parçası (a) orta ve boyuna kesitlerindeki sıcaklık dağılımı ve (b) A, B ve C elemanlarının sıcaklığının zamana göre değişimi.



Şekil 4.14 İlk sıcaklığı 500 °C olan Ti6Al4V iş parçasının xy kesitinde farklı işlem zamanlarında oluşan sıcaklık dağılımı.



Şekil 4.15 Haddelenmiş Ti6Al4V iş parçası ve çekme testi numunesi resimleri.



Şekil 4.16 İlk sıcaklığı 750 (JC-2 malzeme modeli) ve 1050 °C (JC-1 malzeme modeli) olan 1045 çeliği ÇKH işlemi deneysel ve simülasyon teğet kalıp kuvvetleri zamana göre değişimi.

4.4 Parametrik çalışma

Bin kırk beş çeliğinin parametrik ÇKH işleminde incelenen değişkenleri Tablo 4.3'de listelenmiştir. Şekillendirme açısı 30 ile 40°, genişletme açısı 7 ile 10°, yüzde alan indirgeme oranı 31,75 ile 51,60 ve sürtünme katsayısı 0,3 ile 0,8 arasında değişmektedir. Parametrik çalışmada kullanılan modellerdeki eleman sayıları Tablo 4.4'de verilmiştir. Parametrelerin iş parçası şekillenmesi üzerine etkisi merkez, orta ve yüzey noktalar için belirlenmiş olup

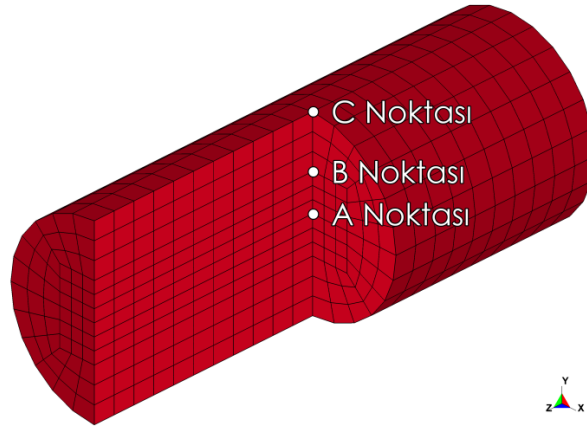
sırasıyla A, B ve C olarak gösterilmektedir (Şekil 4.17). Parametrik çalışmada iş parçası ilk sıcaklığı 1000 °C alınmıştır ve 1045 çeliği JC-2 malzeme modeli kullanılmıştır.

Tablo 4.3 AISI 1045 çeliğinin parametrik ÇKH işleminde incelenen değişkenler.

Parametre	Değer
Şekillendirme açısı, α (°)	30-35-40
Genişletme açısı, β (°)	7-8-10
Alan indirgeme, Δ_A (%)	31,75-38,75-45,36-51,60
Sürtünme katsayısı, μ	0,3-0,5-0,8

Tablo 4.4 Parametrik çalışmada kullanılan modellerin eleman sayıları (Kalıp-2 ve $\Delta_A=45$).

Parametre:	β	7°			8°			10°		
	α	30°	35°	40°	30°	35°	40°	30°	35°	40°
Eleman sayısı		7048	7208	7208	7142	6936	6940	6772	6802	7178

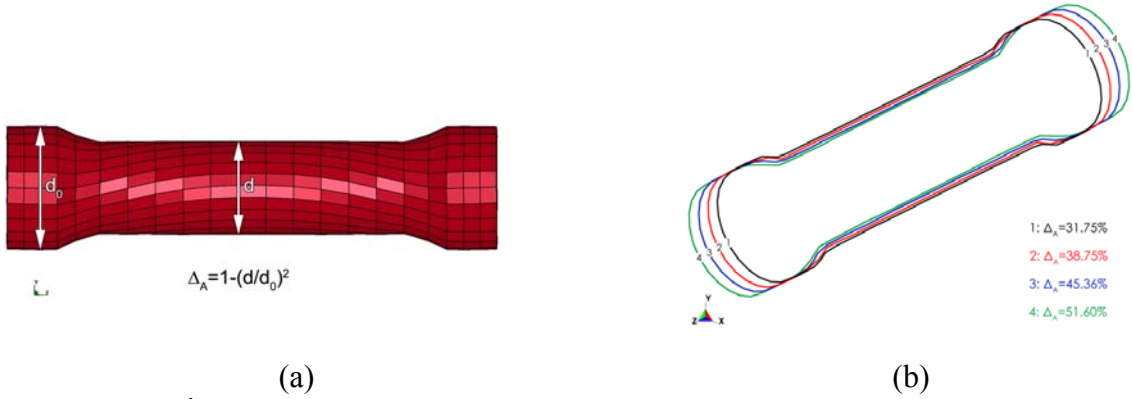


Şekil 4.17 İş parçası üzerinde seçilen merkez, orta ve yüzey noktaları: A, B ve C.

Alan indirgemesinin etkisi

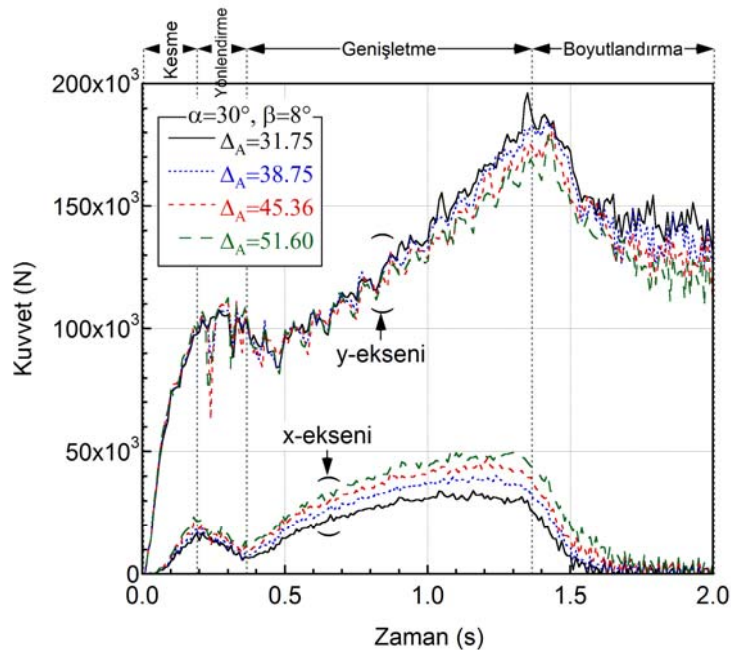
Silindirik 1045 çeliği iş parçasının ilk çapı 24 mm'dir. Modelde üst ve alt kalıplar birbirine doğru her biri $0,86 \text{ m s}^{-1}$ olmak üzere toplamda $1,72 \text{ m s}^{-1}$ hız ile hareket etmektedir. Belirlenen kalıp hızları hâlihazırda kullanılan ÇKH işlemlerindeki hızlarla ($1-2 \text{ m s}^{-1}$) uyumludur. Kalıplar iş parçasına alttan ve üstten normal yönde 0,5 mm, toplamda ise 1 mm basmaktadır. Bu yüzden iş parçasının işlem sonrası en büyük çapı 23 mm'ye düşmektedir. Parametrik çalışmada kalıplar ile uygulanan basma kuvveti gerçek ÇKH işleminde iş parçasının kalıp üzerine yerleştirilmesi için kullanılan çentik etkisini simüle etmektedir. Şekil

4.18(a)'da alan indirgemesi ile iş parçasının son şekli, Şekil 4.18(b)'de ise son şeklin alan indirgemesi ile değişimi gösterilmektedir. Şekilde görüldüğü gibi alan indirgemesinin artması ile iş parçasının son boyu artmaktadır.



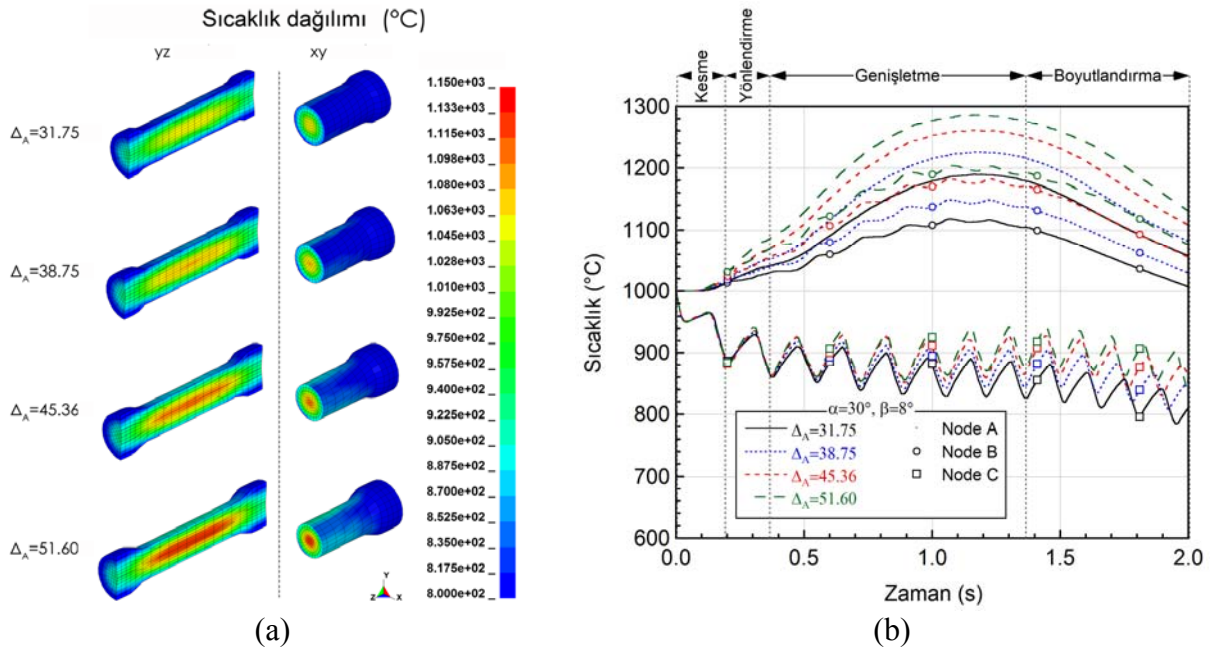
Şekil 4.18 (a) İş parçası son şekli ve (b) alan indirgemesi ile son şeklin değişimi.

Alan indirgemesinin teğet ve dikey kuvvetler (P_y , P_x) üzerine etkisi Şekil 4.19'da sabit şekillendirme ve genişletme açıları için gösterilmektedir. Her iki kuvvet kesme bölgesinde artmakta ve yönlendirme bölgesinde ise kademeli olarak azalmaktadır. Kuvvetler genişletme bölgesinde tekrar artmakta ve boyutlandırma bölgesinde tekrar düşmektedir. Artan alan indirgemesi teğet kuvvetleri azaltırken normal kuvvetleri arttırmaktadır. Daha önce bahsedildiği üzere indirgeme oranındaki artış, iş parçasının dönmesini engelleyen moment kuvvetlerini artırarak P_x kuvvetinin artmasına neden olmaktadır. Alan indirgemesinin kuvvetler üzerine etkisi en çok genişletme bölgesinde görülmektedir.



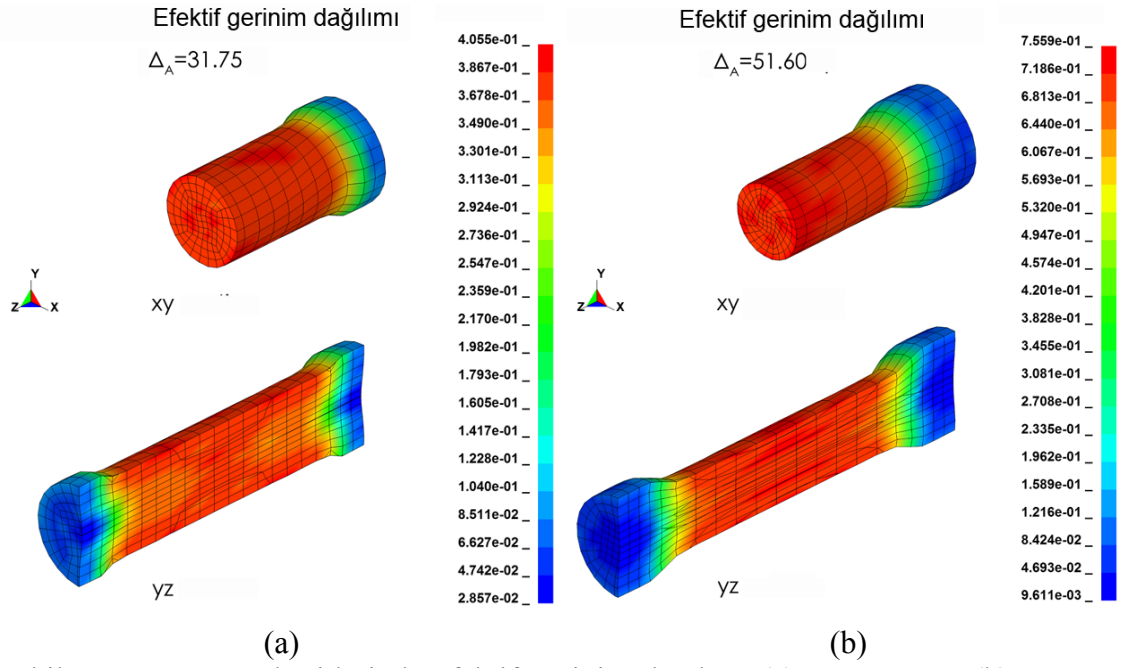
Şekil 4.19 Farklı alan indirgemesinde kalıp kuvvetlerinin zamanla değişimi ($\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$).

Alan indirgemesinin ÇKH işlemine tabii tutulmuş iş parçasının son sıcaklık dağılımı üzerine etkisi Şekil 4.20(a)'da ($\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$ için) yz ve xy kesitleri için gösterilmektedir. Artan alan indirgemesi iş parçası orta bölgesinde oluşan sıcaklığı arttırmaktadır. Sıcaklık artışı en yüksek merkezde ve en düşük yüzeyde meydana gelmiştir. Şekil 4.20(b)'de iş parçası merkez, orta ve yüzey elemanları sıcaklıklarının zamana karşılık değişimi gösterilmektedir. Alan indirgeme oranına bağlı olarak iş parçası yüzey sıcaklığı 800-900 °C'ye kadar düşmektedir. Yüzeydeki sıcaklık dalgalanmaları iş parçasının kalıplar ile temas etmesi ve teması kaybetmesinden kaynaklanmaktadır. İş parçası merkez ve orta noktası sıcaklığı genişletme bölgesinde en yüksek değere çıkmakta ve boyutlandırma bölgesinde azalmaktadır. Merkez ve orta bölgedeki sıcaklık artışı deformasyon enerjisinin ısıya dönüşmesi nedeniyle ilerleyen adımlarda soğuması ise ısı iletim ve yayılımından dolayı kaynaklanmaktadır.

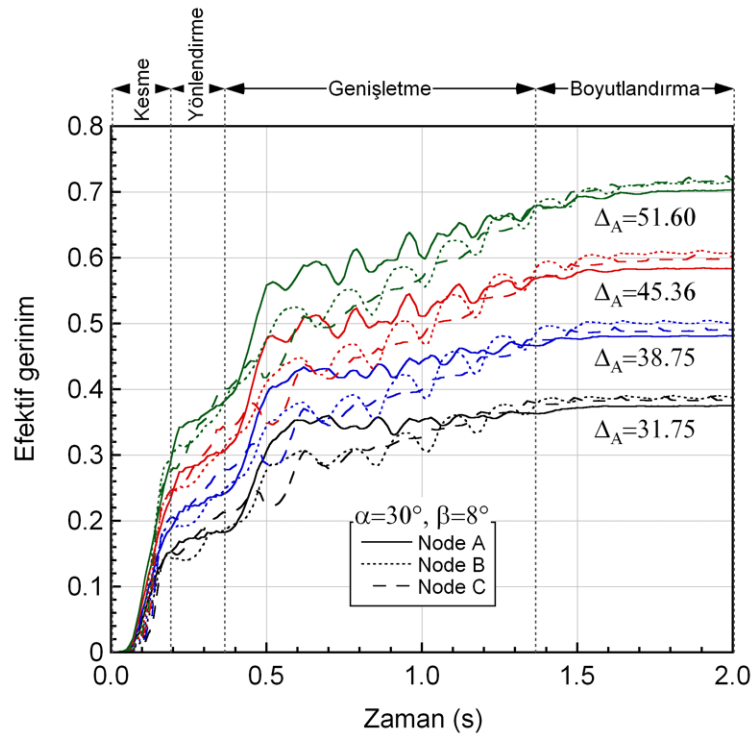


Şekil 4.20 (a) Alan indirgemesinin son sıcaklık dağılımı üzerine etkisi ve (b) iş parçası merkez, orta ve yüzey sıcaklığının zamana karşılık değişimi ($\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$).

Şekil 4.21'de 31,75 ve 51,60 alan indirgemesinde xy ve yz kesitlerinde efektif gerinim dağılımı gösterilmektedir. En yüksek efektif gerinim değerlerinin genişletme bölgesinde meydana geldiği yine aynı şekillerde görülmektedir. Şekil 4.22'de ise iş parçası merkez, orta ve yüzeydeki efektif gerinimin ÇKH işlemi süresince zamanla değişimi gösterilmektedir. Şekil 4.22'de görüldüğü üzere kesme bölgesinde gerinim aniden artarken, yönlendirme ve genişletme bölgesinde artış hızı nispeten azalmakta ve boyutlandırma bölgesinde ise neredeyse sabit kalmaktadır.



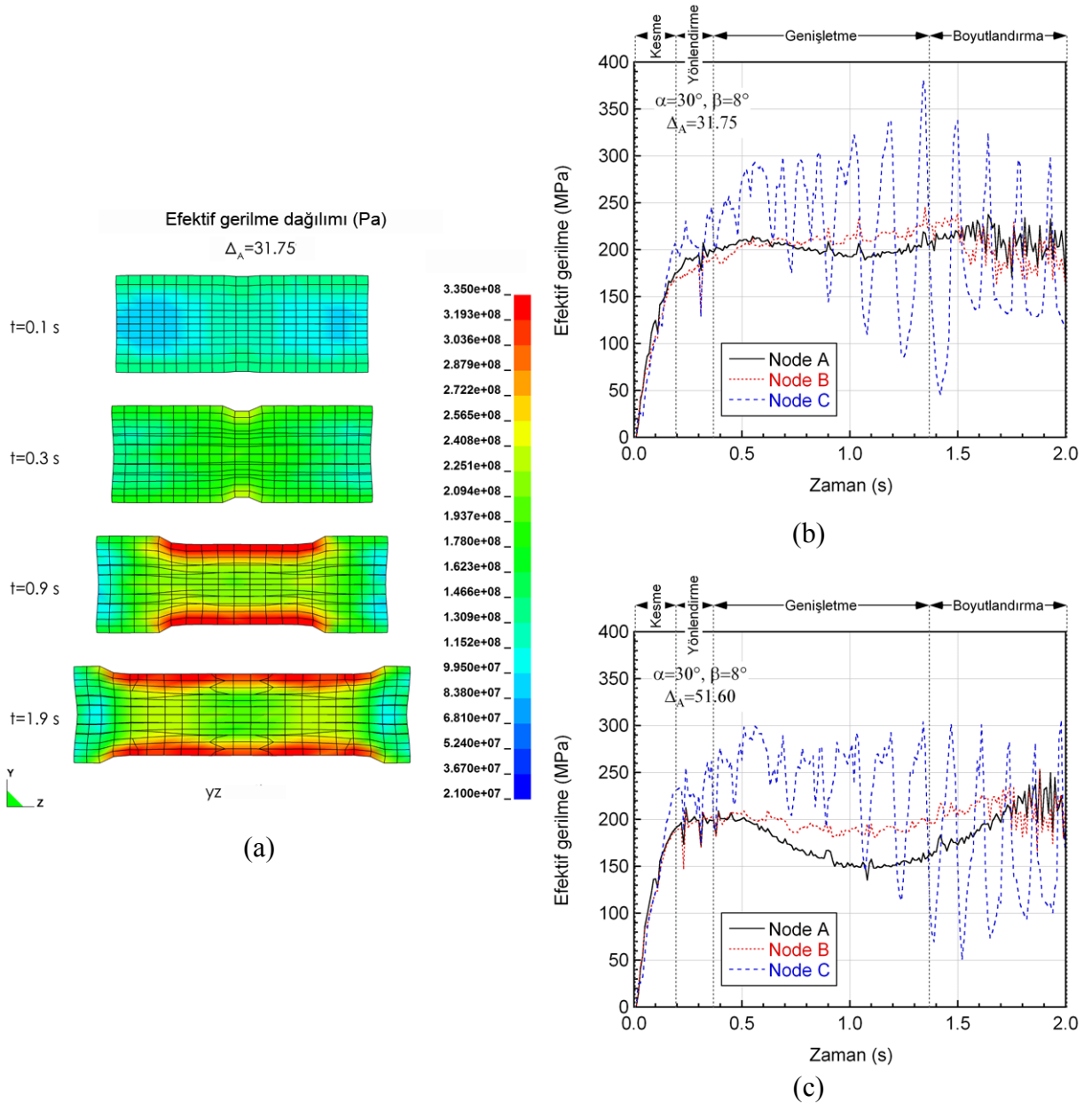
Şekil 4.21 xy ve yz kesitlerinde efektif gerinim dağılımı (a) $\Delta_A=31.7$ ve (b) $\Delta_A=51.6$ ($\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$).



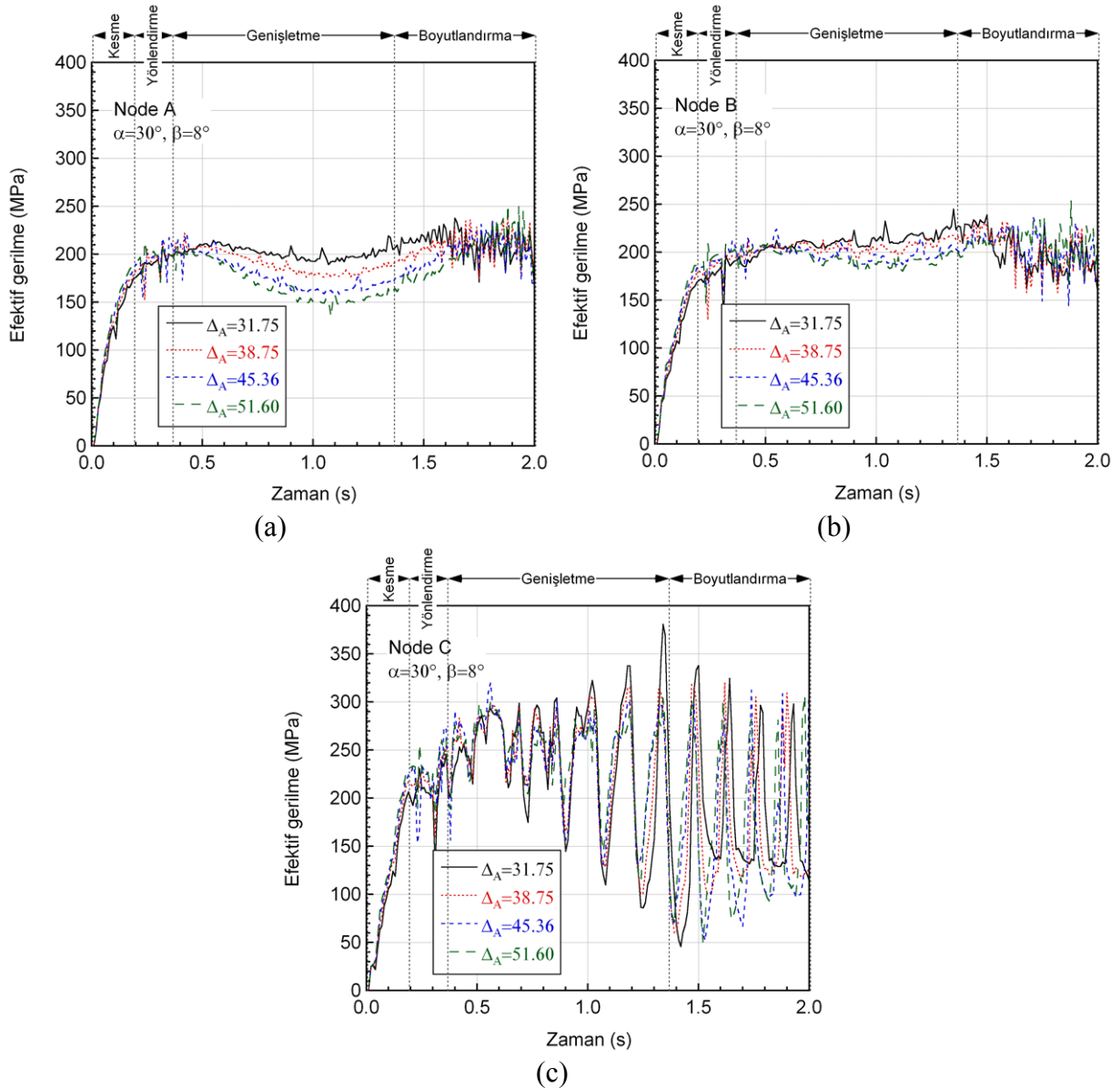
Şekil 4.22 Farklı alan indirgemesinde A, B ve C noktalarında efektif gerinimin zaman ile değişimi ($\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$).

İş parçası yz kesitinde, 31,75 alan indirgemesinde efektif gerilme dağılımı Şekil 4.23(a)'da gösterilmektedir. En yüksek gerilme genişletme bölgesi yüzeyinde oluşmaktadır. Şekil 4.23(b) ve (c)'de sırasıyla 31,75 ve 51,60 alan indirgemesi için A, B ve C noktalarındaki

efektif gerilmenin zamanla değişimi gsterilmektedir. Kesme bölgesindeki gerilme değerleri neredeyse doğrusal artarken düşük alan indirgemesinde genişletme bölgesinde sabit kalmaktadır. Şekil 4.23(b) ve (c)'de görüldüğü üzere efektif gerilme her iki alan indirgemesinde de yüzeyde dalgalanmalar göstermektedir. Ayrıca, en yüksek efektif gerilme yüzeyde oluşurken, en düşük efektif gerilme değeri merkezde oluşmaktadır. Şekil 4.24(a), (b) ve (c)'de merkez, orta ve yüzey noktalarındaki efektif gerilmenin zamanla değişimi gsterilmektedir. Alan indirgemesi arttığında efektif gerilme değerleri azalmaktadır. Boyutlandırma bölgesinde her üç noktadaki gerilme değerleri birbirini yakalamaktadır. Alan indirgemesinin efektif gerilme üzerine etkisi en çok merkez noktada görülmektedir.

