

Tornalamada Artık Gerilmenin Modellenmesi

Ragıp Orkun Seçer

YÜKSEK LİSANS TEZİ

Makine Mühendisliği Anabilim Dalı

MAYIS 2016

Residual Stress Modelling in Turning

Ragıp Orkun Seçer

MASTER OF SCIENCE THESIS

Department of Mechanical Engineering

MAY 2016

Tornalamada Artık Gerilmenin Modellenmesi

Ragıp Orkun Seçer

Eskişehir Osmangazi Üniversitesi
Fen Bilimleri Enstitüsü
Lisansüstü Yönetmeliğı Uyarınca
Makine Mühendisliğı Anabilim Dalı
İmalat-Konstrüksiyon Bilim Dalında
YÜKSEK LİSANS TEZİ
Olarak Hazırlanmıştır

Danışman: Prof.Dr.Naci Zafer

MAYIS 2016

ONAY

Makine Mühendisliği Anabilim Dalı Yüksek Lisans öğrencisi Ragıp Orkun Seçer'in YÜKSEK LİSANS tezi olarak hazırladığı "Tornalamada Artık Gerilmenin Modellenmesi" başlıklı bu çalışma, jürimizce lisansüstü yönetmeliğin ilgili maddeleri uyarınca değerlendirilerek oybirliği ile kabul edilmiştir.

Danışman : Prof. Dr. Naci Zafer

İkinci Danışman : -

Yüksek Lisans Tez Savunma Jürisi:

Üye : Prof. Dr. Naci Zafer

Üye : Yrd. Doç. Dr. Sezcan Yılmaz

Üye : Prof. Dr. şeref Soylu

Üye : -

Üye : -

Fen Bilimleri Enstitüsü Yönetim Kurulu'nun tarih ve
..... sayılı kararıyla onaylanmıştır.

Prof. Dr. Hürriyet ERşAHAN
Enstitü Müdürü

ETİK BEYAN

Eskişehir Osmangazi Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü tez yazım kılavuzuna göre, Prof.Dr.Naci Zafer danışmanlığında hazırlamış olduğum “Tornalamada Artık Gerilmenin Modellenmesi” başlıklı YÜKSEK LİSANS tezimin özgün bir çalışma olduğunu; tez çalışmamın tüm aşamalarında bilimsel etik ilke ve kurallara uygun davrandığımı; tezimde verdiğim bilgileri, verileri akademik ve bilimsel etik ilke ve kurallara uygun olarak elde ettiğimi; tez çalışmamda yararlandığım eserlerin tümüne atıf yaptığımı ve kaynak gösterdiğimi ve bilgi, belge ve sonuçları bilimsel etik ilke ve kurallara göre sunduğumu beyan ederim. 06/05/2016

Ragıp Orkun Seçer
İmza

ÖZET

Bu çalışmada, talaşlı imalat yöntemlerinden tornalama ile üretilen parçalarda oluşan artık gerilmenin kolaylık hesaplanabilmesi için bir analitik model geliştirilmeye çalışılmıştır. Oluşturulan model kesme parametrelerine, malzeme özelliklerine ve kesici takımın özelliklerine bağlı olarak artık gerilmeyi tahmini olarak hesaplamaktadır. Bu çalışmada malzeme elastik-plastik davranışa sahip olduğu varsayılarak ve kesme kuvvetleri mekanik olarak modellenerek artık gerilme modelini oluşturmuştur. Model, kaynaklarda daha önce denenen ve oluşturulan modellerden elde edilen sonuçlar ile karşılaştırılarak farklılıklar belirlenmiştir.

Anahtar Kelimeler: Kesme Parametreleri, Kesme Kuvvetleri, Artık Gerilme

SUMMARY

In this study, an analytical model has been incorporated for predicting residual stresses in machining operations of turning process. The model employed predicts residual stresses by accounting operation parameters such as workpiece material, cutting tool, speed, temperature distribution, chip morphology. In studying the influence of these parameters on cutting forces, a three dimensional elasto-plastic strain material model has been used. The computed results are compared favorably against available analytical and experimental data from literature.

Key Words: Cutting Parameters, Cutting Forces, Residual Stress

TEŞEKKÜR

Yüksek lisans tez çalışmam boyunca yardımlarını ve bilgisini benden esirgemeyen değerli hocam ve tez danışmanım Sayın Prof. Dr. Naci ZAFER'e teşekkürlerimi bir borç bilirim.

Tez çalışmam boyunca bilgisini ve enerjisini benimle paylaşan ve işlemlerin doğruluk kontrolünde değerli zamanını esirgemeyen Sayın Recep KOCA'ya ve Ozan Ölgü'ye teşekkür ederim.

Yüksek lisans süresince verdiği destekten ve yardımlarından dolayı TEI-Tusaş Motor Sanayi, A.Ş. Teknoloji Programları Müdürü Sayın Semih PİLATİN'e ve Kale Pratt & Whitney Uçak Motor Sanayi A.Ş. İmalat Mühendisliği Müdürü Devrim ERİK'e teşekkür ederim.

Tüm öğrenim hayatım süresince olduğu gibi lisansüstü öğrenimim süresince de maddi ve manevi desteklerini benden esirgemeyen aileme teşekkürlerimi sunarım.

Ragıp Orkun SEÇER

İÇİNDEKİLER

	<u>Sayfa</u>
ÖZET	vi
SUMMARY	vii
TEŞEKKÜR	viii
ŞEKİLLER DİZİNİ	xi
ÇİZELGELER DİZİNİ	xiv
SİMGELER VE KISALTMALAR DİZİNİ	xv
1. GİRİŞ	1
2. ARTIK GERİLMENİN MODELLENMESİ İLE İLGİLİ LİTERATÜR ARAŞTIRMASI	3
2.1. Sonlu Elemanlar Yöntemi ile Modelleme Çalışmaları.....	3
2.2. Deneysel Yöntemleri ile Modelleme Çalışmaları ve Deneysel Bulgular.....	6
2.3. Analitik Yöntemleri ile Modelleme Çalışmaları.....	8
3. TALAŞ OLUŞUM MODELLERİ	10
3.1. İnce Kayma Düzlemi Modelleri.....	10
3.2. Kalın Kayma Düzlemi Modelleri.....	15
3.2.1. Oxley kesme teorisinin kapsamının arttırılması.....	18
4. DİK KESME VE EĞİK KESME	20
5. TORNALAMA VE TORNALAMA TEKNOLOJİSİ	23
5.1. Tornalama ve İlgili Operasyonlar.....	23
5.2. Tornalamada Kesme Koşulları.....	25
5.3. Tornalamada Kesici Geometrileri.....	26
5.4. Kesici Tipleri.....	28
5.5. Kesici Uç Malzemeleri.....	30
5.6. Kesici Ömrü.....	32
5.7. Torna Tezgahları.....	33
6. KESME KUVVETİ MODELLEME YÖNTEMİ	37
6.1. Tornalamada Kesme Kuvvetleri Modeli.....	37

İÇİNDEKİLER (devam)

	<u>Sayfa</u>
6.1.1. Dik kesmenin mekaniği.....	37
6.1.1.1. Birincil kesme bölgesi.....	38
6.1.1.2. İkincil kesme bölgesi.....	41
6.1.2. Dik ve Eğik Kesmenin Mekanik Modellenmesi.....	44
6.1.3. Oxley Tahmini İşleme Modeli.....	46
6.1.4. Dik Kesme Modelinin Tornalamaya Uyarlanması.....	54
7. KESME KUVVETİ BULGULARI VE TARTIŞMA.....	58
7.1. İnce Kayma Düzlemlı Kesme Modeli Analizi.....	58
7.2. Oxley Kesme Modeli Analizi.....	64
7.3. İnce Kayma Düzlemi Modeli ve Oxley Kesme Modeli Karşılaştırması.....	69
7.4. Kesme Kuvvetleri ile İlgili Deneysel Bulgular ve Modellerin Karşılaştırılması.....	74
8. ARTIK GERİLMENİN MODELLENMESİ YÖNTEMİ.....	77
8.1. Elastik Gerilim Alanı.....	77
8.2. Plastik Gerilmeler.....	83
8.3. Gevşeme.....	87
9. ARTIK GERİLME BULGULARI VE TARTIŞMA.....	91
9.1. Artık Gerilme Model Analizi.....	91
9.2. Artık Gerilme ile İlgili Deneysel Bulgular ve Modelin Karşılaştırılması.....	99
10. SONUÇLAR VE ÖNERİLER.....	102
KAYNAKLAR DİZİNİ.....	103

ŞEKİLLER DİZİNİ

<u>Sekil</u>	<u>Sayfa</u>
3.1. Piispanen Talaş Oluşum Modeli (Pang, 2012).....	10
3.2. Merchant Talaş Oluşum Modeli (Pang, 2012).....	11
3.3. Lee ve Shaffer Kayma Hattı Bölgesi Modeli (Pang, 2012).....	14
3.4. Okusihma ve Hitomi Talaş Oluşum Modeli (Pang, 2012).....	15
3.5. Oxley Talaş Oluşum Modeli (Pang, 2012).....	17
4.1. Deformasyon Bölgeleri (Altıntaş, 2012).....	20
4.2. Dik Kesme Geometrisi (Altıntaş, 2012).....	21
4.3. Eğik Kesme Geometrisi (Altıntaş, 2012).....	22
5.1. Tornalama Geometrisi (Groover, 2007).....	23
5.2. Tornalama Tezgahında Gerçekleştirilen Operasyonlar a) Alın Tornalama, b) Konik Tornalama, c) Kontur Tornalama, d) Şekil Tornalama, e) Pah Kırma, f) Kesme Dilimleme, g) Diş Çekme, h) İç Çap Tornalama, i) Delik Delme ve Raybalama, j) Tırtıl Çekme (Groover,2007).....	25
5.3. Tornalama Takımı Geometrisi (Altıntaş, 2012).....	27
5.4. Kesici Uç Tipleri (Smith, 2008).....	29
5.5. Kesici Uçlar a) R tipi b) S tipi c) C tipi d) W tipi e) T tipi f) D tipi g) V tipi uçlar (Groover, 2007).....	30
5.6. Kesici Uç Talaşa Giriş Açısı (Smith, 2008).....	30
5.7. Kesici Uçların Sertlik-Sıcaklık Eğrisi (Groover, 2007).....	31
5.8. Malzemelerine Göre Kesici Uçların Sertlik ve Tokluk Karşılaştırması (Smith, 2008).....	32
5.9. Taylor Takım Ömrü Eğrisi (Anonim, 2016).....	33
5.10. Torna Tezgahı (Groover, 2007).....	34
5.11. Yatay Torna Tezgahı (Okuma Machine Tools, 2016).....	35
5.12. Dik Torna Tezgahı (Okuma Machine Tools, 2016).....	36
6.1. Dik Kesmenin Mekaniği (Altıntaş, 2012).....	38
6.2. Oxley Talaş Oluşum Modeli (Pang, 2012).....	48
6.3. Tornalama Geometrisi (Su, 2006).....	55
6.4. Oxley Kesme Modeli.....	57

ŞEKİLLER DİZİNİ (devam)

<u>Sekil</u>	<u>Sayfa</u>
7.1. Kesme Kuvveti – Kesme Hızı.....	60
7.2. Kesme Kuvveti – İlerleme.....	61
7.3. Kesme Kuvveti – Kesme Derinliği.....	61
7.4. Kesme Kuvveti – Geri Talaş Açısı.....	62
7.5. Kesme Kuvveti – Yan Talaş Açısı.....	63
7.6. Kesme Kuvveti – Kesici Yanaşma Açısı.....	63
7.7. Kesme Kuvveti – Kesme Hızı.....	66
7.8. Kesme Kuvveti – İlerleme.....	66
7.9. Kesme Kuvveti – Kesme Derinliği.....	67
7.10. Kesme Kuvveti – Geri Talaş Açısı.....	67
7.11. Kesme Kuvveti – Yan Talaş Açısı.....	68
7.12. Kesme Kuvveti – Kesici Yanaşma Açısı.....	68
7.13. Bileşke Kesme Kuvveti – Kesme Hızı.....	70
7.14. Bileşke Kesme Kuvveti – İlerleme.....	71
7.15. Bileşke Kesme Kuvveti – Kesme Derinliği.....	71
7.16. Bileşke Kesme Kuvveti – Geri Talaş Açısı.....	72
7.17. Bileşke Kesme Kuvveti – Yan Talaş Açısı.....	72
7.18. Bileşke Kesme Kuvveti – Kesici Yanaşma Açısı.....	73
7.19. Kesme Kuvveti – İlerleme (Talaş Açısı $\alpha=0^0$).....	75
7.20: Kesme Kuvveti – İlerleme (Talaş Açısı $\alpha=5^0$).....	75
8.1. Dik Kesme İşleminin Üç Boyutlu Gösterimi (Hanna, 2007).....	77
8.2. Dik Kesme İşleminde Temas Kuvvetinin İki Boyutlu Gösterimi (Hanna, 2007).....	78
8.3. Kayma Faaliyetinden Kaynaklanan ve Kesici Ucunun Yuvarlaklığından Kaynaklanan Yükler (Hanna, 2007).....	79
8.4. Bileşke Gerilmeler (Ulutan, 2007).....	80
8.5. İş Malzemesine Göre Kayma Düzlemi Koordinat Sistemi (Hanna, 2007).....	81
8.6. Sistemin Ayrıştırılması (Ulutan, 2007).....	84
9.1. X-Yönündeki Artık Gerilme – Derinlik (Kesme Hızı Değişken).....	92
9.2. Y-Yönündeki Artık Gerilme – Derinlik (Kesme Hızı Değişken).....	93

ŞEKİLLER DİZİNİ (devam)

<u>Sekil</u>	<u>Sayfa</u>
9.3. X-Yönündeki Artık Gerilme – Derinlik (İlerleme Değişken).....	94
9.4. Y-Yönündeki Artık Gerilme – Derinlik (İlerleme Değişken).....	94
9.5. X-Yönündeki Artık Gerilme – Derinlik (Kesme Derinliği Değişken).....	95
9.6. Y-Yönündeki Artık Gerilme – Derinlik (Kesme Derinliği Değişken).....	96
9.7. X-Yönündeki Artık Gerilme – Derinlik (Talaş Açısı Değişken).....	97
9.8. Y-Yönündeki Artık Gerilme – Derinlik (Talaş Açısı Değişken).....	97
9.9. X-Yönündeki Artık Gerilme – Derinlik (Kesici Yanaşma Açısı Değişken).....	98
9.10. Y-Yönündeki Artık Gerilme – Derinlik (Kesici Yanaşma Açısı Değişken).....	98
9.11. Artık Gerilme – Derinlik (Styger vd., 2014).....	100
9.12. Artık Gerilme – Derinlik.....	101

ÇİZELGELER DİZİNİ

<u>Cizelge</u>	<u>Sayfa</u>
7.1. Ti6Al4V Titanyum Alaşımı Malzeme Özellikleri (Altıntaş, 2012).....	58
7.2. Önerilen Kesme Parametreleri (Sandvik Coromant, 2012).....	59
7.3. Kesme Parametreleri ve Kesici Geometrisi.....	59
7.4. Kesme Kuvveti Değerleri.....	64
7.5. Johnson - Cook Malzeme Modeli Sabitleri (Özel ve Ulutan, 2012).....	65
7.6. Ti6Al4V Malzeme Özellikleri (Su, 2006).....	65
7.7. Oxley Kesme Modeli Sonuçları.....	69
7.8. Kesme Kuvveti – Talaş Açısı, İlerleme (Srivastava, 2010).....	74
7.9. Kesme Kuvvetleri Sonuçları ve Hata Analizi (Talaş Açısı $\alpha=0^0$).....	75
7.10. Kesme Kuvvetleri Sonuçları ve Hata Analizi (Talaş Açısı $\alpha=5^0$).....	75
9.1. Malzeme Özellikleri.....	91
9.2. Oxley Tahmini İşleme Modeli Sonuçları.....	92
9.3. Kesme Koşulları (Styger vd., 2014).....	99

SİMGELER VE KISALTMALAR DİZİNİ

<u>Simgeler</u>	<u>Açıklamalar</u>
A	Johnson ve Cook Akma Gerilimi Modelinde Akma Dayanımı
a	Yarı Temas Genişliği
A_s	Kayma Düzlemi Alanı
B	Johnson ve Cook Akma Gerilimi Modelinde Dayanım Katsayısı
b	Kesme Genişliği
C	Johnson ve Cook Akma Gerilimi Modelinde Gerinim Hızı Sabiti
C_0	Gerinim Hızı Sabiti
C_p, c_s	İş Malzemesinin Özgül Sıcaklığı
c_t	Termal İletkenlik
c	Kinematik Sertleşme Katsayısı
E	Elastiklik Modülü
F	Kesici-Talaş Ara Yüzündeki Sürtünme Kuvveti
F_{tc}	Teğet Kesme Kuvveti
F_{fc}	İlerleme Kuvveti
F_{rc}	Radyal Kuvvet
F_n	Birincil Kesme Bölgesindeki Normal Kuvvet
F_v	İkincil Kesme Bölgesindeki Normal Kuvvet
F_u	Sürtünme Kuvveti
F_c	Hız Yönündeki Kesme Kuvveti
F_t	İtme Yönündeki Kesme Kuvveti
F_s	Kesme Düzlemi AB Boyunca Kesme Kuvveti
f	İlerleme
F_{von}	von Mises Akma Yüzeyi (Artık Gerilme Modeli)
G	Kayma Modülü
h_{izo}	İzotropik Genleşme Katsayısı (Artık Gerilme Modeli)
h	Kesici-Talaş Arayüzü Uzunluğu
i	Eğiklik Açısı (Eğim Açısı)

SİMGELER VE KISALTMALAR DİZİNİ (devam)

<u>Simgeler</u>	<u>Açıklamalar</u>
k_{AB}	Kesme Düzlemi AB'deki Kesme Gerilimi
k_{chip}	Kesici-Talaş Arayüzündeki Kesme Gerilimi
K	İş Malzemesi Termal İletkenliği
K_{tc}, K_{fc}	Kesme Kuvveti Katsayıları
L_c	Kayma Düzlemi Uzunluğu
l	Kesme Düzlemi AB Uzunluğu
l_t	Talaş – Talaş Yüzeyi Uzunluğu
m	Johnson ve Cook Akma Gerilimi Modelinde Termal Yumuşama Etkisi Sabiti
m_{chip}	Birim Zamandaki Talaş Kütleli
n, n_{eq}	Johnson ve Cook Akma Gerilimi Modelinde Gerinim Sertleşmesi Üssü
N	Kesici Talaş Arayüzündeki Normal Kuvvet
P_s	Kayma Gücü
P_u	Kesici-Talaş Temas Yüzeyinde Harcanan Sürtünme Gücü
P_{tc}	Toplam Kesme Gücü
P_1, P_2, P_3	Kesme, İlerleme ve Eksenel Yöndeki Kesme Kuvvetleri
P_{normal}	Normal Yük
p_0	Hertz Basıncı
R	Bileşke Kesme Kuvveti
Q_c	Hacimsel Malzeme Kaldırma Oranı
Q_{normal}	Kayma Yüğü
R_T	Termal Sayı
$S_{xx}, S_{yy}, S_{zz}, S_{xz}, S_{zx}$	Deviatorik Gerilmeler
r_c	Talaş Sıkıştırma Oranı
t_1	Deforme Olmamış Talaş Kalınlığı
t_2	Deforme Olmuş Talaş Kalınlığı

SİMGELER VE KISALTMALAR DİZİNİ (devam)

<u>Simgeler</u>	<u>Açıklamalar</u>
T	Sıcaklık
T_{AB}	AB Boyunca Sıcaklık
T_s	Kayma Düzlemi Sıcaklığı
T_{int}	Kesici-Talaş Arayüzü Boyunca Ortalama Sıcaklık
T_m	İş Malzemesinin Erime Sıcaklığı
T_r	İş Malzemesinin İlk Sıcaklığı
T_w, T_0	Ortam Sıcaklığı
Δs_1	İkincil Deformasyon Bölgesi Kalınlığı
Δs_2	Birincil Deformasyon Bölgesi Kalınlığı
ΔT_c	Talaştaki Ortalama Sıcaklık Artışı
ΔT_M	Talaştaki Maksimum Sıcaklık Artışı
ΔT_{SZ}	Kesme Düzlemindeki Sıcaklık Artışı
V	Kesme Hızı
V_c	Talaş Hızı
V_s	Kayma Hızı
w	Kesme Genişliği
α	Termal Genleşme Katsayısı
α_r	Talaş Açısı
δ_c	Kesici-Talaş Arayüzündeki Gerinim Hızı Sabiti
ρ	İş Malzemesi Yoğunluğu
τ_s	Kayma Gerilmesi
ϕ_c	Kayma Düzlemi Açısı
β	Sürtünme Açısı
σ	Akış Gerilmesi
$\sigma'_{xx}, \sigma'_{zz}, \sigma'_{xz}$	Kesme Bölgesindeki Gerilmeler
σ_s	Normal Gerilme
ε	Gerinim

SİMGELER VE KISALTMALAR DİZİNİ (devam)

<u>Simgeler</u>	<u>Açıklamalar</u>
ψ_r	Kesici Yanaşma Açısı
α_0	Dik Kesme Talaş Açısı
α_n	Dik Talaş Açısı
α_f	Yan Talaş Açısı
α_p	Geri Talaş Açısı
η	Talaş Akış Açısı
α_{eff}	Etkin Talaş Açısı
λ_s	Isı Oranı
λ_h	Plastik İş Faktörü
λ_{int}	Deneysel Sabit
δ	Kesici- Talaş Ara Yüzü Kalınlığının Deforme Olmuş Talaş Kalınlığına Oranı
μ_a	Sürtünme Katsayısı
$\dot{\epsilon}$	Gerinim Hızı
$\dot{\epsilon}_0$	Referans Gerinim Hızı
σ_N	Kesici- Talaş Ara Yüzündeki Gerilme
σ'_N	B Noktasındaki Hesaplanan Gerilme
σ_0	Akma Mukavemeti
θ	Bileşke Kuvvet ve Kayma Düzlemi Arasındaki Açık
γ_{AB}	Birincil Kayma Bölgesindeki Gerinim
$\dot{\gamma}_{AB}$	Birincil Kayma Bölgesindeki Gerinim Hızı
γ_M	Kesici-Talaş Ara Yüzündeki Maksimum Gerinim
ν	Poisson Oranı
α_{ij}	Ters Gerilmeler

SİMGELER VE KISALTMALAR DİZİNİ (devam)**Kısaltmalar****Açıklamalar**

CNC

Bilgisayar Numerik Kontrol

JC

Johnson ve Cook

1.GİRİŞ

Artık gerilme işlenen parçaların performansında önemli bir rol oynamaktadır. Yorulma ömrü, korozyon direnci ve parça çarpılması artık gerilmenin etki ettiği karakterlerdir. İşlenen parçaların fonksiyonel davranışları artık gerilme ile güçlendirilebilmekte veya zayıflayabilmektedir. Bu sebepten dolayı kesme sebepli artık gerilme kesme sürecini anlama ve toplam parça kalitesi açısından önemlidir (Liang ve Su, 2007).

Kesme tarafından uyarılan artık gerilme 1950'lerden beri araştırmalara konu olmuştur. Araştırma faaliyetleri deneysel bulgular, analitik modelleme, sonlu eleman modellemesi ve bunların birlikte kullanımlarından oluşmaktadır (Liang ve Su, 2007).

Talaşlı imalat süreçlerinden farklı endüstrilerde çeşitli ürünler üretmek için yararlanılmaktadır. Talaş oluşum tornalama ve frezeleme gibi birçok talaşlı imalat sürecinin temelidir. Talaş oluşumu esnasında oluşan kesme kuvvetleri ve sıcaklık etkisiyle kesilen malzeme üzerinde artık gerilmeye sebep olmaktadır.

Süper alaşımlar ve bazı çelik türleri havacılık endüstrisinde gaz türbinlerinin yüksek sıcaklık bölümlerinde özellikle türbin diskleri, kanatçıklar, yanma odası ve gövde bölümlerinde kullanılmaktadır. Bu uygulamalarda kullanılan işlenmiş parçalar yüksek boyutsal hassasiyet ve yüksek yüzey kalitelerine ihtiyaç duymaktadır. Ancak, kesme açısından bakılacak olursa bu malzemeler işlenmesi zor malzemelerdir. Düşük ısı iletim özelliklerinden dolayı kesim esnasında yüksek miktarda ısı üretmektedirler. Kesme süreçleri sonucunda işlenen yüzeyde istenmeyen artık gerilmeye sebep olmaktadır. Bu gerilme doğrudan iş parçasının yorulma ömrünü, korozyon direncini ve parça çarpılmasını etkilemektedir. Sonuç olarak, farklı uygulamalarda işlenen yüzeyde oluşan artık gerilmenin modellenmesi artık gerilme olayını ve artık gerilme davranışının kesme parametreleri ve malzeme özellikleri ile ilişkisini anlamak açısından son derece önemlidir (Agrawal ve Joshi, 2012).

Artık gerilmenin kaynağı çoğunlukla değişkenlik göstermekte ve malzemenin plastik deformasyonunu veya termal değişimlerden dolayı malzemenin hacim değişimini içermektedir. Plastik deformasyon örneğinde, artık gerilme kristal yapının kalıcı olarak yer değiştirmesinden kaynaklanmaktadır. Termal değişimlerden kaynaklanan artık gerilmeler tipik olarak malzeme hacminin değişimi sonucu olmaktadır (Su, 2006).

Bu çalışmada, talaşlı imalat yöntemlerinden tornalama ile üretilen parçalarda oluşan artık gerilmenin kolaylık hesaplanabilmesi için bir analitik model geliştirilmeye çalışılmıştır. Oluşturulan model kesme parametrelerine, malzeme özelliklerine ve kesici takımın özelliklerine bağlı olarak artık gerilmeyi tahmini olarak hesaplamaktadır. Bu çalışmada oluşturulan modelden elde edilen sonuçlar, çeşitli araştırmacıların oluşturduğu modeller ile elde ettikleri sonuçların karşılaştırılmasıyla sonuçların tutarlılığı karşılaştırılmıştır.

Atölye ortamında ve üretim esnasında artık gerilme parçanın çarpılmasına neden olarak üretim kalitesini ve maliyetleri etkilemektedir. Oluşturulan bu model ile atölye ortamında ve üretim alanında çalışan mühendislerin kesme koşulları, kesici geometrisi ve malzeme özelliklerinin artık gerilmeye olan etkilerini anlamaya ve yorumlamaya yardımcı olacak bir araç olması hedeflenmiştir. Özellikle parça üretim maliyetlerini azaltmak için yapılacak iyileştirme çalışmaları sonrası parçanın ölçüsel olarak değişimini engellemek için kesme kaynaklı artık gerilme modeli değişen kesme koşulları ve kesici geometrisinin etkilerini araştırmada ve anlamada mühendislere yol gösterecektir.

Havacılık endüstrisinde sıklıkla kullanılan Ti6Al4V titanyum alaşımının tornalama süreci artık gerilme açısından incelenmiştir. Ancak model içerisinde kullanılan malzeme parametreleri değiştirilerek diğer malzemelere de uygulanabilmektedir.

2. ARTIK GERİLMENİN MODELLENMESİ İLE İLGİLİ LİTERATÜR ARAŞTIRMASI

2.1. Sonlu Elemanlar Yöntemi ile Modelleme Çalışmaları

Bu bölümde sonlu elemanlar yöntemi kullanarak yapılan modelleme çalışmaları ve yapılan deneysel çalışmalar ile modellerin doğrulama ve uygulanabilirliğini belirlemek için yapılan çalışmalar özetlenmiştir.

Rizzuti vd. (2010) yüzeyde ve alt yüzeylerde artık gerilmenin kontrol ve tahminini parça kalitesini etkilemesi açısından önemli bulmuş ve yumuşak çeliği dik kesme sürecinde artık gerilmenin tahmini için sayısal bir yöntem geliştirmişlerdir. Çoğu uygun eleştirinin gerinim, gerinim hızı, malzeme sertliği, kesmedeki sıcaklık koşulları, kesici-talaş ara yüzündeki sürtünme verisi, talaş oluşumu ve ısı transferi koşulları için malzeme karakterizasyonunu içermekte olduğunu belirtmektedir. AISI 1045 çeliği malzeme davranışını Oxley modeli kullanarak tanımlanmıştır. Sayısal benzetimde kesici-talaş ara yüzündeki ısı transferi olayını ileri bir yaklaşım olarak modele dâhil edilmiştir. Sonlu elemanlar yöntemi ile elde edilen sonuçlar ile AISI 1045 çeliği kaplamasız WC kesici ile tornalaması sonucu elde edilen deneysel sonuçlar karşılaştırılmıştır. Sonuç olarak, oluşturulan model sonucu elde edilen değerler ile deneysel verilerin tutarlı olduğu belirtilmiştir.

Ratchev vd. (2011) Ti6Al4V alaşımında tornalama kaynaklı artık gerilmeyi tahmin etmek için sonlu elemanlar yöntemi ile bir model oluşturmuşlardır. Net tümleme kullanarak dinamik termo-mekanik sonlu eleman analizi gerçekleştirmişlerdir. Malzeme Johnson-Cook temel modeli kullanarak eş yönlü termal-elastik-plastik model olarak modellenmiştir. Yüzeye yakın artık gerilme model ile tahmin edilmiş ve deneysel sonuçlar ile karşılaştırılmıştır. Bu model alın tornalama kullanılarak deneysel olarak doğrulanmış ve Ti6Al4V malzemenin artık gerilme izdüşümleri oluşturulmuş ve iki farklı kesme derinliği için hesaplanmıştır. İlerleme sabit tutulmuştur. İki artık gerilme ölçümü yönteminden, X-Ray kırılımı ve delik delme, faydalanılmıştır. X-Ray kırılımı yöntemi işlenen malzemenin

yüzeyindeki artık gerilme izdüşümlerini ölçmek için kullanılmıştır. Deneysel ölçümler ve sonlu elemanlar yöntemi ile tahmin edilen artık gerilmenin tutarlı olduğu belirlenmiştir.