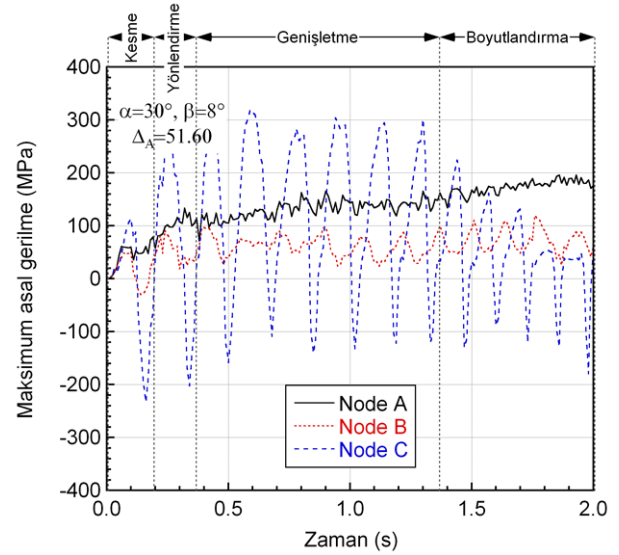
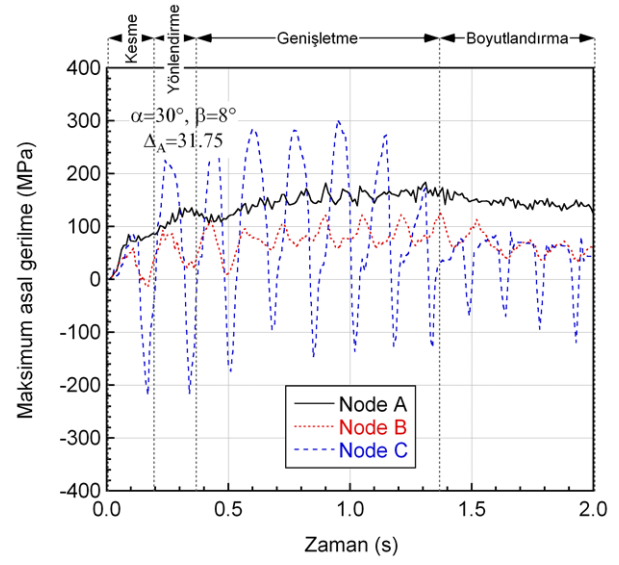
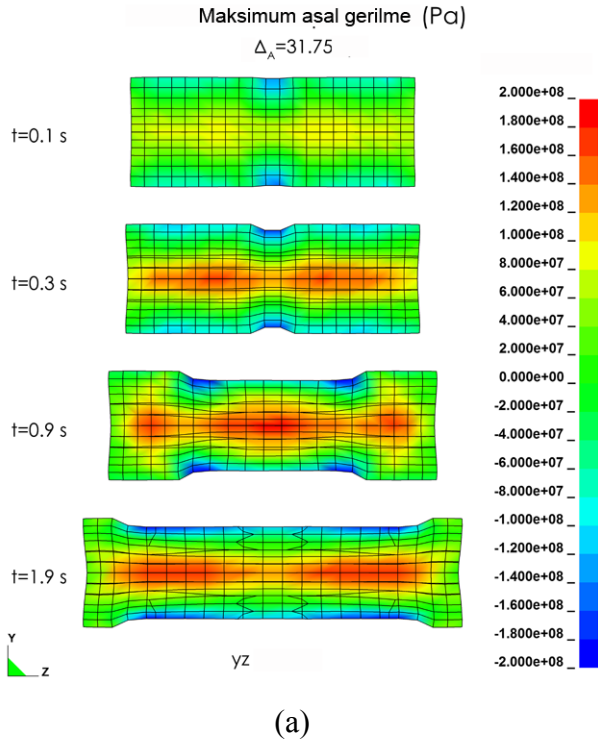


Şekil 4.23 (a) $\Delta_A=31.7$ için $t=0,1, 0,3, 0,9$ ve $1,9$ s'de yz kesitinde efektif gerilme dağılımı ve A, B ve C noktalarındaki efektif gerilmenin zamanla değişimi (a) $\Delta_A=31,7$ ve (c) $\Delta_A=51,6$ ($\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$).

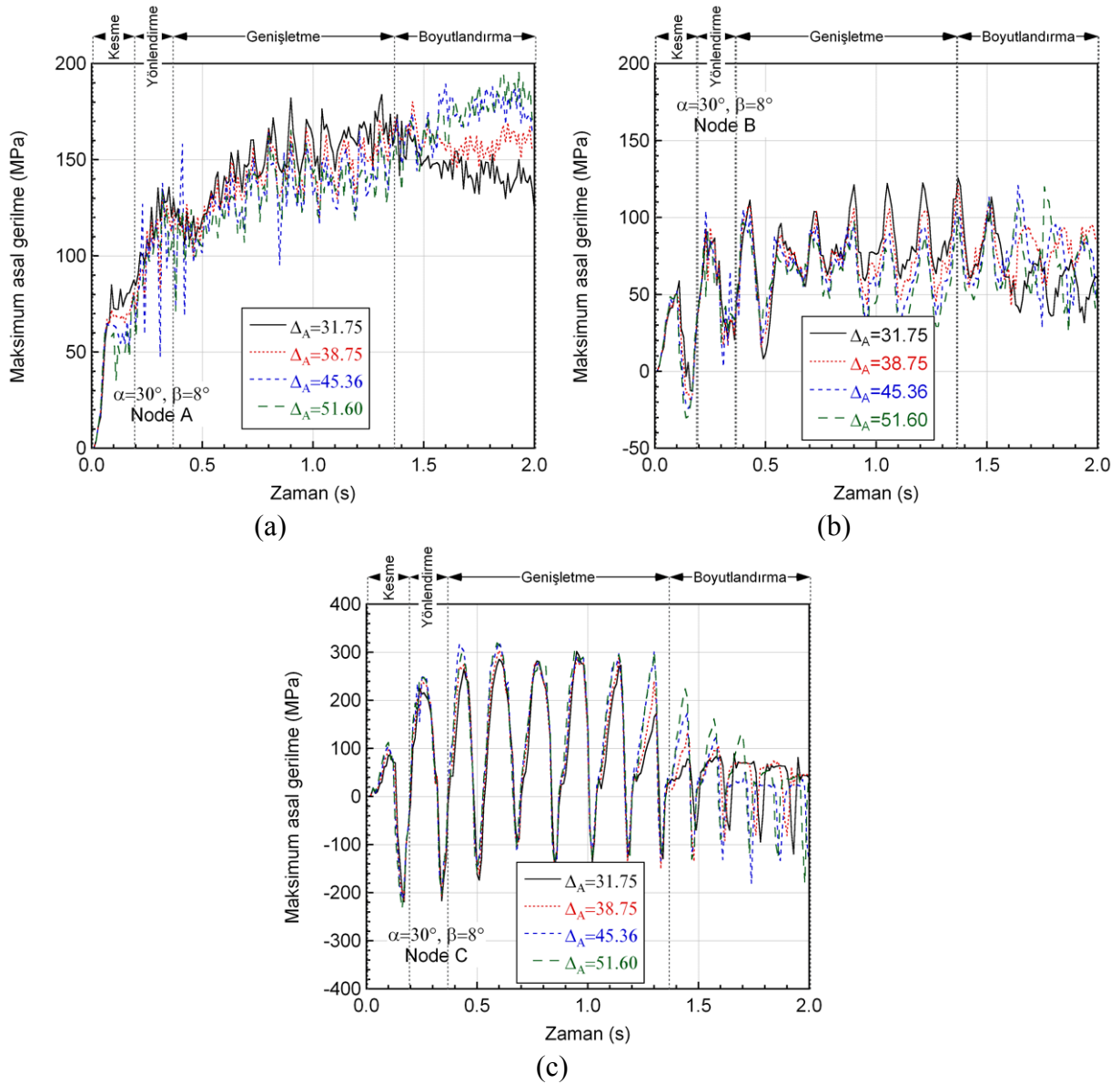


Şekil 4.24 Farklı alan indirgemesinde efektif gerilmenin zaman ile değişimi, (a) A, (b) B ve (c) C noktası ($\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$).

Farklı deformasyon zamanlarında ($t=0,1, 0,3, 0,9$ ve $1,9$ s) iş parçası yz kesitindeki maksimum asal gerilme dağılımı Şekil 4.25(a)'da gösterilmektedir ($\Delta_A=31,75$, $\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$). En yüksek maksimum asal gerilme değerleri merkezde, en düşük değerler ise yüzeyde uç kısımlarda oluşmaktadır. Şekil 4.25(a) ve (b)'de sırasıyla alan indirgemesi 31,75 ve 51,60 için A, B ve C noktalarındaki maksimum asal gerilmenin zamanla değişimi gösterilmektedir. Her iki alan indirgemesinde kesme ve boyutlandırma bölgesinde maksimum asal gerilme merkez noktasında en yüksektir. Alan indirgemesi arttırıldığında merkez ve orta noktadaki maksimum asal gerilme kesme, yönlendirme ve genişletme bölgelerinde azalmaktayken yüzey noktasında artmaktadır (Şekil 4.26(a-c)).



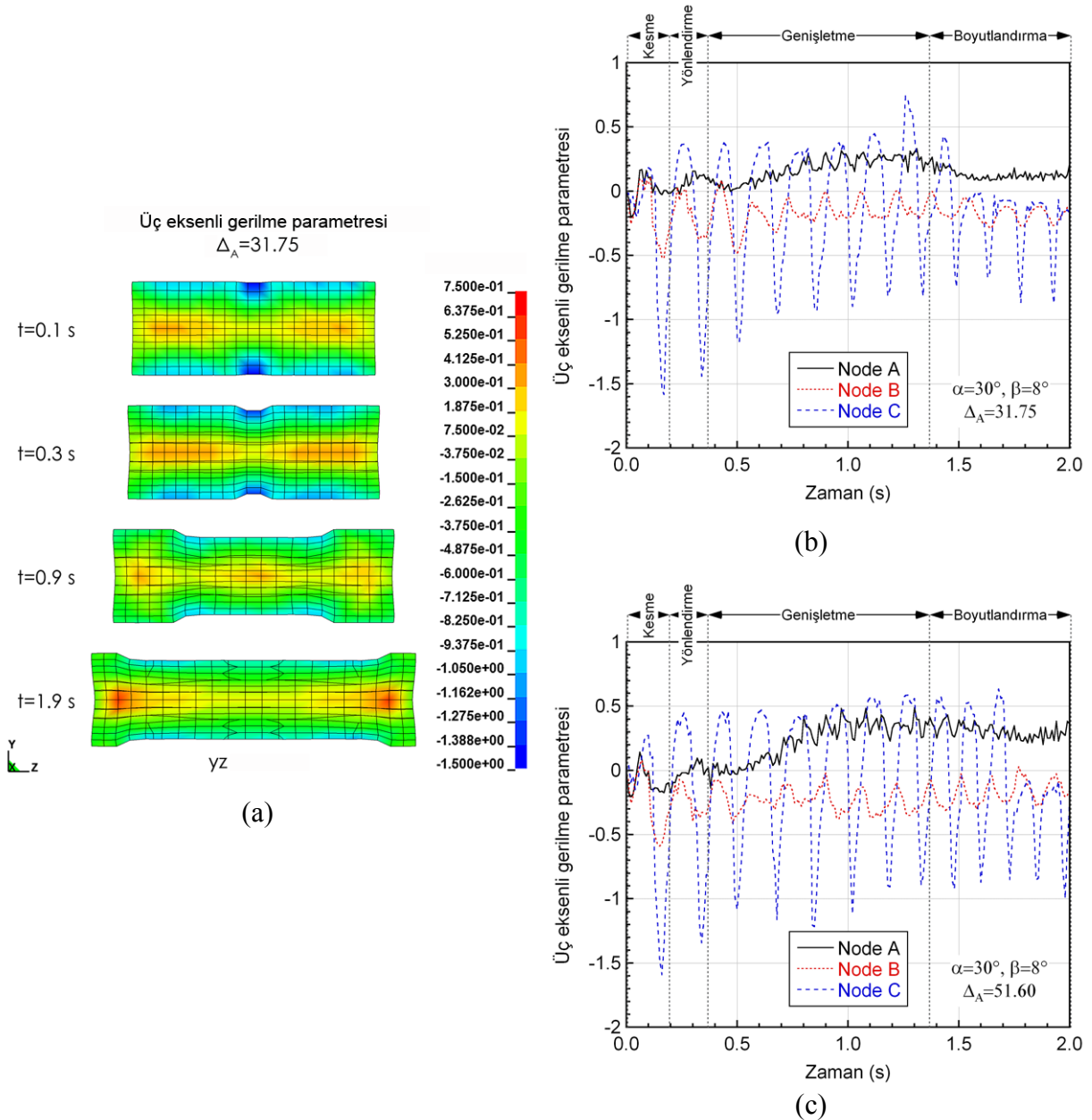
Şekil 4.25 $\Delta_A=31.7$ için $t=0,1, 0,3, 0,9$ ve $1,9$ s'de yz kesitinde maksimum asal gerilme dağılımı ve A, B ve C noktalarında maksimum asal gerilmenin zamanla değişimi (b) $\Delta_A=31.7$ ve (c) $\Delta_A=51.60$ ($\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$).



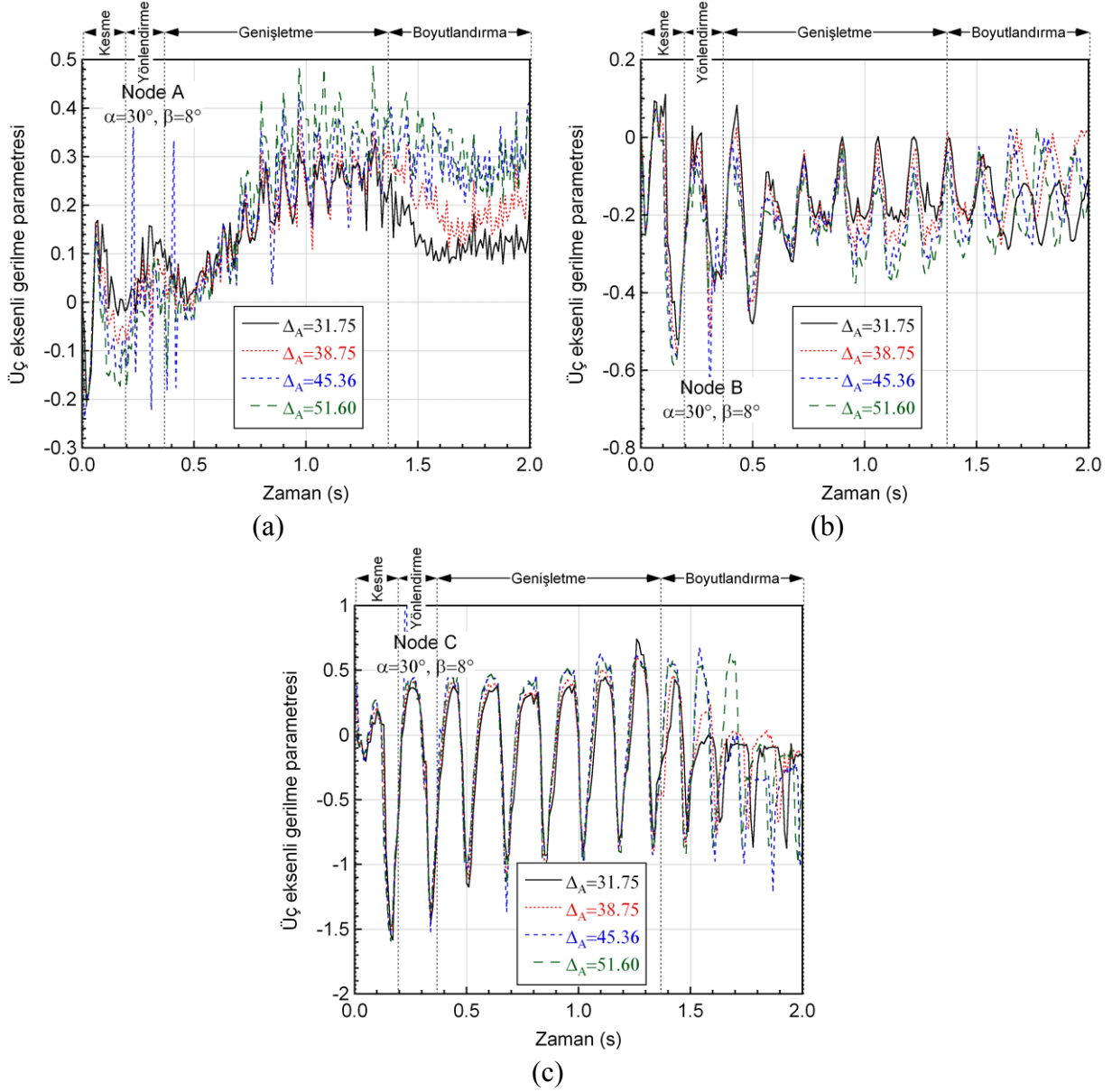
Şekil 4.26 Farklı alan indirgemesinde maksimum asal gerilmenin zaman ile değişimi, (a) A, (b) B ve (c) C noktası ($\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$).

Farklı deformasyon zamanları için ($t=0,1, 0,3, 0,9$ ve $1,9$ s) iş parçası yz kesitindeki üç eksenli gerilme parametresi dağılımı Şekil 4.27(a)'da gösterilmektedir ($31,75$, $\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$). Üç eksenli gerilme parametresi kesme ve yönlendirme bölgesinde iş parçası uç kısımlarında ve orta bölgede ise genişletme bölgesinde en yüksek değerlere ulaşmaktadır. Şekil 4.27(b) ve (c)'de sırasıyla alan indirgemesi $31,75$ ve $51,60$ için A, B ve C noktalarındaki üç eksenli gerilme parametresinin zamanla değişimi gösterilmektedir B noktasındaki üç eksenli gerilme parametresi her iki alan indirgemesi için kesme bölgesinde pozitifken takip eden diğer bölgelerde negatif olmaktadır. Yüzeydeki üç eksenli gerilme parametresi önceki durumlarda olduğu gibi kalıp ile iş parçasının teması ve temastan ayrılması sonucu değerler

pozitif ile negatif arasında dalgalanmıştır. Merkez noktadaki üç eksenli gerilme parametresi ise işlem boyunca pozitif değerlerde kalmıştır. Kesme ve yönlendirme bölgelerinde en yüksek üç eksenli gerilme parametresi değerleri yüzeyde, genişletme bölgesinde ise merkezde gözlenmiştir. Alan indirgeme oranının 31,75'ten 51,60'a artması, merkez noktadaki üç eksenli gerilme parametresi değerlerini kesme ve yönlendirme bölgelerinde düşürürken genişletme ve boyutlandırma bölgelerinde ise arttırmaktadır (Şekil 4.28(a)). Alan indirgemesinin artması ile orta noktadaki üç eksenli gerilme parametresi negatif yönde artarken (Şekil 4.27(b)) yüzey noktasında ise hem negatif hem de pozitif yönde arttırmaktadır (Şekil 4.27(c)).

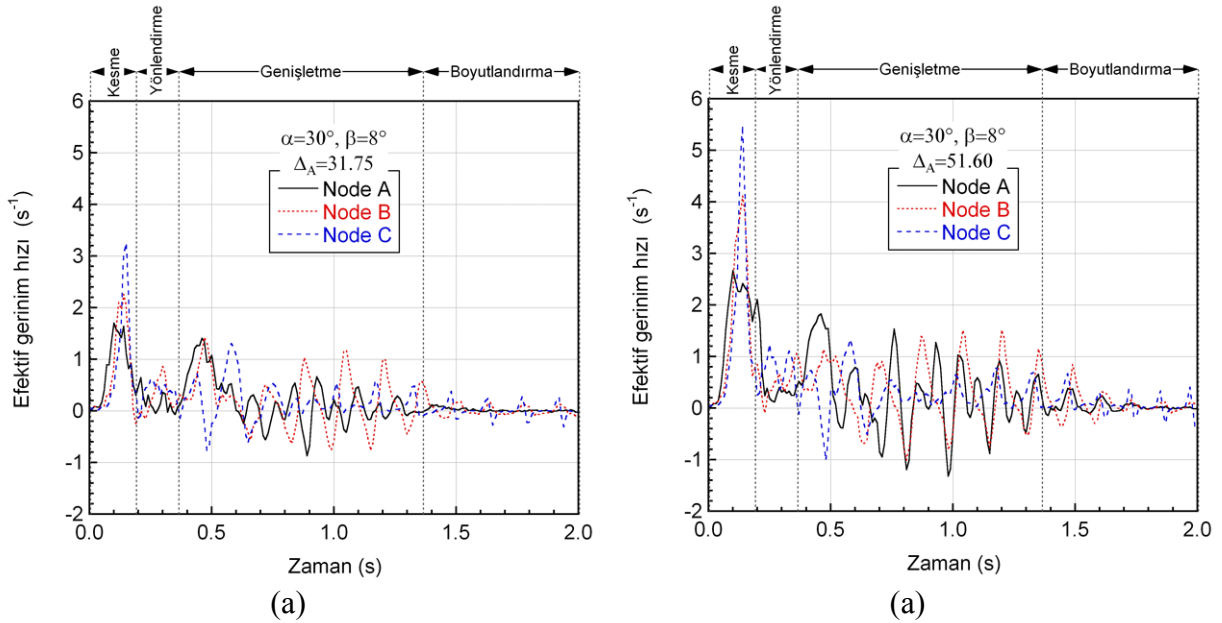


Şekil 4.27 $\Delta_A=31,7$ için $t=0,1, 0,3, 0,9, 1,9$ s'de yz kesitinde üç eksenli gerilme parametresi dağılımı ve A, B ve C noktalarında üç eksenli gerilme parametresinin zamanla değişimi (b) $\Delta_A=31,7$ ve (c) $\Delta_A=51,60$ ($\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$).



Şekil 4.28 Farklı alan indirgemesinde üç eksenli gerilme parametresinin zaman ile değişimi, (a) A, (b) B ve (c) C noktası ($\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$).

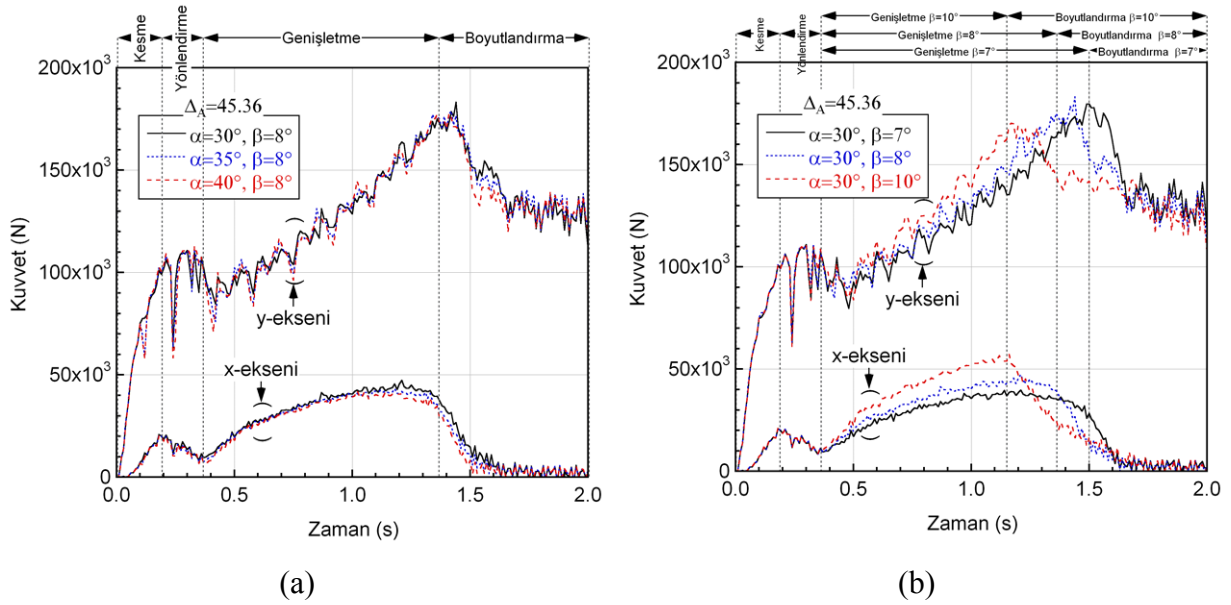
Şekil 4.29(a) ve (b)'de sırasıyla alan indirgemesi 31,75 ve 51,60 için A, B ve C noktalarındaki efektif gerinim hızının zamanla değişimleri gösterilmektedir. Aynı şekilde görüldüğü üzere efektif gerinim hızı kesme bölgesinde ani artış göstermekte ve efektif gerinim hızı ÇKH işlemi esnasında her üç noktada dalgalanmaktadır. Alan indirgemesi arttırıldığında kesme bölgesinde efektif gerinim hızı artmaktadır ve ayrıca dalgalanma değerleri de yükselmektedir.



Şekil 4.29 A, B ve C noktalarında efektif gerinim hızının zamanla değişimi (b) $\Delta_A=31,7$ ve (c) $\Delta_A=51,6$ ($\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$).

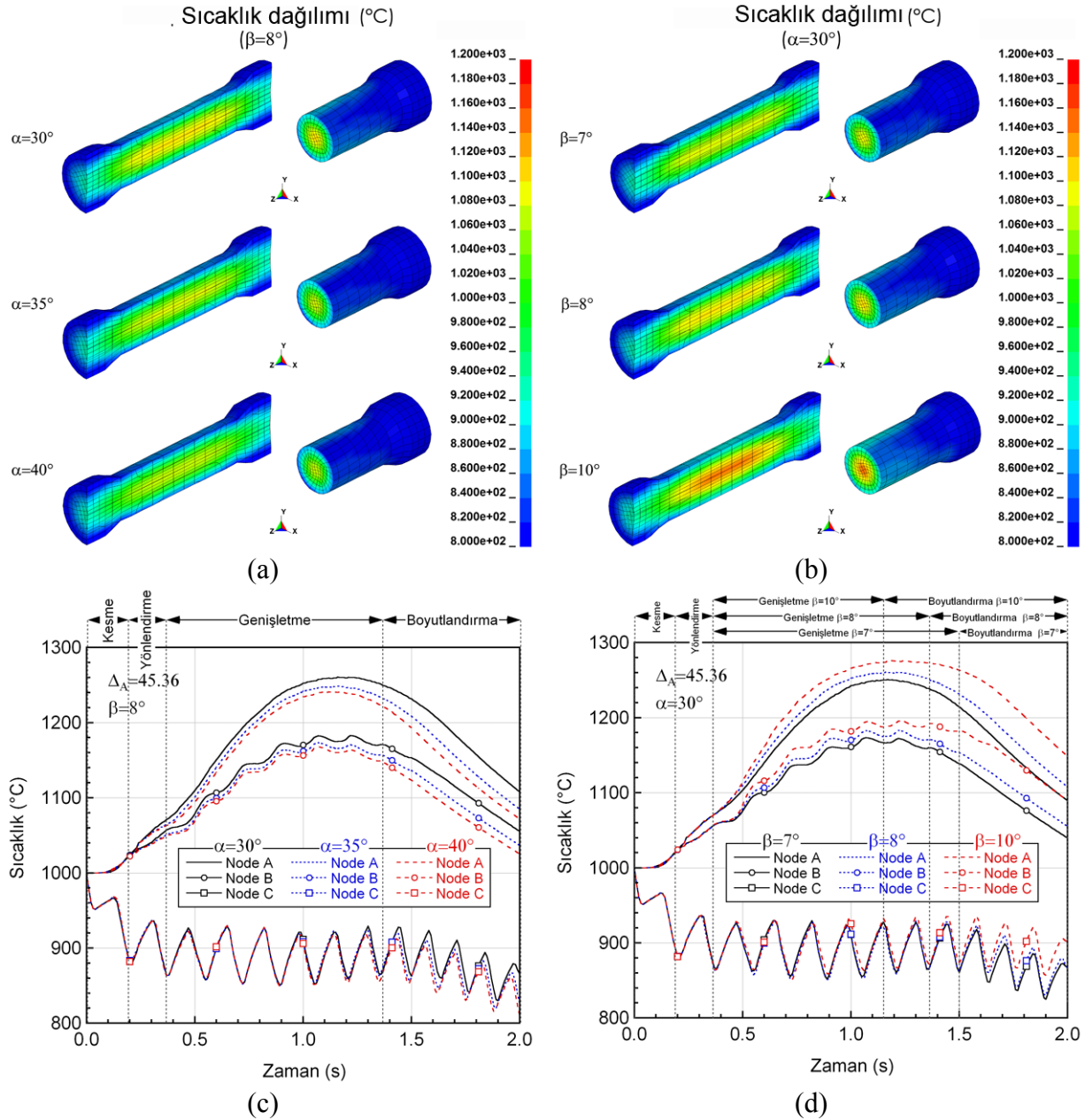
α ve β 'nin etkisi

Şekil 4.30(a)'da $\beta=8^\circ$ ve $\Delta_A=45,36$ için α 'nın kalıp kuvvetleri üzerine etkisi gösterilmektedir. Şekilde görüldüğü üzere çalışılan farklı α değerleri ile dikey yöndeki (y-ekseni) kuvvetler değişmemektedir. Teğet (x-ekseni) kuvvetler ise genişletme bölgesi sonunda α 'nın düşmesi ile çok az artmaktadır. En yüksek teğet kuvvet değerleri $\alpha=30^\circ$ için belirlenmiştir. Şekil 4.30(b)'de $\alpha=30^\circ$ ve $\Delta_A=45,36$ için β 'nin kalıp kuvvetleri üzerine etkisi gösterilmektedir. Aynı şekilde çalışılan β açısının değerleri teğet ve dikey yöndeki kalıp kuvvetlerini etkilediği görülmektedir. Genişletme bölgesinin başlangıcında β açısının artması ile dikey yöndeki kuvvetler azalmaktadır. Sonraki işlem adımlarında düşük β değerindeki kalıp kuvvetleri yüksek β değerlerindeki kadar yüksek çıkmıştır. Bunun sebebi dikey yöndeki kuvvet profillerinin doğrusal olması ve düşük β açısı için genişletme bölgesinin daha uzun olmasıdır. Genişletme bölgesinin uzaması ile dikey kuvvetler daha yüksek değerlere çıkmaktadır. Dikey yöndeki kalıp kuvveti parametrik çalışmada yapılan bütün simülasyonlar için en yüksek değerlerine genişletme bölgesi sonunda ulaşmıştır. Benzer durum β açısının teğet yöndeki kuvvetler üzerine etkisi için de geçerlidir. Artan β açısı ile teğet yöndeki kuvvetler azalmaktadır ve en yüksek değerlere genişletme bölgesi sonunda ulaşılmıştır. Boyutlandırma bölgesinde her iki kuvvet de sabit kalmaktadır. Artan β açısı ile adiyabatik ısınma nedeniyle malzeme yumuşaması gerinim hızı sertleşmesinin üzerine çıkmakta ve maksimum kuvvet azalmaktadır.