Özel ve Ulutan (2012) titanyum ve nikel alaşımlarının tornalama sürecinde kesme kaynaklı oluşan artık gerilmeyi deneyler ve sonlu elemanlar yöntemi ile tahmin etmeye çalışmışlardır. Yaptıkları deneysel araştırmalarda Ti-6Al-4V titanyum alaşımı ve IN100 nikel alaşımını, kaplamasız ve TiAlN kaplamalı çeşitli uç radyuslarına sahip karbür kesiciler ile tornalayıp artık gerilmeyi radyal ve çevresel yönlerden X-Ray kırılımı tekniği ile ölçmüşlerdir. 3 boyutlu sonlu elemanlar modellemesinden faydalanarak kesme kuvvetleri ve kesme kaynaklı gerilme bölgelerini tahmin etmişlerdir. Viskoplastik sonlu eleman benzetimi ve sıcaklığa bağlı akış yumuşama temel malzeme modeli kullanılarak kesme kaynaklı artık gerilmenin uygulanabilirliği ve kısıtları incelenmiştir. Bir sürtünme saptama metodundan faydalanarak kesici uç radyusu olması durumunda sürtünme katsayı belirlenmiştir. Tahmin edilen gerilme alanları ölçülen gerilmeler ile karşılaştırılmıştır. Tahmini gerilme izdüşümleri üzerinde kesici uç radyusu ve kaplamanın etkisi incelenmiştir. Sonuç olarak, hem radyal hem de çevresel yönlerde yüzey artık çekme gerilimi artan kesici uç radyusu ile artmakta olduğunu ve kesici uç kaplamasının etkisini tespit etmişlerdir.

Arrazola vd. (2013) yaptıkları çalışmalarda IN718 nikel alaşımında kesme kaynaklı artık gerilme ve 3 boyutlu sonlu elemanlar tabanlı benzetim yöntemi ile ilgilenmişlerdir. Temel olarak kırılım tekniklerini içeren artık gerilme ölçüleri gözden geçirilmiştir. Üç boyutlu sonlu elemanlar benzetimi yöntemi ile kesme kaynaklı artık gerilme tahmini ile elde edilen sonuçlar ve deneysel olarak elde edilen sonuçlar ile karşılaştırılmıştır. Kesme kaynaklı gerilme izdüşümleri üzerinde sürtünme ve malzeme akış geriliminin etkisi incelenmiştir. IN718 malzemedeki gerilimi tahmin etmedeki akış gerilimi malzeme modeli parametreleri ve etkileri incelenmiştir. Çalışmanın sonucu olarak gerilme tahminleri önemli varyasyonlara sahip olduğu bulunmuştur ve ortalama ve standart sapma kullanarak gösterilmesinin daha uygun olacağı belirlenmiştir.

Abboud vd. (2013) Ti6Al4V titanyum alaşımı malzemedeki kesme kaynaklı artık gerilmeyi tahmin etmek için dik kesmede Deform 2D kullanarak bir sonlu eleman tabanlı bir model geliştirdiler. Final tornalama koşulları altında kesme hızı ve ilerlemenin artık gerilme üzerindeki etkisini incelemek için keskin bir takım kullanarak bir dik kesme deneyi

gerçekleştirmişlerdir. Her bir kesme durumu için, kesme kuvvetleri piezoelektrik dinamometre kullanılarak, kesme bölgesi çevresinin yüzey sıcaklığı infrared kamera kullanarak ve kesme yönündeki artık yüzey gerilmesi X-Ray kırınımı kullanarak ölçülmüştür. Kuvvet, sıcaklık ve artık gerilmenin yapılan deneyler sonrası elde edilen sonuçları modeli doğrulamak için kullanılmıştır. Sonlu eleman tahmininden yüksek seviyede bir güvenilirlik elde edildiğinde, kesme kenarı radyusu ve kesme hızının artık gerilme üzerindeki etkisi sayısal olarak incelenmiştir. İncelenen parametre aralıklarında, artık gerilme basma niteliğinde olduğu bulunmuştur. Ayrıca artık gerilme artan ilerleme ile daha basma niteliğinde olmakta ve artan uç radyusu ve kesme hızı ile daha az basma niteliğinde olmaktadır.

Styger vd. (2014) yaptıkları çalışmada Ti6Al4V titanyum alaşımı için kesme kaynaklı artık gerilmenin farklı temel modellerin etkisini sonlu elemanlar yöntemi ile değerlendirmişlerdir. İki boyutlu tornalama modeli oluşturulmuş ve sonuçlar deneysel veriler ile karşılaştırılmıştır. Artık gerilme farklı elastik-viskoplastik temel modeller ile belirli kesme hızı ve ilerleme değerleri için değerlendirilmiştir. MSC Marc genel amaçlı sonlu elemanlar kodu, kuvvet, sıcaklık ve artık gerilmeye göre deneysel verilerin karşılaştırılması için kullanılmıştır. Artık gerilme bölgesinin büyüklüğü ve derinliği farklı malzeme modelleri ile değerlendirilmiş ve deneysel veriler ile karşılaştırılmıştır.

Nieslony vd. (2014) yaptıkları çalışmalarda 2 boyutlu ve 3 boyutlu sonlu eleman yöntemi ile Ti6Al4V titanyum alaşımından işlenmiş bir parçanın alt katmalarındaki artık gerilme dağılımını incelemişlerdir. Sonlu elemanlar yönteminde malzeme temel modellerinden kuvvet yasası ve Johnson- Cook modelini kullanmışlardır. Kesme testleri kesme sıvısı olmaksızın tek katmanlı TiAlN kaplamalı karbür kesici uç kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Kesme koşulları seçimi gerçek üretim verileri temel alınarak seçilmiştir. Ayrıca, kesici ucun gerçek tasarım modeli kullanılmıştır. Ek olarak, kesme kenarı ve talaş yüzeyi için ileri bir örgü tekniği uygulanmıştır. İşlenen parçada artık gerilme X-Ray kırınım yöntemi ile ölçülmüştür. Sonuç olarak, sonlu eleman benzetim yöntemi en iyi benzetim stratejisini belirlemek için deneysel veriler ile karşılaştırılmıştır.

Nasr (2015) AISI 1045 çeliğin dik kesme sürecinde ardışık kesimlerin artık gerilmeye olan etkisini modellemiştir. Artık gerilme bulgularının açıklanabilmesi için farklı

süreç parametreleri (kesme kuvvetleri, sıcaklık, gerilme, kayma düzlemi açısı ve plastik gerinim) incelenmiştir. Modeli doğrulamak için CNC torna tezgâhında dik kesme testleri yapılmış ve X-Ray kırınımı ile yüzey artık gerilmesi incelenmiştir.

2.2. Deneysel Yöntemler ile Modelleme Çalışmaları ve Deneysel Bulgular

Bu bölümde kesme kaynaklı artık gerilmeye etki eden faktörleri belirlemek için yapılan çalışmalar ile yapılan deneyler sonucunda elde edilen değerlere göre yapılan modelleme çalışmaları özetlenmiştir.

Dalhman vd. (2004) talaş açısının ve kesme parametrelerinin tornalamada artık gerilme üzerindeki etkisini araştırmıştır. AISI 52100 çeliğin sabit hız ile alın tornalaması yapılmıştır. Kesme hızı ve kesme derinliği incelenmiştir, ancak ana odak noktası talaş açısının etkisi üzerine olmuştur. Artık gerilme hem kesme hızı hem de ilerleme yönünde X-Ray kırınım yöntemi ile ölçülmüştür. Değişen kesme hızları ve talaş açıları artık gerilmede önemli değişikliklere neden olmuştur. Sonuçlar talaş açısının en büyük etkiye neden olduğunu göstermiştir. Basma gerilimi artan ilerleme ile daha da büyük olmaktadır. Farklı kesme derinlikleri farklı gerilim katmanları yaratmamıştır.

Liu vd. (2004) rulman çeliği JIS SUJ2 malzemenin tornalamasındaki artık gerilme dağılımına kesici aşınması ve kesici uç radyusunun etkisini incelemek için deneysel çalışmalar yapmışlardır. Çalışmalar sırasından üç farklı radyusa sahip CBN kesici uçlar kullanılmıştır. Kesilen yüzey altındaki artık gerilme X-Ray kırınım yöntemi ve elektro-parlatma yöntemleri ile ölçülmüştür. Deneyler sonrası elde edilen sonuçlara göre kesici uç radyusunun artık gerilme dağılımına önemli bir etkisi bulunmaktadır. Kesici aşınması arttıkça, işlenen yüzeyde artık gerilme çekme yönünde kaymaktadır ve işlenen yüzey altındaki basma gerilimi artmaktadır.

Valiorgue vd. (2012) AISI304L paslanmaz çeliğin final tornalamasından kaynaklanan artık gerilmenin tahmini için yeni bir yöntem geliştirmiştir. Deneysel sonuçları ve sayısal modeli içeren karma bir model yaklaşımı uygulamışlardır. Model, hızlı hesaplama amacıyla işlenen yüzeyde talaş kaldırma sürecini modellemeden eş değer termo-mekanik yükler uygulayarak artık gerilme oluşumunu benzetmektedir. Eş değer termo-mekanik

yüklerin yoğunluğu ve şekli deneysel ölçümler sonucu belirlenmiştir. Sürtünme testleri modele kesici- iş malzemesi ara yüzündeki termal ve mekanik yükleri sağlamaktadır. Dik kesme testleri birincil ve üçüncül kayma düzlemlerindeki termal ve mekanik yükleri sağlamaktadır. 2 boyutlu düzenlemeler için uygulanan bu model, karma bir yaklaşım ile 3 boyutlu düzenlemelere taşınmak istenmiştir. Sonuç olarak sayısal sonuçlar X-Ray kırınımı ile elde edilen deneysel ölçümler ile karşılaştırılmıştır.

Navas vd. (2012) yaptıkları çalışmalarda AISI 4340 çeliğin final yüzey gerilim durumuna etki eden kesme hızı, ilerleme, kesici uç yarıçapı, kesici uç talaş kırıcı geometrisi ve kesici uç kaplamasını incelemiştir. Farklı kesme hızları, farklı ilerleme ile farklı kesici uç yarıçapları, farklı talaş kırıcı geometrileri ve farklı kesici uç kaplamaları ile tornalama testlerine tabi tutulan AISI 4340 çelik çubuğun yüzey artık gerilmesi X-Ray kırınım yöntemi ile ölçülmüştür. Her bir durum için yüzey çekme artık gerilimi ölçülmüştür ve kesme koşulları ve kesici uç karakterine bağlılığına göre çekme geriliminin eğilimi incelenmiştir. Ayrıca, çalışmada sadece büyüklüğüne değil aynı zamanda temel artık gerilme yönelimine karar verilmiştir.

Jafarian vd. (2015) işleme parametreleri olan kesme hızı, ilerleme ve kesme derinliğinin IN718 malzemede final ve yarı-final tornalama sürecindeki kesme kaynaklı artık çekme gerilmesinin etkisini hesaplamak ve eniyilemek üzerine çalışmıştır. Kesme kaynaklı artık gerilme X-Ray kırınım yöntemi ile ölçülmüştür. Sonuçlar çeşitli kesme parametrelerindeki artık gerilmeyi hesaplamak ve süreci eniyileştirmek için yapay sinir ağı ve genetik algoritma yöntemlerine uygulanmıştır. Sonuç olarak, artık gerilmenin kesme parametrelerinden etkilendiği belirlenmiştir.

Ulutan vd. (2014) artık gerilme izdüşümlerini anlayabilmek için ölçülebilir anahtar ölçümler olan yüzeydeki maksimum çekme gerilimi, maksimum basma geriliminin büyüklüğü ve derinliği ve artık gerilmenin sifıra yakın olduğu derinlik ile yeni bir yöntem geliştirmişlerdir. IN100 malzemenin tornalaması ve GTD-111 malzemenin frezelemesi ile deneyler yapılmış ve ardından X-Ray kırınım yöntemi ile artık gerilme izdüşümlerini elde etmek için ölçümler yapmışlardır. Ölçülen artık gerilme izdüşümlerine oturtulmuş sinüs biçimli bozulma fonksiyonu kullanılarak, dört anahtar izdüşümü ölçümleri çıkarılmıştır ve

kesme parametreleri olan kesme hızının, ilerlemenin, kesici uç radyusunun ve kesici kaplamasının bu anahtar izdüşümler üzerindeki etkisi incelenmiştir.

2.3. Analitik Yöntemler ile Modelleme Çalışmaları

Lazoğlu vd. (2007) çalışmalarında kesme işleminde artık gerilmeyi tahmin etmek için analitik bir model oluşturmuştur. Artık gerilmenin termo-mekanik modelinde hem malzemenin termal alanı hem de mekanik kesme kuvvetleri bağdaştırılmıştır. Birincil kayma bölgesinde yaratılan kayma enerjisi, kesici talaş yüzeyi – talaş temas bölgesinde üretilen sürtünme enerjisi, talaş, kesici ve iş malzemesi arasındaki ısı dengesi termodinamiğin birinci yasası temel alınarak değerlendirilmiştir. İş malzemesi, kesici ve talaş üzerindeki sıcaklık dağılımı sonlu farklar yöntemi ile çözülmüştür. Hesaplanan malzeme sıcaklık alanı termal yüklerin hesabında kullanılmıştır. Termal ve mekanik yüklerden oluşan gerilim analitik elastik-plastik model ve gevşeme yöntemi kullanılarak hesaplanmıştır. Model literatürde yer alan 100Cr6 (JIS SUJ2) çeliğinin artık gerilme deneysel ölçümleri ile doğrulanmıştır.

Liang ve Su (2007) oluşturdukları modelde dik kesmede artık gerilmeyi tahmin etmeyi hedeflemişlerdir. Model süreç koşullarını girdi olarak kullanmış ve kesme kaynaklı yüzey ve alt yüzeylerdeki artık gerilme izdüşümlerini tahmin etmektedir. Model formülleşmesi kesme kuvveti ve kesme sıcaklığı tahminini içermektedir ve iş malzemesinin maruz kaldığı termo-mekanik yükleri tanımlamak için bu parametreleri kullanmaktadır. Kesici kenar radyusu ve kayma düzleminde gerilmeler kinematik sertleşmeyi orantısız plastiklik ile sınır koşullarını bulmak için sonra gelen gerilme gevşemesi kabul eden yuvarlanan/kayan temas algoritmasında değerlendirilmiştir. Model tahminleri doğrulama amacıyla farklı kesme koşulları için deneysel olarak ölçülen artık gerilme ile karşılaştırılmıştır.

Lazoğlu vd. (2008) takip eden bir gevşeme yöntemi ile birlikte termal ve mekanik gerilmelerin üst düşümünü kullanarak gelişmiş analitik elastik-plastik model oluşturmuştur. Teorik artık gerilme tahminleri yüksek mukavemete sahip Waspalloy malzemesinde deneysel olarak yapılan X-Ray kırınımı ölçümleri ile doğrulanmıştır. Geliştirilmiş artık gerilme modeli ile daha kesin artık gerilme sonuçları elde edilmiştir.

Agrawal ve Joshi (2013) AISI 4340 çeliğin dik kesme sürecinde artık gerilmeyi tahmin etmek için analitik bir model geliştirmişlerdir. Modelin yeniliği çeşitlik kesme bölgelerindeki temas geriliminin doğasına fizik temelli odaklanmasında ve kesme sıcaklığının etkisinde yatmaktadır. Model altı parametreyi içermektedir.

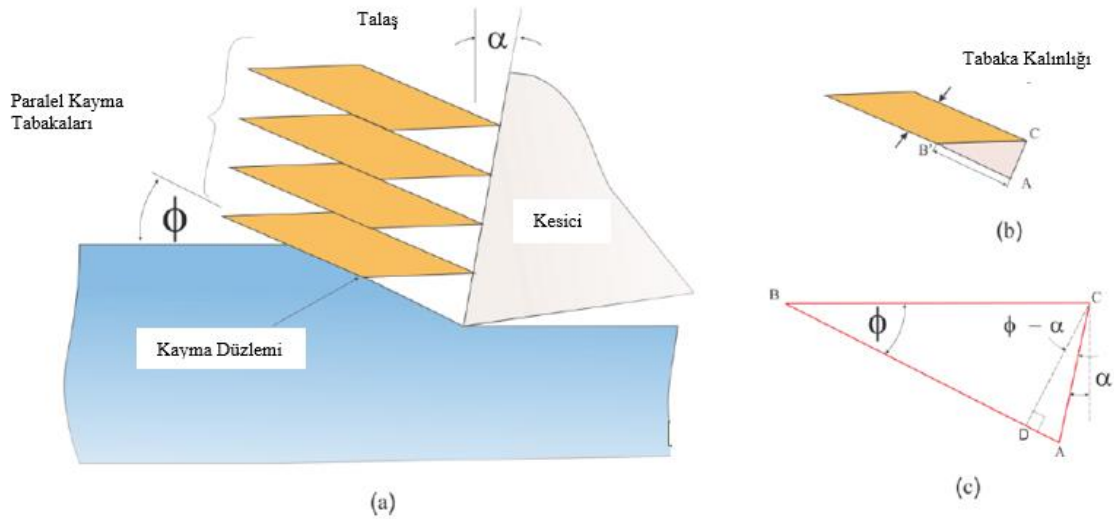
- Üç bölgedeki gerilmeleri; kayma, kesici ucu-iş malzemesi ve kesici yanağı-ışlenen yüzey bölgeleri,
- Kesme sıcaklığı,
- Gerinim, gerinim hızı ve sıcaklığa bağlı malzeme özellikleri,
- İki algoritma ile değerlendirilen plastik gerilmeler,
- Gevşeme yöntemi,
- Kesme koşullarını

İşlenen yüzeyde artık çekme gerilmesi artan kenar radyusu ile azaltmakta ve artan kesme hızı ile artmaktadır. Ancak, yüzeyin altında basma artık gerilmeleri artan kesme derinliği ile artmaktadır.

3. TALAŞ OLUŞUM MODELLERİ

3.1. İnce Kayma Düzlemi Modelleri

Piispanen (1948) talaş oluşumunda deformasyon sürecini “kart paketleri” terimi ile açıklamıştır. Şekil 3.1’de görüldüğü gibi, talaş oluşum süreci ϕ açısı kadar eğimli kesme yönüne kart destesi ile gösterilmiştir. Kesici iş parçasına göre hareket ettikçe, her kart diğer kart üzerinden kayarak ilerlemektedir.

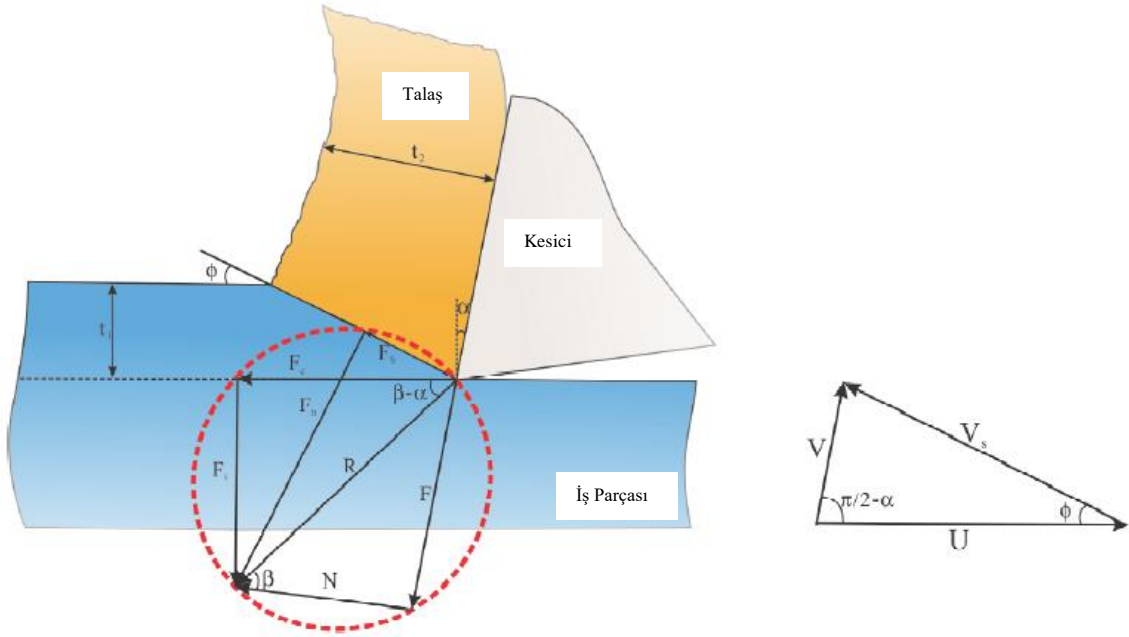


Şekil 3.1. Piispanen Talaş Oluşum Modeli (Pang, 2012)

Her bir talaş segmenti küçük ince bir paralelkenar ile gösterilmiştir. Kayma, kayma düzlemi boyunca her bir talaş segmenti arasında olmaktadır.

Kart modelinde kayma süreci kusursuz düzlem yüzeyinde gerçekleşmektedir ve gerinimin homojen olmamasını abartmaktadır. Ayrıca kart modeli talaşın bükülmesini hesaba katmayarak gerçek durumda uzak bir varsayım yapmaktadır. Piispanen (1948) yığma kenarı oluşmadığını varsaymıştır. Ayrıca Piispanen (1948) kesici yüzeyindeki sürtünmeyi plastik deformasyon yerine elastik deformasyon olarak yorumlamıştır (Pang, 2012).

Merchant (1945) kesicinin hareket yönüyle ϕ açısı oluşturan ince kayma düzlemindeki yoğun olarak kayması sonucunda kusursuz plastik katı talaşın oluşturduğunu varsaymıştır. Merchant analizinde kayma düzlemindeki kuvvet çifti, kesici-talaş ara yüzündeki sürtünme ve normal kuvveti, kesme kuvvetini, itme kuvvetini ve bileşke kuvveti kayma düzlemi açısı ϕ , talaş açısı α ve sürtünme açısı β ile Şekil 3.2’de gösterildiği gibi ilişkilendirmiştir.



Şekil 3.2. Merchant Talaş Oluşum Modeli (Pang, 2012)

Merchant ayrıca kesme sürecindeki enerji tüketimini minimize ederek kayma düzlemi açısını talaş açısı ve sürtünme açısı ile ifade etmiştir.

$$\phi = \frac{\pi}{4} - \frac{1}{2}(\beta - \alpha) \quad (3.1)$$

Eğer kayma düzlemindeki kayma gerilimi τ ve kesici-talaş ara yüzündeki sürtünme açısı β bilirse verilen kesici geometrisi ve kesme koşullarında kesme kuvvetleri belirlenebilmektedir.

Ayrıca Merchant tüm deformasyonun tek bir kayma düzlemi boyunca gerçekleşerek malzemenin talaşa dönüştüğü varsayımı ile hızları da birbiri ile ilişkilendirmiştir. Malzemenin ilk kesme hızı ani olarak değişerek talaşın hızına eşit olmaktadır. Hızın ani değişimi kayma düzleminde bir hız devamsızlığı oluşturmaktadır. Buna da kayma hızı denilmektedir (Pang, 2012).

$$V_c = \frac{V \sin \phi}{\cos(\phi - \alpha)} \quad (3.2)$$

$$V_s = \frac{V \cos \alpha}{\cos(\phi - \alpha)} \quad (3.3)$$

Merchant malzemeyi kusursuz katı plastik olarak varsaymış ve bu nedenle gerinim, gerinim hızı ve sıcaklık etkisini analizin dışında tutmuştur. Ayrıca, son derece ince kayma düzlemi içerisinde hızın ani değişimi sebebiyle kayma düzlemi boyunca kayma gerinimi hızını sonsuz olarak varsaymıştır. Merchant modelinde kayma düzlemi açısının bulunması esnasında kayma düzlemi açısı teriminin kesme parametreleri gibi diğer değişkenler ile ilişkisinin olmadığı varsayılmıştır (Pang,2012).

Altıntaş (2012), kesme sürecinde oluşan ilerleme kuvveti F_f , teğet kuvvet F_t ve R bileşke kuvvetinin düzgün gerilme dağılımı varsayımı ile kayma gerilmesi, kesme derinliği, ilerleme ve kayma düzlemi açısına bağlı olarak özetlemiştir.

$$R = bh \left[\tau_s \frac{1}{\sin \phi \cos(\phi + \beta - \alpha)} \right] \quad (3.4)$$

$$F_t = bh \left[\tau_s \frac{\cos(\beta - \alpha)}{\sin \phi \cos(\phi + \beta - \alpha)} \right] \quad (3.5)$$

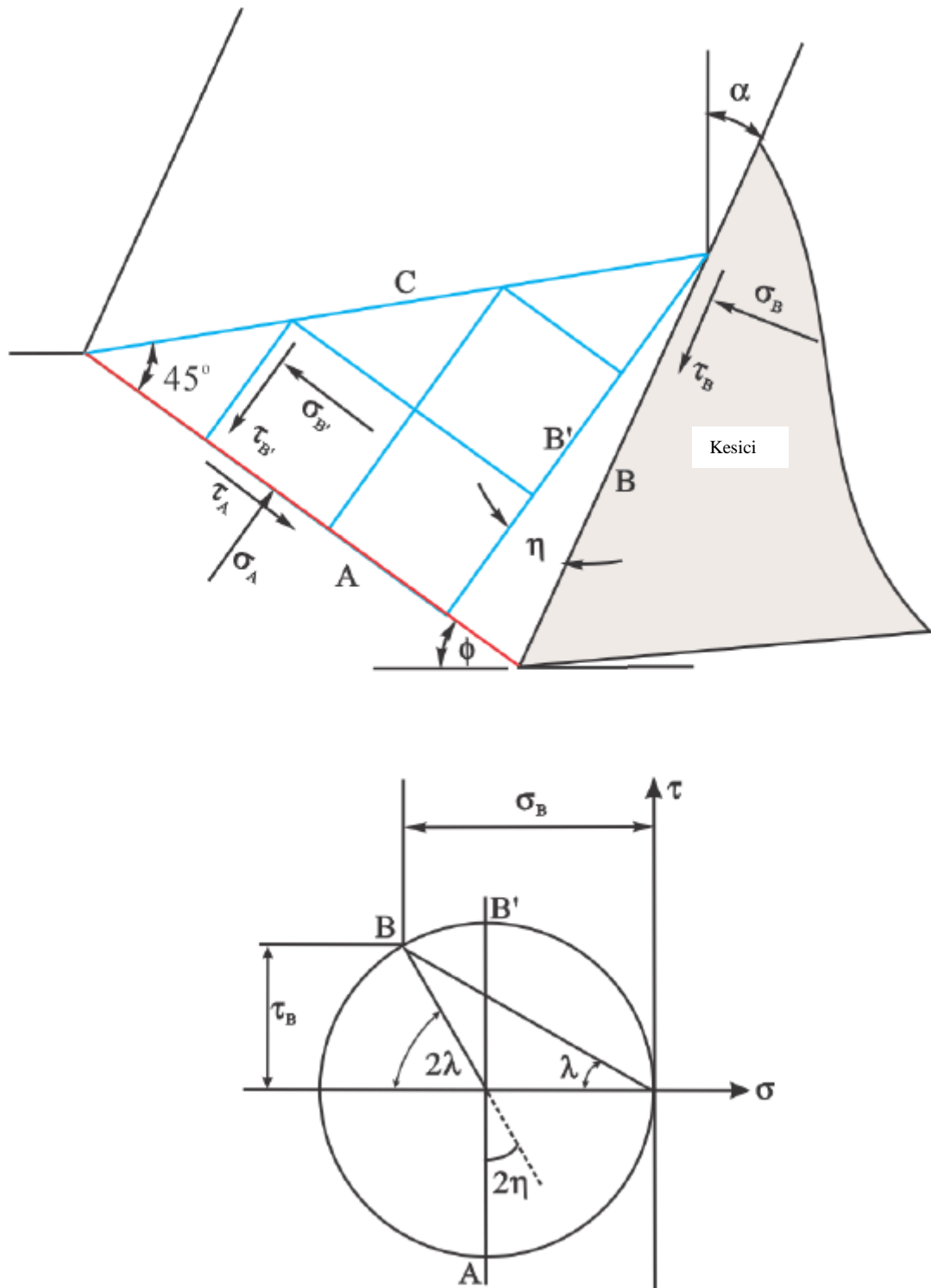
$$F_f = bh \left[\tau_s \frac{\sin(\beta - \alpha)}{\sin \phi \cos(\phi + \beta - \alpha)} \right] \quad (3.6)$$

Lee ve Shaffer (1952) plastiklik teorisindeki düzlemsel plastik akış problemi ile kayma hattı bölgesi modelini metal kesme süreçlerini anlamak için açıklamışlardır. Lee ve Shaffer (1952) malzemenin kusursuz katı plastik malzeme olduğunu varsayımlardır. Bu durumda deformasyon sürecinde plastik gerinimin kararlı bir şekilde baskın olacağı ve deformasyon bölgesi boyunca sabit olan kayma akışı gerilmesi anlamına gelmektedir. Ayrıca, Lee ve Shaffer (1952) deformasyon hızının malzeme davranışı üzerinde herhangi

bir etkisinin olmadığını ve deformasyon süresince gerçekleşen sıcaklık artışının ihmal edilebilir olduğunu belirtmiştir. Ek olarak, deformasyon sürecinde malzemenin ivmelenmesinden dolayı oluşan eylemsizlik etkisini de ihmal etmişlerdir (Pang, 2012).

Lee ve Shaffer (1952) yaptıkları varsayımlar ile Şekil 3.3’de gösterildiği gibi plastik deformasyon bölgesinde belirli bir noktada iki dik maksimum kayma gerilimi yönünü gösteren iki dik kayma hattı içeren kayma hattı bölgelerini oluşturmuşlardır. Kayma düzleminin alt sınırı, kesici kesme kenarından talaş ve iş malzemesinin serbest yüzeyinin kesiştiği noktaya uzanan idealleştirilmiş kayma düzlemi AC tarafından oluşturulmuştur ve tüm deformasyon bu bölgede gerçekleşmektedir. Buradan da anlaşıldığı gibi bu kayma düzlemi Merchant’ın oluşturduğu modeldeki kayma düzlemi ile çok yakın benzerlik göstermektedir. AC maksimum kayma gerilimi yönünde olduğu için, kayma geriliminin sıfır olduğu AB çizgisi AC çizgisine 45 derece açı ile konumlandırılmıştır ve kayma düzleminin üst sınırını oluşturmaktadır. Üçgensel ABC plastik bölgesinde deformasyon olmamaktadır ancak malzemenin akma noktasına kadar yüklenilmektedir. Sonuç olarak, kesici-talaş ara yüzüne etkiyen gerilmenin düzenli olduğu varsayımı ile AC çizgisindeki temel gerilme bu sınır ile β veya $\beta+\pi/2$ açısı yapmaktadır. Kayma düzlemi açısı ϕ , kesici talaş açısı α ve sürtünme açısı β ile Mohr çemberi kullanılarak ifade edilmiştir (Pang, 2012).

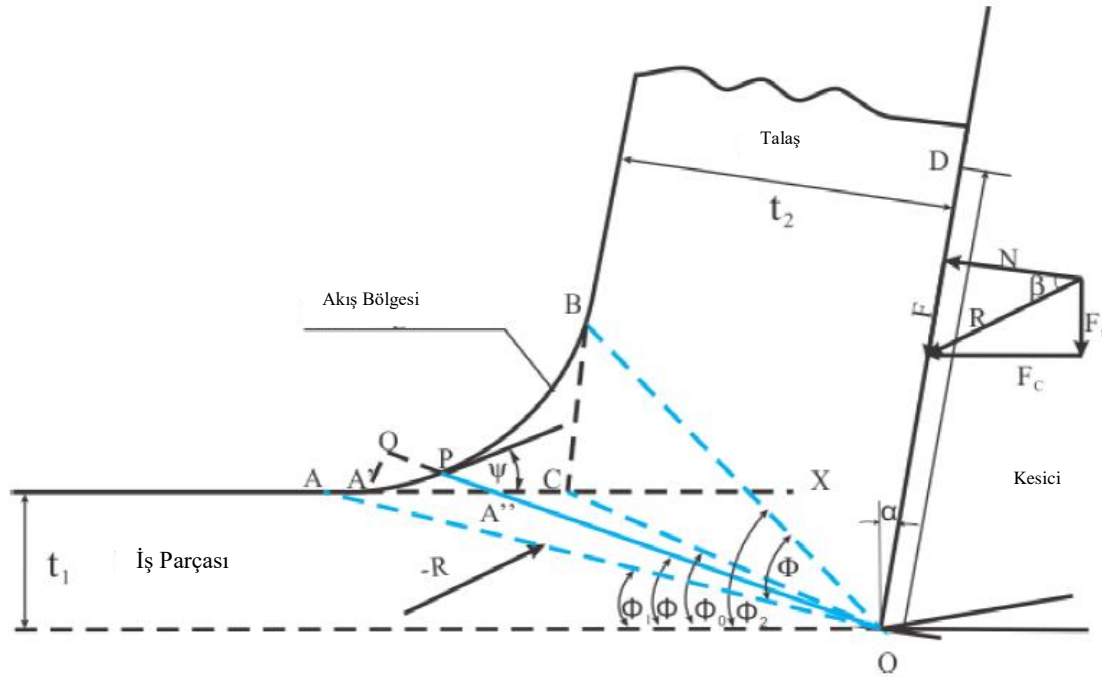
$$\phi = \frac{\pi}{4} - (\beta - \alpha) \quad (3.7)$$



Şekil 3.3. Lee ve Shaffer Kayma Hattı Bölgesi Modeli (Pang, 2012)

3.2. Kalın Kayma Düzlemi Modelleri

Okusihma ve Hitomi (1961) kayma işleminin tek bir kayma düzlemi yerine iş malzemesinin düzenli talaşa dönüştüğü bir geçiş bölgesinde gerçekleştiğini varsayımıştır. Şekil 3.4'te gösterildiği gibi geçiş bölgesi AOB plastik deformasyonun başladığı OA ve plastik deformasyonun tamamlandığı OB ile sınırlandırılmıştır. OC önceki çalışmalarda da kullanılan kayma düzlemdir (Pang, 2012).



Şekil 3.4. Okusihma ve Hitomi Talaş Oluşum Modeli (Pang, 2012)

İş malzemesini kusursuz katı plastik olduğunu varsayarak, AOB alanındaki gerilme akma durumunda olmalıdır ve sonuç olarak kayma gerilmesi her iki sınır için akma kayma akış gerilmesine eşit olmalıdır (Pang, 2012).

$$\tau_{OA} = \tau_{OB} = \tau_0 \quad (3.8)$$

$$\tau_{OB} = \frac{R \cos(\phi_2 - \alpha) \cos(\phi_2 - \alpha + \beta)}{bt_2} \quad (3.9)$$

Düzenli dağılım varsayılarak, her iki sınırdaki ve OD kesici-talaş ara yüzünü OD, boyunca hem iş malzemesi için hem de talaş için kayma gerilmesi bileşke kuvvet ile elde edilmektedir (Pang, 2012).

$$\tau_{OA} = \frac{R \sin \phi_1 \cos(\phi_1 - \alpha + \beta)}{bt_1} \quad (3.10)$$

$$\tau_{OB} = \frac{R \cos(\phi_2 - \alpha) \cos(\phi_2 - \alpha + \beta)}{bt_2} \quad (3.11)$$

$$\tau_{OD} = \frac{R \sin \beta}{bl} = \tau_0 \quad (3.12)$$

Kesme yönünde kayma düzleminin alt sınırının ve üst sınırının eğim açıları sırasıyla ϕ_1 ve ϕ_2 ile gösterilmektedir. Denklemlerde ortalama sürtünme açısı β ile, kesici-talaş ara yüzü uzunluğu l ile gösterilmiştir. Deforme olmamış talaş kalınlığı ve deforme olmuş talaş kalınlıkları sırasıyla t_1 ve t_2 ile gösterilmiştir (Pang, 2012).

Alt ve üst sınırların eğim açıları denklem (3.10) ve (3.12) ve denklem (3.11) ve (3.12) eşitlenerek bulunmaktadır.

$$\phi_1 = \frac{K_1}{2} - \frac{\beta}{2} + \frac{\alpha}{2} \quad (3.13)$$

$$\phi_2 = \frac{K_2}{2} - \frac{\beta}{2} + \frac{\alpha}{2} \quad (3.14)$$

$$K_1 = \sin^{-1} \left[\frac{2t_1}{l} \sin \beta + \sin(\beta - \alpha) \right] \quad (3.15)$$

$$K_2 = \sin^{-1} \left[\frac{2t_2}{l} \sin \beta - \cos \beta \right] \quad (3.16)$$

Geometrik eşitliklerden, kayma bölgesi içinde verilen herhangi bir geçiş çizgisinde kayma gerinimi istenilen radyal düzlemin eğim açısı ϕ_i ve kesme yönü ile serbest yüzeyde ilgilenilen noktanın teğeti arasındaki açı ψ_i ile belirtilmektedir.

$$\gamma_i = \frac{A''P}{A'Q} = \cot \phi_i - \cot(\phi_i - \psi_i) \quad (3.17)$$

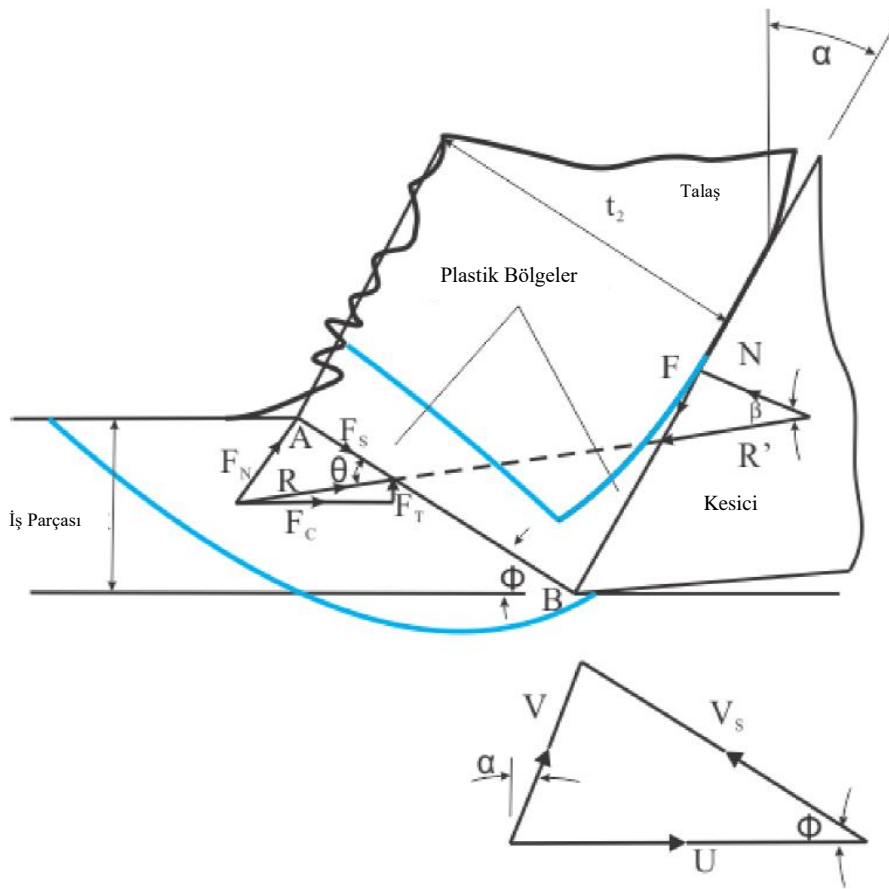
Akış bölgesinin başlangıç ve bitiş çizgilerinin kayma gerinimi sırasıyla γ_1 ve γ_2 ile hesaplanabilmektedir (Pang, 2012).

$$\gamma_1 = 0 \quad (3.18)$$

$$\gamma_2 = \cot \phi_2 + \tan(\phi_2 - \alpha) \quad (3.19)$$

Okusihma ve Hitomi oluşturdukları kalın kayma düzlemlili talaş oluşum modelinde sıcaklık ile yumuşama ve gerinim sertleşmesi etkisini modele dâhil etmemişlerdir.

Oxley (1989) talaş oluşumunda birincil ve ikincil kayma bölgelerini analiz ederek malzeme özellikleri, gerinim, gerinim hızı ve sıcaklık etkisini araştırmıştır. Birincil kayma bölgesinde malzeme kayma düzlemi boyunca akmaktadır ve birincil bölgeyi geçen malzeme ikincil bölgede kesici-talaş teması boyunca plastik kaymaya maruz kalmaktadır. Oxley teorisinin temeli Şekil 3.5'te görülen AB boyunca ve kesici-talaş ara yüzünde teması boyunca kayma düzlemi açısı cinsinden kesme koşulları ve malzeme özelliklerine dayanmaktadır. Oxley analizlerine gerinim sertleşmesi ve sıcaklık yumuşamasını plastik akış davranışında dâhil etmiştir.



Şekil 3.5. Oxley Talaş Oluşum Modeli (Pang, 2012)

Kayma düzlemi açısı ϕ , AB tarafından iletilen kuvvetlerin, kesici-talaş ara yüzündeki kuvvetlere eşit olduğu durumda seçilmelidir. Kayma düzlemi açısı belirlendiğinde kuvvet bileşenleri hesaplanabilmektedir. Oxley vd. (1989) gerinim hızı ve sıcaklığın malzeme

özellikleri üzerindeki etkisini açıklayabilmek için hız ile değişen sıcaklık terimini kullanmışlardır ve hız ile değişen sıcaklık $T_{mod} = T \left[1 - \nu \log \left(\frac{\dot{\epsilon}_{AB}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right]$ artan sıcaklık artmakta ve artan gerinim hızı ile azalmaktadır. Akış gerilimi, hız ile değişen sıcaklığa bağlı fonksiyonlar olan mukavemet sabiti σ_1 ve gerinim sertleşme üssü n , gerinim ile güç yasası $\sigma = \sigma_1(T_{mod})\epsilon^{n(T_{mod})}$ ile ilişkilendirilmektedir. Ancak, malzemelerin gerinim sertleşmesi üssü ve akış gerilmesi değerlerini elde etmek için yüksek hızlı basma testleri gerçekleştirilmesi gereklidir ve bu sebepten dolayı uygulanabilirliği belirli malzemeler ile kısıtlı kalmıştır (Pang, 2012).

3.2.1. Oxley kesme teorisinin kapsamının arttırılması

Akış gerilimi talaş kaldırmak için gereken anlık akma gerilimidir ve gerinim, gerinim hızı ve sıcaklığa bağlıdır. Akış gerilmesinin gerinim, gerinim hızı ve sıcaklık ile ilişkilendirilmesine akış gerilme modeli veya temel malzeme modeli denilmektedir (Lalwani, 2009).

Johnson ve Cook (1983) günümüzde basit olması ve kullanımının kolay olması sebebiyle talaşlı imalat operasyonlarını modellemek için sıkça kullanılan gerekli malzeme akış gerilmesi modelini geliştirmişlerdir (Lalwani, 2009).

Tüm malzemelere Oxley tahmini kesme teorisinin uygulanabilmesi için Johnson-Cook temel malzeme modeli uygulanmıştır.

$$\sigma = (A + B\epsilon^n) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \left(1 - \left(\frac{T - T_0}{T_m - T_0} \right)^m \right) \quad (3.20)$$

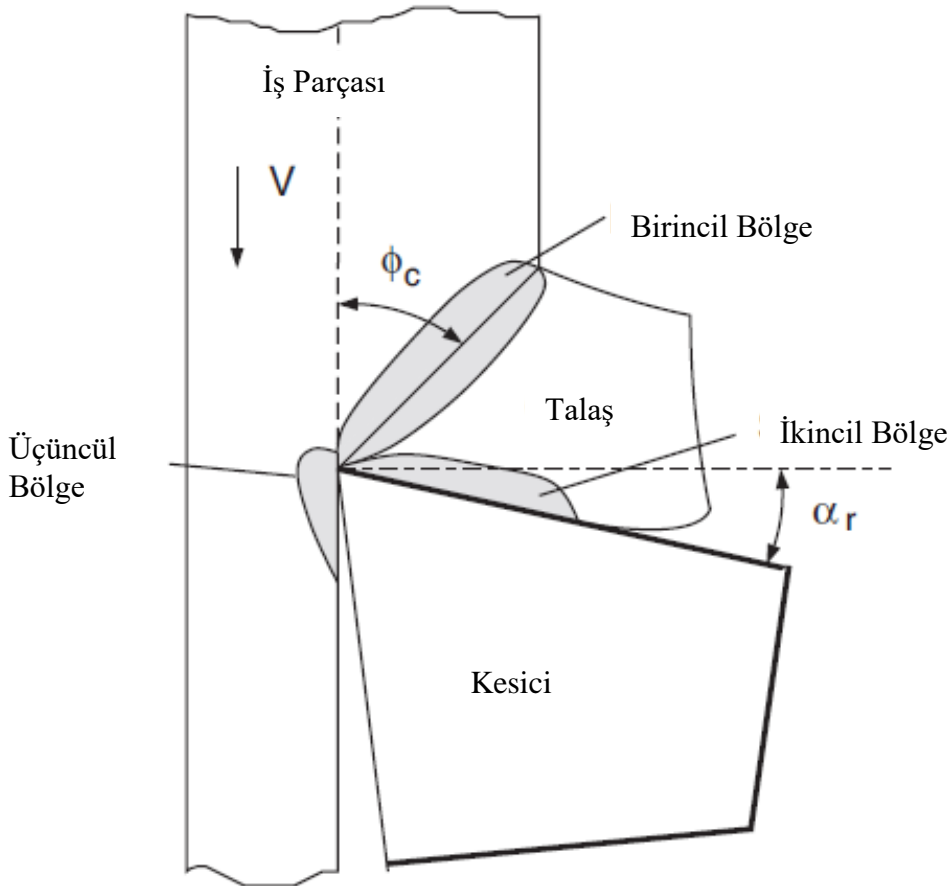
Johnson-Cook temel malzeme modelinde σ eş değer akış gerilimi, ϵ eş değer plastik gerinimi $\dot{\epsilon}$ ve $\dot{\epsilon}_0$ eş değer gerinim hızı ve referans gerinim hızını temsil etmektedir. Ayrıca T anlık malzeme sıcaklığını, T_m malzemenin erime sıcaklığını ve T_0 ortam sıcaklığını belirtmektedir. Johnson-Cook malzeme modelinde beş sabit bulunmaktadır ve her malzeme için farklı değerlere sahiptir (Pang, 2012).

- A başlangıç akma mukavemeti

- B ve n gerinim sertleşmesi sabitleri
- C deformasyon hızı sabiti
- m termal yumuşama etkisi sabiti

4. DİK KESME VE EĞİK KESME

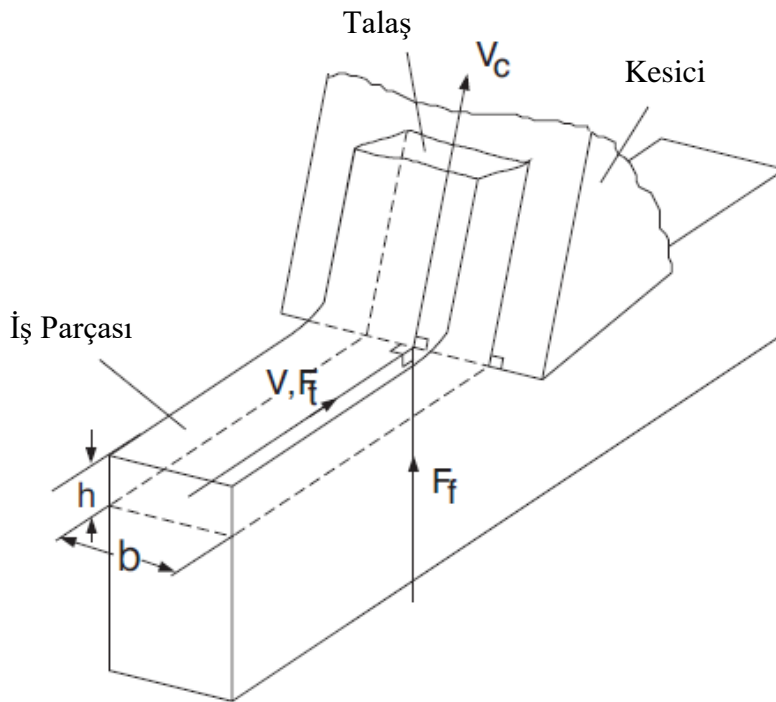
Kesme işlemi, iş parçasının istenilen ölçü, şekilde ve yüzey kalitesine sahip olması için ham malzemeden talaş formunda katmanın kaldırılması işlemidir. Kesme kenarından iş malzemesi yüzeyine uzanan dar bir plastik deformasyon bölgesi ile sınırlanmış kayma süreci ile talaş oluşturulmaktadır. Talaşın oluşturduğu bu dar bölgeye birincil kayma bölgesi denir. Ayrıca Şekil 4.1’de görüldüğü gibi, iki deformasyon bölgesi daha mevcuttur (Pang,2012).



Şekil 4.1. Deformasyon Bölgeleri (Altıntaş, 2012)

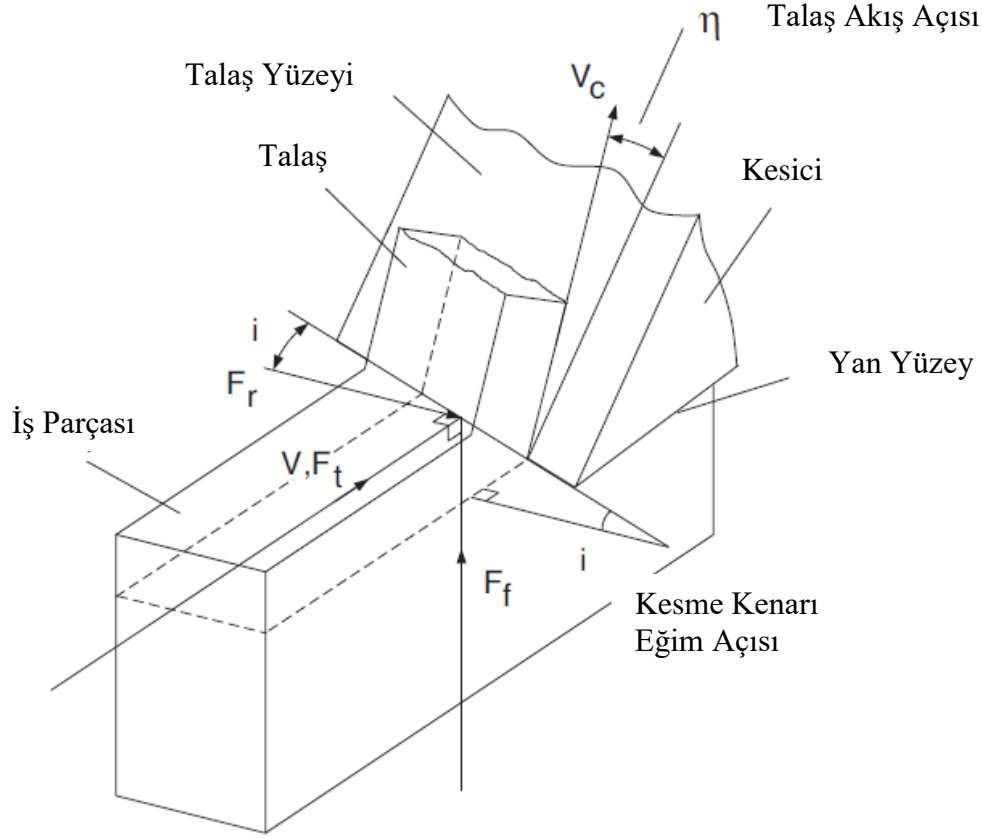
Kesici kenarı malzeme içine nüfuz ettikçe, kesici önündeki malzeme talaş oluşturmak için birincil deformasyon bölgesi üzerinden kesilir. Kesilen malzeme, talaş, kısmi olarak deforme olur ve kesicinin talaş yüzeyi boyunca hareket etmektedir. Bu bölgeye ikincil deformasyon bölgesi denilmektedir. Kesici yan yüzeyinin yeni işlenen malzemeye sürtüdüğü sürtünme alanına üçüncül deformasyon bölgesi denilmektedir (Altıntaş, 2012).

Dik kesmede, malzeme kesici-iş malzemesi göreceli hareketine ve iş malzemesinin yan yüzeyine dik olarak kesme kenarı tarafından kaldırılmaktadır. Kesme kenarı kesici ve iş malzemesinin göreceli hareketine dik konumlandırılarak ayarlanmaktadır ve gerinim durumu iki boyutludur. (Özel ve Davim, 2009). Şekil 4.2’de gösterildiği gibi kesme genişliği, b ve kesme derinliği, h olan metal talaş malzemedan kesilerek uzaklaştırılmaktadır. Dik kesmede, kesme, kesme kenarı boyunca düzenli olarak varsayılmaktadır ve malzemenin yan yayılması olmayan iki boyutlu düzlemsel gerinim deformasyondur. Sonuç olarak, kesme kuvvetleri kesme hızı ve deforme olmamış talaş kalınlığı yönündedir. Bu kuvvetler teğet kuvvet F_t ve ilerleme kuvveti F_f olarak belirtilmektedir (Altıntaş,2012).



Şekil 4.2. Dik Kesme Geometrisi (Altıntaş, 2012)

Eğik kesmede, Şekil 4.3'te gösterildiği gibi dik kesmeden farklı olarak eğik kesmede, kesme kenarı bir eğim açısı, i ile konumlandırılmıştır. Dik kesmedeki teğet ve ilerleme kuvvetlerine ek olarak radyal kuvvet, F_r oluşmaktadır (Altıntaş, 2012).



Şekil 4.3. Eğik Kesme Geometrisi (Altıntaş, 2012)

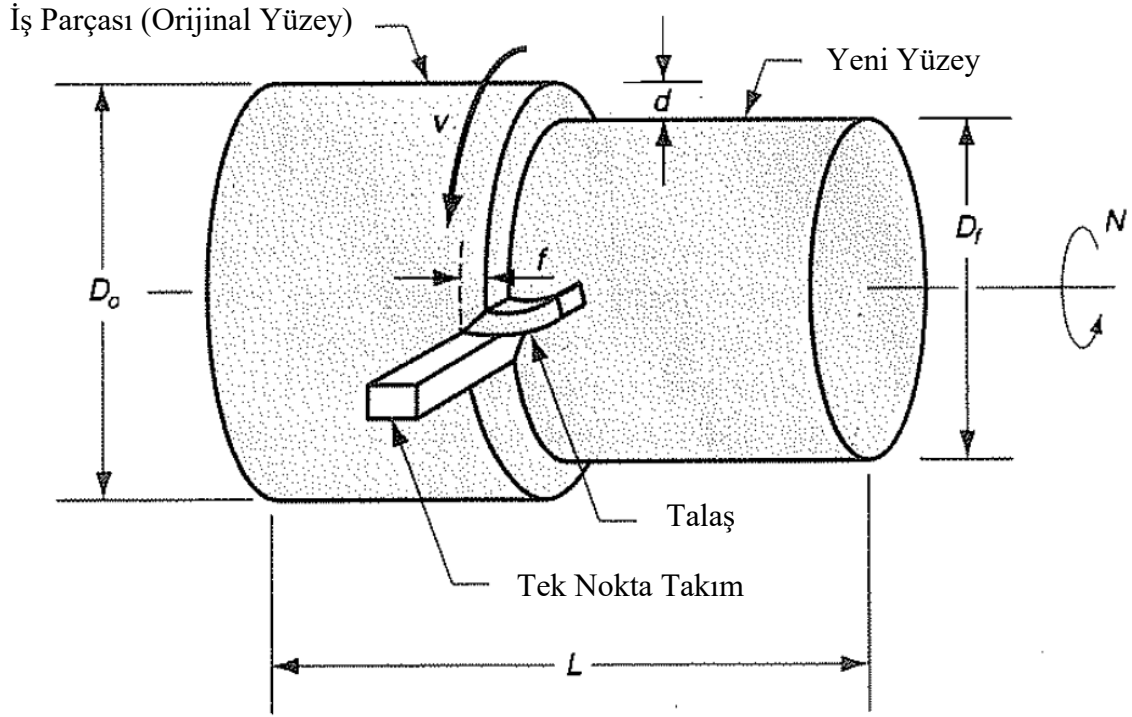
Günümüzde, endüstride birçok kesme süreci eğik kesme sürecidir. Ancak, dik kesme işlemi kesmenin mekaniğini ve deneysel olarak kesme işleminde malzeme tepkisini anlayabilmek için araştırmacılar tarafından daha çok tercih edilen kesme tipi olmuştur (Pang, 2012).

Dik kesme ve eğik kesmeyi birbiriyle geometrik olarak ilişkilendirmek mümkündür. Dik kesme ve eğik kesme arasındaki geometrik ilişki ilerleyen bölümlerde aktarılmıştır.

5. TORNALAMA VE TORNALAMA TEKNOLOJİSİ

5.1. Tornalama ve İlgili Operasyonlar

Tornalama, dönen silindirik bir iş parçasının yüzeyinden tek noktalı kesici ile malzeme kaldırılan talaşlı imalat sürecidir. Tornalama, verilen dönme hızlarında iş parçasına güç sağlayan ve kesicinin belirtilen kesici ilerlemesi ve kesme derinliğinde hareket etmesini sağlayan ve torna adı verilen bir makinede gerçekleştirilmektedir (Groover, 2007).