Şekil 4.30 Kalıp kuvvetinin farklı (a) α ve (b) β değerleri için zamanla değişimi.

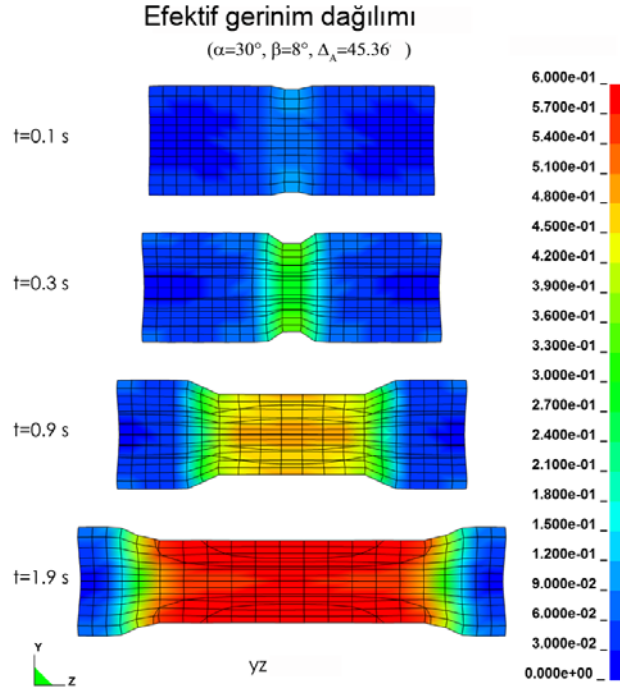
Şekil 4.31(a)'da iş parçasının yz ve xy kesitlerinde oluşan son sıcaklık dağılımı artan α açısı ile $\Delta_A=45,36$ ve $\beta=8^\circ$ için gösterilmektedir. En yüksek sıcaklık iş parçası orta bölgesinde gerçekleşmektedir. Şekillendirme açısı arttığı zaman iş parçasının son sıcaklığı azalmaktadır. Şekil 4.31(b)'de iş parçasının yz ve xy kesitlerinde oluşan son sıcaklık dağılımı artan β açısı ile $\Delta_A=45,36$ ve $\alpha=30^\circ$ için gösterilmektedir. Benzer şekilde en yüksek sıcaklık iş parçasının orta bölgesinde gerçekleşmektedir. Artan β açısı ile iş parçası son sıcaklık değeri yükselmektedir. Merkez noktadaki son sıcaklık değeri 1200°C 'ye kadar ulaşmaktadır. Farklı α ve β açıları için iş parçası merkez, orta ve yüzey sıcaklıklarının zamanla değişimi sırası ile Şekil 4.31(c) ve (d)'de verilmiştir. Artan α açısı ile merkez, orta ve yüzey sıcaklık değerleri düşmektedir (Şekil 4.31(c)). Bunun sebebi olarak temas yüzeyinin artması gösterilebilir. Merkez ve orta noktalar için, farklılıklar yönlendirme bölgesinde başlamakta ve işlem sonuna kadar devam etmektedir. Şekil 4.31(d)'de β açısının sıcaklık üzerine daha etkin olduğu görülmektedir. Artan β açısı ile sıcaklık artmaktadır. Merkez, orta ve yüzey sıcaklık farkları $\beta=7^\circ, 8^\circ$ ve 10° için sırasıyla $59, 50$ ve $33,7^\circ\text{C}$ 'dir. Buna göre β en çok merkez noktasında (A noktası) etkindir.



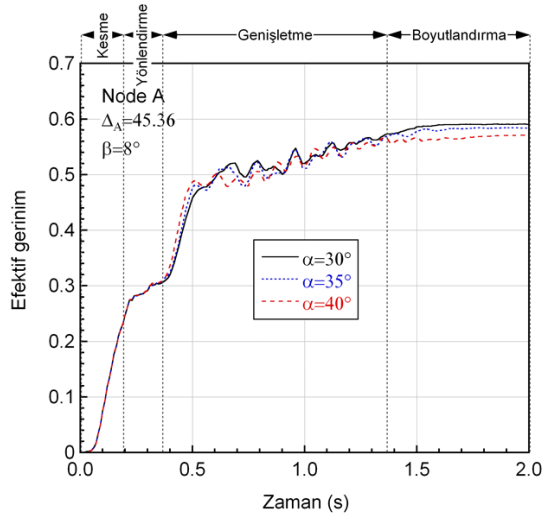
Şekil 4.31 Farklı (a) α ve (b) β değerleri ($\Delta_A=45,36$) için xy ve yz kesitinde iş parçasındaki son sıcaklık dağılımı) ve farklı (c) α ve (d) β değerleri ($\Delta_A=45,36$) için iş parçası merkez, orta ve yüzey sıcaklıklarının zamanla değişimi.

Farklı deformasyon zamanları için ($t=0,1, 0,3, 0,9$ ve $1,9$ s) iş parçası ($\Delta_A=45,36$, $\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$) yz kesitindeki efektif gerinim dağılımı Şekil 4.32’de gösterilmektedir. Şekilde görüldüğü üzere gerinim genişletme bölgesinde z-ekseni boyunca ve işlem sonunda yaklaşık 0,6 değerindedir. İş parçası merkez, orta ve yüzey noktalarındaki efektif gerinim farklı α ($\beta=8^\circ$ ve $\Delta_A=45,36$) ve β ($\alpha=30^\circ$ ve $\Delta_A=45,36$) değerleri için sırasıyla Şekil 4.33(a-c) ve Şekil 4.33(e-f)’de gösterilmektedir. Çalışılan α ve β değerlerinin incelenen noktalardaki efektif gerinim üzerine çok az etkisi olduğu belirlenmiştir. Artan β ile gerinim değerleri

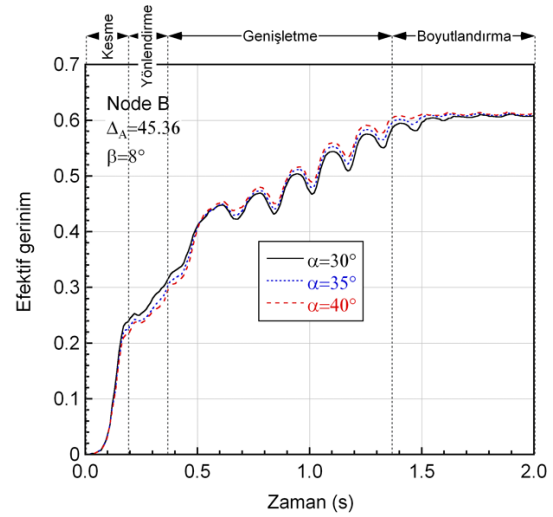
azalmaktadır. Bunun sebebi genişletme bölgesi uzunluğunun artan β değerleri için kısalmasıdır.



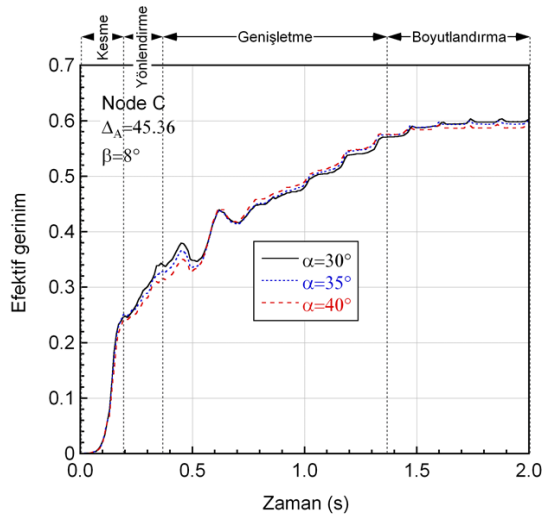
Şekil 4.32 Farklı zamanlarda ($t=0,1, 0,3, 0,9$ ve $1,9$ s) iş parçasında efektif gerinim dağılımı, $\Delta_A=45.36$, $\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$.



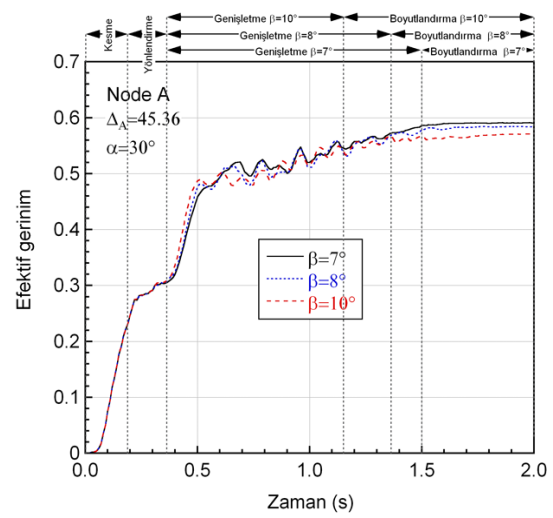
(a)



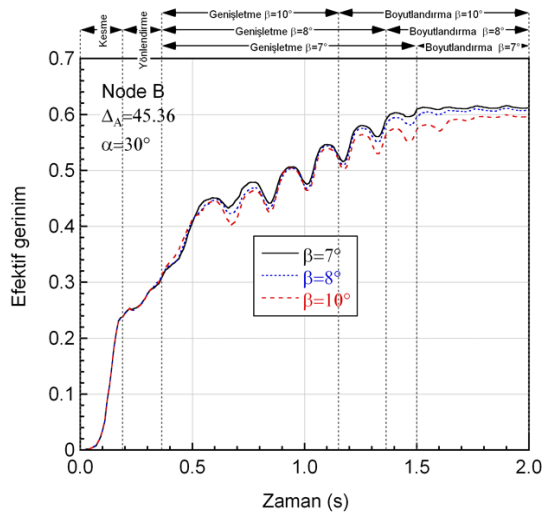
(b)



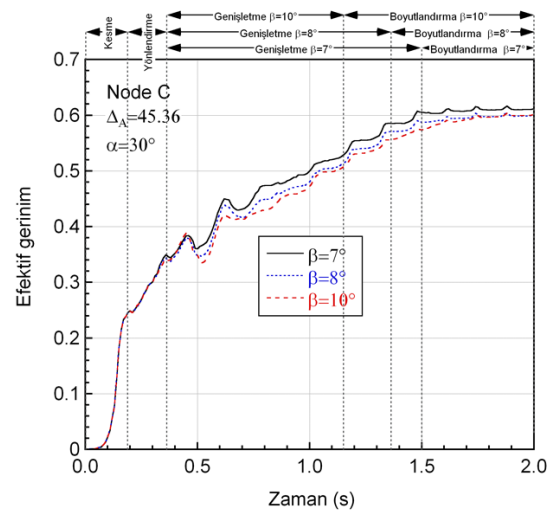
(c)



(d)



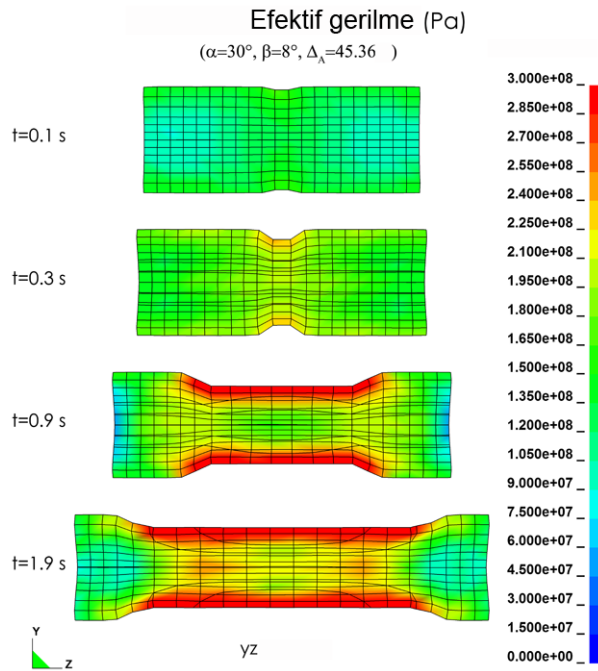
(e)



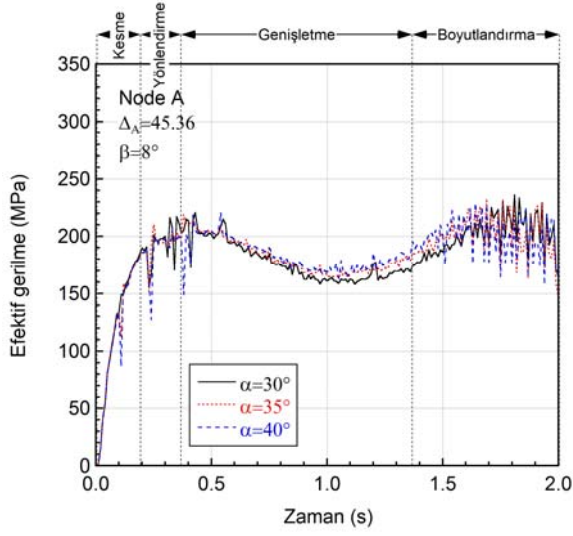
(f)

Şekil 4.33 Farklı α değerleri için (a) A, (b) B ve (c) C noktalarında efektif gerininin zamanla değişimi, $\Delta_A=45,36$ ve $\beta=8^\circ$, ve farklı β değerleri için (d) A, (e) B ve (f) C noktalarında efektif gerininin zamanla değişimi, $\Delta_A=45,36$ ve $\alpha=30^\circ$.

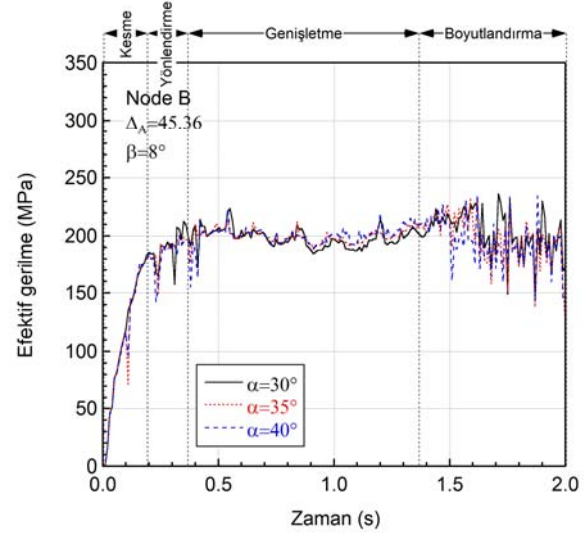
Farklı deformasyon zamanlarında ($t=0,1, 0,3, 0,9$ ve $1,9$ s) iş parçası yz kesitindeki efektif gerilme dağılımı ($\Delta_A=45,36$, $\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$) Şekil 4.34’de gösterilmektedir. Efektif gerilme genişletme bölgesinde iş parçası yüzeyinde en yüksektir. Efektif gerilmenin α ile değişimi Şekil 4.35(a-c)’de A, B, ve C noktaları için sırası ile gösterilmektedir. Şekillendirme açısının etkisi merkez noktada en fazladır ve α ’nın artması ile efektif gerilme de artmaktadır (Şekil 4.35(a)). Şekil 4.35(b) ve (c)’de görüldüğü üzere α ’nın artması yüzey ve orta noktalarda oluşan efektif gerilmeyi nispeten daha az etkilemektedir. Şekil 4.35(d-f)’de A, B, ve C noktaları için β ’nin efektif gerilme dağılımına ($\Delta_A=45,36$, $\alpha=30^\circ$) etkisi gösterilmektedir. Merkez noktadaki efektif gerilme değerleri artan β değerleri ile azalmaktadır (Şekil 4.35(d)). Orta ve yüzey noktalarda ise β ’nin efektif gerilme üzerine etkisi oldukça azdır (Şekil 4.35(e) ve (f)).



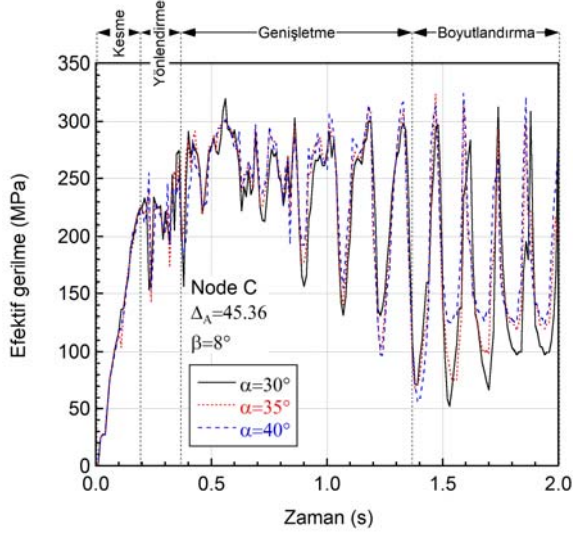
Şekil 4.34 Farklı zamanlarda ($t=0,1, 0,3, 0,9$ ve $1,9$ s) iş parçasında efektif gerilme dağılımı, $\Delta_A=45,36$, $\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$.



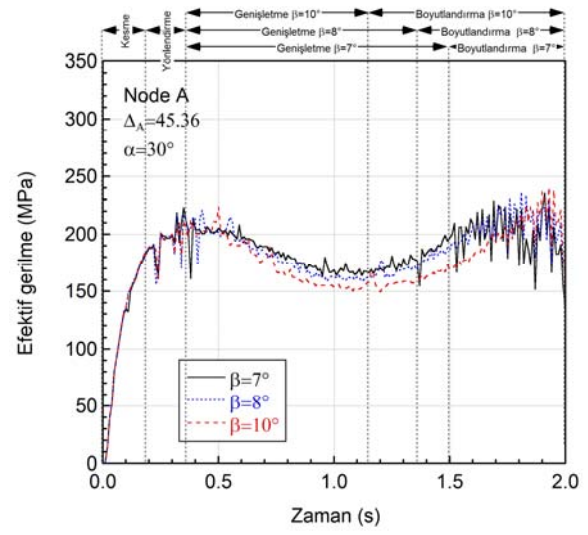
(a)



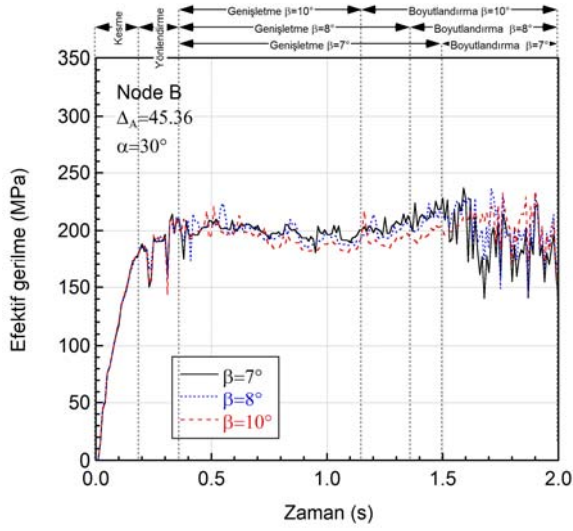
(b)



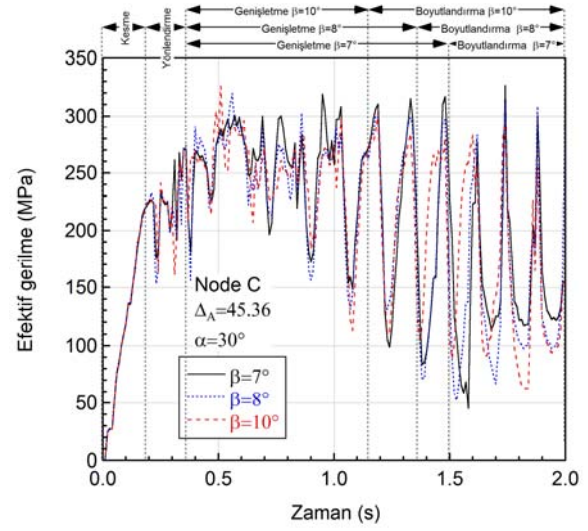
(c)



(d)



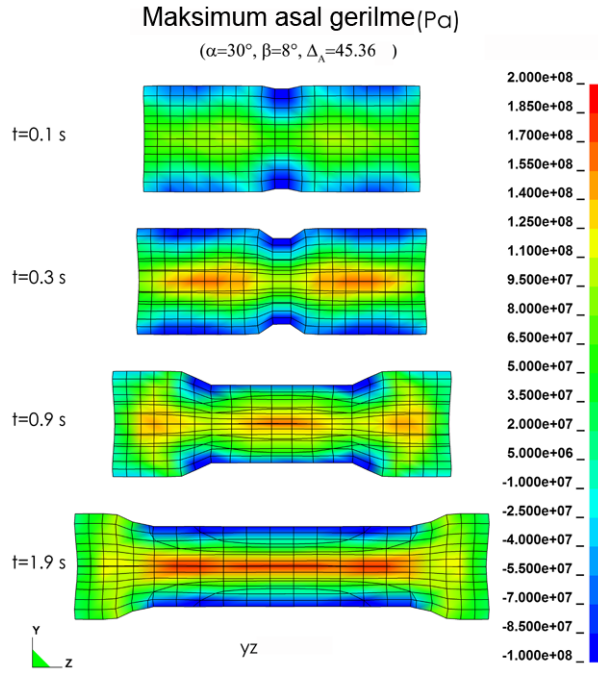
(e)



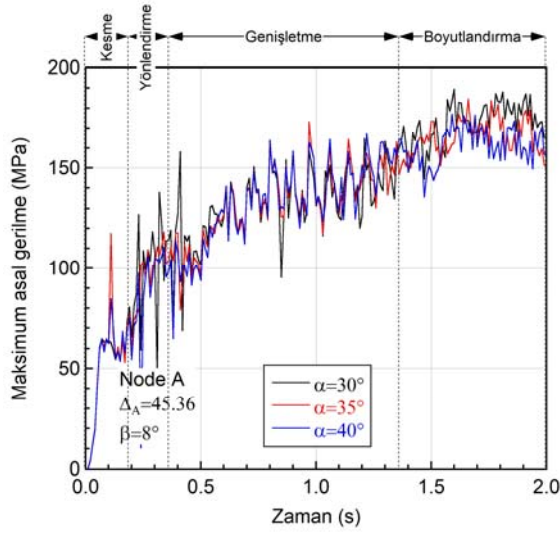
(f)

Şekil 4.35 Farklı α değerleri için (a) A, (b) B ve (c) C noktalarında efektif gerilmenin zamanla değişimi, $\Delta_A=45,36$ ve $\beta=8^\circ$, ve farklı β değerleri için (d) A, (e) B ve (f) C noktalarında efektif gerilmenin zamanla değişimi, $\Delta_A=45,36$ ve $\alpha=30^\circ$.

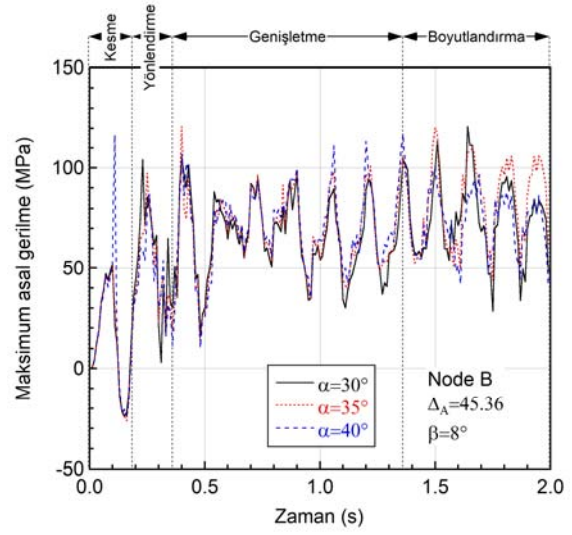
Farklı deformasyon zamanlarında ($t=0,1, 0,3, 0,9$ ve $1,9$ s) iş parçası yz kesitindeki maksimum asal gerilme ($\Delta_A=45,36$, $\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$) dağılımı Şekil 4.36’da gösterilmektedir. Buna göre basma ve çekme gerilmeleri yüzeyde mevcutken iş parçası merkezinde sadece çekme gerilmesi gözlenmektedir. Her üç nokta için çalışılan aralıkta α ve β değerlerinin maksimum asal gerilme üzerine etkisi oldukça azdır (Şekil 4.36(a-f)).



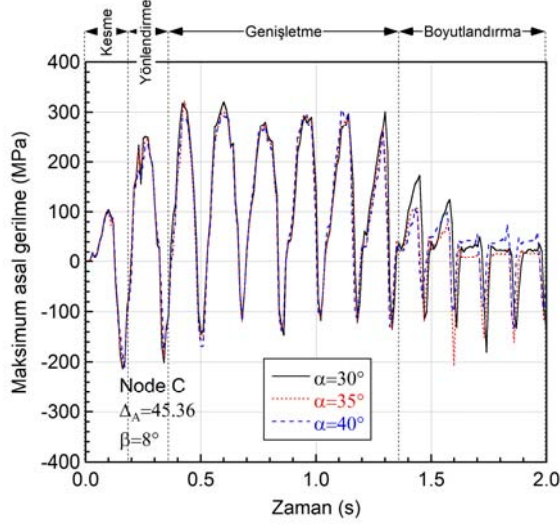
Şekil 4.36 Farklı zamanlarda ($t=0,1, 0,3, 0,9$ ve $1,9$ s) iş parçasında maksimum asal gerilme dağılımı, $\Delta_A=45,36$, $\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$.