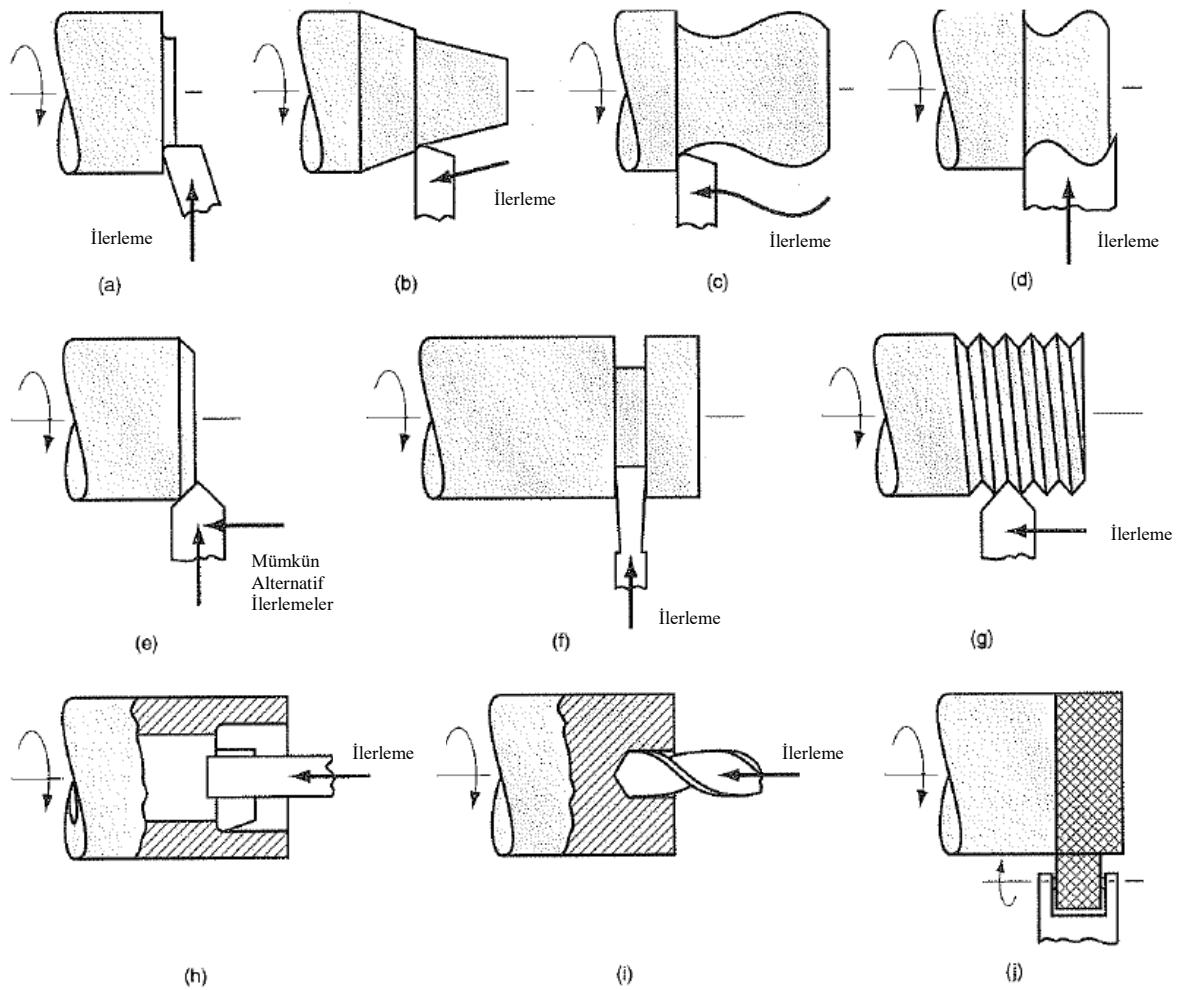
Şekil 5.1. Tornalama Geometrisi (Groover, 2007)

Tornalamaya ek olarak birçok operasyon torna tezgâhlarında gerçekleştirilebilmektedir. Bunlarda bazıları alın tornalama, konik tornalama, kontur tornalama, pah kırma, kesme ve dilimleme, dış çekme, iç çap tornalama, delik delme gibi operasyonlardır.

- Alın Tornalama: Kesici takımın dönen iş parçasının bir ucunda düz yüzey yaratmak için radyal olarak ilerlemesiyle yapılmaktadır (Şekil 5.2a)

- Konik Tornalama: Kesicinin iş parçasının dönme eksenine paralel ilerlemesinin yerine, kesicinin konik yüzey oluşturmak için açılı olarak hareket ettirilmesiyle gerçekleşmektedir (Şekil 5.2b).
- Kontur Tornalama: Kesicinin iş parçası üzerinde dönme eksenine paralel ilerlemesi yerine, dönen parçanın üzerinde kontur yaratmak için bir kontur takip ederek ilerlemesine kontur tornalama denmektedir (Şekil 5.2c).
- Şekil Tornalama: İş parçanın şekli verilmiş kesici ile iş parçası üzerine radyal olarak daldırılarak yapılmaktadır (Şekil 5.2d)
- Pah Kırma: Silindirik iş parçası üzerindeki köşeye bir açı ile kesici kenarı ile kesilmesidir (Şekil 5.2e).
- Kesme ve Dilimleme: Kesici takımın dönen iş parçası boyunca herhangi bir yerinden radyal olarak ilerleyerek parçayı kesmesi veya koparması işlemidir (Şekil 5.2f).
- Diş Çekme: Diş çekme takımın parçanın dönme eksenine paralel olarak büyük etkin bir ilerleme ile hareket ettirilerek parça yüzeyine diş açılması işlemidir (Şekil 5.2g).
- İç Çap Tornalama: İş parçasının iç çapının parçanın dönme eksenine paralel olarak kesilmesi işlemidir (Şekil 5.2h).
- Delik Delme ve Raybalama: Torna tezgâhı üzerinde iş parçasının dönme eksenini yönünde matkap ilerletilerek delik açılabilir. Raybalama işlemi de benzer olarak gerçekleştirilmektedir (Şekil 5.2i).
- Tırtıl Çekme: Malzeme kaldırılmadığı için talaşı imalat operasyonu sayılmamaktadır ancak metal şekillendirme operasyonu olarak kabul edilir. İş parçası yüzeyine dikdörtgensel çapraz hatlı desenler oluşturmak için yapılmaktadır (Şekil 5.2j).

Torna tezgâhında gerçekleştirilen birçok operasyonda tek nokta kesiciler kullanılmaktadır. Tornalama, alın tornalama, konik tornalama, kontur tornalama, pah kırma ve iç çap tornalama gibi operasyonların tamamı tek nokta kesiciler kullanılarak gerçekleştirilmektedir. Diş çekme operasyonu diş geometrisinde tasarımı yapılan özel tek nokta kesiciler ile gerçekleştirilmektedir. Bazı operasyonlarda tek nokta kesicilerinden farklı kesiciler kullanılmaktadır. Şekil tornalama özel olarak tasarımı yapılan şekilli kesiciler ile yapılmaktadır. Kesme ve dilimleme takımları da bu sınıfa girmektedir. Delik delme ve raybalama da matkap ve rayba ile gerçekleştirilmektedir (Groover, 2007).



Şekil 5.2. Torna Tezgâhında Gerçekleştirilen Operasyonlar a) Alın Tornalama, b) Konik Tornalama, c) Kontur Tornalama, d) Şekil Tornalama, e) Pah Kırma, f) Kesme Dilimleme, g) Dış Çekme, h) İç Çap Tornalama, i) Delik Delme ve Raybalama, j) Tırtıl Çekme (Groover, 2007)

5.2. Tornalamada Kesme Koşulları

Tornalamada dönme hızı silindirik iş parçası yüzeyinde istenilen kesme hızı ile ilişkilendirilmektedir. Dönme hızı N (d/dk), kesme hızı V (m/dk) ve parçanın ilk çapı D_0 (m) ile gösterilmektedir.

$$N = \frac{V}{\pi D_0} \quad (5.1)$$

Tornalama operasyonunda kesme derinliği d ile belirlenen oranda iş parçasının başlangıç çapı D_0 değişerek final çapı D_f olmaktadır.

$$D_f = D_0 - 2d \quad (5.2)$$

Tornalamada ilerleme f genel olarak mm/d olarak ifade edilmektedir. Bu ilerleme lineer yol alma oranı f_r (mm/dk) olarak da ifade edilebilmektedir.

$$f_r = Nf \quad (5.3)$$

Tornalamada kesme zamanı T_m (dk) iş parçası boyu L (m) ile ilişkilendirilebilmektedir.

$$T_m = \frac{\pi D_0 L}{fv} \quad (5.4)$$

Hacimsel malzeme kaldırma oranı kesme parametrelerinden kesme hızı V , ilerleme f ve kesme derinliği d ile ifade edilebilmektedir. Hacimsel malzeme kaldırma oranının birimi mm^3/dk olmaktadır (Groover, 2007).

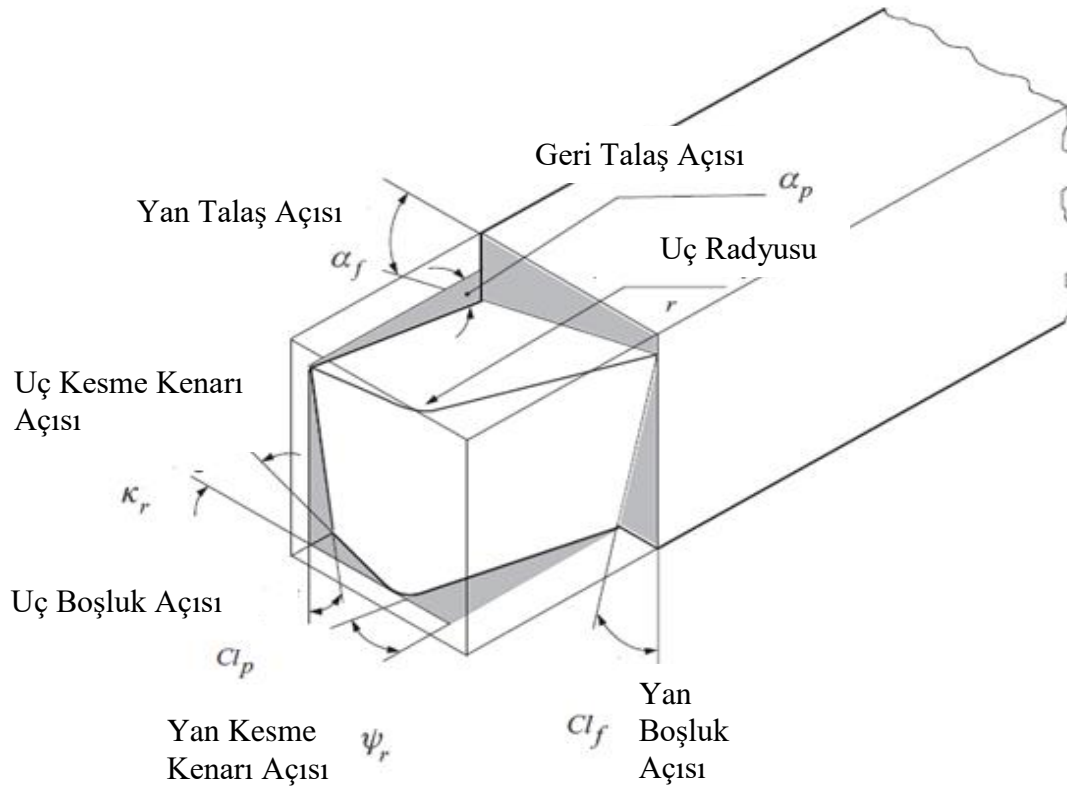
$$Q_c = vfd \quad (5.5)$$

Tornalama yapılacak iş parçası için doğru ve uygun kesme parametreleri belirlemek operasyonun verimli ve sorunsuz olması açısından son derece önem taşımaktadır.

5.3. Tornalamada Kesici Geometrileri

Tornalamada kesicinin önemli geometrik parametreleri kesici uç yarıçapı, yan talaş açısı, geri talaş açısı ve yan kesme kenarı açılarıdır (Şekil 5.3). Talaş kesicinin talaş yüzeyinden kaymaktadır. Yan talaş açısı kesme kenarına doğru eğimlidir, ancak geri talaş açısı uca doğru, iş parçası yüzeyine dik olan eğimi göstermektedir. Dik kesmede, geri talaş açısı sıfır derecedir ve sadece yan talaş açısı kullanılmaktadır. Kesici takımlar talaş açılarının konumlamasına bağlı olarak pozitif, nötr veya negatif olarak belirtilmektedir. Pozitif talaş açıları daha büyük kayma düzlemi açısı yaratarak kesme kuvvetlerini düşürmeye yardımcı olmaktadır. Ayrıca pozitif talaş açıları talaşı iş parçasından uzaklaştırarak daha iyi bir yüzey oluşturmaktadır. Negatif kesiciler kayma düzlemi açısını küçülterek pozitif kesicilere göre

aynı kesme koşullarında daha büyük kuvvetler oluşturmaktadır. Ancak, darbeli kesimlerde negatif kesiciler pozitif kesicilere göre darbeye direnci daha yüksektir (Altıntaş, 2012).



Şekil 5.3. Tornalama Takımı Geometrisi (Altıntaş, 2012)

Zhang ve Guo (2015) tornalamada kesme kuvvetlerini hesaplayabilmek için torna takımı üzerindeki açıları belirlemiş ve dik kesme modelinden tornalamaya dönüşüm için kullanmışlardır.

Geometrik dönüşümlerde kesici yanaşma açısı ψ_r , yan talaş açısı α_f , geri talaş açısı α_p , dik talaş açısı α_0 , normal talaş açısı α_n , sürtünme açısı β_a , normal sürtünme açısı β_n , normal kayma düzlemi açısı ϕ_n , eğim açısı i ve talaş akış açısı η olarak belirtilmiştir (Zhang ve Guo, 2015).

$$\tan i = -\tan \alpha_p \cos \psi_r - \tan \alpha_f \sin \psi_r \quad (5.6)$$

$$\tan \alpha_0 = -\tan \alpha_p \sin \psi_r + \tan \alpha_f \cos \psi_r \quad (5.7)$$

$$\tan \alpha_n = \tan \alpha_0 \cos i \quad (5.8)$$

$$\tan \beta_n = \tan \beta_a \cos i \quad (5.9)$$

$$\tan \eta = \tan i \left(\frac{\cos \alpha_n}{\tan(\phi_n + \beta_n)} + \sin \alpha_n \right) \quad (5.10)$$

Stabler kuralına göre talaş akış açısı eğim açısına eşit kabul edilmektedir (Altıntaş,2012).

Bu çalışmada talaş akış açısı Stabler kuralına göre eğim açısına eşit olarak kabul edilmiş ve hesaplamalar bu varsayım ile yapılmıştır.

$$\eta = i \quad (5.11)$$

Etkin talaş açısı talaş akış hızı vektörü ve kesme hızı vektörünü içeren düzlemde ölçülen kesme hızına dik çizgi ile talaş yüzeyi arasında kalan açıdır (Juneja, 2005).

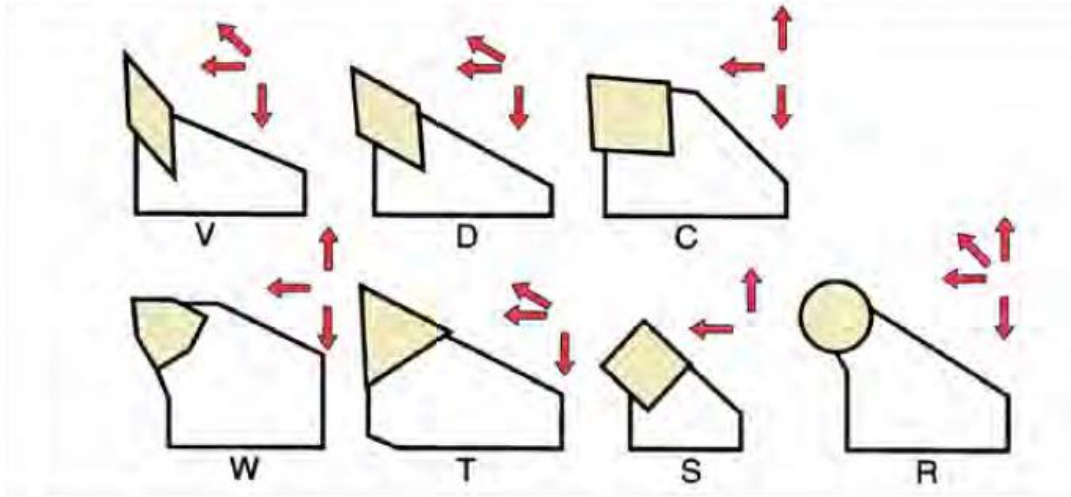
$$\alpha_{eff} = \sin^{-1}(\sin i \sin \eta + \cos i \cos i \sin \alpha_n) \quad (5.12)$$

Stabler kuralına göre talaş akış açısı η ve eğim açısı λ_s eşit olmasından dolayı etkin talaş açısı α_{eff} eğim açısı ve normal talaş açısı cinsinden ifade edilmektedir.

$$\alpha_{eff} = \sin^{-1}(\sin^2 i + \cos^2 i \sin \alpha_n) \quad (5.13)$$

5.4. Kesici Tipleri

Kesici takım firmaları Şekil 5.4'te gösterildiği gibi birçok değişik şekillerde kesici uçlar üretmektedir.

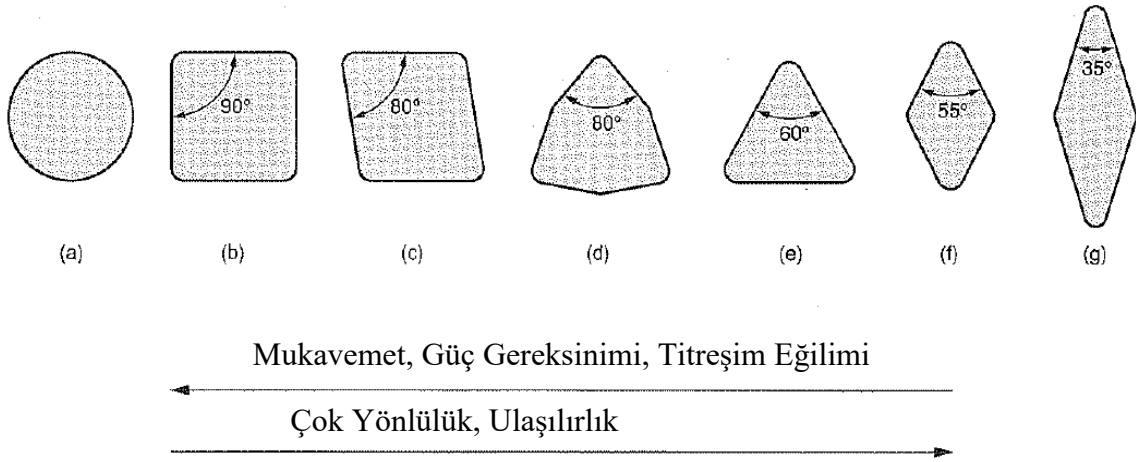


Şekil 5.4. Kesici Uç Tipleri (Smith, 2008)

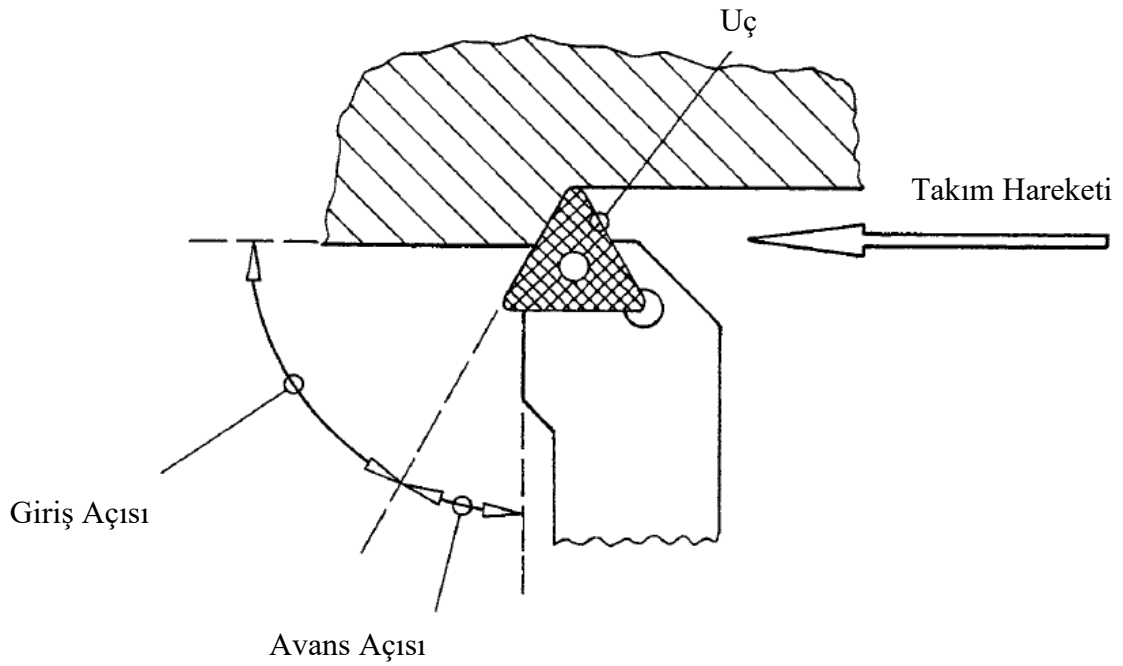
Kesici uçlar takımın ulaşılabilirliği göz önünde bulundurularak Şekil 5.6'te gösterildiği gibi talaşa giriş açlarına göre seçilmektedir. Bu durum göz önünde bulundurularak mukavemet ve ekonomik sebeplerden dolayı kesilecek bölgeye uygun en büyük uç seçilmelidir. Kesilecek bölgelerdeki radyuslara uygun olarak belirlenmelidir.

Kesici takım firmaları tarafından üretilen kesici uçlar çeşitli standartlara göre isimlendirilmektedir. Kesici uçlar tiplerine göre, kesici uç toleranslarına göre, uç açlarına göre, kesici malzemeleri, uç kaplaması ve talaş kırıcı geometrilerine göre sınıflandırılmıştır. Bu uçlardan uygulamaya bağlı olarak en uygun uç kataloglardan seçilmektedir. Kesici uç tipleri temel olarak Şekil 5.4'te gösterildiği gibi V, D, C, W, T, S ve R olarak sıklıkla kullanılan standart kesici uç tipleridir.

Uygulamaya bağlı olarak kesici uç seçiminde mukavemet, güç gereksinimi, titreşim eğilimi, ulaşılabilirliği ve çok yönlülüğü önemli etkenlerdendir. Şekil 5.5'te gösterildiği gibi kesici uçlar arasında R tipi uç, geometrisi sebebiyle V tipi uca göre daha mukavemettir ancak R tipi ucun titreşim eğilimi V tipi uca göre daha fazladır.



Şekil 5.5. Kesici uçlar a) R tipi b) S tipi c) C tipi d) W tipi e) T tipi f) D tipi g) V tipi uçlar (Groover, 2007)

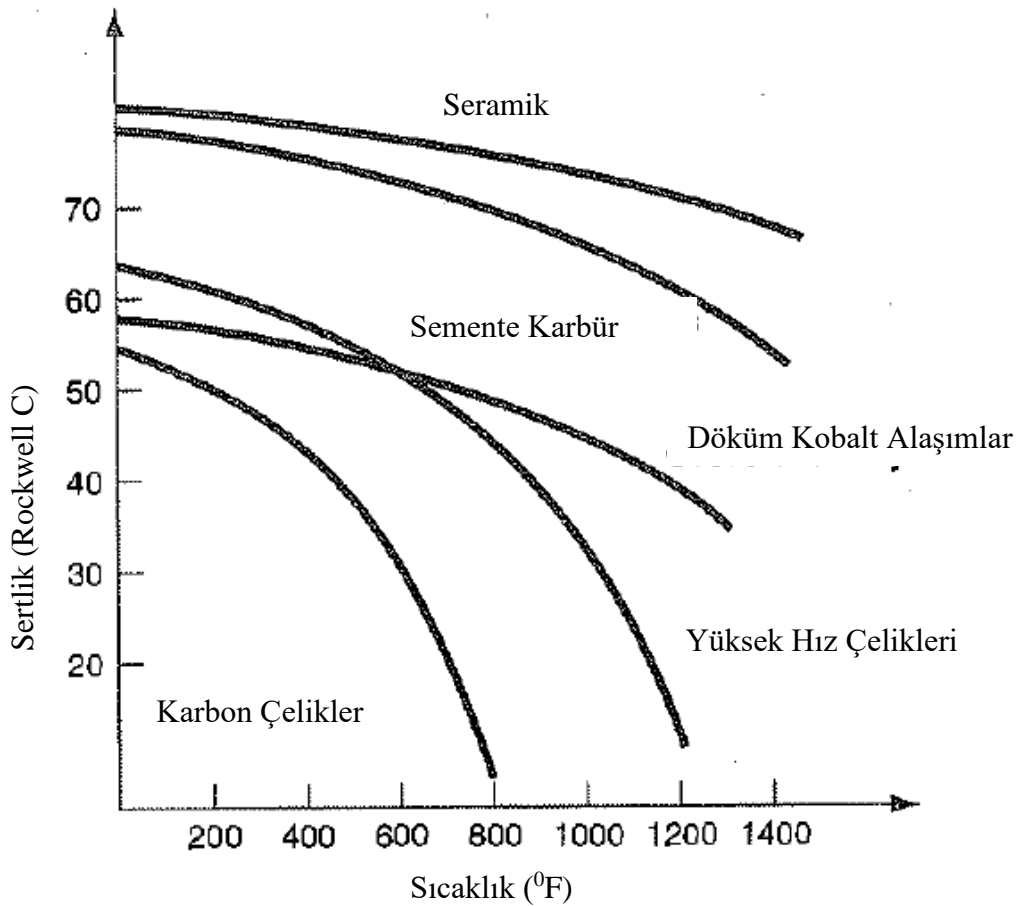


Şekil 5.6. Kesici Uç Talaşa Giriş Açısı (Smith, 2008)

5.5. Kesici Uç Malzemeleri

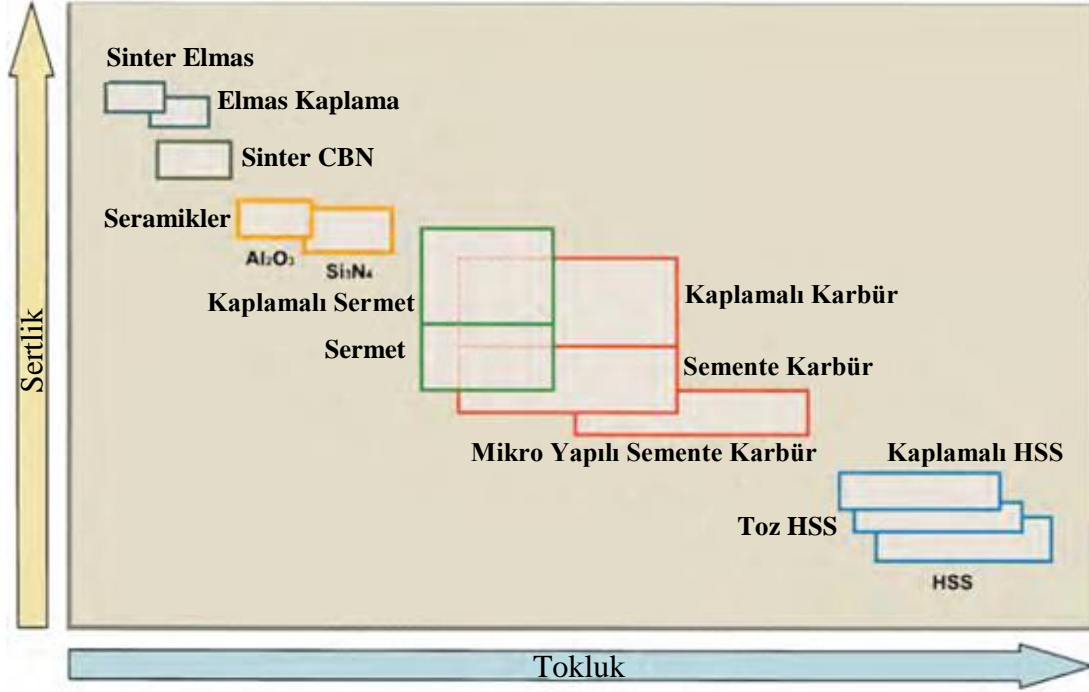
Kesici uçlar yüksek sıcaklık, sürtünme ve dinamik gerilme gibi ciddi koşullarda çalışmaktadır. Sonuç olarak, kesici uçlar bahsedilen koşullara yeteri kadar dayanacak kadar güçlü olmalıdır. İdeal kesici uçlar, kesme anında oluşan yüksek sıcaklıklarda sertliğini korunmalıdır. Farklı kesici uç malzemelerinin Şekil 5.7'de gösterildiği gibi yüksek

sıcaklıklardaki sertlikleri farklıdır. Statik ve dinamik yüklere dayanabilmesi için yüksek mukavemete ve tokluğa sahip olmalıdır. Ancak yüksek sertlik gereğinden dolayı tokluk sınırlı olmaktadır (Şekil 5.8). İdeal kesici uçlar tekrar eden yüklere karşı yüksek mukavemete sahip olmalıdır. Mekanik ve termal aşınmaya karşı koymasını için yüksek aşınma direncine sahip olmalıdır. Ayrıca, kesici uçlar kimyasal olarak iş malzemesi ile kimyasal tepkimeye girmemelidir. Özellikle kesme sıvısının kesme anında ani açılması sebebiyle termal şoklar dayanıklı olmalıdır. Kesme kenarından ısıyı verimli bir şekilde hızlı bir şekilde iletmek için yüksek termal iletkenliğe sahip olmalıdır. Kesme kuvvetleri ve güç gereksinimini düşürmek ve kesici-talaş ara yüzünde minimum aşınma olması için düşük sürtünme katsayısına sahip olmalıdır. Ekonomik sebeplerden dolayı ucuz, yüksek ömürlü ve tekrar bilenebilir olmalıdır (Youssef vd., 2012).