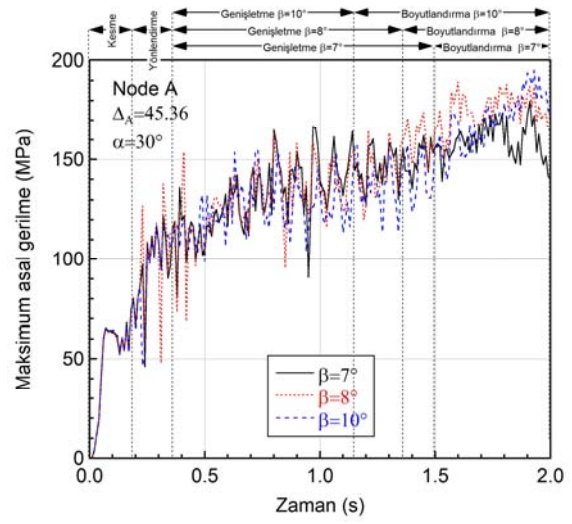
(a)



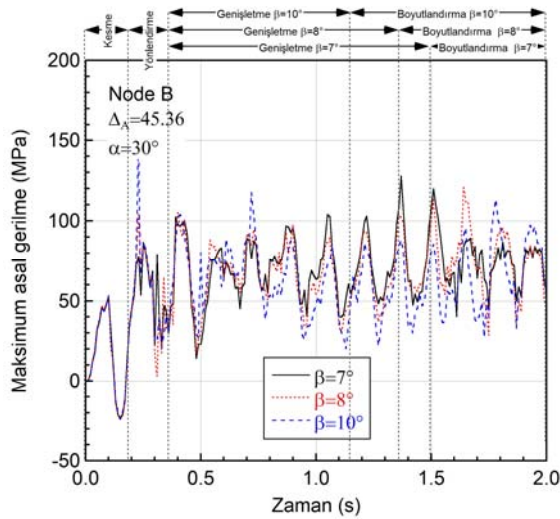
(b)



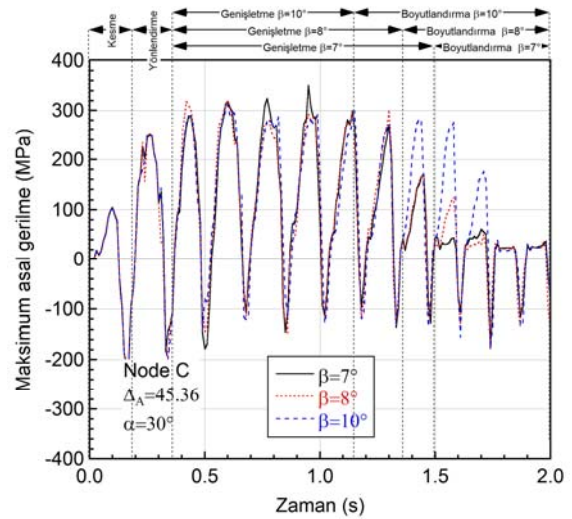
(c)



(d)



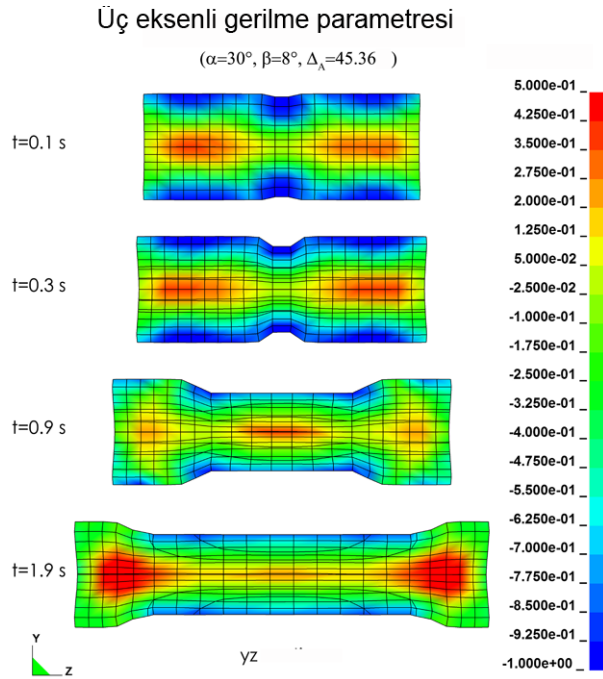
(e)



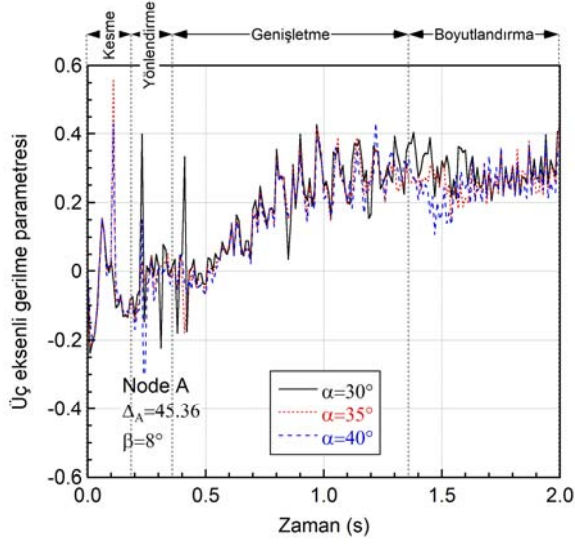
(f)

Şekil 4.37 Farklı α değerleri için (a) A, (b) B ve (c) C noktalarında maksimum asal gerilmenin zamanla değişimi, $\Delta_A=45,36$ ve $\beta=8^\circ$ ve farklı β değerleri için (d) A, (e) B ve (f) C noktalarında maksimum asal gerilmenin zamanla değişimi, $\Delta_A=45,36$ ve $\alpha=30^\circ$.

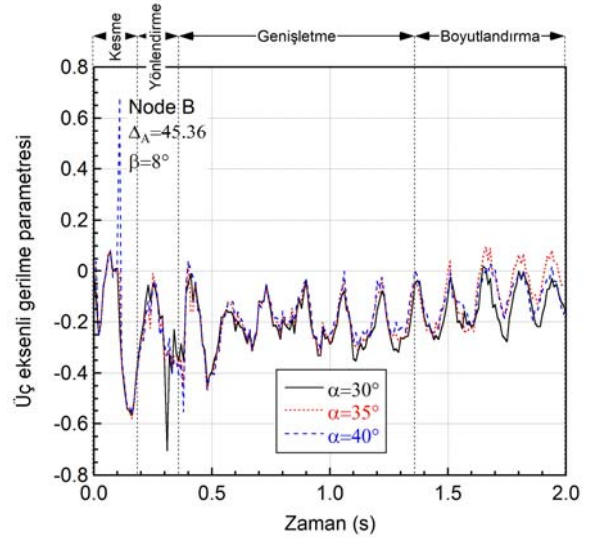
Farklı deformasyon zamanlarında ($t=0,1, 0,3, 0,9$ ve $1,9$ s) iş parçası ($\Delta_A=45,36$, $\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$) yz kesitindeki üç eksenli gerilme parametresi dağılımı Şekil 4.38'de gösterilmektedir. İş parçası merkezinde z-ekseni doğrultusunda $t=0,1$ ve $0,3$ saniyedeki üç eksenli gerilme parametresi pozitifken yüzeyde negatiftir. Üç eksenli gerilme parametresinin pozitif olduğu ve kırılmanın gerçekleşmesi beklenen iki bölge Şekil 4.38'de görülmektedir. Yönlendirme bölgesinden sonra üç eksenli gerilme parametresi merkezde en yüksektir. Üç eksenli gerilme parametresinin α ile değişimi ($\Delta_A=45,36$ ve $\beta=8^\circ$ için) Şekil 4.39(a-c)'de A, B, ve C noktaları için sırasıyla gösterilmektedir. Azalan α açısı ile orta noktadaki üç eksenli gerilme parametresi çok az azalmaktadır. Üç eksenli gerilme parametresi β ile değişimi ($\Delta_A=45,36$ ve $\alpha=30^\circ$ için) Şekil 4.39(d-f)'de sırasıyla A, B, ve C noktaları için gösterilmektedir. Benzer şekilde boyutlandırma bölgesi hariç β ile üç eksenli gerilme parametresi her üç noktada değişmemektedir.



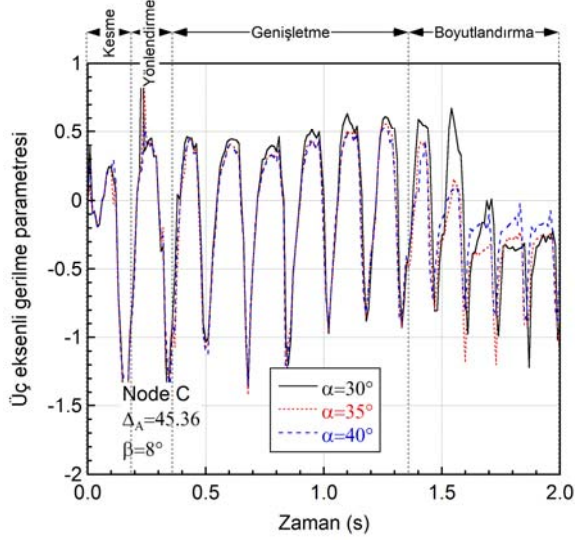
Şekil 4.38 Farklı zamanlarda ($t=0,1, 0,3, 0,9$ ve $1,9$ s iş) parçasında üç eksenli gerilme parametresi dağılımı, $\Delta_A=45,36$, $\alpha=30^\circ$ ve $\beta=8^\circ$.



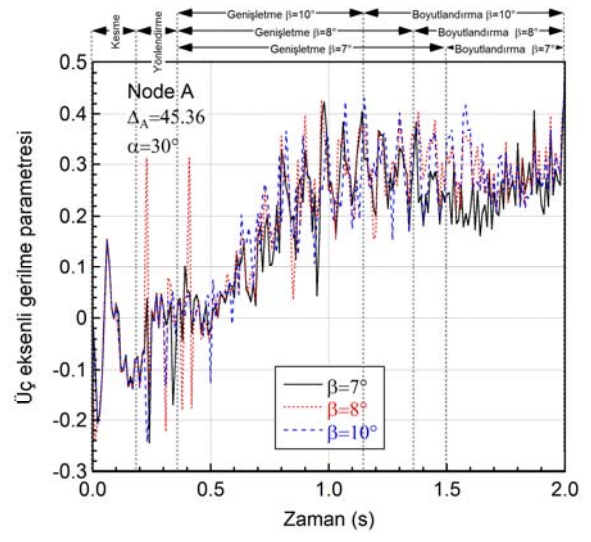
(a)



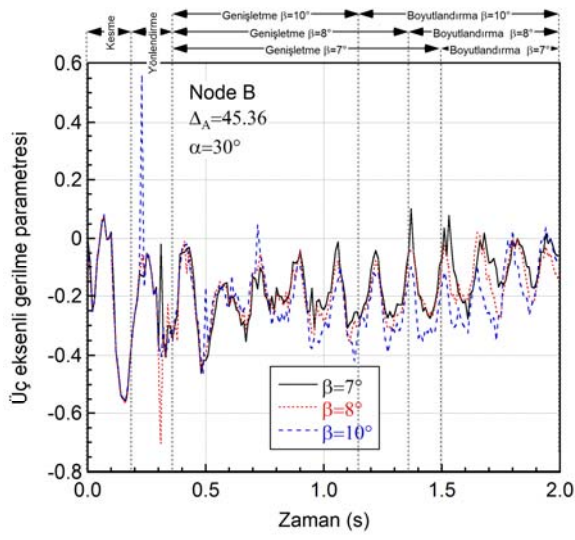
(b)



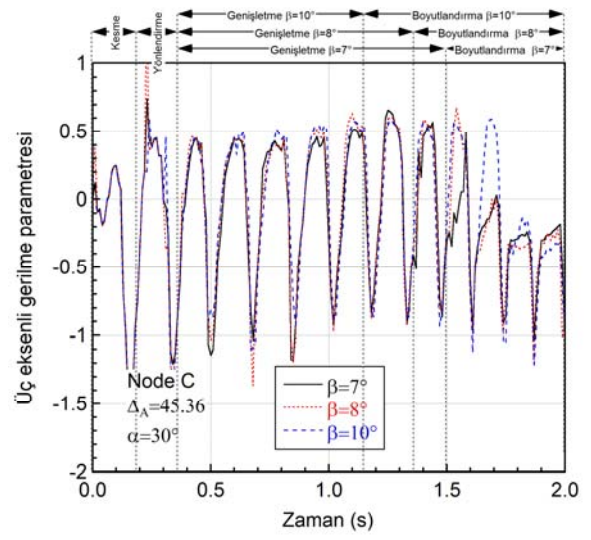
(c)



(d)



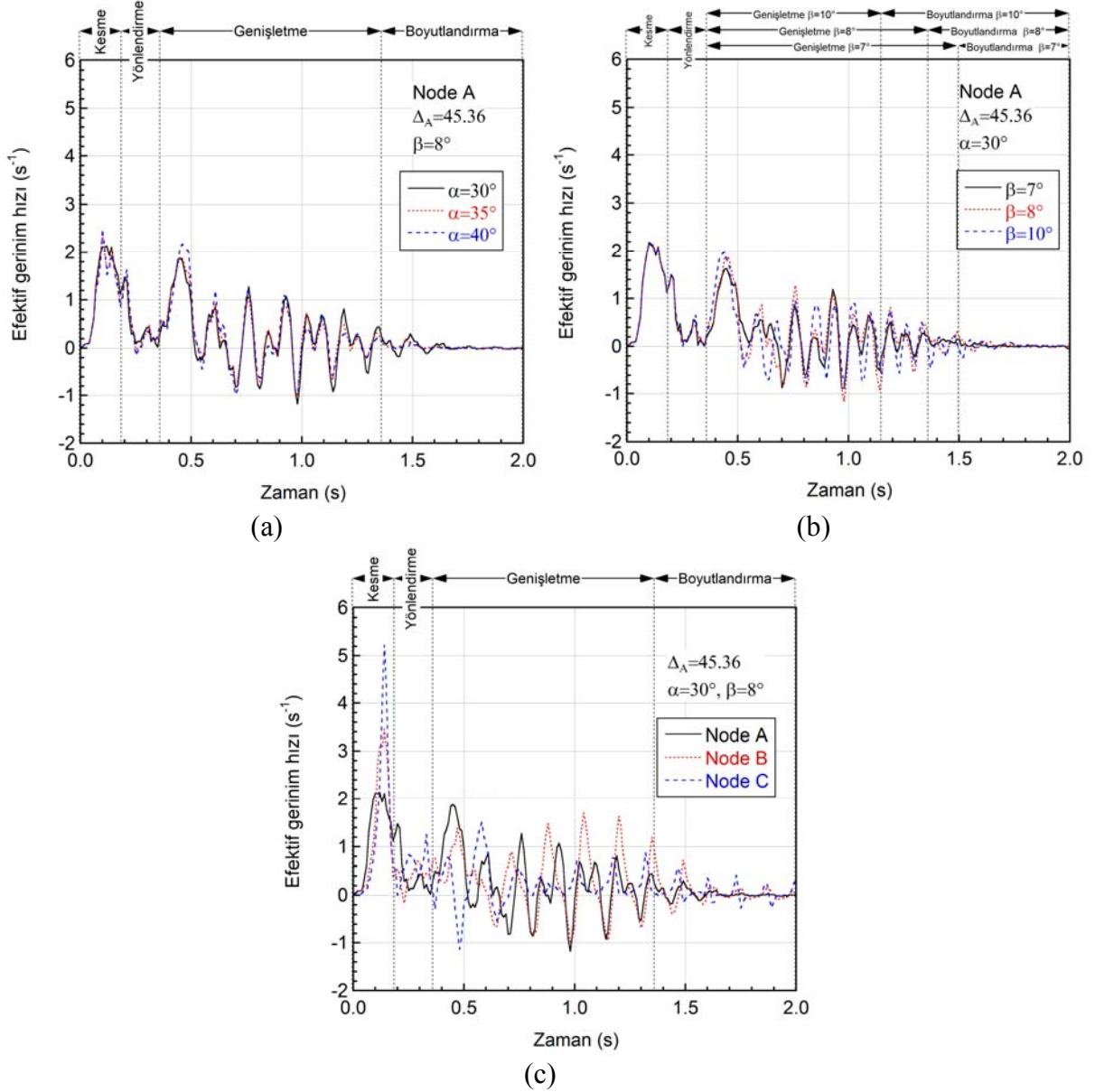
(e)



(f)

Şekil 4.39 Farklı α değerleri için (a) A, (b) B ve (c) C noktalarında üç eksenli gerilme parametresinin zamanla değişimi, $\Delta_A=45,36$ ve $\beta=8^\circ$ ve farklı β değerleri için (d) A, (e) B ve (f) C noktalarında üç eksenli gerilme parametresinin zamanla değişimi, $\Delta_A=45,36$ ve $\alpha=30^\circ$.

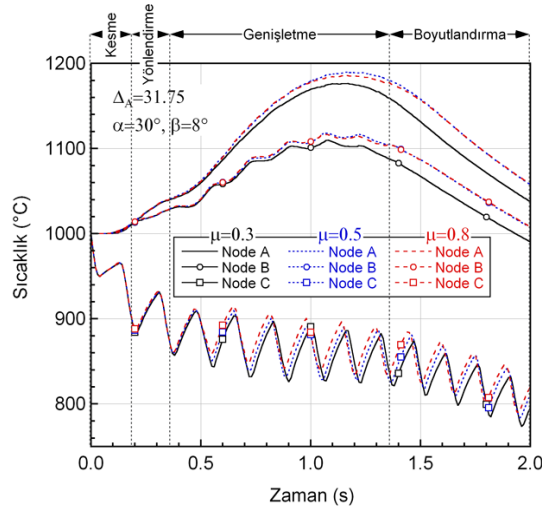
İş parçası ortasında efektif gerinim hızının α ve β ile değişimi Şekil 4.40(a) ve (b)'de gösterilmektedir. Şekil 4.40(a)'ve (b)'de α ve β 'nin efektif gerinim hızına çok az etkisi olduğu görülmektedir. Şekil 4.40(c)'de ise merkez, orta ve yüzeydeki efektif gerinim hızı değişimi zamana karşılık gösterilmektedir. En yüksek efektif gerinim hızı kesme bölgesinde iş parçası yüzeyinde, genişletme bölgesinde ise iş parçası merkezinde gözlenmektedir.



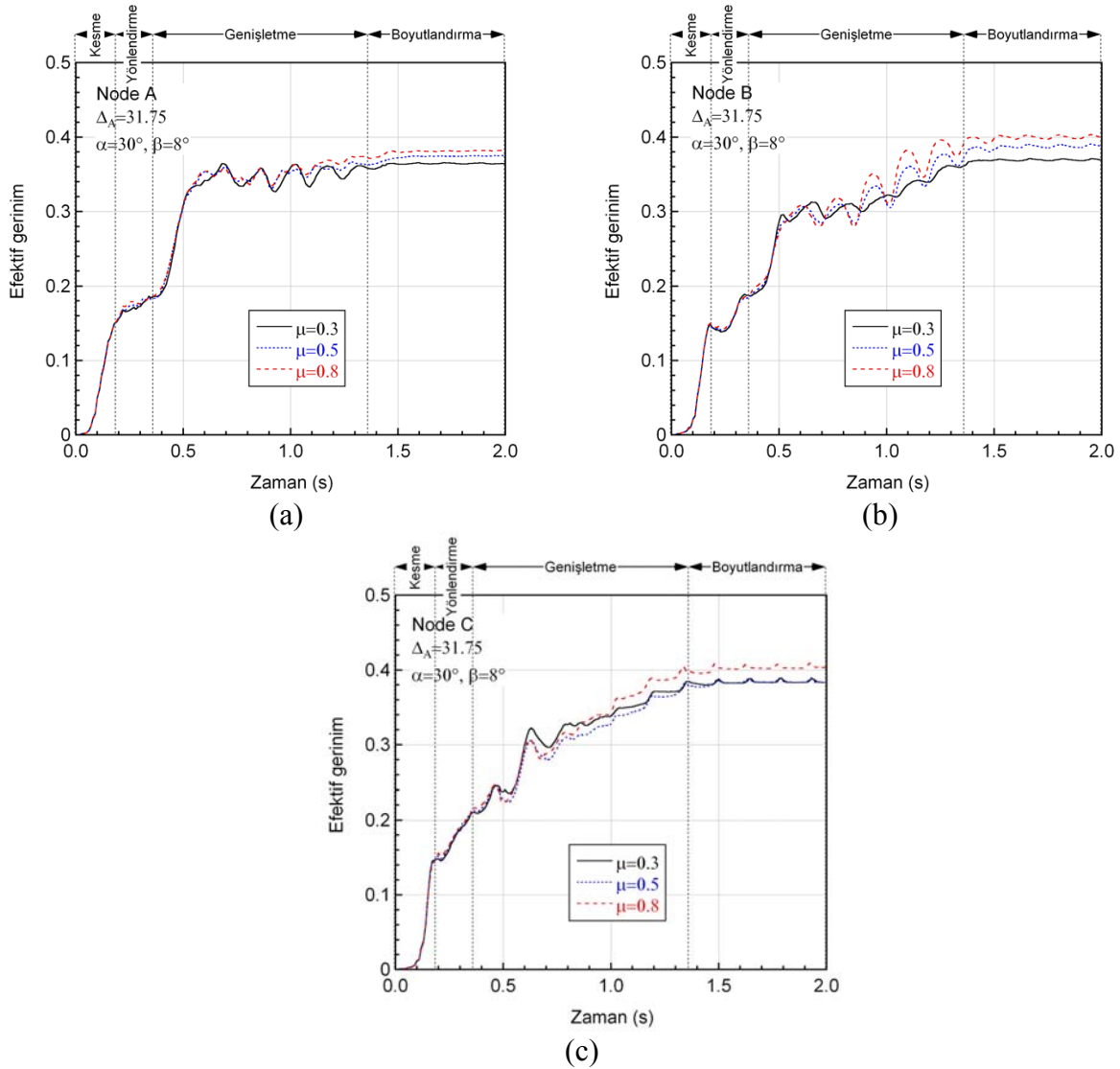
Şekil 4.40 Farklı (a) α ve (b) β değerleri için A noktasındaki efektif gerinme hızının zamanla değişimi, $\Delta_A=45,36$ ve $\beta=8^\circ$ ve (c) A, B ve C noktalarında efektif gerinme hızının zamanla değişimi, $\Delta_A=45,36$ ve $\alpha=30^\circ, \beta=8^\circ$.

Sürtünmenin etkisi

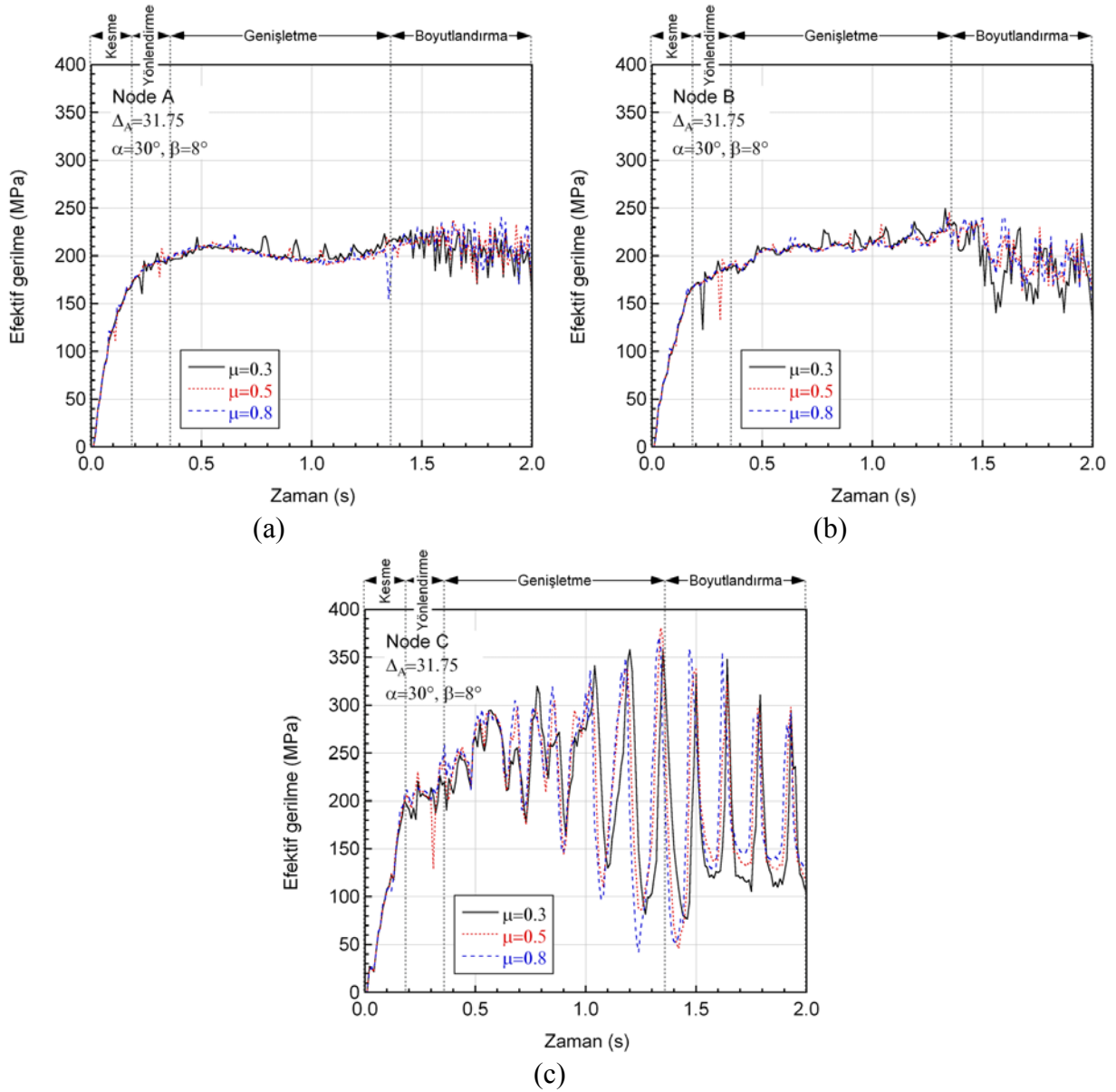
Şekil 4.41'de iş parçası A, B ve C noktalarındaki sıcaklığın sürtünme katsayısı (0,3, 0,5 ve 0,8) ve zamanla değişimi gösterilmektedir ($\alpha=30^\circ$, $\beta=8^\circ$ ve $\Delta_A=31,75$). Genişletme bölgesi başlangıcına kadar sürtünme katsayısının her üç noktada sıcaklık dağılımını etkilemediği Şekil 4.41'de görülmektedir. Sürtünme katsayısı 0,3'den 0,5'e çıkması ile iş parçası yüzey sıcaklığı artmaktadır; ancak, sürtünmenin 0,8'e çıkması ile merkez ve orta noktalardaki sıcaklık dağılımında dikkate değer bir farklılık oluşmamaktadır. Ayrıca yüzey noktasında sıcaklık dalgalanmasının sürtünme katsayısı ile kaydığı da görülmektedir (Şekil 4.41). Bu kaymanın sebebi iş parçasının dönüş hızının sürtünme ile değişmesidir. Genişletme ve boyutlandırma bölgesinde merkez, orta ve yüzeydeki gerinim değerleri artan sürtünme katsayısı ile artmaktadır (Şekil 4.42(a-c)). Ayrıca, çalışılan sürtünme katsayısı aralığının efektif gerilmeyi çok fazla etkilemediği (Şekil 4.43(a-c)) görülmektedir. Sürtünme katsayısı arttığı zaman merkez ve orta noktadaki maksimum asal gerilme değerinin genişletme bölgesinde azaldığı, boyutlandırma bölgesinde ise arttığı görülmektedir (Şekil 4.44(a) ve (b)). İş parçası yüzey noktasında ise sürtünmenin artması ile genişletme ve boyutlandırma bölgelerinde maksimum asal gerilme değerleri artmaktadır (Şekil 4.44(c)). Merkez, orta ve yüzey noktalarındaki üç eksenli gerilme parametresinin sürtünme katsayısı ile değişimi sırasıyla Şekil 4.45(a-c)'de gösterilmiştir. Genişletme bölgesinde iş parçası merkez ve orta noktalarında artan sürtünme katsayısı ile üç eksenli gerilme parametresi azalmaktadır (Şekil 4.45(a) ve (b)). Buna karşılık yüzeydeki üç eksenli gerilme parametresi artan sürtünme katsayısı ile artmaktadır (Şekil 4.45(c)). Artan sürtünme katsayısı ile genişletme bölgesinde orta noktada oluşan gerinim hızı arttırmakta iken merkez ve yüzeydeki gerinim hızını çok az etkilemektedir (Şekil 4.46(a-c)).