Şekil 5.7. Kesici Uçların Sertlik-Sıcaklık Eğrisi (Groover, 2007)

Kesici uçlar malzemeleri yüksek hız çelikleri, karbürler, sermetler, seramikler, kübik boron nitratlar ve elmaslar olarak çeşitlilik göstermektedir.



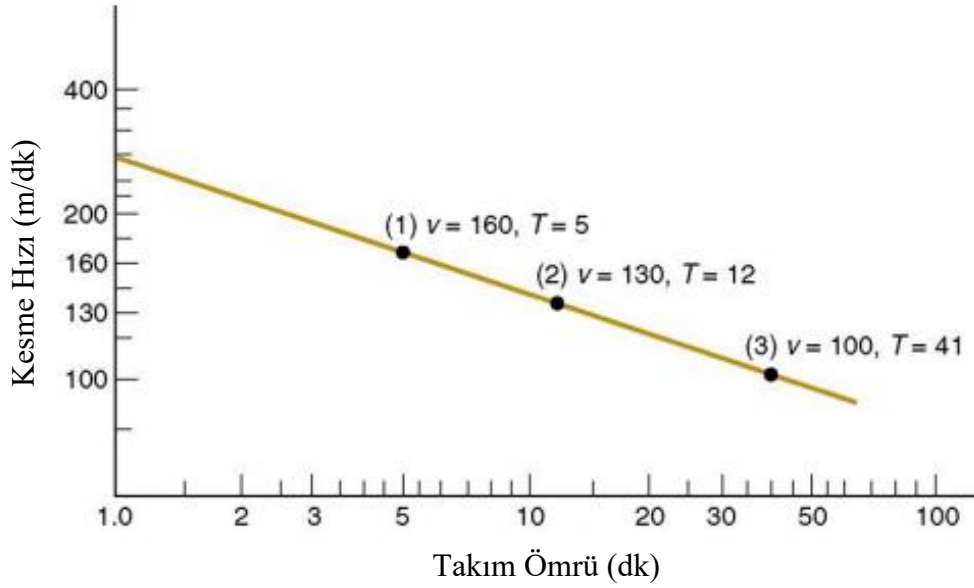
Şekil 5.8. Malzemelerine Göre Kesici Uçların Sertlik ve Tokluk Karşılaştırması (Smith, 2008)

5.6. Kesici Takım Ömrü

Kesici takım ömrü veya kesme kenarı dayanımı kesici ucun talaş kaldıradığı toplam zaman olarak tanımlanmaktadır.

Kesme hızı V , kesici takım ömrünü etkileyen en önemli faktördür. Kullanışlı kesme hızı aralıklarında, kesme hızı arttıkça takım ömrü azalmaktadır. Taylor (1906) T - V ilişkisini yüksek hız çeliği kullanarak çeşitli çelikler keserek deneysel olarak kurmuştur. Kesme hızı V (m/dk), takım ömrü T (dk) ve n , C Taylor üssü ve Taylor sabiti olarak belirtilmektedir.

$$VT^n = C \quad (5.14)$$



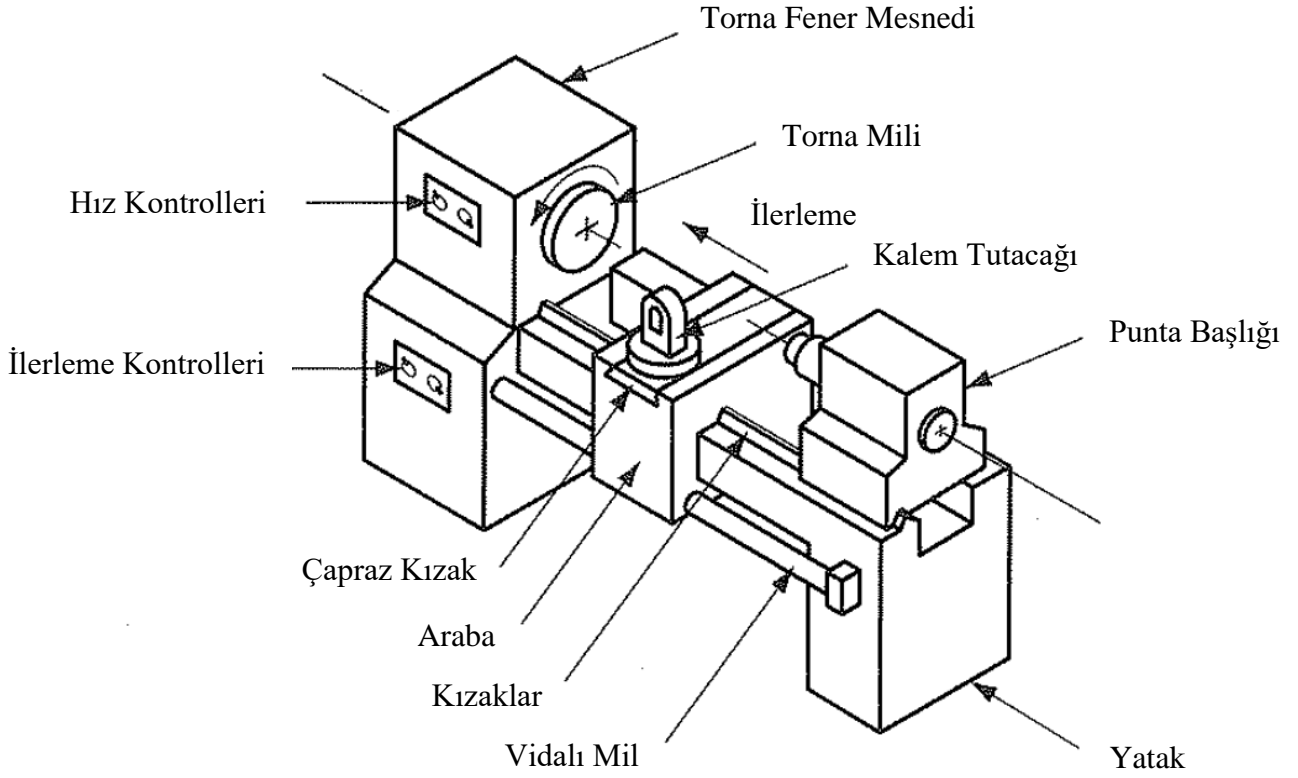
Şekil 5.9. Taylor Takım Ömrü Eğrisi (Anonim, 2016)

5.7. Torna Tezgâhları

Tornalama ve ilgili operasyonlarını gerçekleştirmek için kullanılan makineye torna tezgâhı denilmektedir.

Şekil 5.10'da torna tezgâhının önemli parçaları gösterilmektedir. Torna aynası kendisine bağlanan iş parçasını döndüren motor ve güç ünitelerine sahip bölümdür. Torna aynasının karşısında yer alan punta başlığı iş parçasını diğer ucundan desteklemek için kullanılmaktadır (Groover, 2007).

Kesici takım, araba üzerine monte edilen çapraz kızak üzerine bağlanmış kalem tutacağı tarafından tutulmaktadır. Araba, kesici takımı dönme eksenine paralel yönde torna tezgâhının kızakları boyunca ilerlemesini için tasarlanmıştır. Kızaklar, takım tezgâhına rijit bir şasi sağlayan torna tezgâhı yatağı üzerine yerleştirilmiştir (Groover,2007).



Şekil 5.10. Torna Tezgâhı (Groover, 2007)

Araba, istenilen ilerlemeyi elde etmek için uygun hızda dönen vidalı mil tarafından sürülmektedir. Çapraz kızaklar arabanın hareketine dik yönde ilerleme için tasarlanmıştır. Sonuç olarak, araba kesici takım iş parçası eksenine paralel olarak ilerleyerek çap tormalama işlemi yapılabilmektedir ve çapraz kızakların hareketi ile kesici takımın iş parçasına radyal olarak ilerlemesi sağlanmaktadır (Groover, 2007).

Torna tezgâhlarında ayna ekseni yatay bir eksen olduğu durumlarda torna tezgâhına yatay torna tezgâhı denilmektedir (Şekil 5.11). Eğer Şekil 5.12'deki gibi ayna ekseni dik ise bu tip tezgâhlara ise dik torna tezgâhı denilmektedir (Groover, 2007).



Şekil 5.11. Yatay Torna Tezgâhı (Okuma Machine Tools, 2016)



Şekil 5.12. Dik Torna Tezgâhı (Okuma Machine Tools, 2016)

6. KESME KUVVETİ MODELLEME YÖNTEMİ

6.1. Tornalamada Kesme Kuvvetleri Modeli

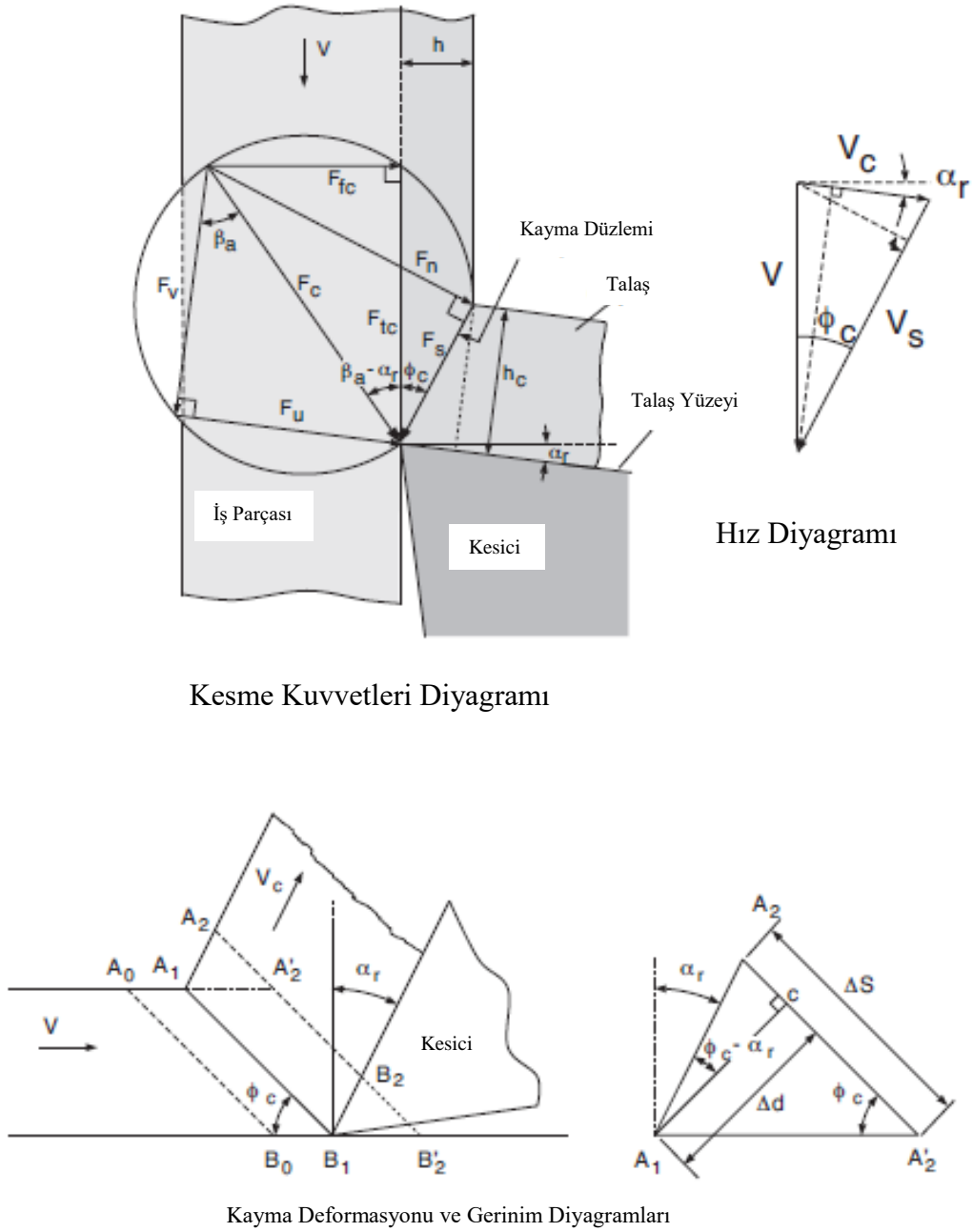
6.1.1. Dik kesmenin mekaniği

Dik kesmede deformasyon geometrisinin ve kesme kuvvetlerinin kesit görüntüsü Şekil 6.1’de gösterilmiştir. Kesme kenarının bir pah veya radyus olmaksızın keskin olduğu varsayılmış ve deformasyonun çok ince bir kayma düzleminde gerçekleştiği varsayılmıştır.

Kayma düzlemi açısı ϕ_c , kesme hızı V ile kayma düzlemi arasındaki açı olarak tanımlanmaktadır. Ayrıca, kayma gerilimi τ_s ve normal gerilim σ_s kayma düzlemi üzerinde sabit olduğu varsayılmıştır. Kayma düzleminde uygulanan talaş üzerindeki bileşke kuvvet F_c ile kesici eğim yüzeyinde kesici-talaş temas bölgesi üzerinde kesiciye uygulanan F_c kuvveti dengededir. Talaş-talaş yüzeyi temas bölgesinde ortalama sabit sürtünme varsayılmıştır. Üçüncül deformasyon bölgesinde oluşan temas kuvvetlerinin sıfır olduğu varsayılmış ve tüm kesme kuvvetleri kesme süreci ve talaş-talaş yüzeyi temasından kaynaklandığı varsayılmıştır. Kuvvet dengesinden bileşke kuvvet R ilerleme F_{fc} ve teğet F_{tc} kesme kuvvetlerinden oluşmaktadır (Altıntaş, 2012).

$$R = \sqrt{F_{tc}^2 + F_{fc}^2} \quad (6.1)$$

İlerleme kuvveti deforme olmamış talaş kalınlığı yönünde ve teğet kesme kuvveti kesme hızı yönündedir. Kesici üzerine etki eden kesme kuvvetleri talaş üzerine etki eden kesme kuvvetleri ile aynı büyüklükte fakat zıt yönlüdür (Altıntaş, 2012).



Kesme Kuvvetleri Diyagramı

Kayma Deformasyonu ve Gerinim Diyagramları

Şekil 6.1. Dik Kesmenin Mekanik (Altıntaş, 2012)

6.1.1.1. Birincil kesme bölgesi

Şekil 6.1'de gösterilen dik kesme geometrisinde kayma düzlemine etki eden kayma kuvveti F_s bileşke kuvvet R , kayma düzlemi açısı ϕ_c , ortalama sürtünme açısı β_a ve talaş açısı α_r cinsinden bulunabilmektedir. Ayrıca kayma kuvveti teğet kesme kuvveti ve ilerleme kuvveti cinsinden de hesaplanabilmektedir.

$$F_s = R \cos(\phi_c + \beta_a - \alpha_r) \quad (6.2)$$

$$F_s = F_{tc} \cos \phi_c - F_{fc} \sin \phi_c \quad (6.3)$$

Benzer bir şekilde kayma düzlemine etki eden normal kuvvet bileşke kuvvet, kayma düzlemi açısı, ortalama sürtünme açısı ve talaş açısı cinsinden hesaplanabilmektedir. Ayrıca normal kuvvet teğet kuvvet ve ilerleme kuvveti cinsinden de hesaplanabilmektedir.

$$F_n = R \sin(\phi_c + \beta_a - \alpha_r) \quad (6.4)$$

$$F_n = F_{tc} \sin \phi_c + F_{fc} \cos \phi_c \quad (6.5)$$

Kayma düzleminde düzgün gerilme dağılımı varsayımı ile kayma gerilmesi kayma kuvveti ve kayma düzlemi alanı A_s cinsinden hesaplanabilmektedir.

$$\tau_s = \frac{F_s}{A_s} \quad (6.6)$$

$$A_s = b \frac{h}{\sin \phi_c} \quad (6.7)$$

Kesme genişliği b ve deforme olmamış talaş kalınlığı h ve kesme hızı V ile kayma düzlemi arasındaki kayma düzlemi açısı ϕ_c ile gösterilmektedir. Kayma düzlemindeki normal gerilme σ_s ise normal kuvvete bağlı olarak hesaplanmaktadır.

$$\sigma_s = \frac{F_n}{A_s} \quad (6.8)$$

Kesme hızı V Şekil 6.1'de gösterildiği gibi iki bileşene ayrılmaktadır. Malzeme iş parçasından kayma hızı V_s ile kesilmektedir.

$$V_s = V \frac{\cos \alpha_r}{\cos(\phi_c - \alpha_r)} \quad (6.9)$$

Kayma düzleminde harcanan ve ısıya dönüşen kayma gücü kayma kuvveti ve kayma hızına bağlı olarak hesaplanabilmektedir.

$$P_s = F_s V_s \quad (6.10)$$

$$P_s = m_{chip} c_s (T_s - T_r) \quad (6.11)$$

Malzeme kaldırma oranı m_c [kg/s], iş parçası için özgül ısı katsayısı c_s [Nm/kg⁰C] ve ortam sıcaklığı T_r olarak gösterilmektedir. Kesme koşullarına bağlı malzeme kaldırma oranı kesme derinliği, kesme hızı, ilerleme ve malzeme yoğunluğuna bağlı olarak bulunmaktadır. Diğer bir yöntem ile malzeme kaldırma oranı hacimsel malzeme kaldırma oranı Q_c [m³/s] ve malzeme yoğunluğunun çarpımı olarak bulunmaktadır.

$$m_{chip} = Q_c \rho \quad (6.12)$$

$$Q_c = bhV \quad (6.13)$$

Boothroyd (1963) plastik deformasyonun bir kısmının sonlu kalınlıktaki kayma düzleminin ötesinde gerçekleştiğini ve harcanan ısının bir kısmının iş parçasında ve talaşta harcandığını belirtmiştir.

$$T_s = T_r + \lambda_h (1 - \lambda_s) \frac{P_s}{m_c c_s} \quad (6.14)$$

Denklem (6.14)'te yer alan λ_h ($0 < \lambda_h \leq 1$) ince kayma bölgesi dışında yapılan plastik işi değerlendiren faktördür ve λ_s iş malzemesine iletilen ısının oranıdır. Karbon çelikleri için ortalama olarak $\lambda_h \approx 0.7$ olarak alınmıştır. İş malzemesine iletilen ısı oranı deneysel olarak değerlendirilen ampirik eşitliklerle bulunmaktadır.

$$\lambda_s = 0.5 - 0.35 \log(R_T \tan \phi_c) \quad \text{for} \quad 0.04 \leq R_T \tan \phi_c \leq 10 \quad (6.15a)$$

$$\lambda_s = 0.3 - 0.15 \log(R_T \tan \phi_c) \quad \text{for} \quad R_T \tan \phi_c \geq 10 \quad (6.15b)$$

Denklemlerde yer alan birimsiz termal sayı olan R_T , iş malzemesinin termal iletkenliği c_t [W/(m⁰C)], iş malzemesi yoğunluğuna ρ [kg/m³], kesme hızı V [m/s], ilerleme h [mmpr] ve iş malzemesinin özgül ısı katsayısı c_s [Nm/kg⁰C] değerlerine bağlı olarak bulunmaktadır.

$$R_T = \frac{\rho c_s V h}{c_t} \quad (6.16)$$

Burada önemli olan iş malzemesine transfer edilen ısı miktarının toplam üretilen ısı miktarından büyük olamayacağıdır. Kayma düzlemine negatif ısı akışının mümkün olmamasıdır.

Talaş deformasyon geometrisinden kayma düzlemi uzunluğu L_c geometrik eşitliklerle bulunmaktadır.

$$L_c = \frac{h}{\sin \phi_c} = \frac{h_c}{\cos(\phi_c - \alpha_r)} \quad (6.17)$$

Talaş sıkıştırma oranı r_c , deforme olmamış talaş kalınlığının deforme olmuş talaş kalınlığına bölünerek bulunmaktadır.

$$r_c = \frac{h}{h_c} \quad (6.18)$$

Kayma düzlemi açısı ϕ_c , talaş açısı α_r ve talaş sıkıştırma oranı r_c değişkenlerine bağlı bir fonksiyon olarak talaş oluşum geometrisinden bulunmaktadır.

$$\phi_c = \tan^{-1} \frac{r_c \cos \alpha_r}{1 - r_c \sin \alpha_r} \quad (6.19)$$

Kayma gerinimi ve kayma gerinimi hızı metal kesme işleminde, standart çekme testlerinden veya metal şekillendirme operasyonlarından önemli oranda daha büyüktür.

6.1.1.2. İkincil kesme bölgesi

Kesicinin talaş yüzeyine etki eden kesme kuvvetinin iki bileşeninden normal kuvveti F_v ve sürtünme kuvveti F_u , talaş açısı α_r , ilerleme kuvveti F_{fc} ve teğet kuvvet F_{tc} kuvvetlerine bağlı olarak bulunmaktadır.

$$F_v = F_{tc} \cos \alpha_r - F_{fc} \sin \alpha_r \quad (6.20)$$

$$F_u = F_{tc} \sin \alpha_r + F_{fc} \cos \alpha_r \quad (6.21)$$

Dik kesme analizinde, talaş kesici üzerinde ortalama ve sabit bir sürtünme katsayısı μ_a ile kaymakta olduğu varsayılmıştır. Gerçek durumda, talaş kesicinin talaş yüzeyine bir süreliğine yapışmakta ve daha sonra kesicinin talaş yüzeyinden sabit bir sürtünme katsayısı ile kaymaktadır. Talaş yüzeyindeki ortalama sürtünme katsayısı Şekil 6.1’de gösterilen deformasyon geometrisinden normal kuvvet F_v ve sürtünme kuvveti F_u kuvvetlerine bağlı olarak hesaplanabilmektedir.

$$\mu_a = \tan \beta_a = \frac{F_u}{F_v} \quad (6.22)$$

Sürtünme açısı β_a alternatif olarak teğet kuvvet F_{tc} ve ilerleme kuvveti F_{fc} değerlerine bağlı olarak bulunabilmektedir.

$$\beta_a = \alpha_r + \tan^{-1} \frac{F_{fc}}{F_{tc}} \quad (6.23)$$

Deforme olmuş talaş Şekil 6.1’deki hız grafiğinde gösterilen V_c hızı ile kesicinin talaş yüzeyinden kaymaktadır.

$$V_c = r_c V = \frac{\sin \phi_c}{\cos(\phi_c - \alpha_r)} V \quad (6.24)$$

Kesici-talaş temas yüzeyinde harcanan sürtünme gücü P_u talaş hızı V_c ve F_u sürtünme kuvvetinin çarpımı ile bulunmaktadır.

$$P_u = F_u V_c \quad (6.25)$$

Kesme işleminden harcanan toplam güç P_{tc} kayma ve sürtünme bölgelerindeki toplam güce eşit olmaktadır.

$$P_{tc} = P_s + P_u \quad (6.26)$$

Kesme kuvvetlerinin ve hızlarının dengesinden, toplam güç fener mili motoru tarafından çekilen kesme gücüne eşittir.

$$P_{tc} = F_{tc}V \quad (6.27)$$

Sürtünme gücü kesici ve talaşın sıcaklığını arttırmaktadır. Denklem (6.25)'te gösterildiği gibi, kesme hızı arttıkça, sürtünme gücü ve sonuç olarak kesici sıcaklığı artmaktadır. Aşırı ısı kesici malzemesini yumuşatan ve aşınma ve kırılmayın hızlandıran, istenmeyen yüksek sıcaklıklara neden olmaktadır. Ancak üretim mühendisleri üretkenlik için yüksek malzeme kaldırma oranlarına ulaşabilmek amacıyla kesme hızını arttırmak istemektedirler.

Kesici-talaş ara yüzündeki harcanan sürtünme gücü ısıya dönüşmektedir. ΔT_c talaştaki ortalama sıcaklık artışıdır.

$$P_u = m_c c_s \Delta T_c \quad (6.28)$$

Boothroyd (1963) ve Stephenson (1989) kesici-talaş ara yüzünde sabit dikdörtgenel plastik bölge ile sabit yapışma sürtünme yükü varsayımlardır. Deneysel sıcaklık ölçümleri ve varsayılan plastik deformasyon bölgesi ile deneysel bir sıcaklık ilişkisine ulaşmışlardır.

$$\log \left(\frac{\Delta T_m}{\Delta T_c} \right) = 0.06 - 0.195 \delta \sqrt{\frac{R_T h_c}{l_t}} + 0.5 \log \left(\frac{R_T h_c}{l_t} \right) \quad (6.29)$$

Toplam temas uzunluğu l_t olan talaş yüzeyi-talaş ara yüzündeki talaşın maksimum sıcaklık artışı ΔT_m olarak gösterilmiştir. Birimsiz sayı δ kesici talaş yüzeyi-talaş ara yüzündeki plastik katman kalınlığının deforme olmuş talaş kalınlığına h_c oranıdır.

Talaş yüzeyi-talaş ara yüzündeki ortalama sıcaklık artışı T_{int} , ortalama kayma düzlemi sıcaklığı T_s , kesici-talaş temas bölgesi boyunca sıcaklık değişkenliğini değerlendiren deneysel bir sabit olan λ_{int} ve talaş yüzeyi-talaş ara yüzündeki talaşın maksimum sıcaklık artışı ΔT_m değerlerine bağlı olarak hesaplanabilmektedir.

$$T_{int} = T_s + \lambda_{int} \Delta T_m \quad (6.30)$$

Dik kesme geometrisinden, talaş-talaş yüzeyi temas uzunluğu yaklaşık olarak kayma düzlemi açısı ϕ_c , ortalama sürtünme açısı β_a , talaş açısı α_r ve h ilerleme değerlerine bağlı bir fonksiyon olarak hesaplanabilmektedir.

$$l_t = \frac{h \sin(\phi_c + \beta_a - \alpha_r)}{\sin \phi_c \cos \beta_a} \quad (6.31)$$

Kesici-talaş ara yüzündeki sıcaklık dağılımının tahmini aşırı kesici aşınması olmaksızın en uygun malzeme kaldırma oranını belirleyen maksimum kesme hızı ve ilerlemenin karar verilmesinde çok önemli olmaktadır.

6.1.2. Dik ve eğik kesmenin mekanik modellenmesi

Bölüm 6.1.1.1'de açıklanan ve denklem (6.2) ile ifade edilen kayma kuvveti kayma gerilimi ve kayma düzlemi açısının fonksiyonu olarak belirtilebilmektedir.

$$F_s = \tau_s b \frac{h}{\sin \phi_c} \quad (6.32)$$

Denklem (6.2)'de denklem (6.32) ile belirtilen kayma kuvvetini eşitliği yerine koyulursa bileşke kesme kuvveti R , kayma gerilimi, sürtünme açısı, kayma düzlemi açısı, kesme derinliği ve ilerleme değerlerine bağlı olarak ifade edilmektedir.

$$R = \frac{F_s}{\cos(\phi_c + \beta_a - \alpha_r)} = \tau_s b h \frac{1}{\sin \phi_c \cos(\phi_c + \beta_a - \alpha_r)} \quad (6.33)$$

Teğet ve ilerleme kuvvetleri bileşke kuvvet cinsinden ve kesme geometrisinde gösterilen talaş açısı ve sürtünme açısına bağlı olarak ifade edilmektedir.

$$F_{tc} = R \cos(\beta_a - \alpha_r) \quad (6.34)$$

$$F_{fc} = R \sin(\beta_a - \alpha_r) \quad (6.35)$$

Denklem (6.33)'ü denklem (6.34) ve (6.35)'te yerine koyulursa sırasıyla teğet ve ilerleme kuvvetlerini kesici geometrisi, malzeme özellikleri ve kesme koşullarına bağlı olarak bulunabilmektedir.

$$F_{tc} = bh \left[\tau_s \frac{\cos(\beta_a - \alpha_r)}{\sin \phi_c \cos(\phi_c + \beta_a - \alpha_r)} \right] \quad (6.36)$$

$$F_{fc} = bh \left[\tau_s \frac{\sin(\beta_a - \alpha_r)}{\sin \phi_c \cos(\phi_c + \beta_a - \alpha_r)} \right] \quad (6.37)$$

Teğet kesme kuvveti katsayısı K_{tc} ve ilerleme kuvveti katsayısı K_{fc} malzeme bağımlı değişkenlerin fonksiyonu olarak bulunmaktadır.

$$K_{tc} = \tau_s \frac{\cos(\beta_a - \alpha_r)}{\sin \phi_c \cos(\phi_c + \beta_a - \alpha_r)} \quad (6.38)$$

$$K_{fc} = \tau_s \frac{\sin(\beta_a - \alpha_r)}{\sin \phi_c \cos(\phi_c + \beta_a - \alpha_r)} \quad (6.39)$$

Sonuç olarak, mekanik olarak kesme kuvvetlerinin kesme koşulları ilerleme h ve kesme derinliği b ve kesme katsayıları K_{tc} ve K_{fc} değişkenlerine bağlı bir fonksiyon olarak gösterilmesi mümkündür.

$$F_t = K_{tc}bh \quad (6.40)$$

$$F_f = K_{fc}bh \quad (6.41)$$

Bölüm 6.1.1 ve 6.1.2’de anlatılan model çalışmasında üçüncül kesme bölgesi analizi basitleştirmek için değerlendirilmemiştir. Tüm kesme kuvvetlerinin birincil ve ikincil deformasyon bölgelerinden kaynaklandığı varsayılarak analizler yapılmıştır.