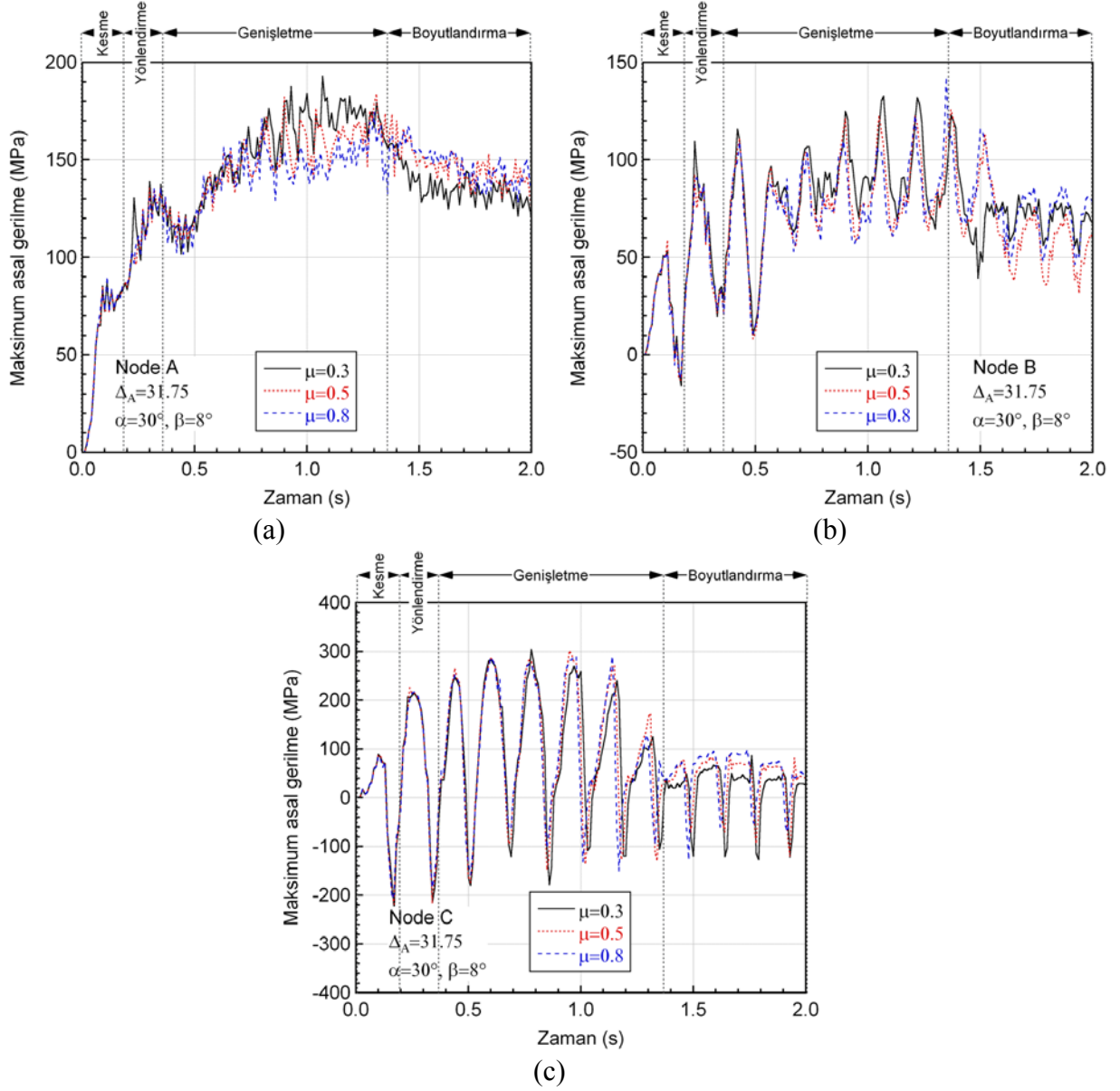
Şekil 4.41 Farklı sürtünme katsayılarında A, B ve C noktalarında sıcaklık dağılımı ($\alpha=30^\circ$, $\beta=8^\circ$ ve $\Delta_A=31,75$).



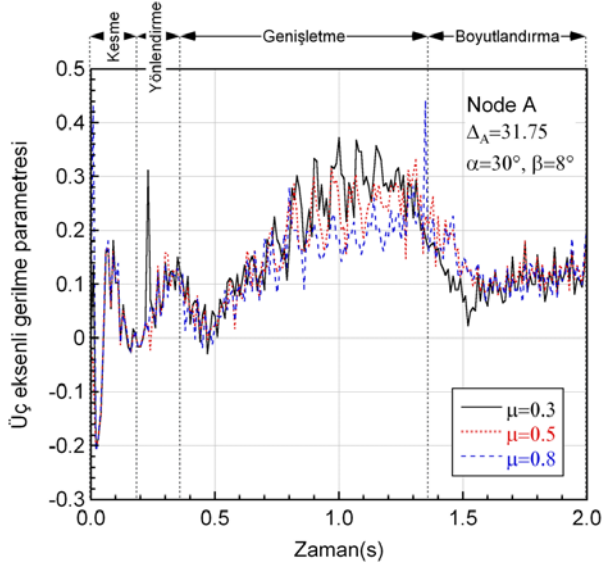
Şekil 4.42 Farklı sürtünme katsayılarında (a) A, (b) B ve (c) C noktalarında efektif gerininin zamanla değişimi ($\alpha=30^\circ$, $\beta=8^\circ$ ve $\Delta_A=31,75$).



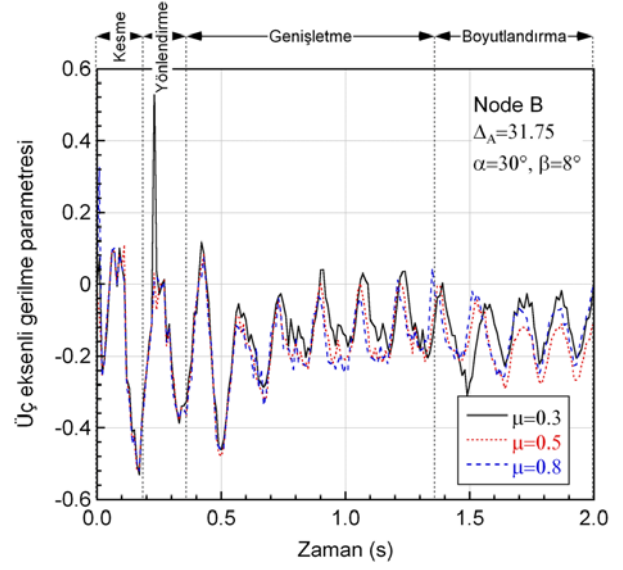
Şekil 4.43 Farklı sürtünme katsayılarında (a) A, (b) B ve (c) C noktalarında efektif gerilmenin zamanla değişimi ($\alpha=30^\circ$, $\beta=8^\circ$ ve $\Delta_A=31,75$).



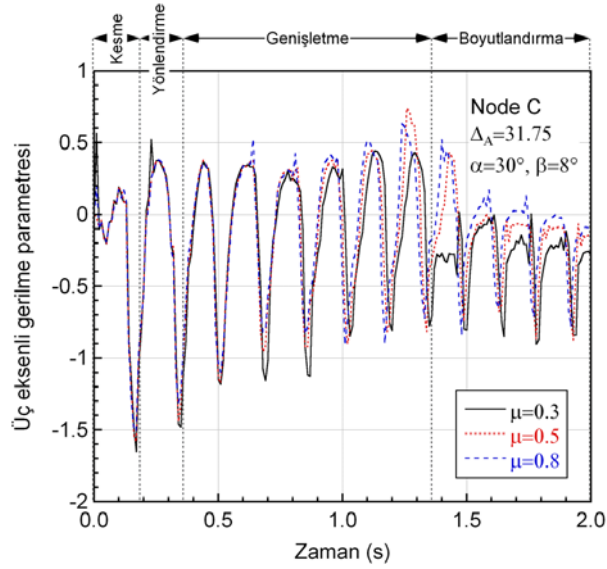
Şekil 4.44 Farklı sürtünme katsayılarında (a) A, (b) B ve (c) C noktalarında maksimum asal gerilmenin zamanla değişimi ($\alpha=30^\circ$, $\beta=8^\circ$ ve $\Delta_A=31,75$).



(a)

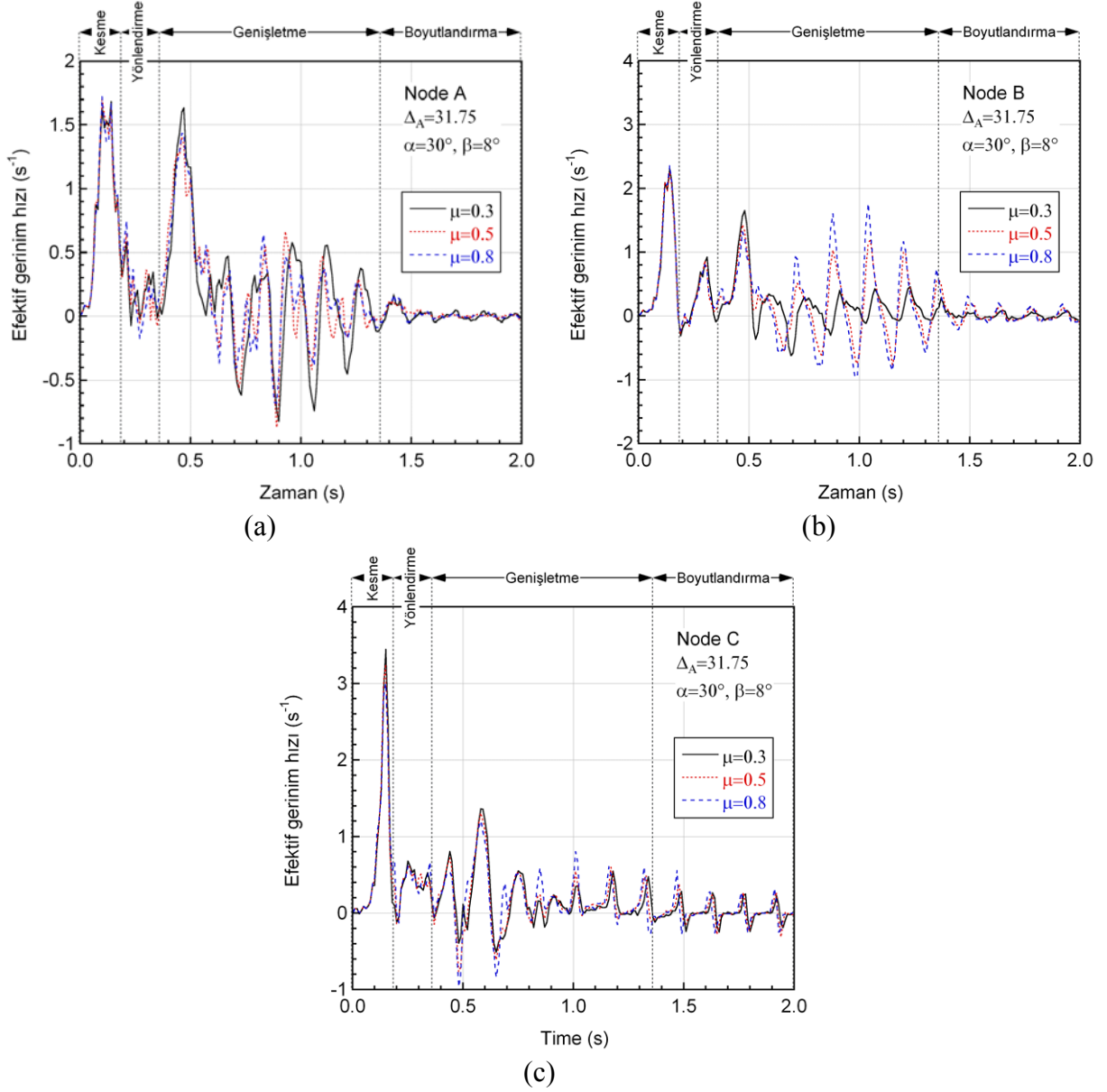


(b)



(c)

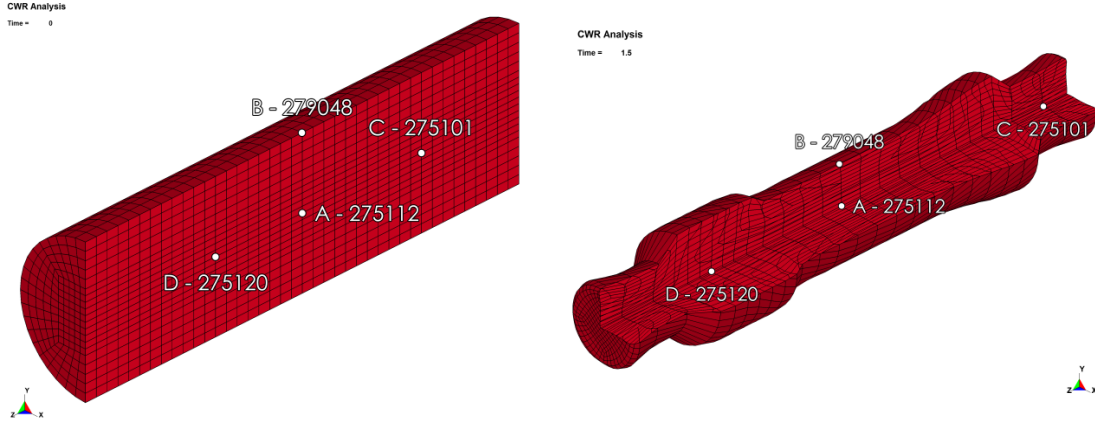
Şekil 4.45 Farklı sürtünme katsayılarında (a) A, (b) B ve (c) C noktalarında üç eksenli gerilme parametresinin zamanla değişimi ($\alpha=30^\circ, \beta=8^\circ$ ve $\Delta_A=31,75$).



Şekil 4.46 Farklı sürtünme katsayılarında (a) A, (b) B ve (c) C noktalarında efektif gerinim hızının zamanla değişimi ($\alpha=30^\circ, \beta=8^\circ$ ve $\Delta_A=31,75$).

4.3 Traktör şaftı modeli

Traktör şaftı modeli efektif gerinim, sıcaklık ve gerinim hızı değişimleri iş parçası üzerinde seçilen dört farklı nokta için (Şekil 4.47(a) ve (b)) incelenmiştir. Seçilen noktalar iş parçası y ve z-ekseni doğrultusunda merkez, yüzey ve uç kısımlardadır.



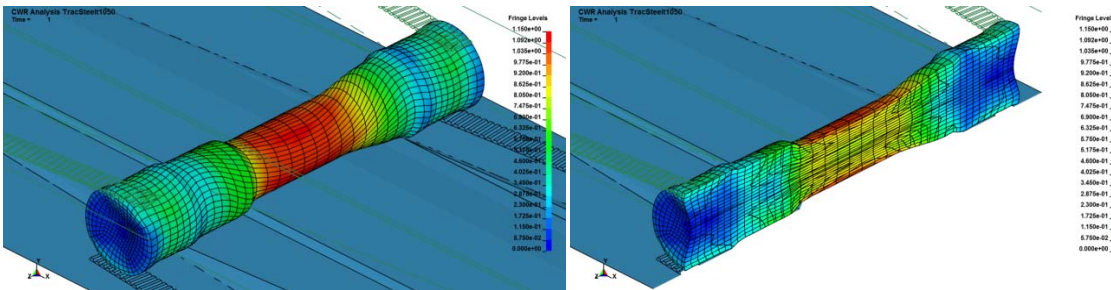
(a)

(b)

Şekil 4.47 Traktör şaftı analizi için seçilen A, B, C ve D noktaları; (a) $t=0$ s ve (b) $t=1,5$ s sonrası.

1045 Çeliği

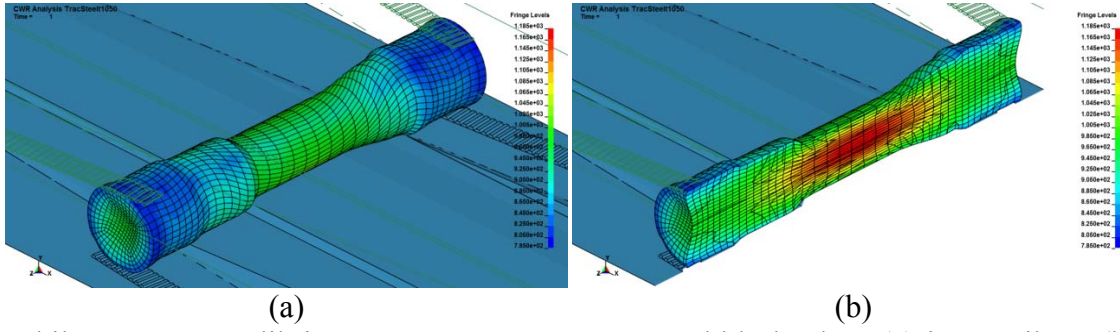
Şekil 4.48(a) ve (b)'de $t=1$ s'deki 1045 çeliği iş parçasında oluşan efektif gerinim dağılımı gösterilmiştir. En yüksek efektif gerinim değerleri genişletme bölgesinde iş parçası yüzeyinde, en düşük değerler ise iş parçasının uç kısımlarında meydana gelmiştir. Şekil 5.49(a) ve (b)'de ise $t=1$ s sonrasında iş parçasının sıcaklık dağılımı gösterilmektedir. Beklenildiği üzere en yüksek sıcaklık genişletme bölgesinde merkezde görülmektedir. Şekil 4.50(a) ve (b)'de ise $t=1,5$ saniyesinde (uç kesimi öncesi) iş parçasının yz kesiti üzerinde oluşan efektif gerinim ve sıcaklık dağılımı sırası ile gösterilmektedir. Bu andaki en yüksek gerinim, alan indirgemesinin en yüksek olduğu iş parçası uçlarındadır. En yüksek sıcaklık değerleri ise uç kısımlardayken en düşük sıcaklık değerleri ise yüzeydedir (Şekil 4.50(b)).



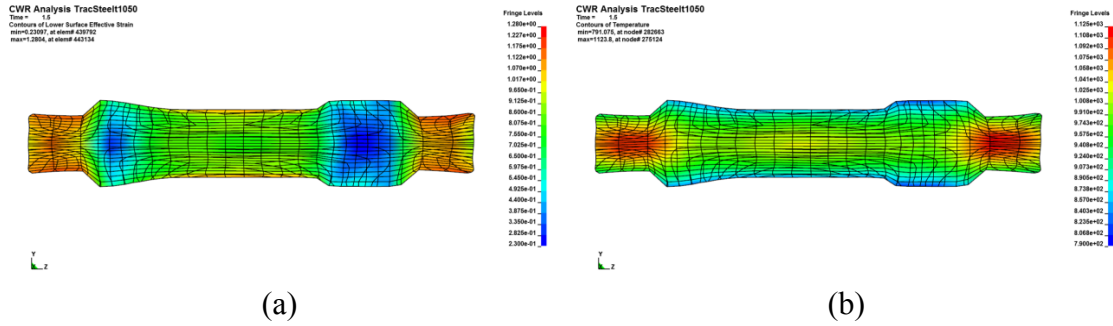
(a)

(b)

Şekil 4.48 1045 çelik iş parçasının $t=1$ s sonrası efektif gerinim dağılımı (a) izometrik ve (b) yz kesit görüntüleri.

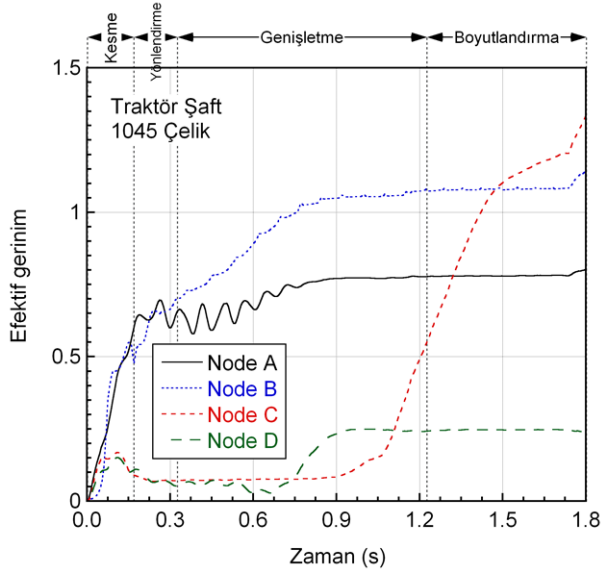


Şekil 4.49 1045 çelik iş parçasının $t=1$ s sonrası sıcaklık dağılımı (a) izometrik ve (b) yz kesit görüntüleri.

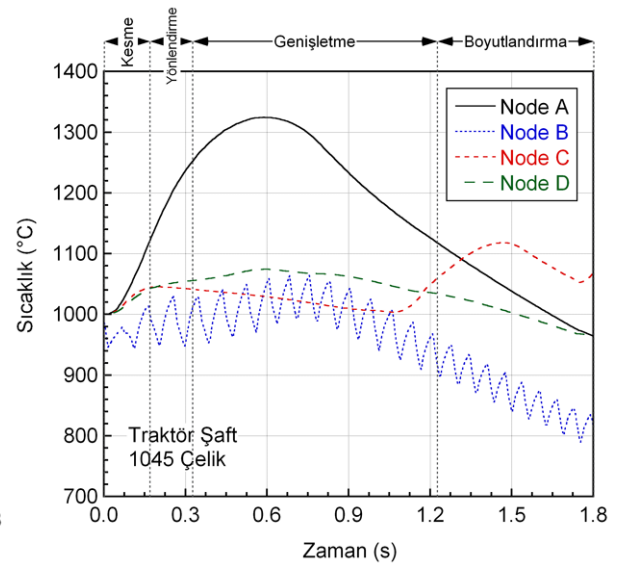


Şekil 4.50 1045 çelik iş parçasının $t=1,5$ s sonrası (a) efektif gerinim ve (b) sıcaklık dağılımı görüntüleri.

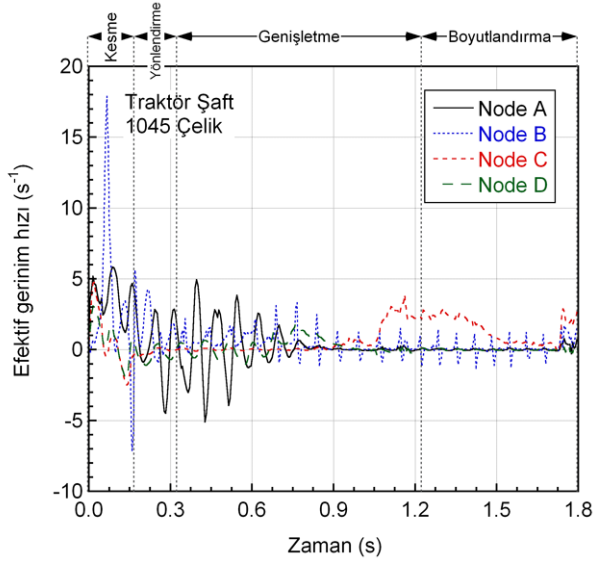
Merkez ve yüzey noktadaki efektif gerinim işlem başlangıcında artarken daha sonraki adımlarda sabit kalmaktadır (Şekil 4.51(a)). Uç noktadaki gerinim işlem sonlarına doğru tekrar artmaktadır ki bu iş parçasının uç kesme bölgesine girdiğini göstermektedir. En yüksek sıcaklık iş parçası merkezinde oluşmaktadır (Şekil 4.41(b)). Uç kısımdaki D noktası sıcaklığı genişletme bölgesinde $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ artmakta ve daha sonra merkez noktası ile eşitlenmektedir. Şekil 4.51(c)'de merkez noktası gerinim hızı genişletme bölgesi başlangıcında şekillendirme işlemini gösterir şekilde dalgalanmakta ve uç noktada (C noktası) ise işlem sonuna doğru ani bir artış ile kesme bölgesine girildiğini göstermektedir. En yüksek kalıp kuvvetleri kesme bölgesindedir ve ilerleyen adımlarda sabit kalma yönelimindedir (Şekil 4.51(d)).



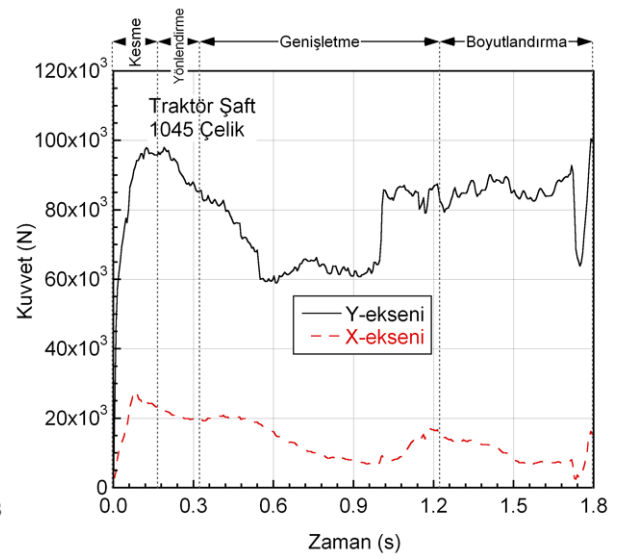
(a)



(b)



(c)

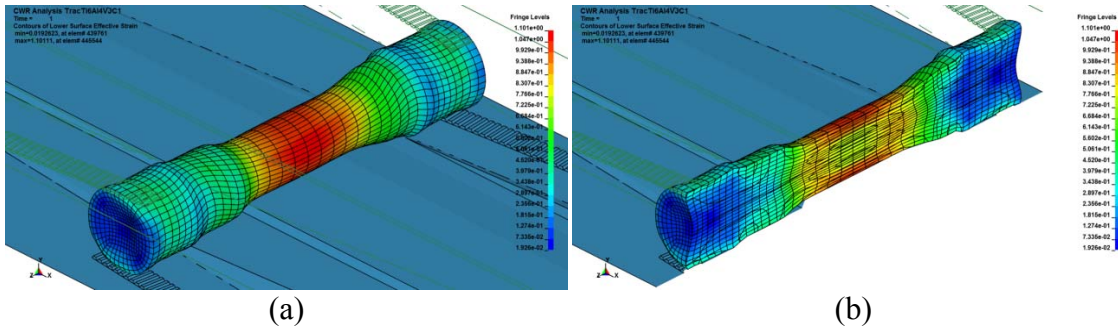


(d)

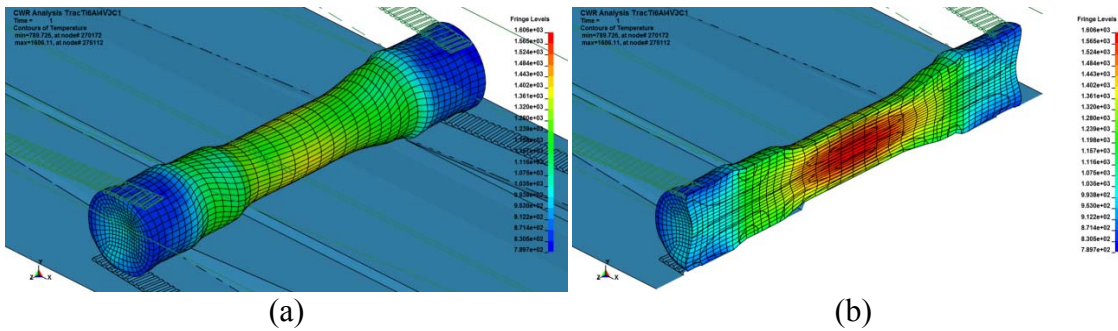
Şekil 4.51 1045 çelik iş parçası A, B, C ve D noktaları için (a) efektif gerinim, (b) sıcaklık ve (c) efektif gerinim hızının zamanla değişimi ve (d) kalıp kuvvetlerinin zamanla değişimi.

Ti6Al4V

Şekil 4.52(a) ve (b)'de $t=1$ s sonrasında iş parçası efektif gerinim dağılımı gösterilmektedir. Çelik malzemeye benzer şekilde en yüksek değerler yüzeydeyken en düşük değerler uç kısımlardadır. Şekil 4.53(a) ve (b)'de ise $t=1$ s sonrasında iş parçasının sıcaklık dağılımı gösterilmektedir. En yüksek sıcaklık merkezdeyken en düşük sıcaklık yüzeyde gözlenmiştir. Şekil 4.54(a) ve (b)'de ise $t=1,5$ saniyedeki (uç kesimi öncesi) iş parçası yz kesiti üzerinde efektif gerinim ve sıcaklık dağılımı gösterilmektedir. Bu andaki en yüksek gerinim iş parçası uçlarındadır. Merkezde ortalama gerinim değerleri mevcutken merkez ile uç arasındaki noktada en düşüktür (Şekil 4.54(a)). En yüksek sıcaklık değerleri uç kısımlarda en düşük sıcaklık değerleri ise yüzeydedir (Şekil 4.54(b)). Ti6Al4V alaşımı traktör şaftı ÇKH işleminde efektif gerinimin (Şekil 4.55(a)), sıcaklığın (Şekil 4.55(b)), efektif gerinim hızının (Şekil 4.55(c)) ve kalıp kuvvetlerinin (Şekil 4.55(d)) zamanla değişimi, 1045 çeliğinin ÇKH işleminde oluşana benzemektedir. Ancak malzeme özelliklerindeki farklılıklardan dolayı oluşan sıcaklıklar ve kalıp kuvvetleri daha yüksektir.

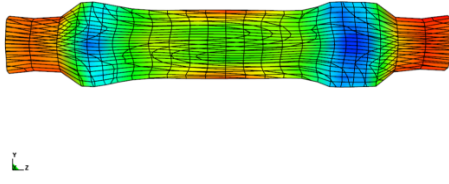


Şekil 4.52 Ti6Al4V iş parçasının $t=1$ s sonrası efektif gerinim dağılımı (a) izometrik ve (b) yz kesit görüntüleri (JC-1 malzeme modeli).



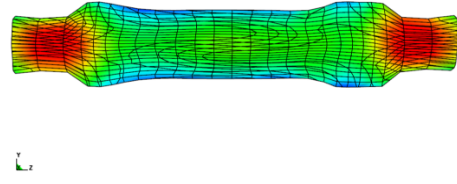
Şekil 4.53 Ti6Al4V iş parçasının $t=1$ s sonrası sıcaklık dağılımı (a) izometrik ve (b) yz kesit görüntüleri (JC-1 malzeme modeli).

CWR Analysis TracTi6Al4VJC1
Time: 1.5
Contours of Lower Surface Effective Strain
min=0.2492, at element 43172
max=1.8316, at element 441196



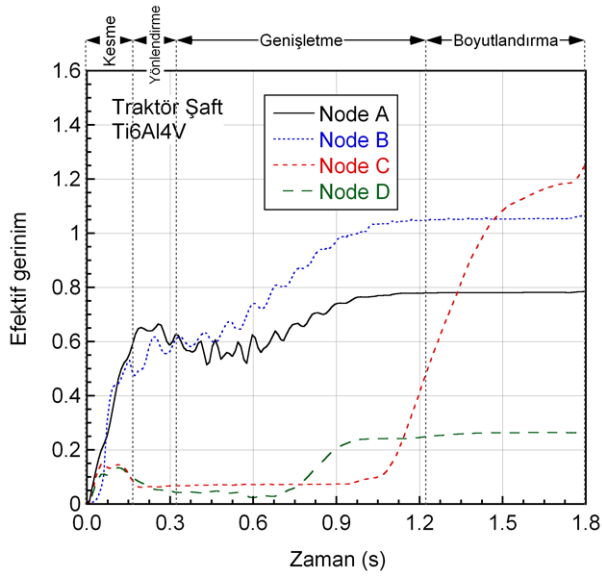
(a)

CWR Analysis TracTi6Al4VJC1
Time: 1.5
Contours of Temperature
min=875.11, at node 287564
max=1073.11, at node 279225

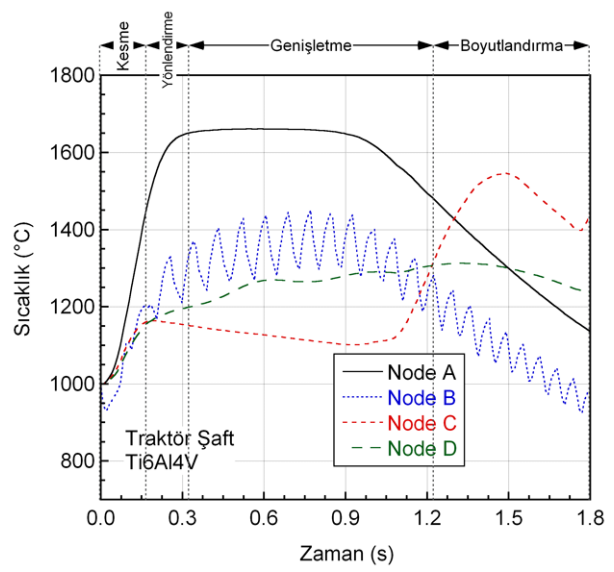


(b)

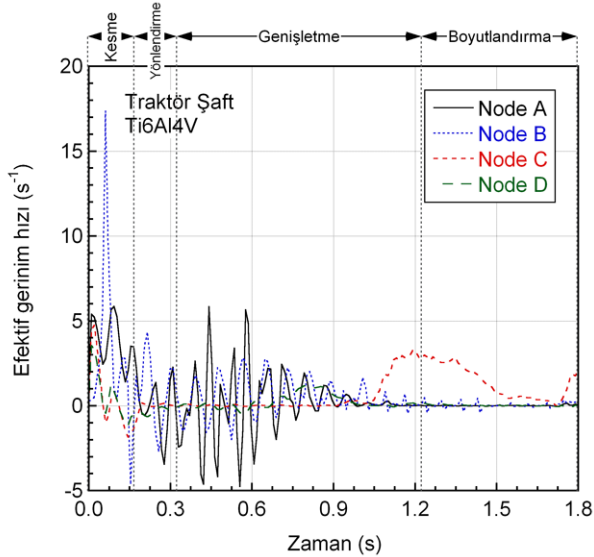
Şekil 4.54 Ti6Al4V parçasının $t=1,5$ s sonrası (a) efektif gerinim ve (b) sıcaklık dağılımı (JC-1 malzeme modeli)



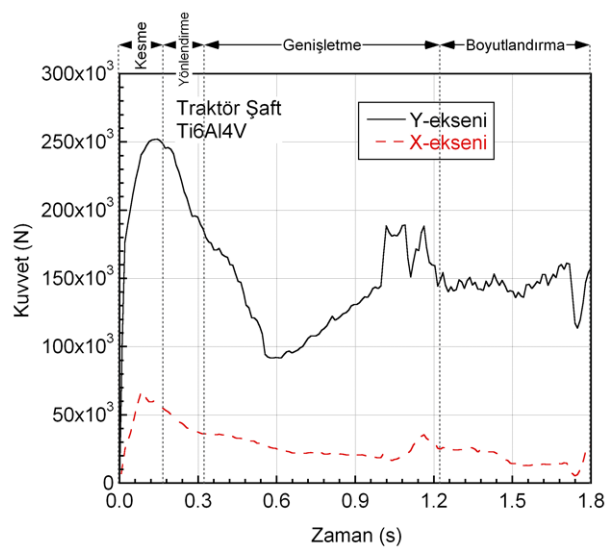
(a)



(b)



(c)

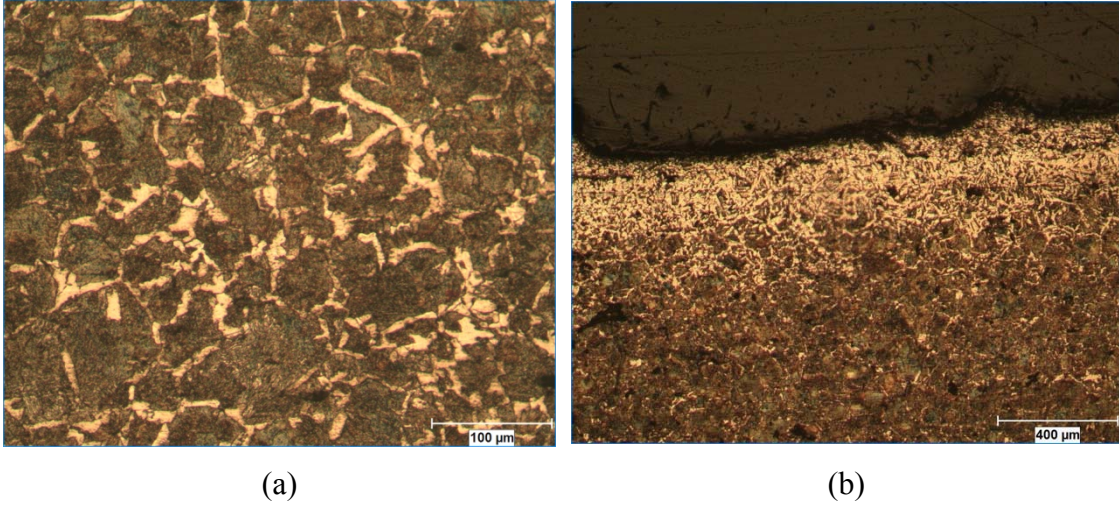


(d)

Şekil 4.55 Ti6Al4V iş parçası A, B, C ve D noktaları için (a) efektif gerinim, (b) sıcaklık ve (c) efektif gerinim hızının zamanla değişimi ve (d) kalıp kuvvetlerinin zamanla değişimi.

4.4 Mikroskopik çalışma

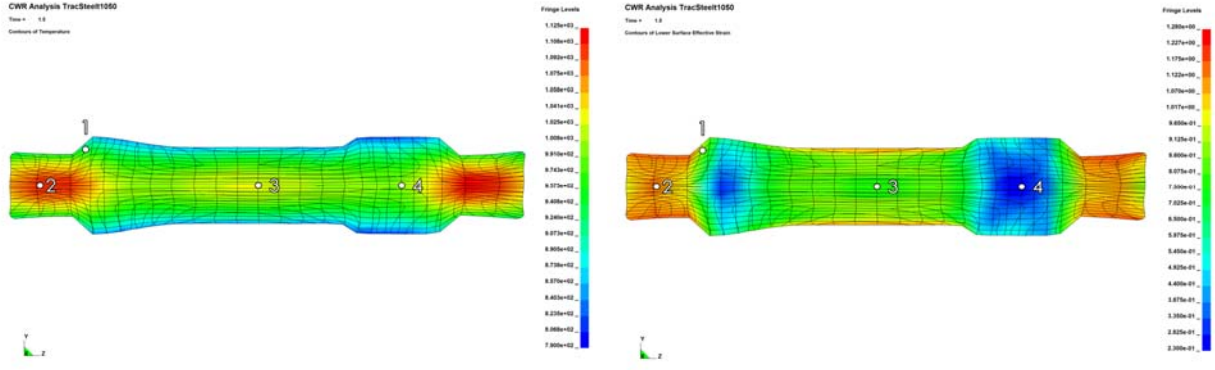
Ferrit (alfa) ve perlit (ferrit+sementit) fazlarını içeren, Kalıp-3 ile 1000 °C ilk sıcaklıkta ÇKH işlemine tabii tutulan 1045 çeliği iş parçasının ÇKH öncesinde sahip olduğu mikroskopik yapı Şekil 4.56(a)'da gösterilmektedir. İş parçası sıcak haddeleme ile üretilmiş olup parça yüzeyinde alfa fazı oranının çok yüksek olduğu karbürsüzleşme bölgesi Şekil 4.56(b)'de gösterilmektedir. İş parçasının yüzeyindeki tane büyüklüğü, orta kısmının dane büyüklüğünden daha küçüktür. Orta kısımdaki dane büyüklüğü 100 µm civarındadır.



Şekil 4.56 ÇKH işleminden önce 1045 çelik iş parçasının mikro yapısı; (a) orta kısımlar ve (b) kenara yakın kısımlar.

Çapraz kama haddeleme işleminden sonra iş parçasında meydana gelen sıcaklık ve efektif gerinim dağılımları sırası ile Şekil 4.57(a) ve (b)'de gösterilmektedir. Ayrıca iş parçasının 1 (yüzey), 2 (kenarın orta kısmı), 3 (orta nokta) ve 4 (kenardaki kalın bölge) noktalarındaki mikro yapısı sırası ile Şekil 4.58(a-d)'de gösterilmektedir. Çapraz kama haddeleme işleminden sonra yüzeye yakın bölgelerde dane boyutu oldukça küçülmüştür (bölge 1, Şekil 4.58(a)). Yüzeyde meydana gelen yüksek efektif gerinimden dolayı bu beklenen bir yapıdır. Şekil 4.58(b)'de gösterilen 2. bölgede ise dane boyutu başlangıç dane boyutu ile benzerdir. Bu bölgede sıcaklık ve efektif gerinim değerleri oldukça yüksektir. Üçüncü bölgede (orta kısımda), daneler haddeleme yönüne dik şekilde uzamışlardır (Şekil 4.58(c)). Efektif gerinimin çok düşük olduğu 4. bölgede ise dane boyutu oldukça büyüktür (Şekil 4.58(d)). ÇKH işlemi sırasında dinamik yeniden kristalleşme oluştuğu görülmüştür. Yeniden kristalleşme miktarı gerinim ve oluşan sıcaklığa bağlıdır. Çapraz kama haddeleme işleminden sonra ve önce yapılan testlerle elde edilen çekme gerilme-gerinim eğrileri Şekil

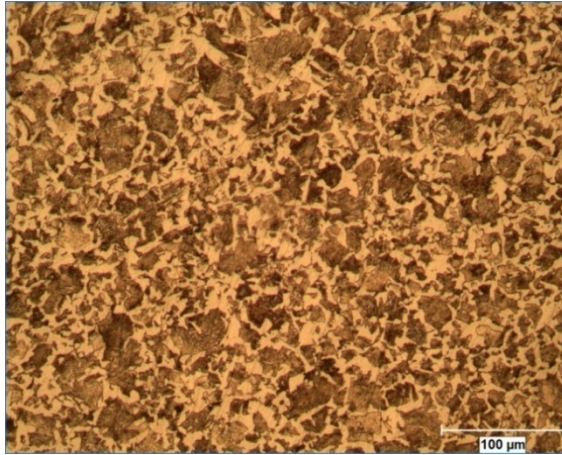
4.59’da gösterilmektedir. Çekme deney numuneleri iş parçasının orta kısmından işlenmiştir (3. bölge). Çapraz kama haddemeleme işleminden sonra 1045 çeliğinin sünekliğinin arttığı Şekil 4.59’da görülmektedir. Ancak ÇKH işlemi sonrasında akma ve kırılma gerilmesi değerleri değişmemektedir.



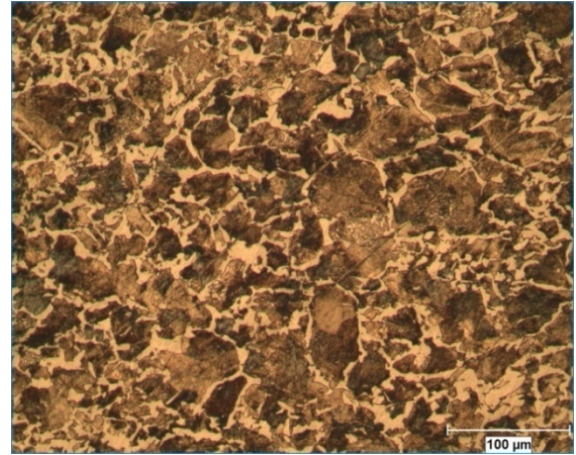
(a)

(b)

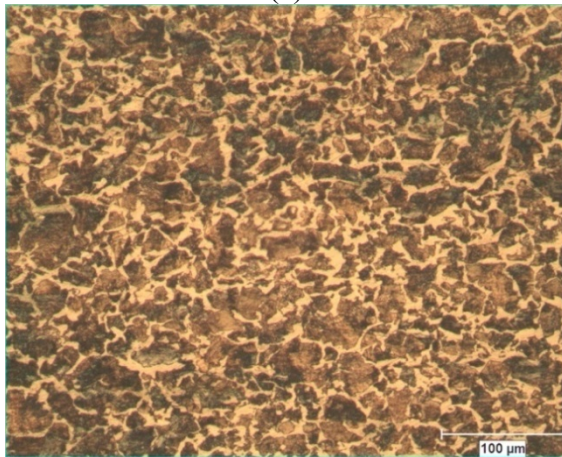
Şekil 4.57 ÇKH işleminden sonra 1045 çeliğinde oluşan (a) sıcaklık ve (b) efektif gerinim dağılımı.



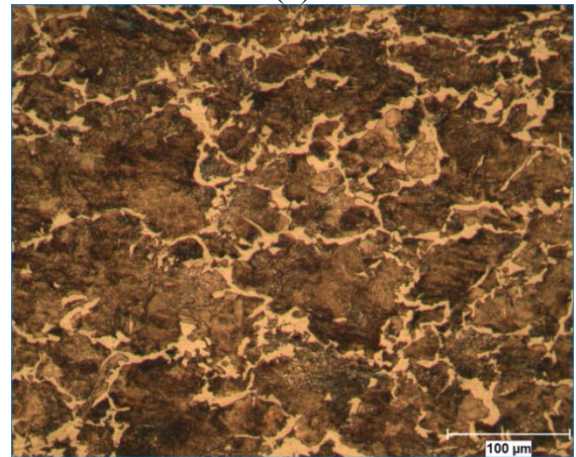
(a)



(b)

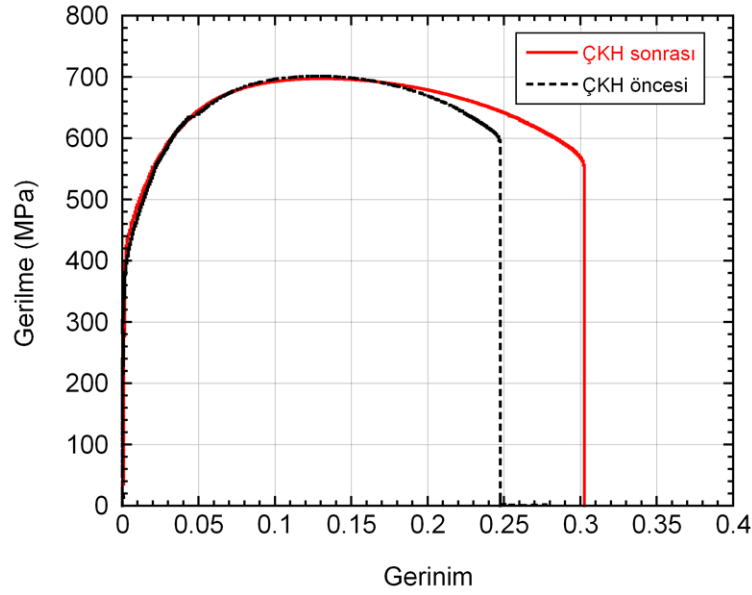


(c)



(d)

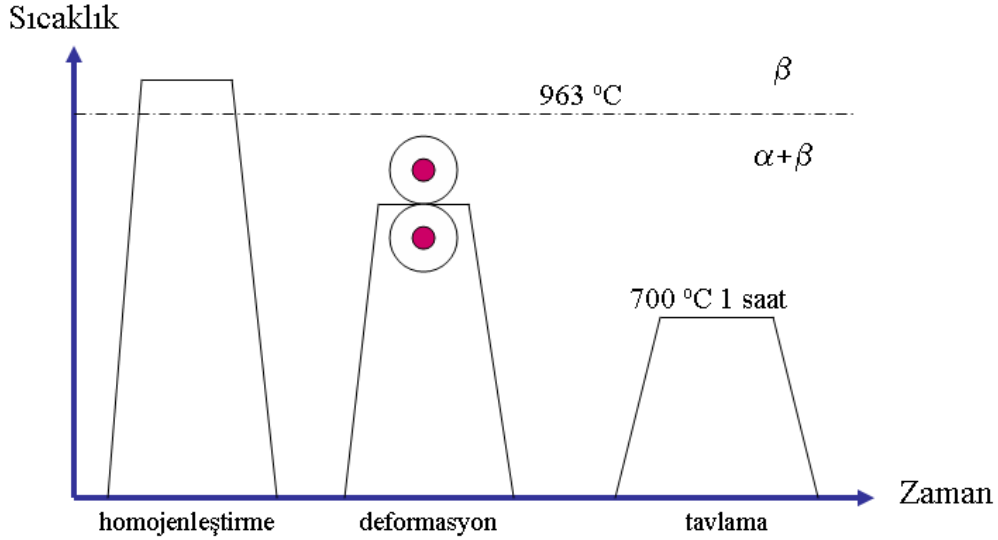
Şekil 4.58 ÇKH işlemi sonrasında 1045 çeliğinin mikro yapısı: bölge (a) 1, (b) 2, (c) 3 ve (d) 4.



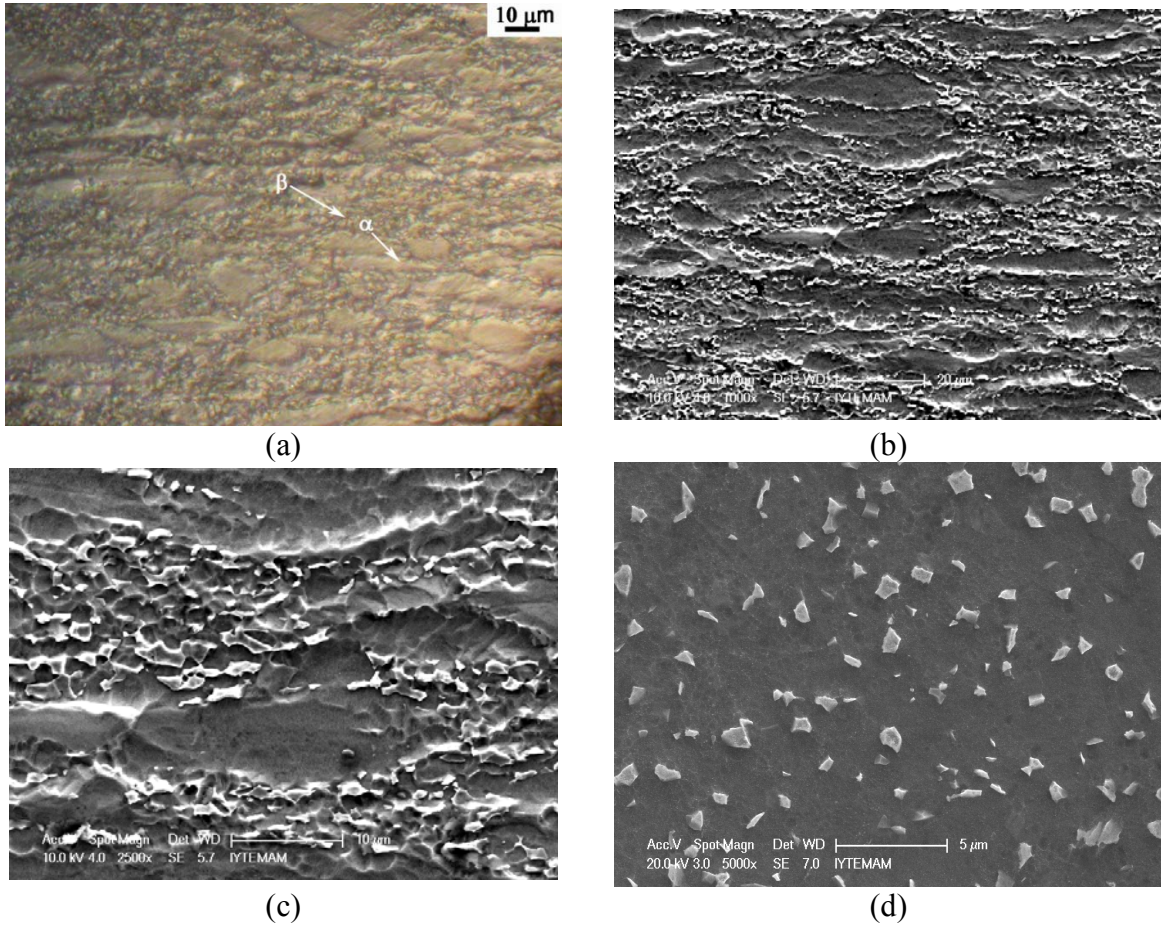
Şekil 4.59 ÇKH işlemine tabi tutulmuş ve tutulmamış 1045 çeliği iş parçalarının çekme gerilme-gerinim eğrileri.

Çapraz kama haddeleme işleminde ASTM F136 (Ti6Al4V ELI) standardında üretilen Ti6Al4V çubuklar kullanılmıştır. Bu çubukların üretim aşamaları Şekil 4.60'da gösterilmektedir. İlk aşamada malzeme β (bcc) geçiş sıcaklığının ($963\text{ }^{\circ}\text{C}$) üzerinde bir sıcaklığa ısıtılarak homojen bir mikro yapı oluşturulmaktadır. İkinci aşamada ise β geçiş sıcaklığının altında bir sıcaklıkta ekstrüzyon işlemi gerçekleştirilmektedir. Son aşamada ise malzeme $700\text{ }^{\circ}\text{C}$ ' de bir saat bekletilmektedir. Çubuk eksenine boyunca (ekstrüzyon yönü) ve ekstrüzyon yönüne normal yönde çubukta oluşan makro yapı Şekil 4.61(a-d)'de gösterilmektedir. Şekil 4.61(b)'de α (hcp) ve α (hcp) + β (bcc) fazlarından oluşan lamel yapı açıkça görülebilmektedir. Alfa taneleri etrafında bulunan β fazı ekstrüzyon yönünde uzamaktadır. Alfa daneleri boyutu $1\text{-}2\text{ }\mu\text{m}$ civarındadır. Traktör şaftı ÇKH işleminden sonra (1000°C) Ti6Al4V iş parçası kesiti ve kesitte oluşan sıcaklık ve gerinim dağılımları sırası ile Şekil 4.62(a-c)'de gösterilmektedir. Şekil 4.62(a)'da görüldüğü gibi dane büyüklükleri ÇKH işleminden sonra oldukça artmıştır. En büyük dane boyutu efektif gerinim değerlerinin nispeten düşük olduğu 4. bölgede görülmektedir. Efektif gerinin nispeten yüksek olduğu bölgelerde, daneler haddeleme yönüne normal yönde uzanmışlardır (Şekil 4.62(a)). Ti6Al4V iş parçasında $1000\text{ }^{\circ}\text{C}$ ' de gerçekleştirilen ÇKH işleminden sonraki dane yapısı ve ÇKH işlemi sonra oluşan Widmanstätten ($\alpha+\beta$) mikro yapısı sırası ile Şekil 4.63(a-c)'de gösterilmektedir. İş parçası yüzeyine yakın kısımlarda α plaketlenin boyutu ve sayısının

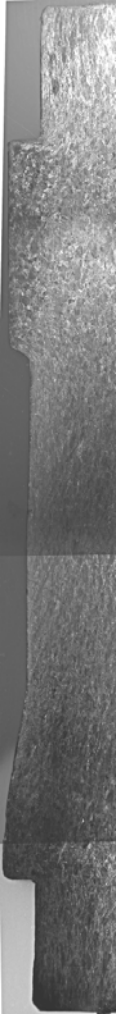
arttığı görülmüştür (Şekil 4.63(d)). Yüzeiden yayınan (difüzyon) oksijen ÇKH işleminden sonra yüzeyde zengin alfa bölgesi olarak bilinen α kabuğu oluşturmaktadır.