Tornalama operasyonu bu çalışmada eğik kesme olarak modellenmiştir. Eğik kesme modeli Altıntaş (2012) tarafından dik kesme test verilerinden elde edilen kayma düzlemi açısı ϕ_c , ortalama sürtünme açısı β_a ve kayma gerilimi τ_s değerlerini kullanarak özetlenmiştir.

Altıntaş (2012) dik kesmedeki kayma düzlemi açısının eğik kesmede normal kayma düzlemi açısına eşit olduğunu varsaymıştır ($\phi_c = \phi_n$). Ayrıca dik kesmedeki talaş açısının normal talaş açısına eşit olduğunu ($\alpha_r = \alpha_n$), Stabler talaş akış kuralına göre talaş akış açısı eğiklik açısına eşit ($\eta = 1$) ve sürtünme açısı β_a ve τ_s kayma geriliminin dik ve eğik kesmede verilen kesme hızı, ilerleme ve malzeme-kesici çifti için aynı olduğunu varsaymıştır.

Eğer Armarego (1985) tarafından kullanılan klasik eğik model değerlendirilirse, kuvvet ifadeleri geometrik ilişkileri kullanarak düzenlenmektedir (Altıntaş, 2012).

$$F_{tc} = bh \left[\frac{\tau_s}{\sin \phi_n} \frac{\cos(\beta_n - \alpha_n) + \tan i \tan \eta \sin \beta_n}{\sqrt{(\cos(\phi_n + \beta_n - \alpha_n))^2 + (\tan \eta)^2 (\sin \beta_n)^2}} \right] \quad (6.42)$$

$$F_{fc} = bh \left[\frac{\tau_s}{\cos i \sin \phi_n} \frac{\sin(\beta_n - \alpha_n)}{\sqrt{(\cos(\phi_n + \beta_n - \alpha_n))^2 + (\tan \eta)^2 (\sin \beta_n)^2}} \right] \quad (6.43)$$

$$F_{rc} = bh \left[\frac{\tau_s}{\sin \phi_n} \frac{\cos(\beta_n - \alpha_n) \tan i - \tan \eta \sin \beta_n}{\sqrt{(\cos(\phi_n + \beta_n - \alpha_n))^2 + (\tan \eta)^2 (\sin \beta_n)^2}} \right] \quad (6.44)$$

Sonuç olarak kesme katsayıları K_{tc} , K_{fc} ve K_{rc} dik kesme modelinden elde edilen kesme katsayılarından farklı olarak ifade edilmektedir.

$$K_{tc} = \frac{\tau_s}{\sin \phi_n} \frac{\cos(\beta_n - \alpha_n) + \tan i \tan \eta \sin \beta_n}{\sqrt{(\cos(\phi_n + \beta_n - \alpha_n))^2 + (\tan \eta)^2 (\sin \beta_n)^2}} \quad (6.45)$$

$$K_{fc} = \frac{\tau_s}{\cos i \sin \phi_n} \frac{\sin(\beta_n - \alpha_n)}{\sqrt{(\cos(\phi_n + \beta_n - \alpha_n))^2 + (\tan \eta)^2 (\sin \beta_n)^2}} \quad (6.46)$$

$$K_{rc} = \frac{\tau_s}{\sin \phi_n} \frac{\cos(\beta_n - \alpha_n) \tan i - \tan \eta \sin \beta_n}{\sqrt{(\cos(\phi_n + \beta_n - \alpha_n))^2 + (\tan \eta)^2 (\sin \beta_n)^2}} \quad (6.47)$$

Sonuç olarak kesme kuvvetleri kesme katsayıları ve kesme koşullarına bağlı olarak dik kesme modelinde olduğu gibi ifade edilmektedir. Ancak eğik kesmede dik kesmede elde edilen teğet ve ilerleme kuvvetlerine ek olarak üçüncü bir radyal kuvvet oluşmaktadır.

$$F_t = K_{tc} bh \quad (6.48)$$

$$F_f = K_{fc} bh \quad (6.49)$$

$$F_r = K_{rc} bh \quad (6.50)$$

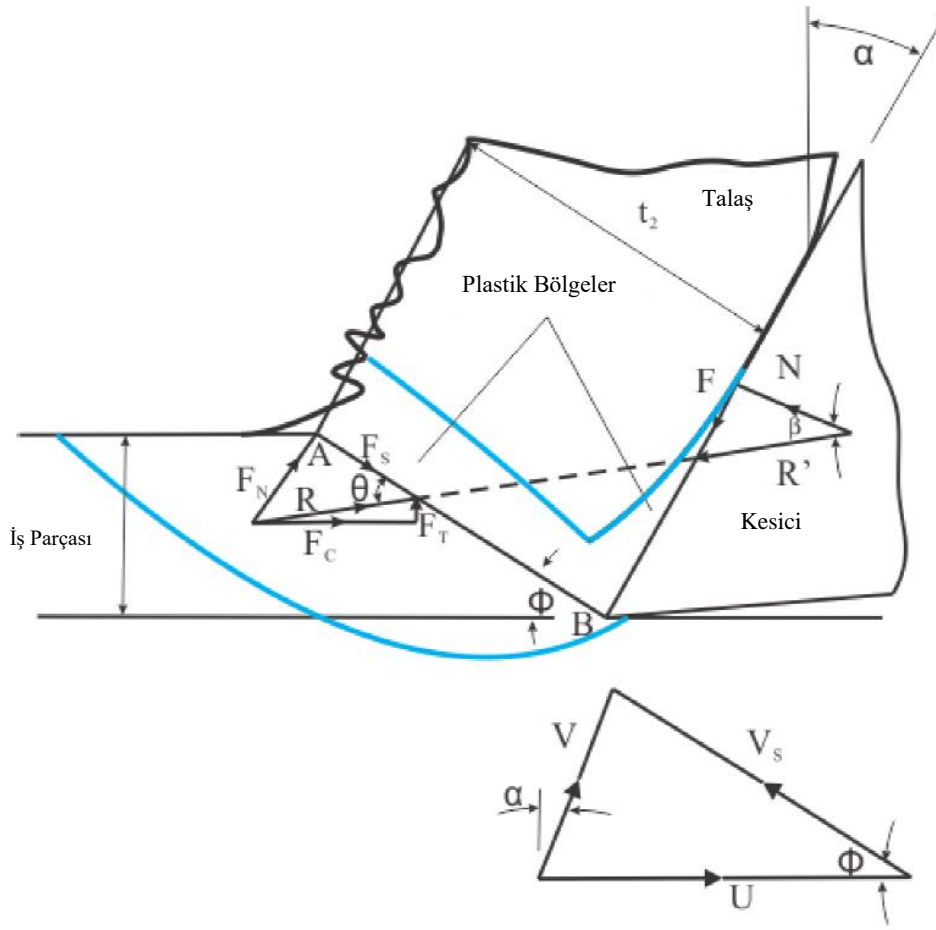
6.1.3. Oxley tahmini işleme modeli

Oxley (1989) gerinim, gerinim hızı ve sıcaklığı değerlendiren ve kesme düzlemi açısını ve kesme kuvvetlerini tahmin etmeye yarayan kesme teorisini oluşturdu (Lalwani, 2009). Lalwani vd. (2009) Oxley kesme teorisinin kapsamını arttırıp modeli geliştirmişlerdir.

Bu bölümde Lalwani vd. (2009) tarafından geliştirilen kesme kuvvetleri modeli kullanılmıştır. Bu modelde kuvvetler kesme kuvvetleri ve sürtme kuvvetleridir. Bu iki

kuvvet toplam kesme kuvvetini oluşturmaktadır. Kesme kuvvetleri dik kesme durumuna göre modellenmiştir ve tornalama operasyonu için geometrik dönüşümlere ihtiyaç duymaktadır.

Bu çalışmada Oxley'in tahmini işleme teorisi temel alınarak paralel-kenarlı kesme kuvveti modeli incelenmiştir. Talaş plastik bölgede oluşmaktadır (Şekil 6.2). Oxley tarafından yapılan varsayımlar: (1) sivri uçlu kesici ile düzlemsel-gerinim ve kararlı durum şartlarıdır, (2) analiz kolaylığı için birincil kesme bölgesi paralel-kenarlı ve ikincil kesme bölgesi sabit kalınlıklıdır, (3) AB'deki kesme gerinimi düzenli ve birincil kesme bölgesindeki gerinimin yarısına eşittir, (4) sıcaklık ve gerinim AB boyunca düzenlidir, (5) AB çizgisi talaş oluşumu esnasına talaş oluşumunun kayma-düzlemi modelinde kayma düzlemi olarak değerlendirilen kayma çizgisi bölgesi merkezi yakınlarında düz bir kayma çizgisidir, (6) AB ve kesici-talaş ara yüzü maksimum kesme gerilimi ve maksimum kesme gerinim hızı yönüdür, (7) C_0 ve δ sırası ile kesme bölgesinde ve kesici-talaş ara yüzündeki gerinim hızını bulmak için gerinim hızı sabitleridir. C_0 kesme düzlemi uzunluğu AB'nin birincil kesme bölgesi kalınlığına oranıdır ($l/\Delta s_2$) ve δ ikincil kesme bölgesi kalınlığının talaş kalınlığına oranıdır ($\Delta s_1/t_2$) (Lalwani, 2009).



Şekil 6.2. Oxley Talaş Oluşum Modeli (Pang, 2012)

Oxley kesme teorisi Şekil 6.2’de gösterilen AB ve kesici-talaş ara yüzünü boyunca gerilim dağılımını analiz etmektedir. Kesme düzlemi açısı, AB tarafından iletilen ve kesici-talaş ara yüzündeki bileşke kuvvetler dengede olmalıdır. Kesme düzlemi açısı ϕ , kesme düzlemindeki gerinim hızı sabiti C_0 ve kesici-talaş ara yüzündeki gerinim hızı sabiti δ iterasyon yöntemiyle belirlenerek diğer tüm çıktılar hesaplanabilmektedir.

Kesme düzlemi açısı ϕ , kesici-talaş ara yüzünde hesaplanan kayma gerilimi τ_{int} ve kesici-talaş ara yüzündeki kayma akımı gerilimi eşit olduğu durumda belirlenir. C_0 gerinim hızı sabiti, kesici-talaş ara yüzündeki gerilim, σ_N ile B noktasındaki sınır koşulları gerilimi kullanılarak hesaplanan gerilim σ_N' eşit olduğu durumda ve δ_c kesici-talaş ara yüzündeki gerinim hızı, minimum kesme kuvveti koşullarında belirlenir.

Kesme düzlemi AB’deki kayma akımı gerilimi von Mises akma kıstası kullanılarak hesaplanabilmektedir.

$$k_{AB} = \frac{\sigma_{AB}}{\sqrt{3}} = \frac{1}{\sqrt{3}} (A + B \varepsilon_{AB}^n) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}_{AB}}{\varepsilon_0} \right) \left(1 - \left(\frac{T_{AB} - T_w}{T_m - T_w} \right)^m \right) \quad (6.51)$$

Kayma düzlemi ve bileşke kuvvet R ile arasında kalan açı iki farklı şekilde ifade edilmektedir.

$$\tan \theta = 1 + 2 \left(\frac{\pi}{4} - \phi \right) - C_0 n_{eq} \quad (6.52)$$

$$\theta = \phi + \lambda - \alpha \quad (6.53)$$

n_{eq} kuvvet yasası akımı gerilimi için Oxley tarafından kullanılan ve JC akış gerilimi modeli gerinim sertleşmesi üssü olmaktadır.

$$n_{eq} \approx \frac{nB \varepsilon_{AB}^n}{A + B \varepsilon_{AB}^n} \quad (6.54)$$

İlk olarak AB kayma düzlemi uzunluğu l ve kayma hızı V_s sırasıyla denklem (6.55) ve (6.56) ile hesaplanmaktadır.

$$l = \frac{t_1}{\sin \phi} \quad (6.55)$$

$$V_s = V \frac{\cos \alpha}{\cos(\phi - \alpha)} \quad (6.56)$$

AB'deki kayma gerinimi birincil kayma bölgesindeki gerinimin yarısı kadardır çünkü AB birincil kayma bölgesinin ortasındadır ve kayma gerinimi talaş açısı ve kayma düzlemi açısına bağlı olarak hesaplanmaktadır.

$$\gamma_{AB} = \frac{1}{2} \frac{\cos \alpha}{\sin \phi \cos(\phi - \alpha)} \quad (6.57)$$

Oxley tarafından önerilen AB boyunca kayma gerinimi hızının ortalama değeri kayma hızı V_s ile doğru orantılı ve AB uzunluğu l ile ters orantılıdır.

$$\dot{\gamma}_{AB} = \frac{C_0 V_s}{l} \quad (6.58)$$

Von Mises kıstası kullanarak eş değer gerinim ve gerinim hızı sırasıyla kayma gerinimi ve kayma gerinimi hızına bağlı olarak hesaplanmaktadır.

$$\varepsilon_{AB} = \frac{\gamma_{AB}}{\sqrt{3}} \quad (6.59)$$

$$\dot{\varepsilon}_{AB} = \frac{\dot{\gamma}_{AB}}{\sqrt{3}} \quad (6.60)$$

AB boyunca ortalama sıcaklık denklem (6.61) ile hesaplanmaktadır.

$$T_{AB} = T_w + \eta \Delta T_{SZ} \quad (6.61)$$

T_w iş malzemesinin ilk sıcaklığı, η toplam kayma deformasyonu enerjisinin ölçülebilen ısı olarak görünen oranıdır. $(1-\eta)$ deforme olan talaş malzemesinde depolanan gizli enerjidir ve ΔT_{SZ} kayma bölgesinde plastik olarak yapılan iş değerlendirilerek bulunan birincil kayma bölgesindeki sıcaklık artışıdır. Kayma bölgesinde yapılan iş $F_s V_s$ 'tir. Birim zamandaki talaş kütlesi m_{chip} ve birincil kayma bölgesindeki sıcaklık artışı m_{chip} ve ΔT_{SZ} eşitlikleri kullanılarak hesaplanabilmektedir.

$$m_{chip} = \rho V t_1 w \quad (6.62)$$

$$\Delta T_{SZ} = \frac{(1-\beta) F_s V_s}{m_{chip} c_p} \quad (6.63)$$

β kayma bölgesinde iş malzemesine iletilen ısı oranıdır ve kayma düzlemi açısı ve R_T birimsiz termal sayıya bağlı olarak hesaplanmaktadır.

$$\beta = 0.5 - 0.35 \log_{10}(R_T \tan \phi) \quad 0.04 \leq R_T \tan \phi \leq 10 \quad (6.64a)$$

$$\beta = 0.3 - 0.15 \log_{10}(R_T \tan \phi) \quad R_T \tan \phi > 10 \quad (6.64b)$$

$$R_T = \frac{\rho c_p V t_1}{K} \quad (6.65)$$

B noktasındaki normal gerilim B'deki gerilim sınırı değerlendirilerek ve JC akış gerilimi modelini oluşturmaktadır.

$$\sigma'_N = k_{AB} \left(1 + \frac{\pi}{2} - 2\alpha - 2C_0 n_{eq} \right) \quad (6.66)$$

Talaş hızı, V_c ve deforme olmuş talaş kalınlığı, t_2 kayma düzlemi açısı ve talaş açısına bağlı olarak bulunabilmektedir.

$$V_c = V \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \alpha)} \quad (6.67)$$

$$t_2 = t_1 \frac{\cos(\phi - \alpha)}{\sin \phi} \quad (6.68)$$

Kesici-talaş ara yüzündeki üçgensel plastik bölge ortalama kalınlığı $\Delta s_1 = \delta t_2$ olan dikdörtgensel plastik bölge olarak varsayılmıştır. Sonuç olarak, von Mises kriterini kullanarak kesici-talaş ara yüzündeki maksimum gerinim hızı talaş hızı ve deforme olmuş talaş kalınlığına bağlı olarak bulunmaktadır.

$$\dot{\epsilon}_{int} = \frac{\gamma_{int}}{\sqrt{3}} = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{V_c}{\delta t_2} \quad (6.69)$$

Kesici-talaş ara yüzünün uzunluğu, AB'deki normal gerilimin B noktasına göre momenti alınarak türetilmiştir ve JC akış gerilimi modeli için kayma düzlemi açısına bağlı olarak verilmektedir.

$$h = \frac{t_1 \sin \theta}{\cos \lambda \sin \phi} \left(1 + \frac{C_0 n_{eq}}{3 \left(1 + 2 \left(\frac{\pi}{4} - \phi \right) - C_0 n_{eq} \right)} \right) \quad (6.70)$$

Kesici-talaş ara yüzündeki normal gerilimi düzenli olarak varsayıp, B noktasındaki normal gerilim normal kuvvet, kesme derinliği ve ilerleme değerleri ile hesaplanmaktadır.

$$\sigma_N = \frac{N}{hw} \quad (6.71)$$

Kesici-talaş ara yüzündeki ortalama sıcaklık artışı denklem (6.72) ile hesaplanmaktadır.

$$T_{int} = T_w + \Delta T_{SZ} + \psi \Delta T_M \quad (6.72)$$

T_w ortalama iş malzemesi sıcaklığı, ΔT_{SZ} kayma deformasyonu bölgesindeki sıcaklık artışı ΔT_M talaştaki arayüzde oluşan maximum sıcaklık artışı ve ψ kesici-talaş arayüzü boyunca sıcaklığın ortalama sıcaklık değeri olduğuna müsaade eden katsayı değeridir. Boothroyd (1963) talaştaki maksimum sıcaklık artışını hesaplamak için dikdörtgensel ısı kaynağı varsayımını yaparak aşağıdaki denklemi geliştirmiştir.

$$\log_{10} \left(\frac{\Delta T_M}{\Delta T_C} \right) = 0.06 - 0.195 \delta \sqrt{\frac{R_T}{t_1}} + 0.5 \log_{10} \left(\frac{R_T t_2}{h} \right) \quad (6.73)$$

ΔT_C talaştaki ortalama sıcaklık artışıdır ve talaş hızı V_c , kesici-talaş ara yüzündeki sürtünme kuvveti F değişkenlerine bağlı olarak hesaplanmaktadır.

$$\Delta T_C = \frac{F V_c}{m_{chip} c_p} \quad (6.74)$$

Kesici-talaş ara yüzündeki maksimum kayma gerinimi Mathew ve Oxley (1982) tarafından aşağıdaki gibi hesaplanmıştır.

$$\gamma_{int} = 2\gamma_{AB} + 0.5\gamma_M \quad (6.75)$$

γ_M kesici-talaş ara yüzündeki toplam maksimum kayma gerinimidir.

$$\gamma_M = \frac{h}{\delta t_2} \quad (6.76)$$

Sonuç olarak, kesici-talaş ara yüzündeki eşdeğer gerinim maksimum kayma gerinimi ve AB'deki kayma geriniminin bir fonksiyonudur.

$$\varepsilon_{int} = \frac{\gamma_{int}}{\sqrt{3}} = \left(\frac{1}{\sqrt{3}} \right) (2\gamma_{AB} + 0.5\gamma_M) \quad (6.77)$$

Kesici-talaş ara yüzündeki gerinim ve gerinim hızı hesaplandıktan sonra, kesici-talaş ara yüzündeki akma gerinimi denklem (6.78) ile hesaplanmaktadır.

$$k_{chip} = \frac{1}{\sqrt{3}} (A + B \varepsilon_{int}^n) \left(1 + C \ln \frac{\varepsilon_{int}}{\varepsilon_0} \right) \left(1 - \left(\frac{T_{int} - T_w}{T_m - T_w} \right)^m \right) \quad (6.78)$$

Iterasyon içerisinde kayma kuvveti F_s , bileşke kuvvet R , kesici-talaş ara yüzündeki normal kuvvet N , kesici-talaş ara yüzündeki sürtünme kuvveti F , hız yönündeki kesme kuvveti F_c ve itme yönündeki kesme kuvveti F_t olarak belirtilmiştir.

$$F_s = k_{AB} l d \quad (6.79)$$

$$R = \frac{F_s}{\cos \theta} \quad (6.80)$$

$$F = R \sin \lambda \quad (6.81)$$

$$N = R \cos \lambda \quad (6.82)$$

$$F_c = R \cos(\lambda - \alpha) \quad (6.83)$$

$$F_t = R \sin(\lambda - \alpha) \quad (6.84)$$

Iterasyon yöntemi ile yapılan hesaplamalarda kayma düzlemi açısı ϕ , kesici-talaş ara yüzündeki akma gerilimi k_{chip} ile kesici-talaş ara yüzündeki kayma geriliminin τ_{int} eşit olduğu en büyük kayma düzlemi açısı durumunda belirlenmektedir.

$$\tau_{int} = \frac{F}{h \cdot w} \quad (6.85)$$

C_0 kesme düzlemi uzunluğu AB 'nin birincil kesme bölgesi kalınlığına oranı denklem 6.66 ve 6.71'de hesaplanan σ'_N ve σ_N değerlerinin arasındaki farkın minimum olduğu bulunan kayma düzlemi açısı ϕ ve kayma düzlemi sıcaklığı T_{ab} değerlerinin de sağlanması ile bulunur.

δ ikincil kesme bölgesi kalınlığının talaş kalınlığına oranı F_c 'nin minimum olduğu durumda bulunur.

Bu çalışmada C_0 kesme düzlemi uzunluğu AB 'nin birincil kesme bölgesi kalınlığına oranı ve δ ikincil kesme bölgesi kalınlığının talaş kalınlığına oranı araştırmalarda hesaplanan değerler kullanılmıştır.

6.1.4. Dik kesme modelinin tornalamaya uyarlanması

Zhang ve Guo (2015) tornalamada kesme kuvvetlerini hesaplayabilmek için torna takımını üzerindeki açıları belirlemiş ve dik kesme modelinden tornalamaya dönüşüm için kullanmışlardır.

Geometrik dönüşümlerde kesici yanaşma açısı ψ_r , yan talaş açısı α_f , geri talaş açısı α_p , dik talaş açısı α_0 , normal talaş açısı α_n , sürtünme açısı β_a , normal sürtünme açısı β_n , normal kayma düzlemi açısı ϕ_n , eğim açısı i ve talaş akış açısı η olarak belirtilmiştir (Zhang ve Guo, 2015).

$$\tan i = -\tan \alpha_p \cos \psi_r - \tan \alpha_f \sin \psi_r \quad (6.86)$$

$$\tan \alpha_0 = -\tan \alpha_p \sin \psi_r + \tan \alpha_f \cos \psi_r \quad (6.87)$$

$$\tan \alpha_n = \tan \alpha_0 \cos i \quad (6.88)$$

$$\tan \beta_n = \tan \beta_a \cos i \quad (6.89)$$

$$\tan \eta = \tan i \left(\frac{\cos \alpha_n}{\tan(\phi_n + \beta_n)} + \sin \alpha_n \right) \quad (6.90)$$

Oxley (1989)'a göre eğer yan kenar açısı C_s bilinir ise ilerleme t_1 ve kesme derinliği w tornalama için eş değer ilerleme f ve kesme derinliğine d dönüşümü mümkündür.

$$f = t_1 \cos(\psi_r) \quad (6.91)$$

$$d = \frac{w}{\cos(\psi_r)} \quad (6.92)$$

Stabler kuralına göre talaş akış açısı eğim açısına eşit kabul edilmektedir (Altıntaş,2012).

Bu çalışmada talaş akış açısı Stabler kuralına göre eğim açısına eşit olarak kabul edilmiş ve hesaplamalar bu varsayım ile yapılmıştır.

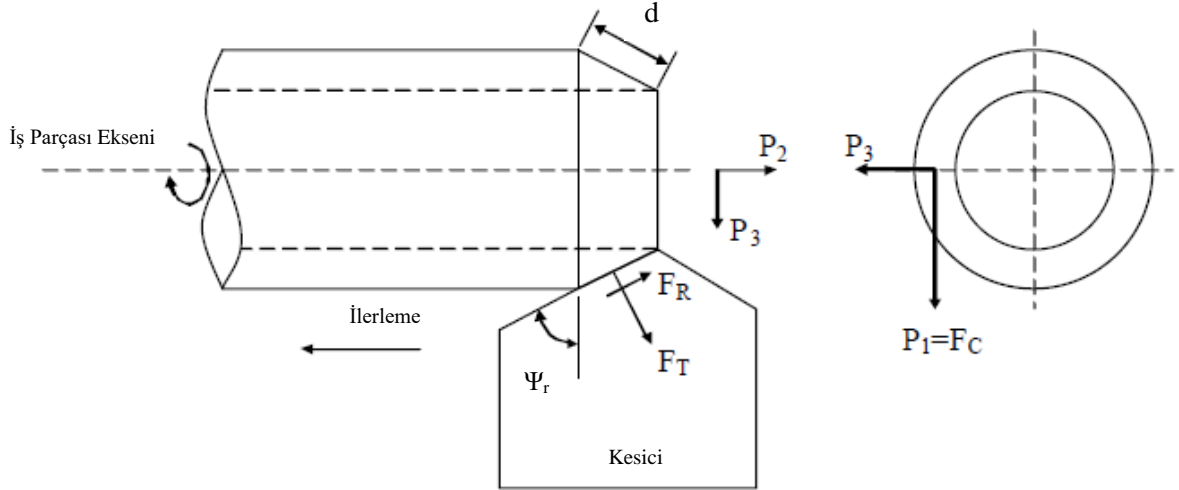
$$\eta = i \quad (6.93)$$

Etkin talaş açısı talaş akış hızı vektörü ve kesme hızı vektörünü içeren düzlemde ölçülen kesme hızına dik çizgi ile talaş yüzeyi arasında kalan açıdır (Juneja, 2005).

$$\alpha_{eff} = \sin^{-1}(\sin i \sin \eta + \cos i \cos \eta \sin \alpha_n) \quad (6.94)$$

Stabler kuralına göre talaş akış açısı η ve eğim açısı i eşit olmasından dolayı etkin talaş açısı α_{eff} eğim açısı ve normal talaş açısı cinsinden ifade edilmektedir.

$$\alpha_{eff} = \sin^{-1}(\sin^2 i + \cos^2 i \sin \alpha_n) \quad (6.95)$$



Şekil 6.3. Tornalama Geometrisi (Su, 2006)

Denklem (6.91) ve (6.92)'te verilen ilerleme ve kesme derinliği dönüşümleri dik kesme modelinde uygulandıktan sonra hesaplanan F_C ve F_T hız yönündeki ve itme yönündeki kesme kuvvetleri bulunmaktadır. Ancak tornalamada F_C ve F_T 'nin oluşturduğu düzleme dik üçüncü bir F_R kuvveti oluşmaktadır.

$$F_C = F_c \quad (6.96)$$

$$F_T = F_t \quad (6.97)$$

$$F_R = \frac{F_C(\sin i - \cos i \sin \alpha \tan \eta) - F_T \cos \alpha \tan \eta}{\sin i \sin \alpha \tan \eta + \cos i} \quad (6.98)$$

Kesme yönünde, ilerleme yönünde ve aksenal yöndeki P_1 , P_2 ve P_3 kuvvetleri ise denklem (6.99-6.101) ile hesaplanmaktadır.

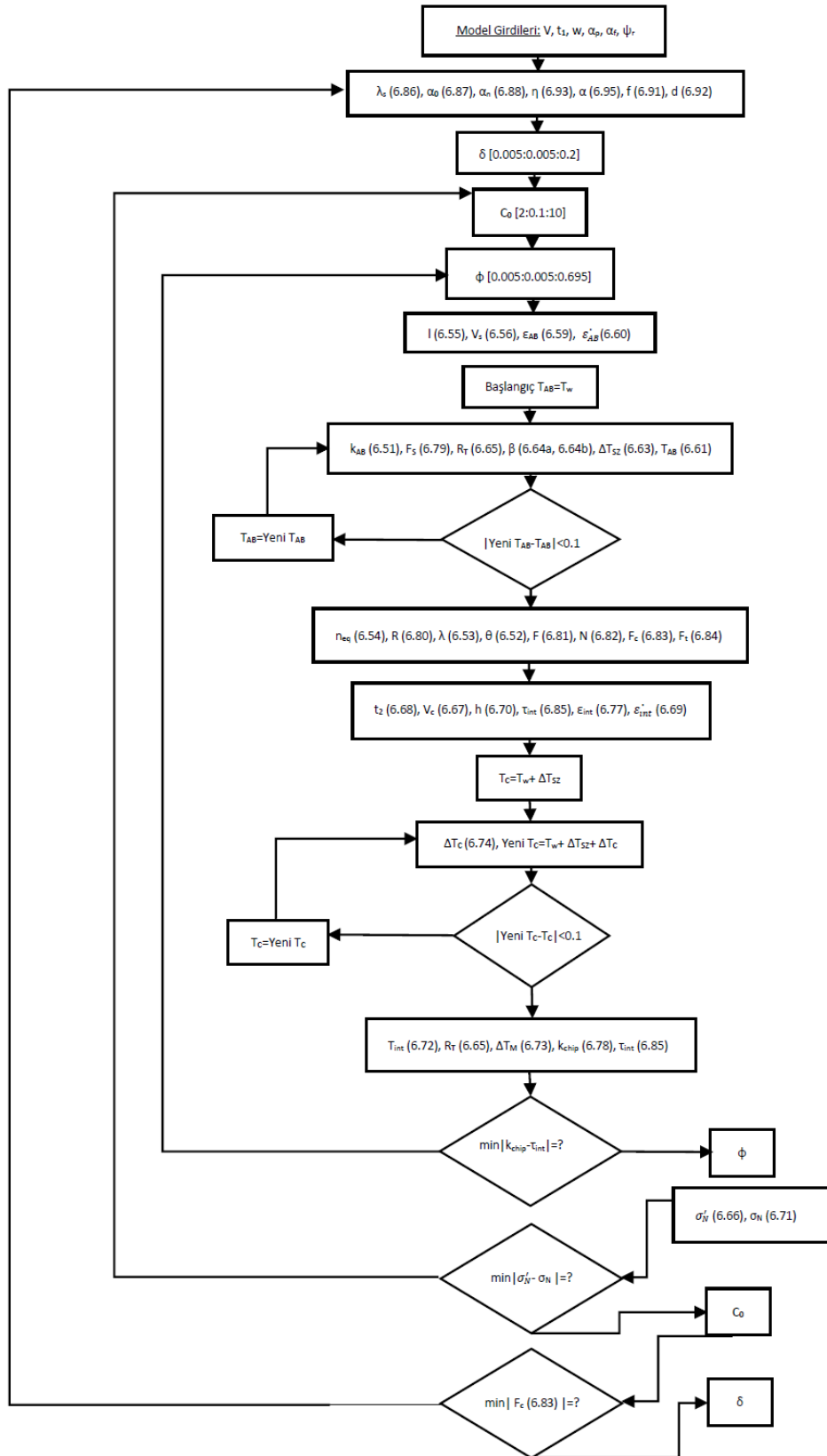
$$P_1 = F_c \quad (6.99)$$

$$P_2 = F_T \cos \psi_r + F_R \sin \psi_r \quad (6.100)$$

$$P_3 = F_T \sin \psi_r - F_R \cos \psi_r \quad (6.101)$$

Tüm hesaplamalar Matlab kullanılarak yapılmıştır. Kayma düzlemi açısı, kayma düzlemi sıcaklığı ve kesici-talaş ara yüzü sıcaklıkları çevrimler ile bulunmuştur. Bulunan değerler ile kuvvetler hesaplanmıştır.