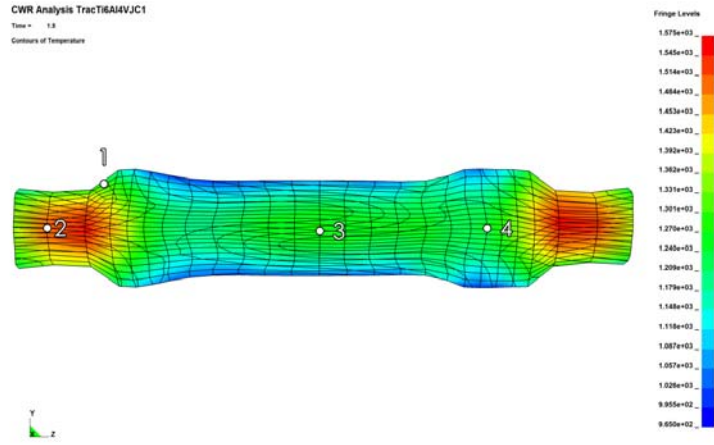
Şekil 4.60 Ti6Al4V çubuk üretim aşamaları.



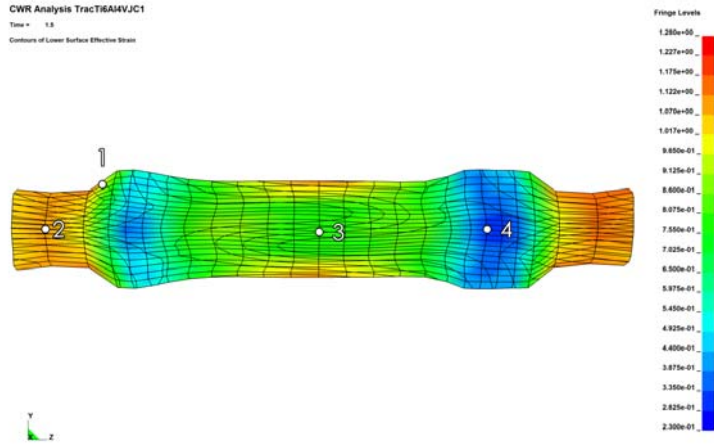
Şekil 4.61 Çubuk boyunca oluşan mikro yapıyı gösteren (a) optik ve (b) ve (c) SEM resimleri, ve (d) çubuğun kesitinde oluşan mikro yapıyı gösteren SEM resmi (ekstrüzyon yönüne normal).



(a)

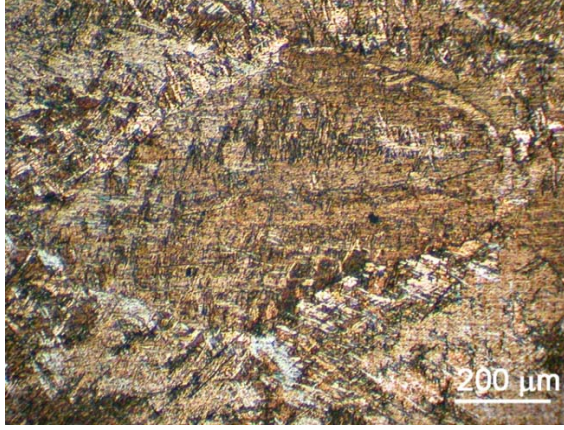


(b)

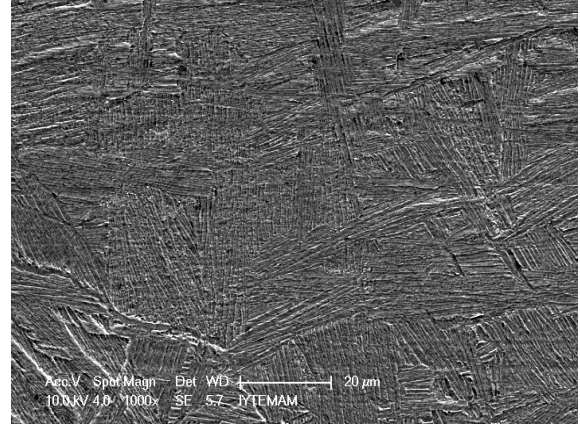


(c)

Şekil 4.62 (a) 1000 °C ‘de gerçekleştirilen ÇKH işleminden sonra oluşan Ti6Al4V iş parçası kesiti, (b) sıcaklık ve (c) ÇKH işleminden sonra iş parçasında meydana gelen efektif gerinin dağılımı.



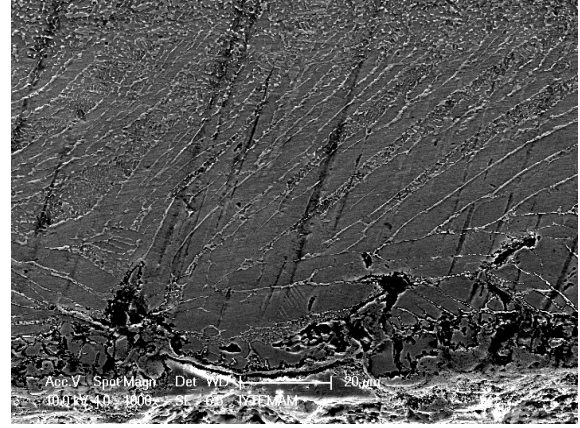
(a)



(b)



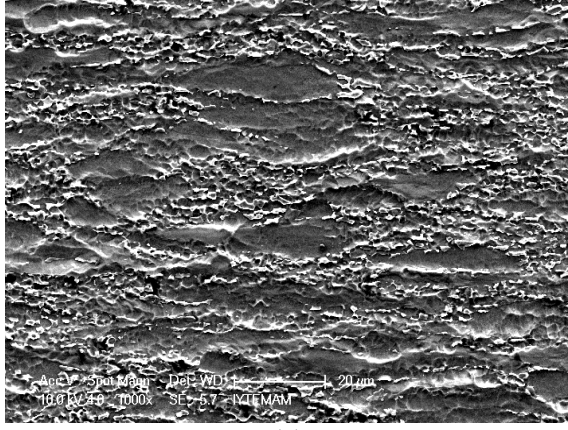
(c)



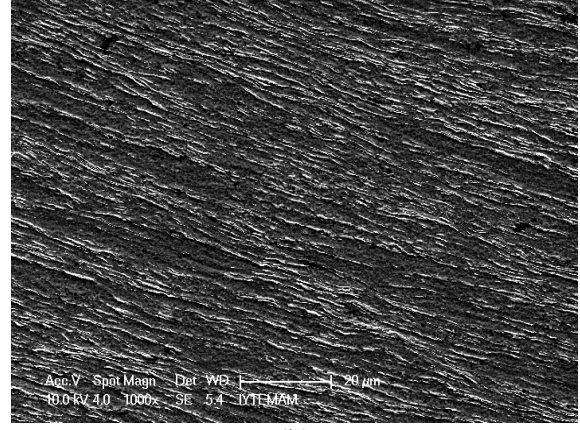
(d)

Şekil 4.63 ÇHK işlemine tabi tutulmuş (1000 °C) Ti6Al4V iş parçasında daneleri gösteren (a) optik mikroskop ve (b) SEM resimleri ve (c) Widmanstätten yapısını ve (d) iş parçası yüzeyine yakın kısmın mikro yapısı gösteren SEM resimleri.

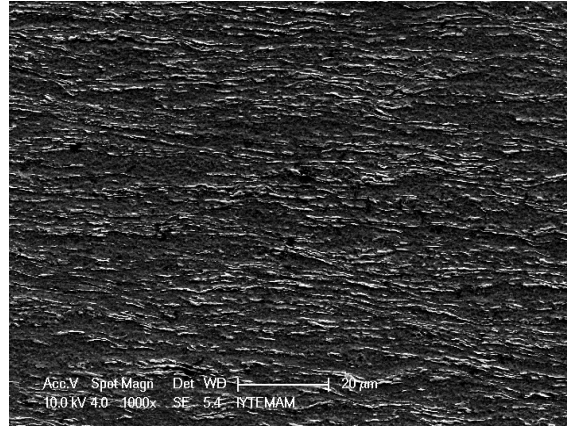
Şekil 4.64(a)'da Ti6Al4V iş parçasının ÇKH işlemi öncesi mikro yapısı ve Şekil 4.64(c) ve (d) ise 25 °C' de Kalıp-1 ile ÇKH işlemine tabi tutulmuş Ti6Al4V iş parçasının omuz ve uzama bölgelerinin mikro yapısı sırası ile gösterilmektedir. Haddeme yönüne normal doğrultuda uzamış β fazı, β fazının yüksek deforme edilebilirliğini doğrulamaktadır. Çapraz kama haddeme işlem sıcaklığının mikro yapıya olan etkisi Şekil 4.65(a-c)'de gösterilmektedir. Çapraz kama haddeme sıcaklığı arttıkça, iş parçasının deforme edilebilirliği arttığı gibi, β fazının da boyutu artmaktadır (Şekil 4.65(a-c)).



(a)

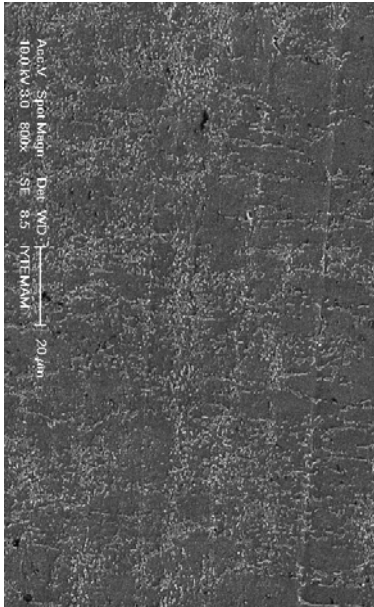


(b)



(c)

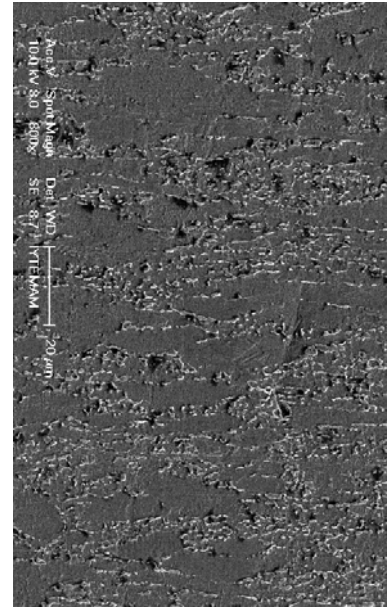
Şekil 4.64 Kalıp-1 ile 25 °C’de ÇKH işlemine tabii tutulan Ti6Al4V’nin (a) ÇKH öncesi (b) ÇKH işleminden sonra omuz bölgesi ve (c) yayılma bölgesi mikro yapıları (beyaz bölgeler β fazıdır).



(a)



(b)



(c)

Şekil 4.65 ÇKH işlemine tabii tutulmuş Ti6Al4V iş parçasının genişletme bölgesinin mikro yapısı; (a) 25 °C, (b) 500 °C ve (c) 750 °C (beyaz bölgeler β fazıdır).

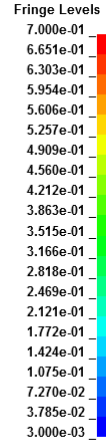
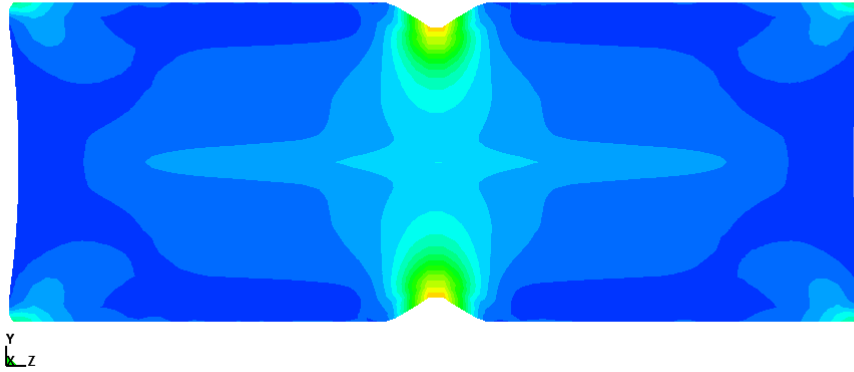
4.5 Hasar oluşumu

Ti6Al4V iş parçasında meydana gelen iç çatlak oluşumu Kalıp-2 kullanılarak incelenmiştir. Modelde kullanılan parametreler şöyledir: $\alpha=30^\circ$, $\beta=8^\circ$, $\Delta_A=31,75$, sürtünme katsayısı 0,6, kalıp ve iş parçası sıcaklıkları 25°C , kalıp hızları 0,107, 0,215, ve $0,422\text{ m s}^{-1}$ 'dir. Şekil 4.66(a) ve (b)'de $0,107\text{ m s}^{-1}$ kalıp hızında kırılma öncesi ve sonrasında numunede oluşan efektif gerinim gösterilmektedir. Kırılma yönlendirme bölgesinde oluşmaktadır (Şekil 4.67). En yüksek gerinimler kalıp ile iş parçası temas noktalarında ve iş parçası ortasında oluşmaktadır. Kırılmalar iş parçası orta kesitinden biraz uzakta orta eksenin her iki bölümünde oluşmaktadır. En yüksek üç eksenli gerilme parametresi ise orta kesitten biraz uzakta orta eksenin her iki bölümünde oluşmaktadır (Şekil 4.68). Kırılmaların da benzer bölgelerde olması hem efektif gerinim ve hem de üç eksenli gerilme parametresinin bu bölgelerde nispeten yüksek olmasından kaynaklanmaktadır. Kalıp hızının $0,215$ 'den $0,422\text{ m s}^{-1}$ 'e çıkması ile en yüksek gerinimler benzer şekilde kalıp ile iş parçası temas noktalarında ve iş parçası ortasında oluşmaktadır (Şekil 4.69(a-d)). En yüksek üç eksenli gerilme parametresi benzer şekilde orta kesitten biraz uzakta orta eksenin her iki bölümünde oluşmakta (Şekil 4.70(a-d) ve kırılmalar hem efektif gerinim ve hem de üç eksenli gerilme parametresinin yüksek olduğu orta eksenin her iki bölümünde yönlendirme bölgesinde oluşmaktadır.

Simülasyonlar çatlakların orta kesitinin her iki bölgesinde omuz kısmının hemen altında oluştuğundan sonra orta kesitte birleştiğini göstermektedir. Bahsedilen çatlak oluşumu Şekil 2.3(c)'de gösterilen çatlak oluşumuna oldukça benzemektedir (LI, 2002). Şekil 2.3(c)'de Al için gösterilen çatlaklar iş parçası omuz kısmının altında ve orta kısmında görülmektedir. Daha önce efektif kırılma geriniminin kırılma limit kriteri olarak ÇKH işleminde belirleyici olduğu bildirilmiştir (LI, 2004). Ancak simülasyonlar sadece efektif gerinimin belirleyici faktör olmadığını aynı zamanda üç eksenli gerilme parametresinin de kırılmada etken olduğunu göstermektedir. Esasen kırılma gerinim hızı, sıcaklık ve üç eksenli gerilme parametresinin bir fonksiyonudur.

CWR Analysis T830s1t1m3gu_y

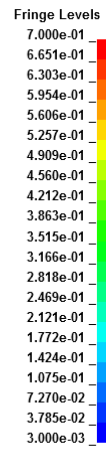
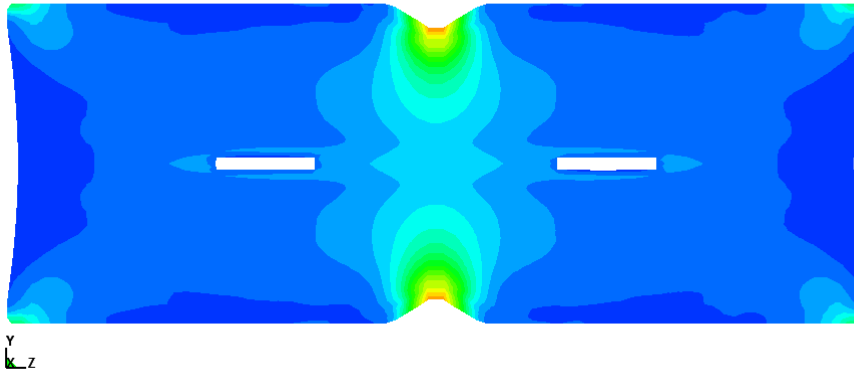
Time = 0.39995
Contours of Lower Surface Effective Strain
min=0.00619314, at elem# 123343
max=0.609784, at elem# 94463



(a)

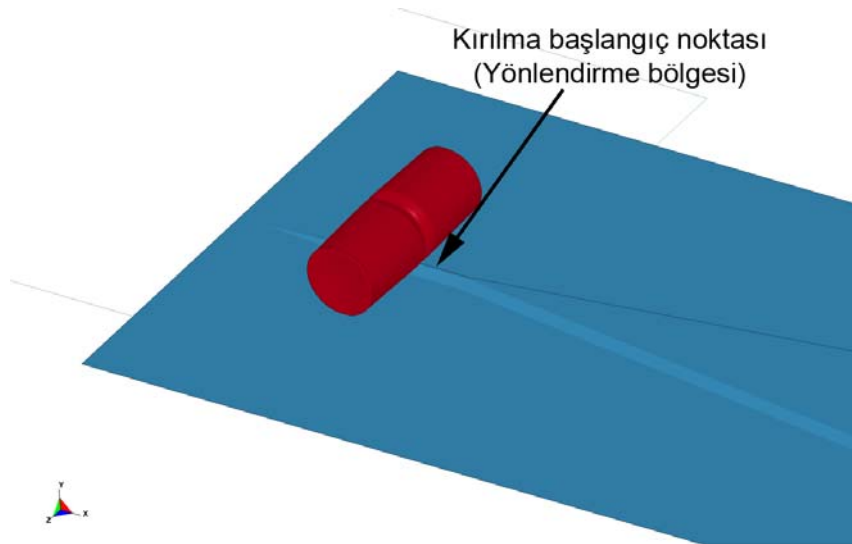
CWR Analysis T830s1t1m3gu_y

Time = 0.43995
Contours of Lower Surface Effective Strain
min=0, at elem# 62150
max=0.651444, at elem# 39638



(b)

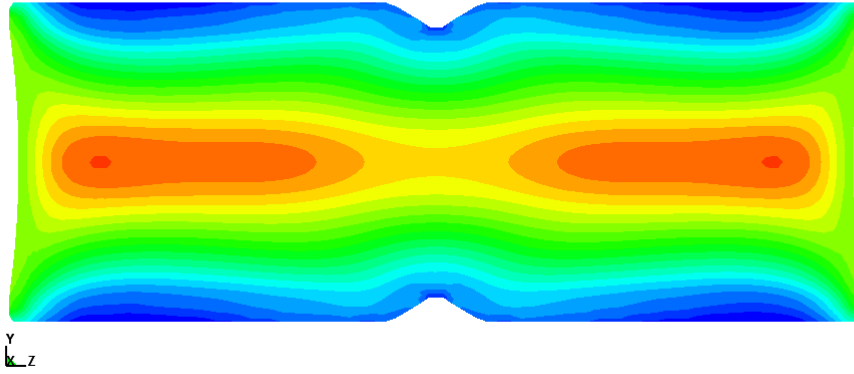
Şekil 4.66 Efektif gerinim dağılımı; (a) kırılma öncesi ve (b) kırılma sonrası, kalıp hızı $0,107 \text{ m s}^{-1}$.



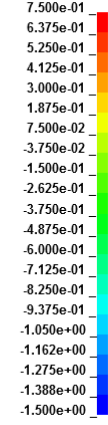
Şekil 4.67 Kalıplar üzerinde kırılmanın başladığı nokta, kalıp hızı $0,107 \text{ m s}^{-1}$.

CWR Analysis T830s1t1m3gu_y

Time = 0.39995
Contours of Triaxiality Factor
min=-3.51028, at elem# 88163
max=0.553206, at elem# 69517



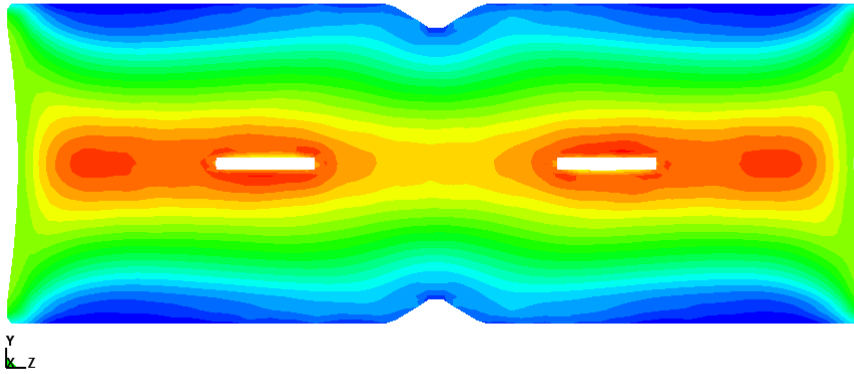
Fringe Levels



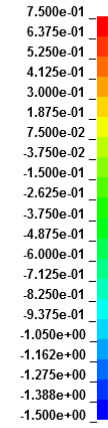
(a)

CWR Analysis T830s1t1m3gu_y

Time = 0.43995
Contours of Triaxiality Factor
min=-3.38246, at elem# 1538
max=0.89639, at elem# 67402

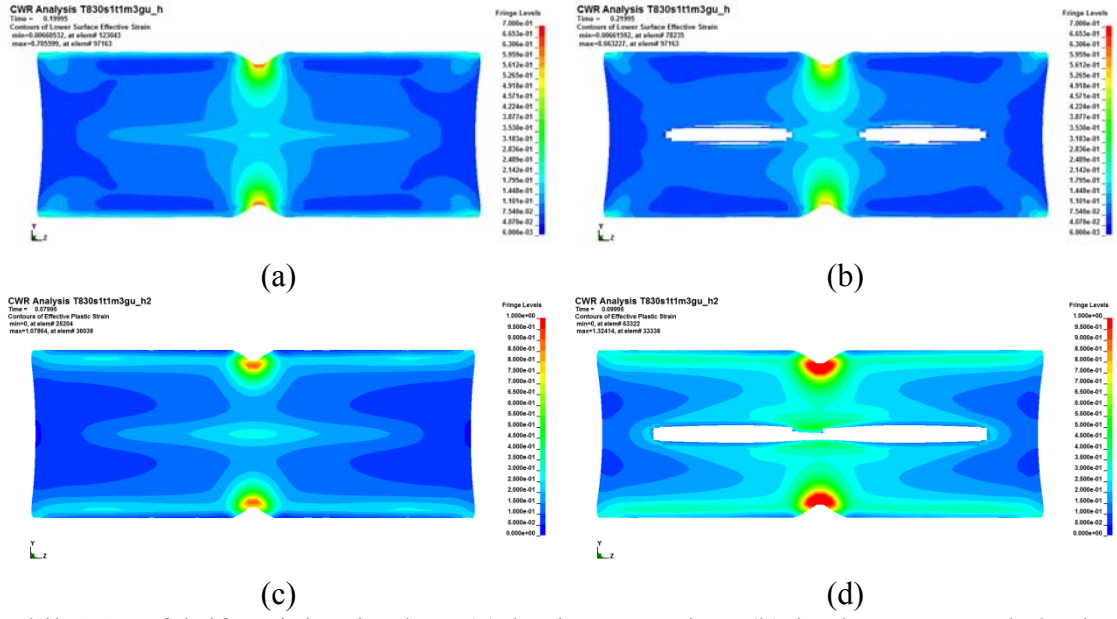


Fringe Levels

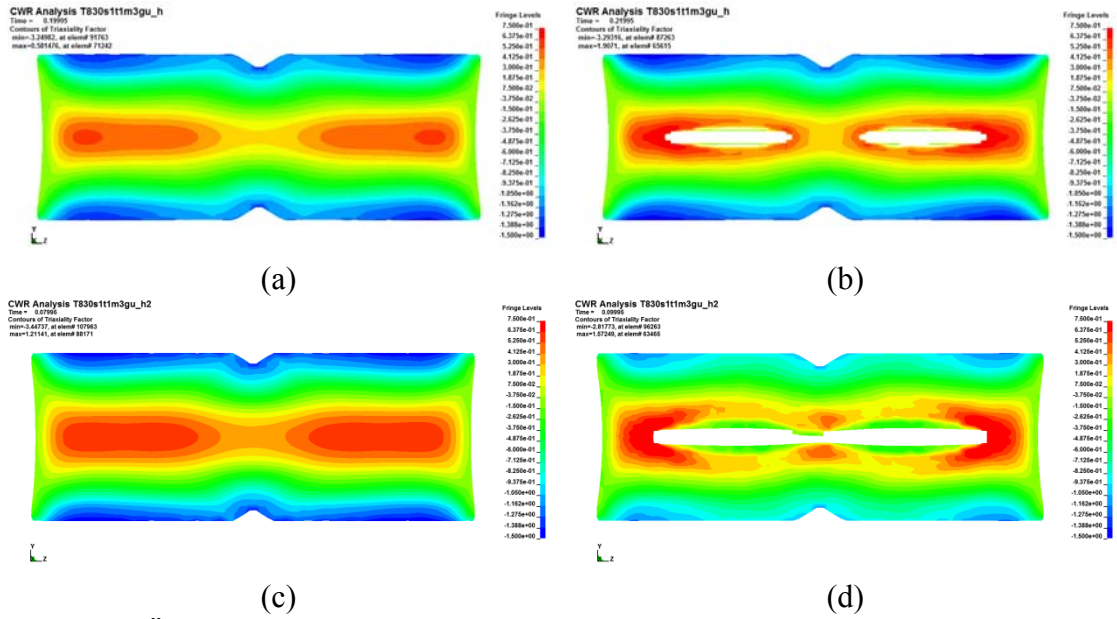


(b)

Şekil 4.68 Üç eksenli gerilme parametresi dağılımı (a) kırılma öncesi ve (b) kırılma sonrası, kalıp hızı $0,107 \text{ m s}^{-1}$.