Bu çalışmada talaş açısı α normal talaş açısı α_n değerine eşit olarak kabul edilmiştir. Bu durumda Oxley kesme modelinde $\alpha = \alpha_n$ olmaktadır.



Şekil 6.4. Oxley Kesme Modeli

7. KESME KUVVETİ BULGULARI VE TARTIŞMA

7.1. İnce Kayma Düzlemi Modeli Analizi

Kayma düzleminin ince olduğu varsayımı ile Bölüm 6.1.2’de anlatılan eğik kesme kuvveti modeli Ti6Al4V malzeme için Çizelge 7.1’de verilen ve dik kesme testlerinden elde edilen ortalama sürtünme açısı β_a , kayma gerilimi τ_s ve talaş sıkıştırma oranı r_c kullanılarak hesaplanmıştır.

Çizelge 7.1. Ti6Al4V Titanyum Alaşımı Malzeme Özellikleri (Altıntaş, 2012)

Ti6Al4V Titanyum Alaşımı Malzeme Özellikleri	
Kayma Gerilimi	$\tau_s=613$ MPa
Sürtünme Açısı	$\beta_a=19.1+0.29\alpha_r$ (deg)
Talaş Sıkıştırma Oranı	$r_c = C_0 h^{C_1}$
	$C_0=1.755-0.028\alpha_r$
	$C_1=0.331-0.0082\alpha_r$

Oluşturulan ince kayma düzlemlili kesme modelinde kesme kuvvetlerinin kesme parametreleri olan kesme hızı V_c , ilerleme f ve kesme derinliği d ile değişimi incelenmiştir. Ayrıca kesici takım üzerinde yer alan kesici yanaşma açısı ψ_r , geri talaş açısı α_p ve yan talaş açısı α_f değişimlerinin kesme kuvvetleri üzerindeki etkisi incelenmiştir.

Titanyum alaşımı olan Ti6Al4V malzeme için endüstride yaygın olarak kullanılan kesme parametreleri değerlendirilmiştir. Çizelge 7.2’de Titanyum alaşımları ve havacılık endüstrisinde sıklıkla kullanılan demir bazlı, nikel bazlı ve kobalt bazlı alaşımlarının Sandvik Coromant tarafından önerilen kesme parametreleri gösterilmiştir.

Bu verilen doğrultusunda talaşlı imalat endüstrisinde sıklıkla kullanılan Ti6Al4V Titanyum alaşımı için sıklıkla kullanılan kesme değerleri oluşturulan Matlab kodunda kesme kuvvetlerinin kesme parametrelerine bağlı değişimi incelemek için kullanılmıştır.

Sandvik Coromant'ın tornalama kataloğunda yer alan kesme değerleri metrik sisteme çevrilerek düzenlenmiş ve Matlab kodunda Çizelge 7.3'te yer alan kesme hızı, ilerleme ve kesme derinliği değerleri incelenmiştir. Ayrıca kesici takım geometrisinin kesme kuvvetlerine etkisi de Sandvik Coromant kataloğunda yer alan standart kesici takımlar temel alınarak incelenmiştir.

Çizelge 7.2. Önerilen Kesme Parametreleri (Sandvik Coromant, 2012)

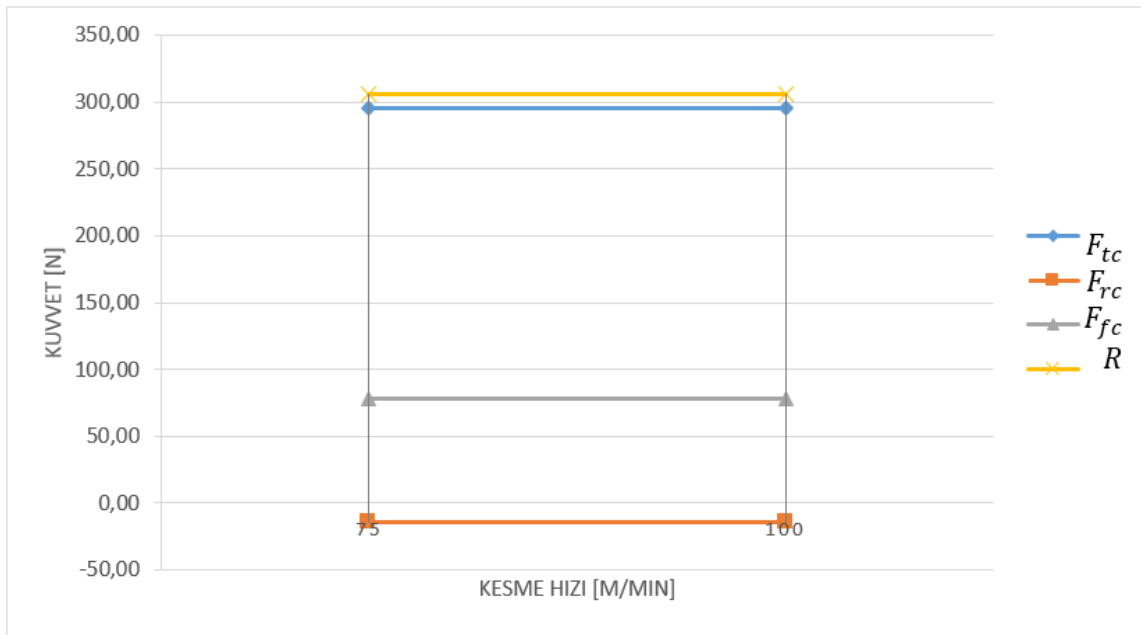
ISO S	CMC No.	Heat resistant super alloys	Specific cutting force k_{ct}	Hardness Brinell	TOUGHNESS >>>>				
					H10	GC1115	GC1125	GC1025	H13A
MC No.	Material	lbs/in ²	HB	Cutting speed (V _c) ft/min					
				H ₁₀ , inch ≈ feed, f _n inch/r	.002-.012	.002-.012	.002-.012	.002-.012	
S1.0.U.AN S1.0.U.AG	20.11 20.12	Iron base Annealed or solution treated Aged or solution treated and aged	348,000 359,000	200 280	- -	330-180 235-135	260-140 185-110	195-115 145-90	165-120 130-85
S2.0.Z.AN S2.0.Z.AG	20.21 20.22	Nickel base Annealed or solution treated Aged or solution treated and aged	383,000 420,500	250 350	- -	215-130 190-105	170-105 150-85	145-90 130-75	100-75 65-45
S2.0.C.NS	20.24	Cast or cast and aged	436,500	320	-	140-75	115-60	100-50	65-45
S3.0.Z.AN S3.0.Z.AG S3.0.C.NS	20.31 20.32 20.33	Cobalt base Annealed or solution treated Solution treated and aged Cast or cast and aged	391,500 432,000 450,500	200 300 320	- - -	235-155 190-105 140-75	185-125 150-85 115-60	165-110 130-75 100-50	115-90 75-50 65-45
Titanium S4.1.Z.UT	23.1	Commercial pure (99.5% Ti)	188,500	Rm ⁹ 400	620-485	1000-455	720-325	620-310	570-470
S4.2.Z.AN S4.3.Z.AG	23.21 23.22	Titanium alloys α , near α , and $\alpha + \beta$ alloys, annealed $\alpha + \beta$ alloys in aged conditions, β alloys, annealed or aged	203,000 203,000	950 1050	255-195 230-180	330-180 310-155	265-140 245-120	210-120 200-105	235-190 215-175

Çizelge 7.3. Kesme Parametreleri ve Kesici Takım Geometrisi

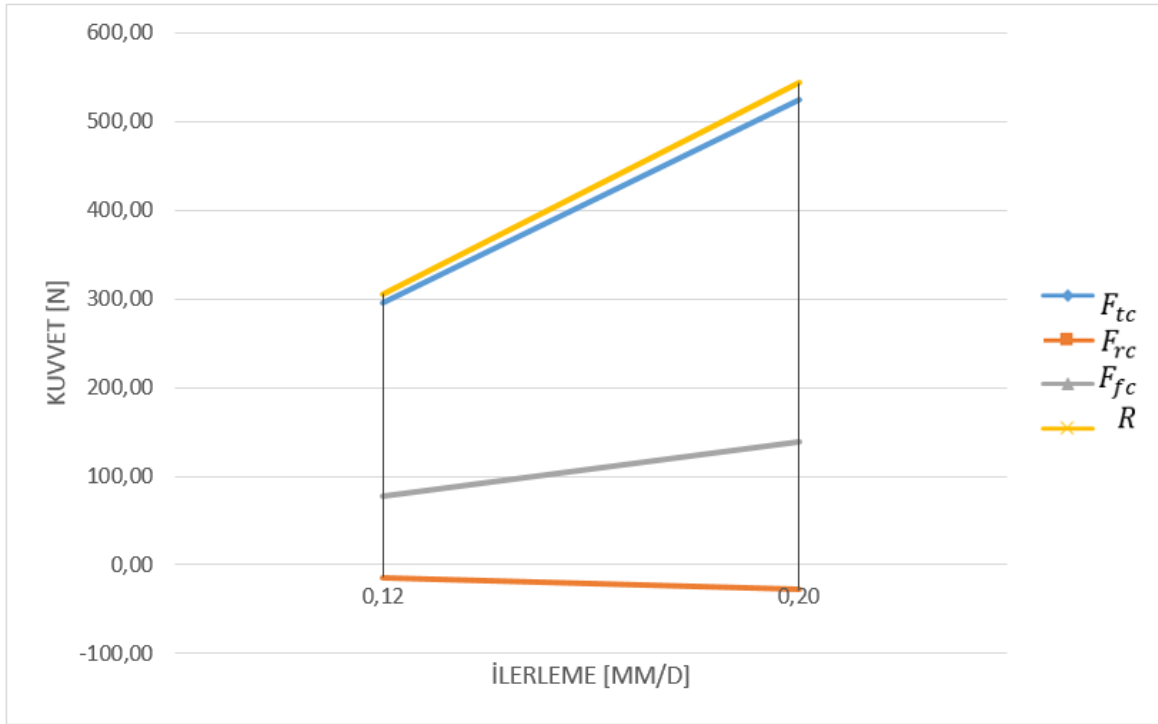
	Kesme Hızı [m/min]	İlerleme [mm/d]	Kesme Derinliği [mm]	Geri Talaş Açısı	Yan Talaş Açısı	Kesici Yanaşma Açısı
1	75	0.12	1.5	5	5	-15
2	100	0.12	1.5	5	5	-15
3	100	0.2	1.5	5	5	-15
4	100	0.12	3	5	5	-15
5	100	0.12	1.5	7	5	-15
6	100	0.12	1.5	5	3	-15
7	100	0.12	1.5	5	5	0

Çizelge 7.3'te belirlenen kesme hızı, ilerleme, kesme derinliği, geri talaş açısı, yan talaş açısı ve kesici yanaşma açısı değişkenlerinin teğet kuvvet F_{tc} , ilerleme kuvveti F_{fc} , radyal kuvvet F_{rc} , bileşke kuvvet R arasındaki ilişki incelenmiştir.

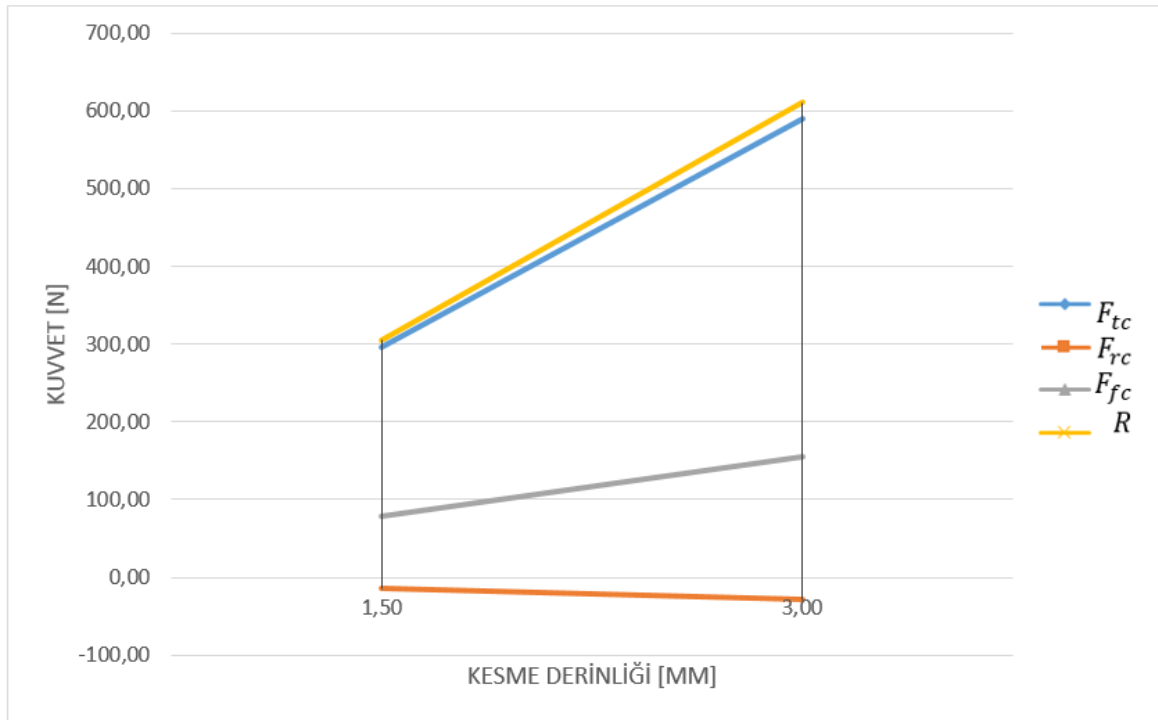
Kesme hızının ince kayma düzlemi varsayımında kesme kuvvetlerine etkisi Şekil 7.1’de gösterilmiştir. Kesme hızı arttıkça kesme kuvvetleri değişmemiş ve sabit kalmıştır. Ancak Şekil 7.2’de gösterilen kesme kuvveti ve ilerleme ilişkisinde artan ilerleme ile kesme kuvvetlerinde artış gözlenmiştir. Ancak ilerleme değişkenindeki artış kesme kuvvetlerinin tüm bileşenlerinde aynı oranda olmamıştır. İlerleme kuvveti ve radyal kuvvetteki artış oranı teğet kuvvetteki artış oranından daha az olmuştur. Dolayısıyla ilerleme değerindeki artışın kesme kuvveti ve kesme kuvveti bileşenlerinden teğet kuvvete daha fazla etkisi olmaktadır.



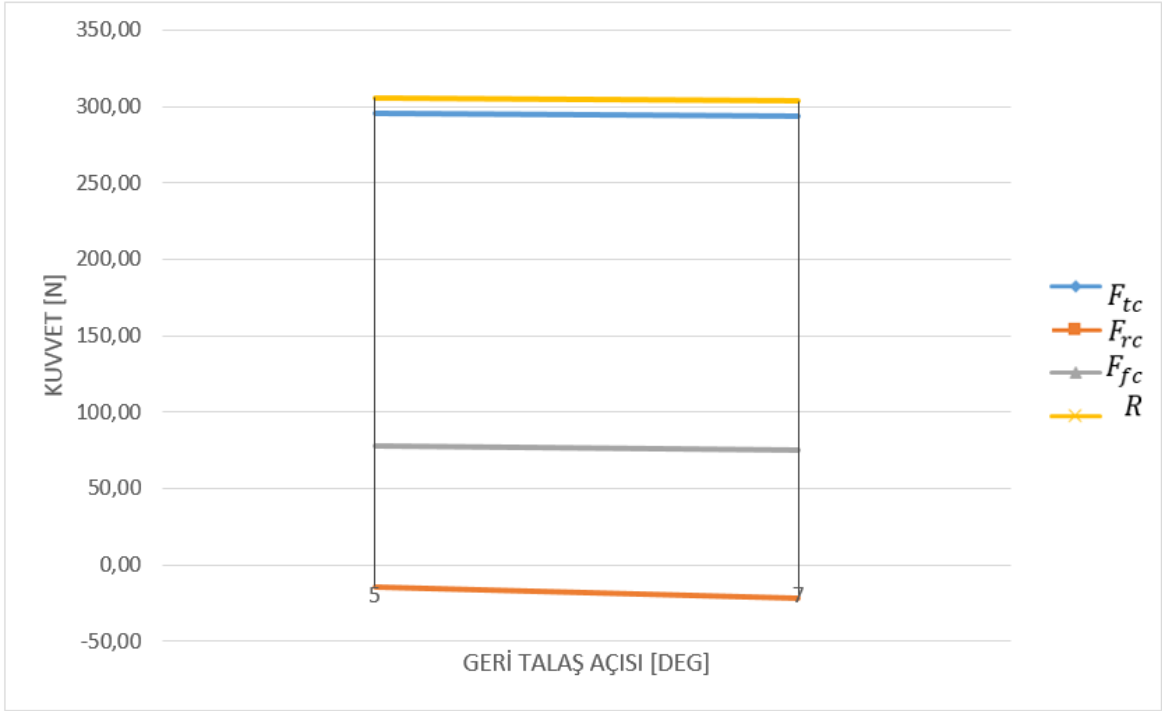
Şekil 7.1. Kesme Kuvveti – Kesme Hızı



Şekil 7.2. Kesme Kuvveti – İlerleme



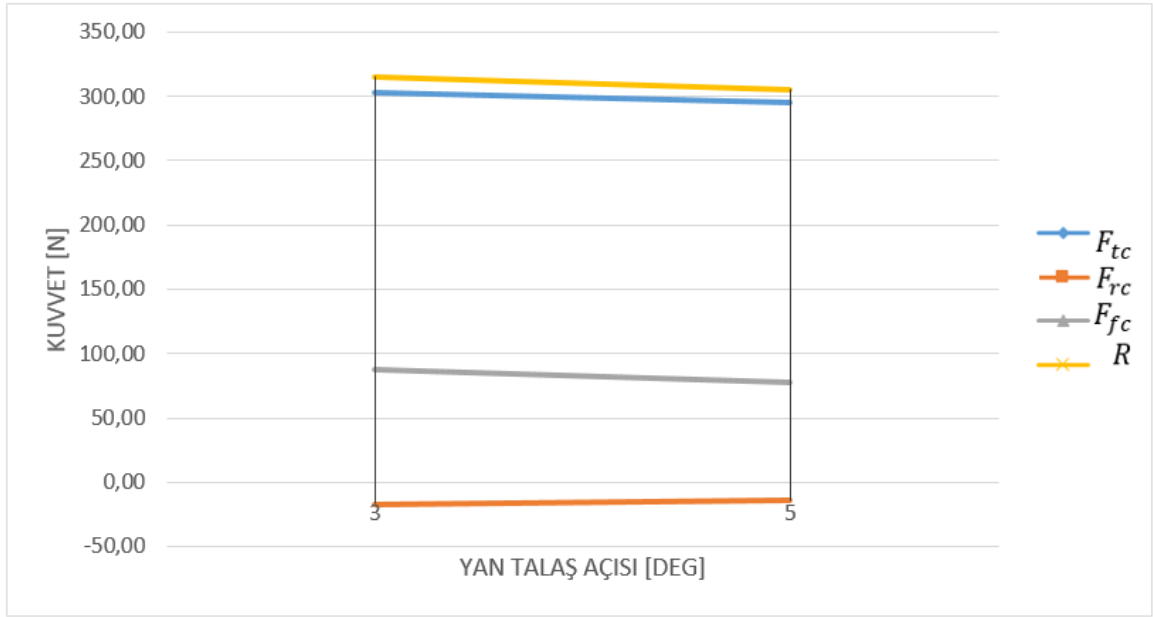
Şekil 7.3. Kesme Kuvveti – Kesme Derinliği



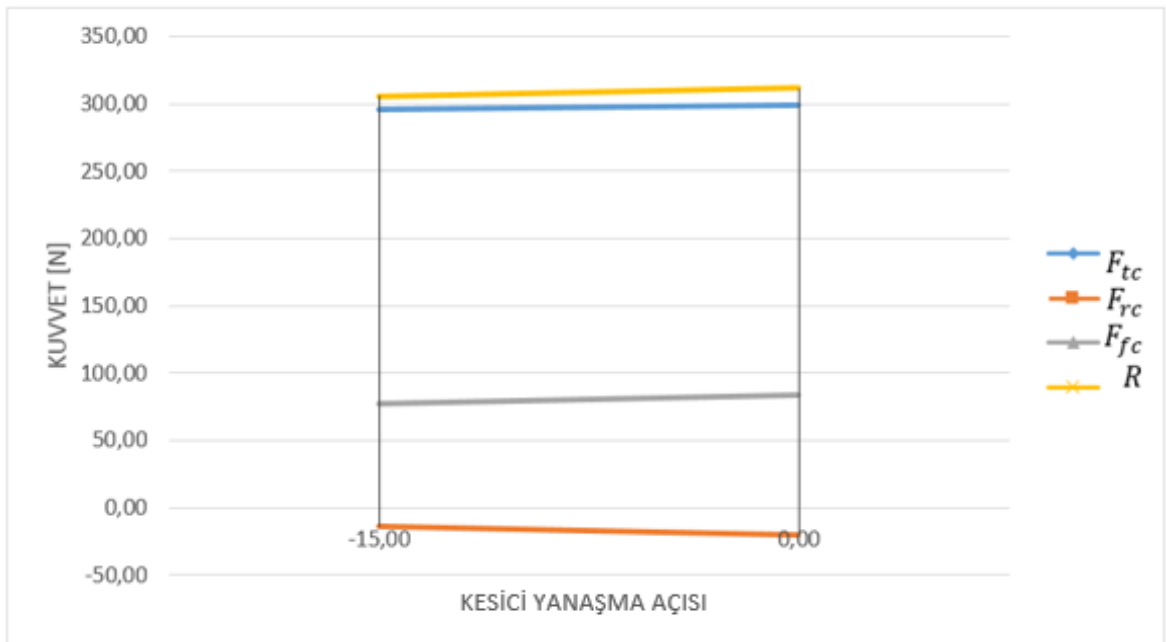
Şekil 7.4. Kesme Kuvveti – Geri Talaş Açısı

Kesme derinliğindeki artış kesme kuvvetlerinde artışa sebep olmaktadır. Ancak ilerleme artışının kesme kuvveti ve kesme kuvveti bileşenlerinden teğet kuvvete olan etkisi ilerleme ve radyal kuvvete olan etkisinden daha büyük olmuştur (Şekil 7.3).

Geri talaş açısı değişiminde açının artmasıyla bileşke kesme kuvveti, teğet kesme kuvveti ve ilerleme kuvvetinde azalma gözlenmektedir. Ancak radyal kuvvet artan geri talaş açısı ile artmaktadır (Şekil 7.4).



Şekil 7.5. Kesme Kuvvetleri – Yan Talaş Açısı



Şekil 7.6. Kesme Kuvveti – Kesici Yanaşma Açısı

Yan talaş açısının kesme kuvvetlerine etkisi Şekil 7.5’de incelenmiştir. Yan talaş açısının artması kesme kuvveti, teğet kuvvet, ilerleme kuvveti ve radyal kuvvette azaltmaya neden olmuştur. Benzer bir şekilde Şekil 7.6’da gösterilen kesici yanaşma açısı kesme

kuvvetleri ilişkisinde yan talaş açısının artması tüm kesme kuvveti bileşenlerinde artışa neden olmaktadır.

Sonuç olarak, ince kayma düzlemi varsayımı ile oluşturulan kesme modelinde kesme kuvvetleri temel olarak ilerleme ve kesme derinliğine bağlı olduğu bulunmuştur. Kesici takım geometrisi kesme kuvvetleri üzerinde kesme derinliği ve ilerleme değerlerine göre daha az bir etkiye sahiptir.

Çizelge 7.4. Kesme Kuvveti Değerleri

	Kesme Hızı [m/min]	İlerleme [mm/d]	Kesme Derinliği [mm]	Geri Talaş Açısı	Yan Talaş Açısı	Kesici Yanaşma Açısı	Teğet Kuvvet [N]	İlerleme Kuvveti [N]	Radyal Kuvvet [N]	Kesme Kuvveti [N]
1	75,00	0.12	1,50	5,00	5,00	-15,00	295,34	77,75	-14,37	305,74
2	100,00	0.12	1,50	5,00	5,00	-15,00	295,34	77,75	-14,37	305,74
3	100,00	0.2	1,50	5,00	5,00	-15,00	525,56	138,37	-26,69	544,12
4	100,00	0.12	3,00	5,00	5,00	-15,00	590,69	155,50	-28,74	611,49
5	100,00	0.12	1,50	7,00	5,00	-15,00	293,39	75,16	-22,08	303,67
6	100,00	0.12	1,50	5,00	3,00	-15,00	302,58	87,40	-16,98	315,41
7	100,00	0.12	1,50	5,00	5,00	0,00	299,50	83,23	-20,67	311,53

7.2. Oxley Kesme Modeli Analizi

Kayma düzleminin kalın bir düzlem olduğu varsayımı yapılarak Bölüm 6.1.3'te açıklanan dik kesme modeli ve Bölüm 6.1.4'te aktarılan dik kesme modelinin eğik kesme modeline uyarlanması ile elde edilen model Matlab kullanılarak oluşturulmuştur. Oluşturulan kalın kayma düzlemlili kesme modelinde kesme kuvvetlerinin kesme parametreleri olan kesme hızı V_c , ilerleme f ve kesme derinliği d ile değişimi incelenmiştir. Ayrıca kesici takım üzerinde yer alan kesici yanaşma açısı ψ_r , geri talaş açısı α_p ve yan talaş açısı α_f değişimlerinin kesme kuvvetleri üzerindeki etkisi incelenmiştir.

Çizelge 7.3'te belirlenen kesme hızı, ilerleme, kesme derinliği, geri talaş açısı, yan talaş açısı ve kesici yanaşma açısı değişkenlerinin teğet kuvvet F_{tc} , ilerleme kuvveti F_{fc} , radyal kuvvet F_{rc} ve bileşke kuvvet R arasındaki ilişki kayma düzleminin kalın kayma

düzlemi olduğu varsayımı ile oluşturulan model için de incelenmiştir. Kesme kuvvetlerinin kesme hızı V_c , ilerleme f , kesme derinliği d , geri talaş açısı α_p , yan talaş açısı α_f ve kesici yanaşma açısı ψ_r ile olan ilişkisi çizelgeler ve grafikler ile aktarılmıştır.

Johnson ve Cook (1983) günümüzde basit olması ve kullanımının kolay olması sebebiyle talaşlı imalat operasyonlarını modellemek için sıkça kullanılan gerekli malzeme akış gerilmesi modeli Bölüm 3.2.1’de aktarılmıştır. Johnson – Cook malzeme modelinde başlangıç akma mukavemeti sabiti A , gerinim sertleşmesi sabitleri B ve n , deformasyon hızı sabiti C ve termal yumuşama etkisi sabiti m Çizelge 7.5’te Ti6Al4V malzeme için gösterilmiştir (Özel ve Ulutan, 2012). Ayrıca Çizelge 7.6’da Ti6Al4V malzeme için model oluştururken kullanılan malzeme özellikleri de gösterilmiştir (Su, 2006).