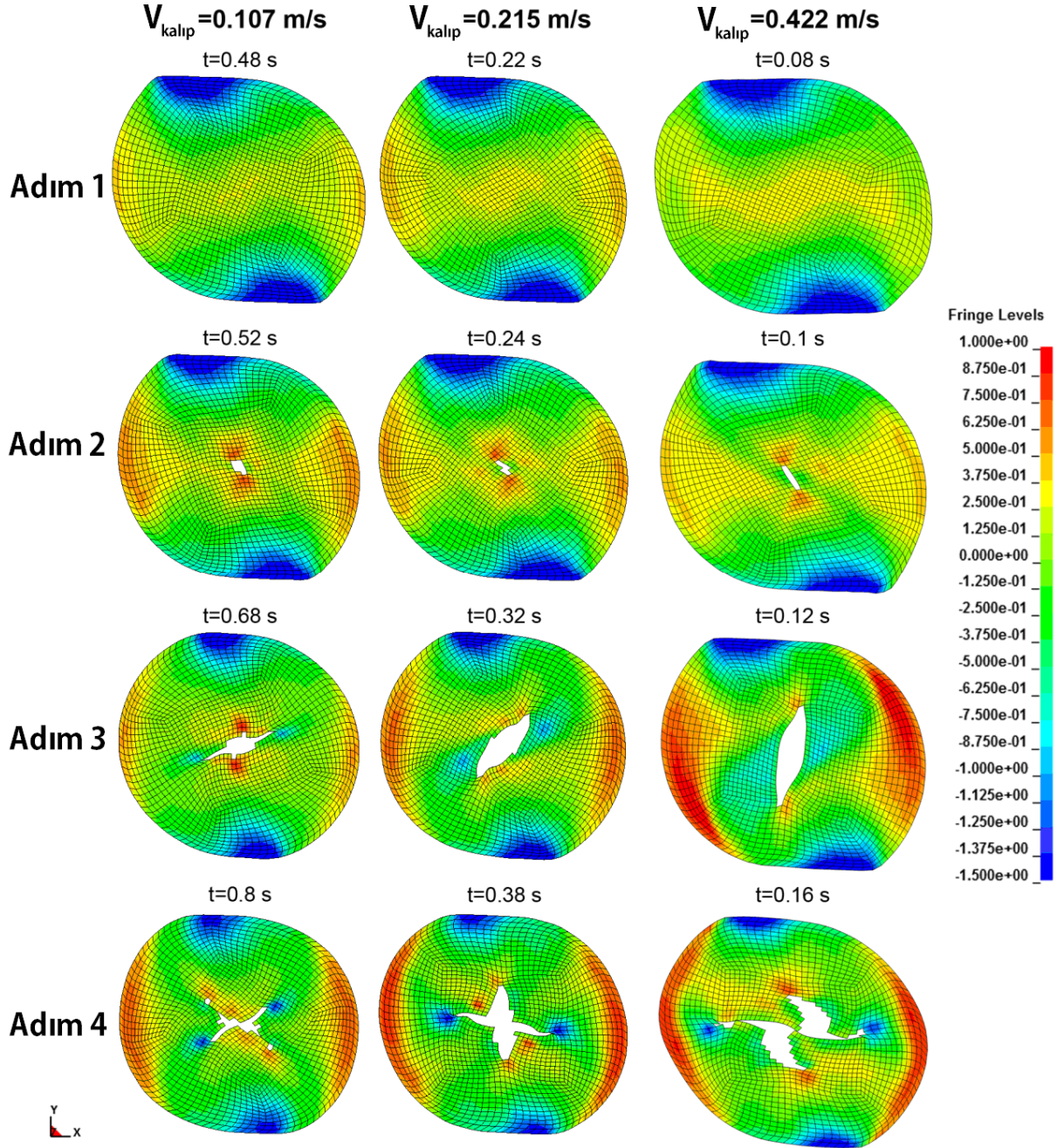
Şekil 4.69 Efektif gerinim dağılımı (a) kırılma öncesi ve (b) kırılma sonrası, kalıp hızı $0,215 \text{ m s}^{-1}$ ve (c) kırılma öncesi ve (d) kırılma sonrası, kalıp hızı $0,422 \text{ m s}^{-1}$.



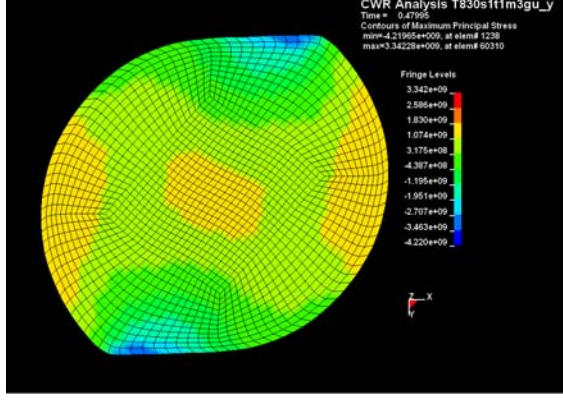
Şekil 4.70 Üç eksenli gerilme parametresi dağılımı (a) kırılma öncesi ve (b) kırılma sonrası, kalıp hızı $0,215 \text{ m s}^{-1}$ ve (c) kırılma öncesi ve (d) kırılma sonrası, kalıp hızı $0,422 \text{ m s}^{-1}$.

Şekil 4.71’de farklı kalıp hızlarında ve haddeleme zamanlarında iş parçasının orta kesitinde meydana gelen üç eksenli gerilme dağılımı gösterilmektedir. Kalıp hızlarının $0,215 \text{ m s}^{-1}$, $0,107 \text{ m s}^{-1}$ ve $0,422 \text{ m s}^{-1}$ olduğu durumlarda sırası ile $t=0,48$, $0,24$ ve $0,1 \text{ s}$ süresinde çatlak oluşmuştur (yönlendirme bölgesi). Şekil 4.71’de görüldüğü üzere kalıbın basma yönünde üç eksenli gerilme parametresi en yüksek değerdedir ve çatlaklar üç eksenli gerilme

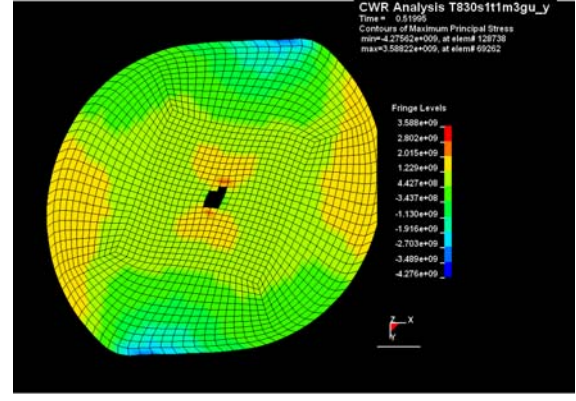
parametresinin en yüksek olduğu bölgelerde maksimum asal gerilmeye (Şekil 4.72) normal olarak ilerlemektedir. Ayrıca oluşan çatlak çapraz şekilde olup Şekil 2.4’de verilen deneysel çatlak oluşumunu açıkça göstermektedir (LI, 2002).



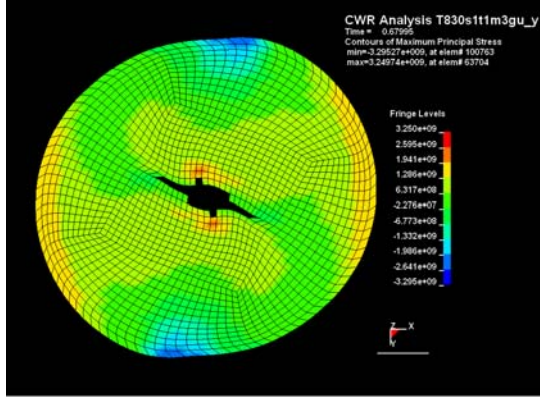
Şekil 4.71 Farklı kalıp hızlarında iş parçasının xy kesitinde orta kesitte oluşan üç eksenli gerilme parametresi dağılımı.



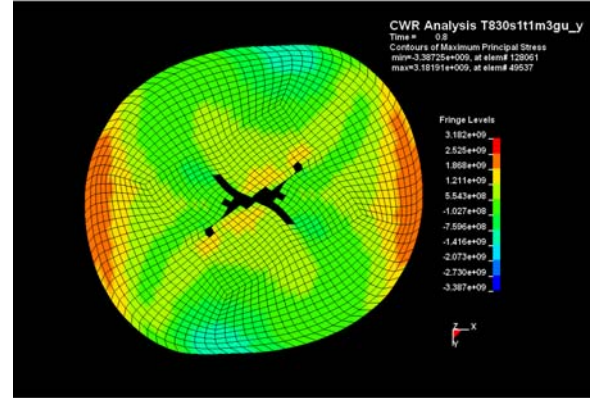
t=0,48 s



t=0,52 s



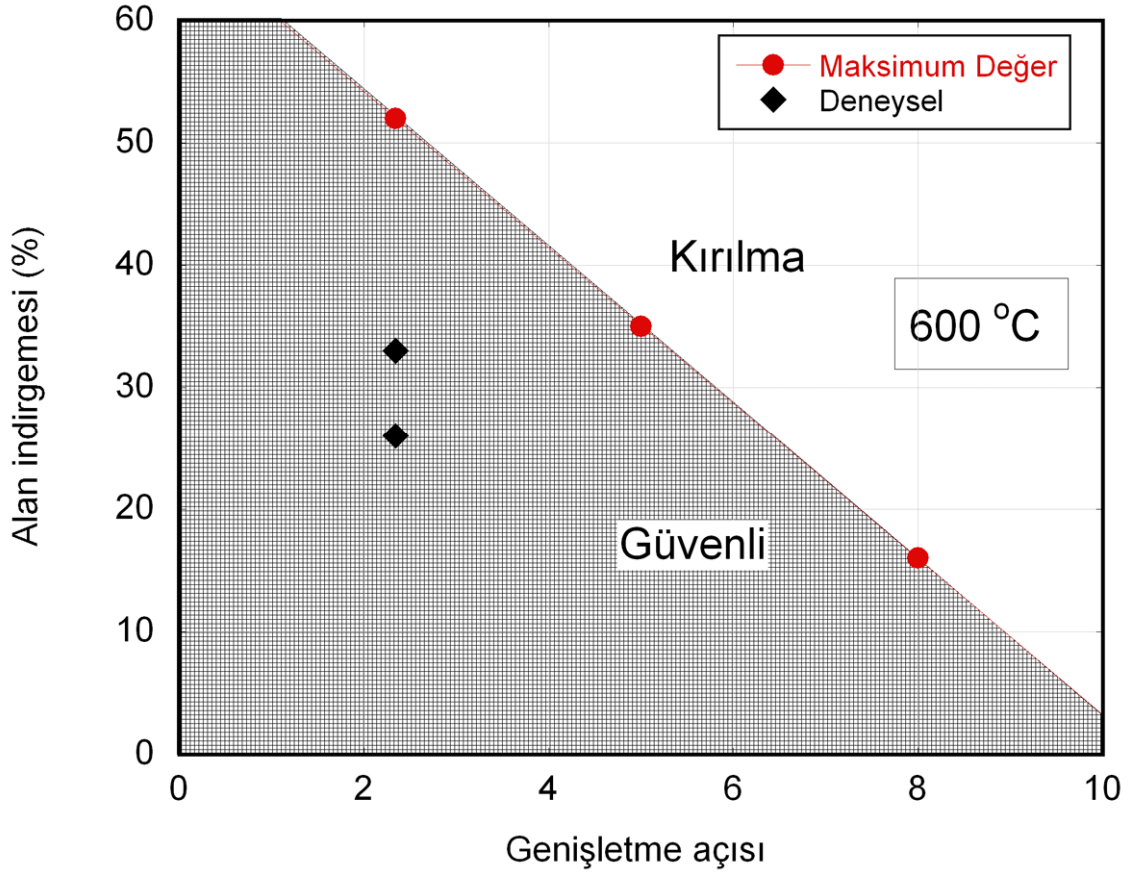
t=0,68 s



t=0,8 s

Şekil 4.72 İş parçasının xy kesitinde orta kesitinde farklı zamanlardaki maksimum asal gerilme.

Yüksek sıcaklıklarda iş parçası üstünde alfa kabuklaşması ve oksit oluşması artmakta ve düşük sıcaklıklarda ise kalıp kuvvetleri aşırı artmaktadır. Bu yüzden Ti6Al4V iş parçasının performans indeksi çıkartmak için orta bir sıcaklık olan 600 °C seçilmiştir. Ayrıca seçilen sıcaklıkta iş parçası kayması da beklenmemektir. Modellerde Kalıp-2 kullanılmıştır. Seçilen sıcaklıktaki performans indeksi β (2,345, 5 ve 8°) ve Δ_A (8, 12, 16, 25, 35, 44, 52) için yapılmıştır. Modelin diğer parametreleri şöyledir; $\alpha=30^\circ$, sürtünme katsayısı 0,6, iş parçası sıcaklığı 600 °C, kalıp hızı 0,215 m s⁻¹ ve kalıp sıcaklığı 25 °C'dir (Şekil 4.73). Seçilen Ti6Al4V alaşımı için 600 °C'de ÇKH işleminde simülasyon sonucu genişletme açısı ve alan indirgemesine bağlı güvenli ve kırılma bölgeleri gösterilmektedir. Düşük β değerlerinde (0-2) güvenli bölgede alan indirgemesi 50'ye kadar çıkmaktadır. Genişletme açısının artması ile güvenli bölge hızla azalmakta ve β değeri 8°'ye çıktığında alan indirgemesi 15'e düşmektedir.



Şekil 4.73 Seçilen Ti6Al4V alaşımı için 600 °C'de ÇKH işleminde simülasyon sonucu genişletme açısı ve alan indirgemesine bağlı güvenli ve kırılma bölgeleri.

5. SONUÇLAR

Bu proje ile ÇKH üzerine detaylı modelleme çalışmaları yapılmıştır. Modellemede kullanılan malzeme özelliklerinin bir kısmı yüksek deformasyon hızlarında ve yüksek sıcaklıklarda belirlenmiştir. Proje kapsamında, AISI 1045 çeliği ve Ti6Al4V alaşımı iş parçalarının ÇKH işlemi üzerindeki şekillendirme açısı, genişletme açısı, alan indirgemesi ve sürtünme katsayısı parametrelerinin etkileri ısıl-mekanik model analiziyle nümerik olarak araştırılmıştır. Yapılan nümerik analizler deneysel olarak ölçülen kalıp kuvvetleri ile doğrulanmıştır. Aşağıdaki sonuçlar proje kapsamında bulunmuştur:

Farklı sıcaklıklarda meydana gelen en yüksek kontak sürtünme katsayıları üç farklı kalıp yüzeyi için malzemesi 1045 çeliği olan takoz kullanılarak belirlenmiştir. Sürtünme katsayısı yüzey pürüzlülüğü ve sıcaklıkla değişmektedir. İndirgeme oranının artması ile iş parçasına iletilen kuvvet artmakta ve dolayısı ile sürtünme artmaktadır. Yüksek sıcaklık ÇKH işlemlerinde sürtünme katsayısı ortalama 0,5 civarlarındadır ve simülasyonların çoğunda sürtünme katsayısı sabit ve 0,5 alınmıştır.

Ti6Al4V için belirlenen malzeme ve hasar modelleri Split Hopkinson Basınç Bar (SHBB) test sisteminde çentikli numunelere yapılan testlerle doğrulanmıştır. Simülasyon ile deneysel kuvvet-deplasman grafikleri oldukça uyumlu bulunmuş ve simülasyon ve deney arasındaki deformasyon farkı simülasyonda kırılmanın eleman silinmesinden dolayı kaynaklandığı belirlenmiştir.

Oda sıcaklığında gerçekleştirilen ÇKH işleminde, sürtünme katsayısı başlangıçta düşüktür ancak deformasyon esnasında oluşan ısınmadan dolayı yükselmektedir. Simülasyonlarda sürtünme katsayısı deneysel olarak belirlenen ortalama değer olan 0,5 alınmıştır.

İş parçasının düşük ve yüksek sıcaklıklarda ÇKH işleminde, sıcaklığın, efektif gerinimin, efektif gerilmenin, maksimum asal gerilmenin, ortalama gerilmenin, üç eksenli gerilme parametresinin ve efektif gerinim hızının zamanla değişimi ısıl-mekanik analizlerle belirlenmiştir. Analizler iş parçası üzerindeki sıcaklığın işlem sırasında homojen dağılmadığını gösterilmiştir. Düşük sıcaklıkta yapılan ÇKH işleminde iş parçası sıcaklığı artarken yüksek sıcaklıkta yapılan işlemde iş parçası sıcaklığı düşmektedir.

Çalışılan proses parametre aralığında, analizler alan indirgemesinin ve genişletme açısının kalıp kuvvetleri, gerinim ve gerilmeler üzerinde en etkin işlem parametreleri olduğunu göstermiştir. Her iki parametrenin artışı ile kalıp kuvvetleri artmaktadır.

Daha önce deneysel olarak gözlenen iş parçası orta kesitinde oluşan çapraz kırılma simülasyonlar ile doğrulanmıştır. İş parçası mikro yapısının ilk işlem sıcaklığından etkilendiği gösterilmiştir.

Ti6Al4V iş parçasında meydana gelen iç çatlak oluşumu ($\alpha=30^\circ$, $\beta=8^\circ$, $\Delta_A=31,75$, sürtünme katsayısı 0,6, kalıp, iş parçası sıcaklıkları 25 °C ve kalıp hızları 0,107, 0,215, ve 0,422 m s⁻¹) incelenmiştir. Çapraz kırılmalar hem efektif gerinim ve hem de üç eksenli gerilme parametresinin yüksek olduğu orta eksenin her iki bölümünde yönlendirme bölgesinde başlamakta ve orta kesite doğru ilerlemektedir. Çatlaklar maksimum asal gerilmeye normal olarak ilerlemektedir.

İlk kez ÇKH prosesi uygulanan Ti6Al4V alaşımı için seçilen bir sıcaklıkta (600 °C) alan indirgemesi ve genişletme açılarına bağlı kırılma/performans indeksi çıkartılmıştır. Düşük β değerlerinde (0-2) güvenli bölgede alan indirgemesi 50'ye kadar çıkmaktadır. Genişletme açısının artması ile güvenli bölge hızla azalmakta ve β değeri 8°'ye çıktığında alan indirgemesi 15'e düşmektedir.

Çapraz kama haddeme işlemi sıcaklık, gerinim hızı ve sürtünme gibi parametrelere bağlı geometrik olarak basit ancak işlem özellikleri olarak oldukça karmaşık bir işlemdir. Endüstri tarafından oldukça fazla kullanılan boru şeklinde simetrik parçaların ÇKH işlemi ile geliştirilmesi de gerekmektedir. Bu konuda Ege Endüstri ile birlikte bir proje başlatılmış olup, ÇKH ile muylu üretimi modellenmiştir. Projenin devamında modelleme sonuçlarını hızlıca doğrulayacak ÇKH cihazını simüle edebilecek laboratuvar ölçeğinde çekme-basma makinesi ile birlikte kullanılacak bir test sisteminin kurulması planlanmaktadır. Kırılmaların geriniminin aniden arttığı yönlendirme bölgesinde oluşmasının nedeni ile, tasarlanan test sistemi kalıplarında sadece kesme ve yönlendirme bölgelerinin yer alacak ve böylece kalıp maliyetlerini azaltacaktır. Bahsedilen test yönteminde kamalar dikey konumda olacak ve basma makinesinin üst çenesi ile sadece tek bir kalıp hareket ettirilecektir. Bu yöntem ile teğet yükler ve oluşan deplasmanlar test makinesinden rahatlıkla ölçülebilecektir. Ayrıca bir ısı kamera yardımı ile de deforme olan iş parçasının sıcaklığı da aynı anda ölçülebilir. Bahsedilen test sistemi halihazırda tasarlanmış olup, üretimi gelecek dönemlerde yapılacaktır.

Yararlanılan kaynaklar:

- AMONTONS G., In Histoire de l'Académie Royale Sciences avec les Mémoires de Mathématique et de Physique, (1699), Pp: 206.
- BARTNICKI J., Pater Z., The aspects of stability in cross-wedge rolling processes of hollowed shafts, *Journal of Materials Processing Technology*, 155-156, 1867-1873, (2004).
- BARTNICKI J., Pater Z., Numerical simulation of three-rolls cross-wedge rolling of hollowed shaft, *Journal of Materials Processing Technology*, 164-165, 1154-1159, (2005).
- BRIDGMAN P. W., *Studies in large plastic flow and fracture*, McGraw-Hill, Newyork, (1952).
- DENG Z., Lovell M. R., Tagavi K. A., Influence of material properties and forming velocity on the interfacial slip characteristics of cross wedge rolling, *Journal of Manufacturing Science and Engineering-Transactions of the Asme*, 123, 647-653, (2001).
- DONG Y., Tagavi K. A., Lovell M. R., Analysis of interfacial slip in cross-wedge rolling: a numerical and phenomenological investigation, *Journal of Materials Processing Technology*, 97, 44-53, (2000a).
- DONG Y., Lovell M. R., Tagavi K. A., Analysis of interfacial slip in cross-wedge rolling: an experimentally verified finite-element model, *Journal of Materials Processing Technology*, 80-81, 273-281, (1998).
- DONG Y., Tagavi K. A., Lovell M. R., Deng Z., Analysis of stress in cross wedge rolling with application to failure, *International Journal of Mechanical Sciences*, 42, 1233-1253, (2000b).
- Forging of Carbon and Alloy Steels, Forming and Forging, ASM Materials Handbook, Cilt 14, Pp: 215.
- FANG G., Lei L. P., Zeng P., Three-dimensional rigid-plastic finite element simulation for the two-roll cross-wedge rolling process, *Journal of Materials Processing Technology*, 129, 245-249, (2002).
- FU X.P., Dean T.A., Past developments, current applications and trends in the cross wedge rolling process, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 33, 367-400, (1993).
- HU Z.H., Xu X.H., Sha D.Y., *Skew rolling and cross wedge rolling principles, processes and machines*, Conference name, Beijing, China, (1985). Pp.
- JOHNSON G. R., Cook W. H., Fracture characteristics of 3 metals subjected to various strain, strain rates, temperatures and pressures, *Engineering Fracture Mechanics*, 21, 31-48, (1985).
- JOHNSON W., Mamalis A.G., *A survey of some physical defects arising in metal working processes*, Conference name, London, U.K., (1977). Pp: 607-621.
- KIRANLI, E *Determination of material constitutive equation of a biomedical grade Ti6Al4V alloy for cross-wedge rolling*, (Mastır Tezi) Izmir Institute of Technology (2009).
- LS-DYNA Keyword User's Manual*, Ed, Vol. II, Livermore Software Technology Corporation (LSTC), (2007). Pp: 1384.
- LI Q., Lovell M. R., On the critical interfacial friction of a two-roll CWR process, *Journal of Materials Processing Technology*, 160, 245-256, (2005).
- LI Q., Lovell M. R., Cross wedge rolling failure mechanisms and industrial application, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 37, 265-278, (2008).
- LI Q., Lovell M. R., The establishment of a failure criterion in cross wedge rolling, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 24, 180-189, (2004).
- LI Q., Lovell M. R., Slaughter W., Tagavi K. A. Investigation of the morphology of internal defects in cross wedge rolling, *Journal of Materials Processing Technology*, 125-126, 248-257, (2002).

- LI X., Wang M., Du F., The coupling thermal-mechanical and microstructural model for the FEM simulation of cross wedge rolling, *Journal of Materials Processing Technology*, 172, 202-207, (2006).
- PATER Z., Theoretical and experimental analysis of cross wedge rolling process, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 40, 49-63, (2000).
- PATER Z., Bartnicki J., Samolyk G., Numerical modelling of cross-wedge rolling process of ball pin, *Journal of Materials Processing Technology*, 164-165, 1235-1240, (2005).
- PATER Z., Gontarz A., Weronki W., Cross-wedge rolling by means of one flat wedge and two shaped rolls, *Journal of Materials Processing Technology*, 177, 550-554, (2006).
- PATER Z., Theoretical method for estimation of mean pressure on contact area between rolling tools and workpiece in cross wedge rolling processes, *International Journal of Mechanical Sciences*, 39, 233-243, (1997).
- PATER Z., A study of cross wedge rolling process, *Journal of Materials Processing Technology*, 80-81, 370-375, (1998).
- PATER Z., Weronki W., Kazanecki J., Gontarz A., Study of the process stability of cross wedge rolling, *Journal of Materials Processing Technology*, 92-93, 458-462, (1999).
- PRANDTL L., *Z.A.M.M.*, 401, (1923).
- URANKAR S., Lovell M., Morrow C., Li Q., Kawada K., Development of a critical friction model for cross wedge rolling hollow shafts, *Journal of Materials Processing Technology*, 177, 539-544, (2006a).
- URANKAR S., Lovell M., Morrow C., Li Q., Kawada K., Establishment of failure conditions for the cross-wedge rolling of hollow shafts, *Journal of Materials Processing Technology*, 177, 545-549, (2006b).
- WANG M., Li X., Du F., Zheng Y., A coupled thermal-mechanical and microstructural simulation of the cross wedge rolling process and experimental verification, *Materials Science and Engineering A*, 391, 305-312, (2005).
- XIONG Y., Sun S., Li Y., Zhao J., Lv Z., Zhao D., Zheng Y., Fu W., Effect of warm cross-wedge rolling on microstructure and mechanical property of high carbon steel rods, *Materials Science and Engineering: A*, 431, 152-157, (2006).
- YING F., PAN B., Analysis on temperature distribution in cross wedge rolling process with finite element method, *Journal of Materials Processing Technology*, 187-188, 392-396, (2007).
- ZHAO J., Shu X. D., Hu Z. H., In ICMIT 2005: Control Systems and Robotics, Pts 1 and 2, (Eds, Y. WEI, Chong K. T., Takahashi T., Liu S., Li Z., Jiang Z. and Chol C.), Vol. 6042, Spie-Int Soc Optical Engineering, Bellingham, (2005). Pp: 4247.

TÜBİTAK
PROJE ÖZET BİLGİ FORMU

Proje No: 107M628
Proje Başlığı: Çapraz-Kama Haddelme Prosesinin Teknik Özelliklerinin Türk ve Belarus Endüstrileri için Detaylandırılması
Proje Yürütücüsü ve Araştırmacılar: Prof. Dr. Mustafa Güden, Doç. Dr. Bülent Yardımoğlu, Metin Çakırcalı, Araş. Gör. Cenk Kılıçaslan
Projenin Yürütüldüğü Kuruluş ve Adresi: İzmir Yüksek Teknoloji Enstitüsü Gülbahçe, Urla, İzmir
Destekleyen Kuruluş(ların) Adı ve Adresi: İzmir Yüksek Teknoloji Enstitüsü Gülbahçe, Urla, İzmir
Projenin Başlangıç ve Bitiş Tarihleri: 15/06/2008-15/06/2010
Öz Çalışılan bu proje ile AISI 1045 çeliği ve Ti6Al4V alaşımı iş parçalarının ÇKH işlemi özellikleri araştırılmıştır. Proje kapsamında, şekillendirme açısı, genişletme açısı, alan indirgemesi ve sürtünme katsayısı parametrelerinin etkileri ısıl-mekanik model analiziyle modellenmiş ve sonuçlar testlerle doğrulanmıştır. Analizler, çalışılan proses parametre aralığında alan indirgemesinin ile genişletme açısının kalıp kuvvetleri, gerinim ve gerilmeler üzerinde en etkin işlem parametreleri olduğunu göstermiştir. Daha önce deneysel olarak gözlenen iş parçasının orta kesitinde oluşan çapraz kırılma simülasyonlarla doğrulanmıştır. İş parçası mikro yapısının ilk işlem sıcaklığı tarafından etkilendiği gösterilmiştir. İlk kez ÇKH prosesi uygulanan Ti6Al4V alaşımı için seçilen bir sıcaklıkta alan indirgemesi ve genişletme açılarına bağlı kırılma indeksi çıkartılmıştır.
Anahtar Kelimeler: Çapraz kama haddelme, 1045 çelik, Ti6Al4V, simülasyon
Projeden Yapılan Yayınlar: <ol style="list-style-type: none">1. M. Çakırcalı, <i>M. Güden</i>, V. Y. Shchukin, V. V. Petronko "The thermo-coupling analysis of the deformation and failure of a Ti6Al4V alloy in cross wedge rolling" applications"4. International Science Technical Conference, Minsk, 19-21 October, 20092. M. Çakırcalı, <i>M. Güden</i>, V. Y. Shchukin, V. V. Petronko The thermo-coupling analysis of the effect of die geometrical parameters on the cross-wedge rolling of 1045 hot-rolled steel billet"4. International Science Technical Conference, Minsk, 19-21 October, 2009