Çizelge 7.5. Johnson – Cook Malzeme Modeli Sabitleri (Özel ve Ulutan, 2012)

Malzeme	A [MPa]	B [MPa]	C	m	n
Ti6Al4V	1000	625	0,029	0,995	0,55

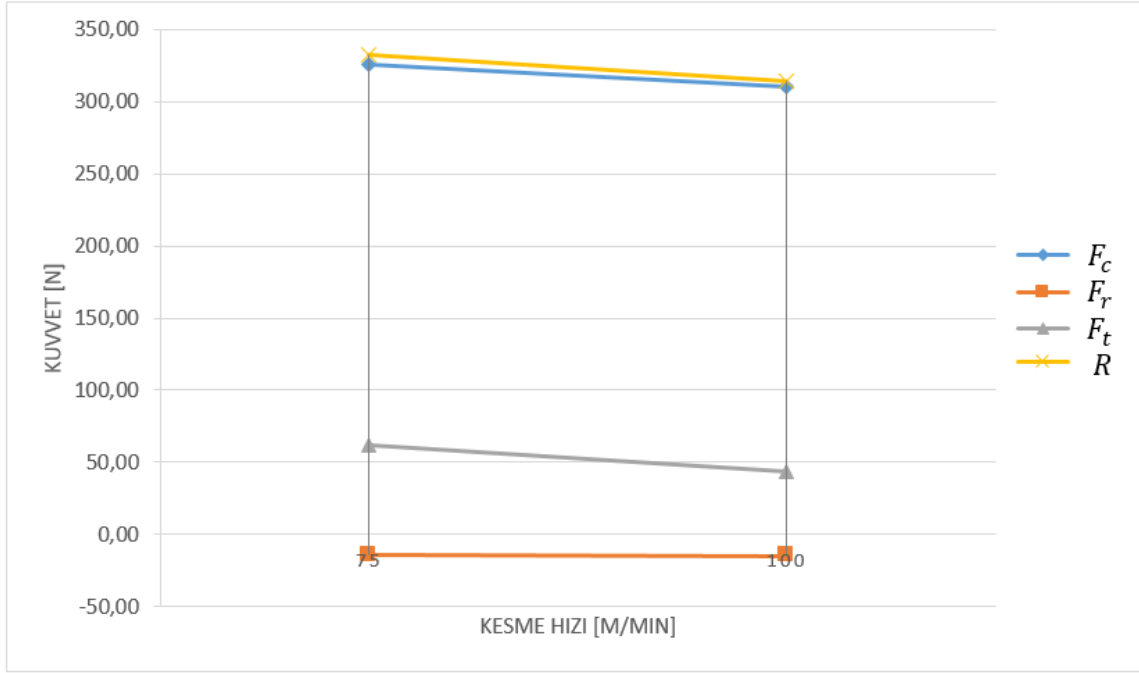
Çizelge 7.6. Ti6Al4V Malzeme Özellikleri (Su, 2006)

Malzeme	E [GPa]	ν	H [GPa]	ρ [kg/m ³]	k [W/m ⁰ C]	C_p [J/kg ⁰ C]	α [°C ⁻¹]	T_m [°C]
Ti6Al4V	114	0,33	30	4420	6,7	560	$9,2 \cdot 10^{-6}$	1668

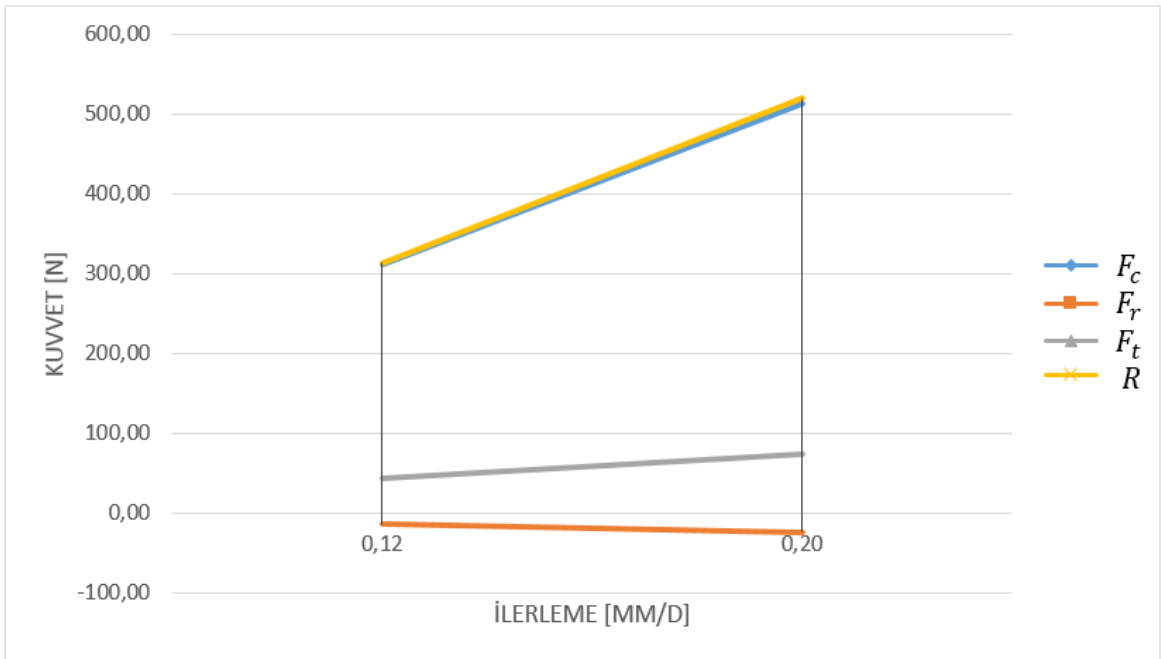
Kesme hızının Oxley talaş oluşum modelinde kesme kuvvetlerine etkisi Şekil 7.7’de gösterilmiştir. Kesme hızı arttıkça bileşke kesme kuvveti azalmıştır. Kesme hızı yönündeki kesme kuvveti F_C ve itme yönündeki kesme kuvveti F_T kesme hızının artmasıyla azalmaktadır. Ancak radyal yöndeki kesme kuvveti F_R artan kesme hızı ile artmaktadır.

Kesme kuvvetlerinin kesme hızı ile artmasındaki temel neden kesme bölgesindeki sıcaklığın hız ile değişmesinden kaynaklanmaktadır. Artan sıcaklık kesilen malzemenin akış gerilimini azalttığı için kesme kuvvetlerinde azalma olmaktadır.

Kesme kuvvetlerinin ilerleme ile ilişkisi Şekil 7.8'ten de görüldüğü gibi artan ilerleme ile kesme kuvvetleri artmaktadır. Ancak kesme kuvveti bileşenlerinden itme yönündeki kesme kuvveti ve radyal yöndeki kesme kuvvetlerindeki artış hız yönündeki kesme kuvvetindeki artıştan daha düşük oranda gerçekleşmektedir.

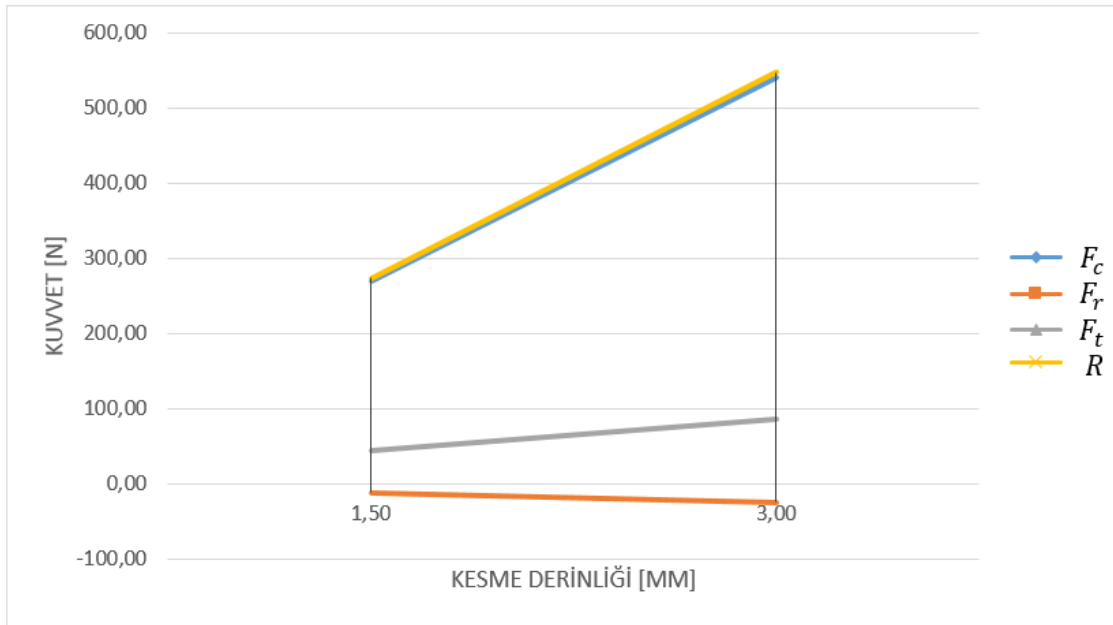


Şekil 7.7. Kesme Kuvvetleri – Kesme Hızı

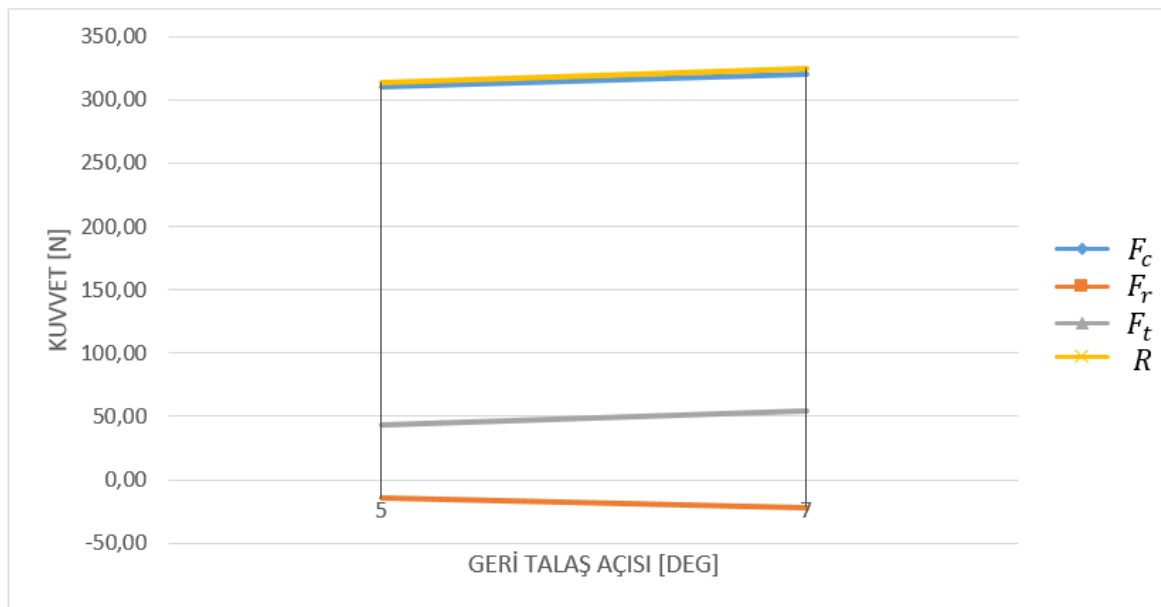


Şekil 7.8. Kesme Kuvvetleri – İlerleme

İlerlemenin kesme kuvvetleri üzerinde gözlemlenen etkisine benzer bir etki kesme derinliğinin kesme kuvvetlerine olan etkisidir. Artan kesme derinliği ile kesme kuvvetlerinde artış gözlenmiştir (Şekil 7.9).

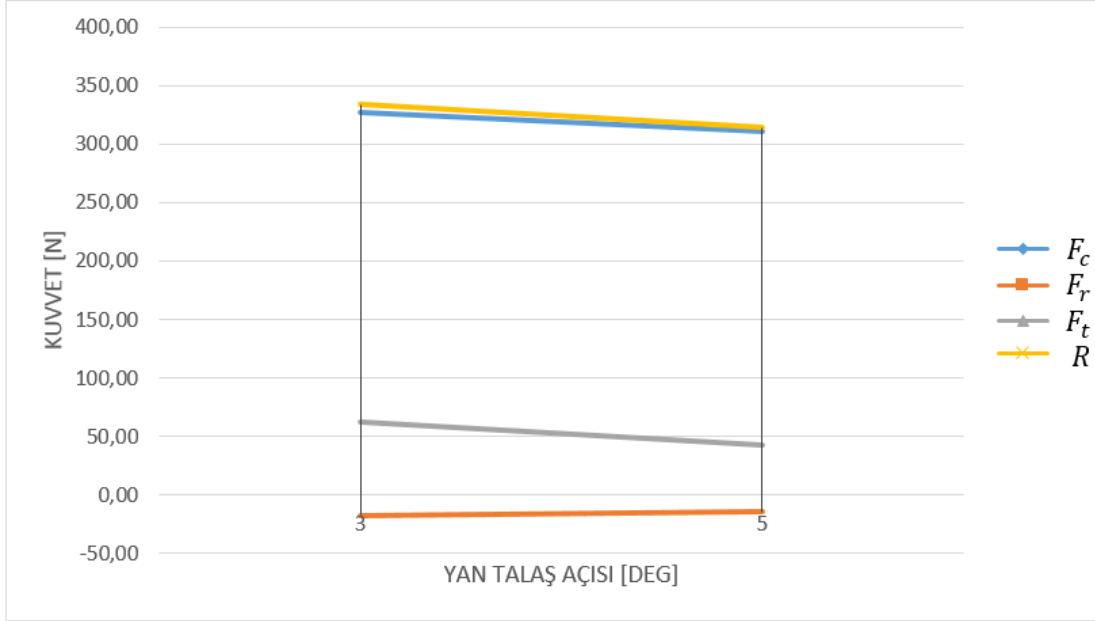


Şekil 7.9. Kesme Kuvvetleri – Kesme Derinliği

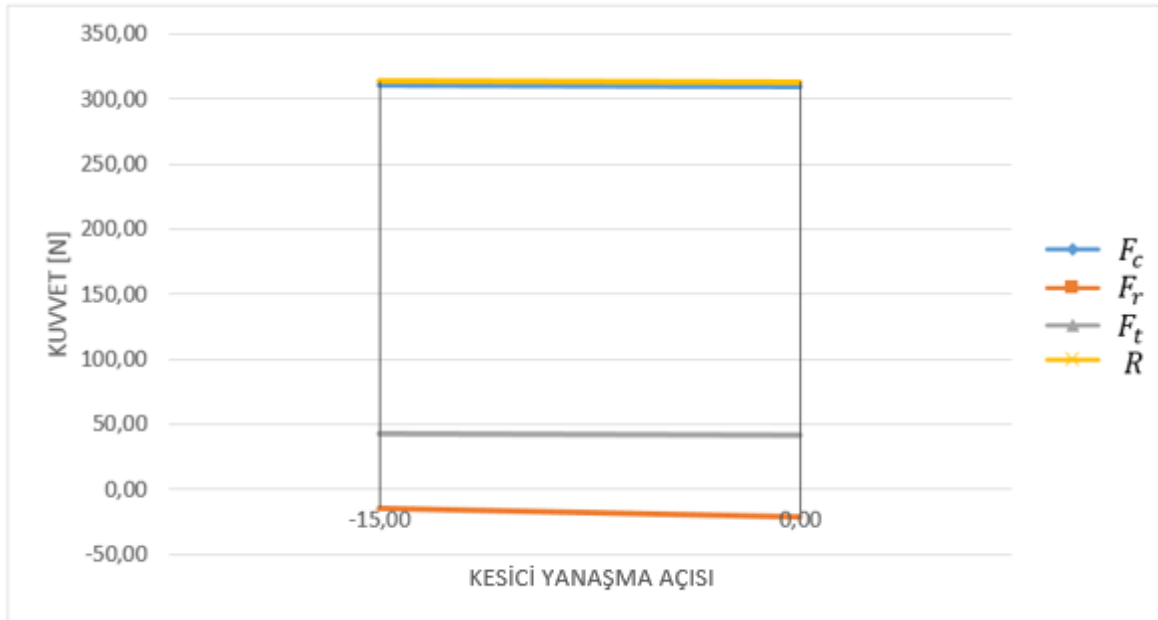


Şekil 7.10. Kesme Kuvvetleri – Geri Talaş Açısı

Kesme kuvvetlerinin geri talaş açısıyla olan ilişkisi Şekil 7.10'da gösterilmiştir. Artan geri talaş açısı ile hız yönündeki kesme kuvvetinde artış gözlenmiştir. Ayrıca itme yönündeki kesme kuvvetinde, radyal yöndeki kesme kuvvetinde ve bileşke kesme kuvvetinde artış meydana gelmiştir.



Şekil 7.11. Kesme Kuvvetleri – Yan Talaş Açısı



Şekil 7.12. Kesme Kuvvetleri – Kesici Yanaşma Açısı

Şekil 7.11’de gösterildiği gibi yan talaş açısının artması bileşke kesme kuvveti değişmemektedir. Ancak hız yönündeki kesme kuvveti ve itme yönündeki kesme kuvvetlerinde azalmaya neden olmuştur. Ancak yan talaş açısının artması radyal yöndeki kuvvette artış meydana gelmiştir.

Şekil 7.12’de gösterilen kesme kuvvetleri kesici yanaşma açısı arasındaki ilişki de kesici iş malzemesinde daha dik bir açı ile yaklaşmaya başladıkça radyal kesme kuvveti artmaktadır.

Sonuç olarak, Oxley kesme modeli ile elde edilen kesme kuvvetleri temel olarak ilerleme ve kesme derinliğine bağlı olduğu bulunmuştur. Ancak ince kayma düzlemlili kesme modelinden farklı olarak Oxley kesme modelinde kesme hızının kesme kuvvetleri üzerinde etkisi olduğu tespit edilmiştir. Kesici takım geometrisi kesme kuvvetleri üzerinde kesme derinliği ve ilerleme değerlerine göre daha az bir etkiye sahiptir.

Çizelge 7.7. Oxley Kesme Modeli Sonuçları

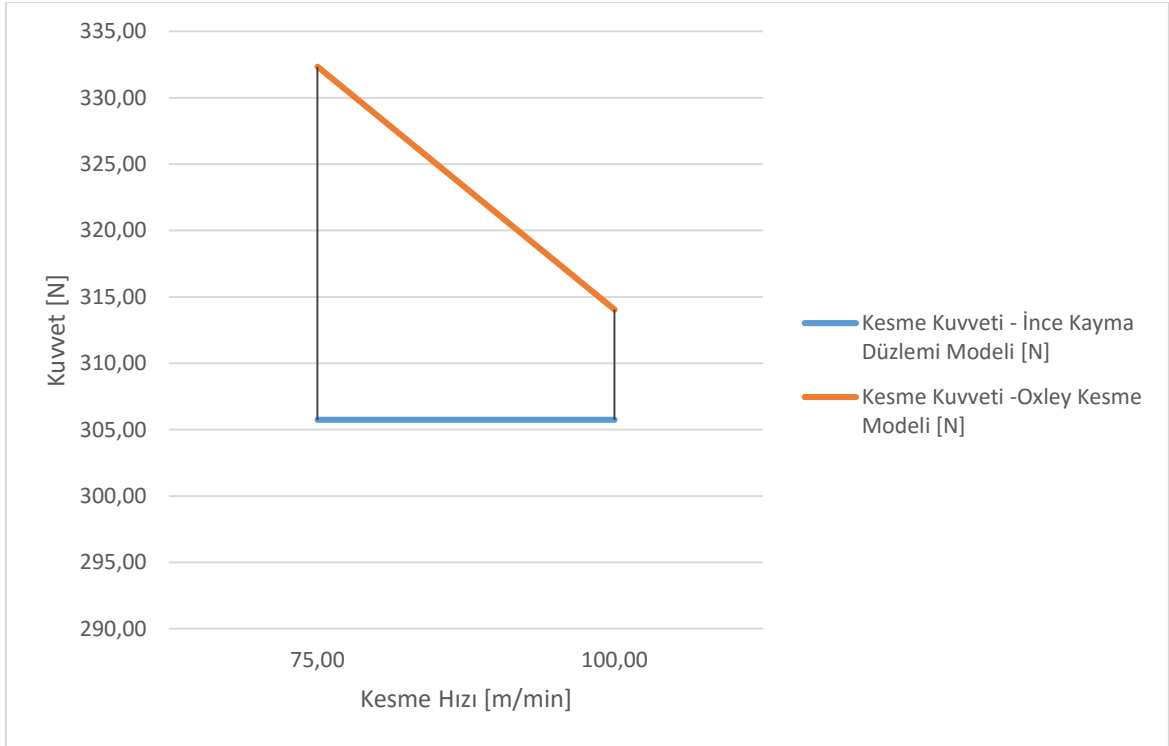
	Kesme Hızı [m/min]	İlerleme [mm/d]	Kesme Derinliği [mm]	Geri Talaş Açısı	Yan Talaş Açısı	Kesici Yanaşma Açısı	Hız Yönündeki Kesme Kuvveti [N]	İtme Yönündeki Kesme Kuvveti [N]	Radyal Kuvvet [N]	Kesme Kuvveti [N]
1	75,00	0.12	1,50	5,00	5,00	-15,00	326,23	61,81	-14,22	332,34
2	100,00	0.12	1,50	5,00	5,00	-15,00	310,71	43,28	-14,50	314,05
3	100,00	0.2	1,50	5,00	5,00	-15,00	513,96	73,41	-23,41	519,72
4	100,00	0.12	3,00	5,00	5,00	-15,00	621,43	86,56	-29,01	628,10
5	100,00	0.12	1,50	7,00	5,00	-15,00	320,07	54,36	-29,95	325,39
6	100,00	0.12	1,50	5,00	3,00	-15,00	327,62	62,78	-17,09	334,02
7	100,00	0.12	1,50	5,00	5,00	0,00	310,18	43,21	-20,99	313,88

7.3. İnce Kayma Düzlemi Modeli ve Oxley Kesme Modeli Karşılaştırması

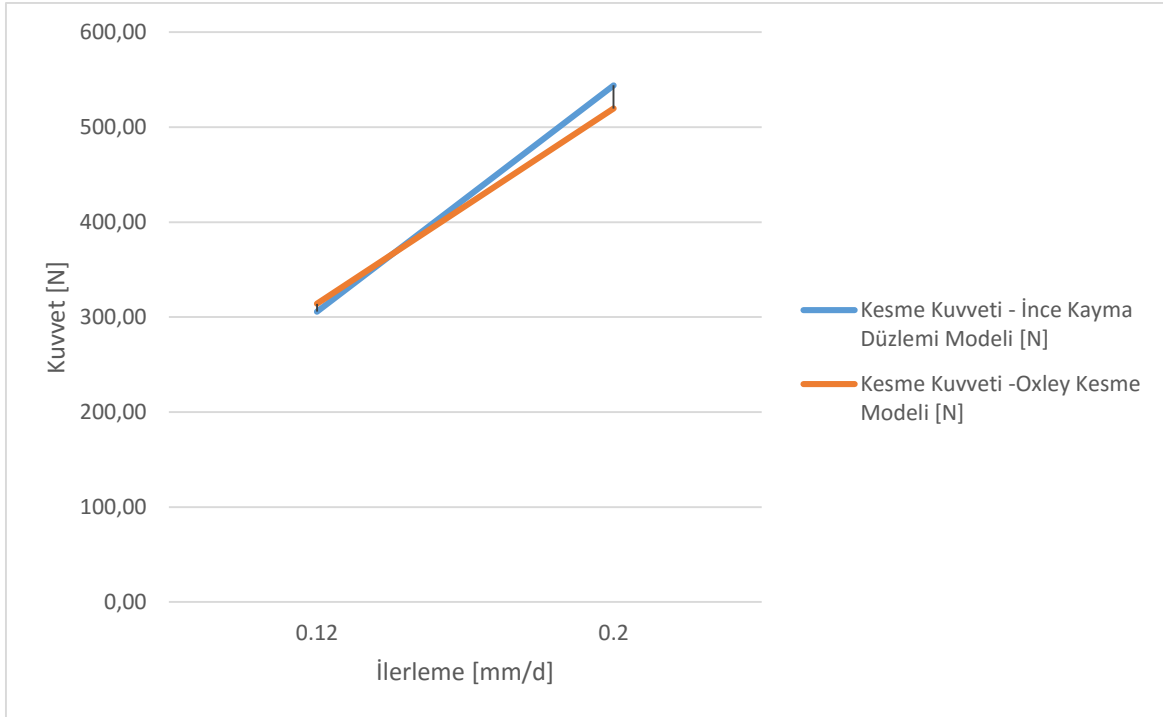
Bu bölümde çalışma kapsamında oluşturulan her iki kesme modelinin kıyaslaması yapılmaktadır. Her iki kesme kuvveti modelinin detaylı analizinin karşılaştırmalı olarak yapılması kesme kuvvetleri üzerindeki kesme koşulları ve kesici geometrisinin etkisinin daha iyi anlaşılabilmesi için önemli olmaktadır. Kesme koşulları ve kesici geometrisinin

bileşke kesme kuvveti üzerindeki etkisi karşılaştırmalı olarak Şekil 7.13-7.18’de gösterilmektedir.

Bileşke kesme kuvveti artan kesme hızı ile her iki model için Şekil 7.13’te karşılaştırılmıştır. İnce kayma düzlemi modelinde kesme hızının artmasıyla bileşke kesme kuvveti değişmemektedir. Ancak Oxley kesme kuvveti modelinde artan kesme hızı bileşke kesme kuvvetinde azalmaya neden olmaktadır. Kesme kuvvetlerindeki artışın temel nedeni olarak kesme hızının artmasıyla kesme bölgesinin sıcaklığı yükselerek malzemenin akış geriliminde azalma etkisi oluşturmasından kaynaklanmaktadır.

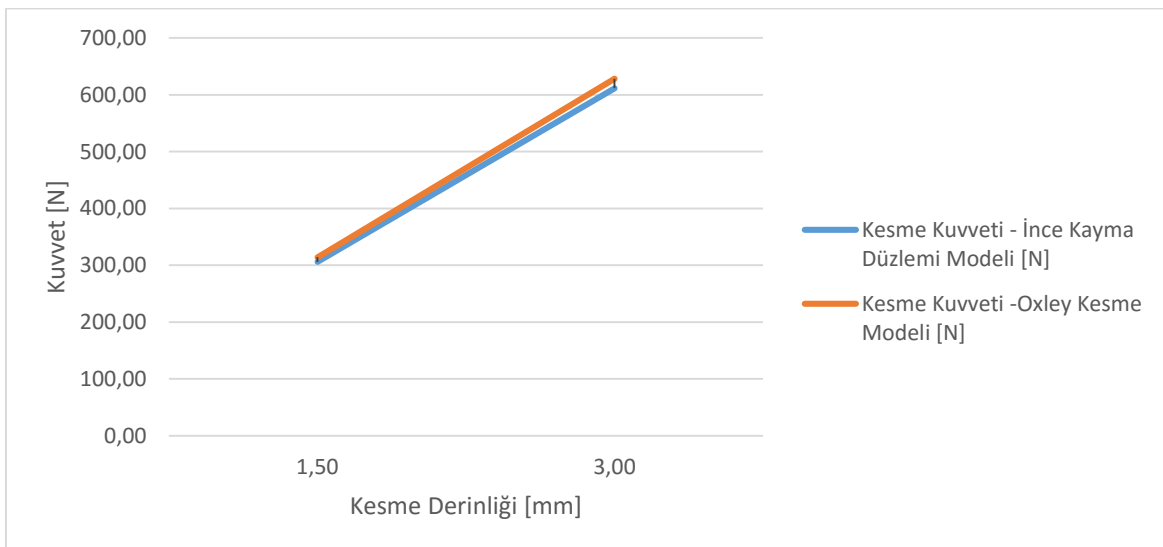


Şekil 7.13. Bileşke Kesme Kuvveti – Kesme Hızı

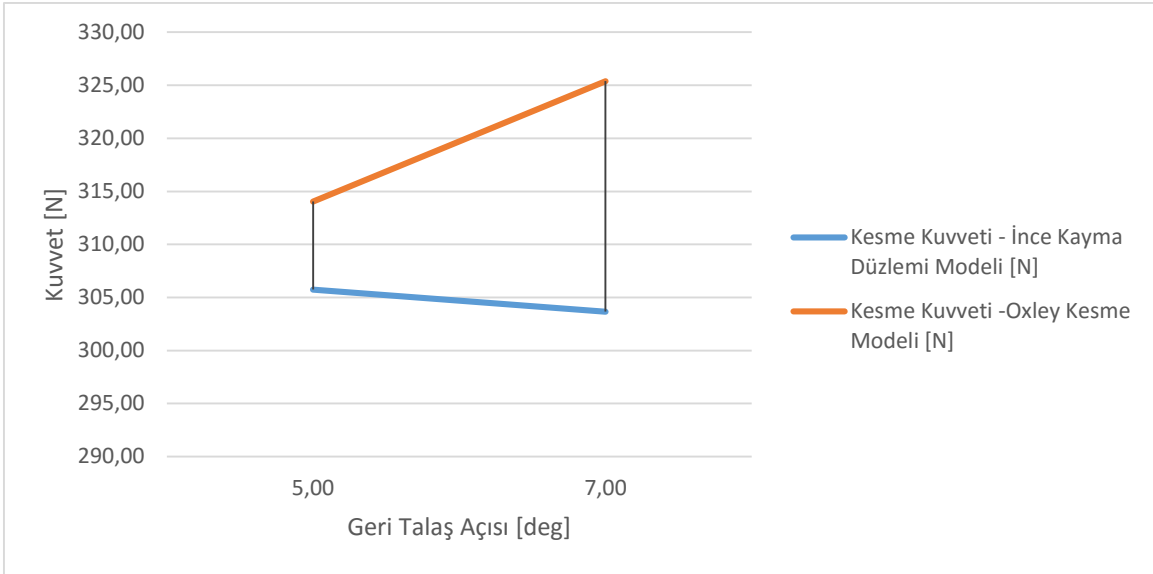


Şekil 7.14. Bileşke Kesme Kuvveti – İlerleme

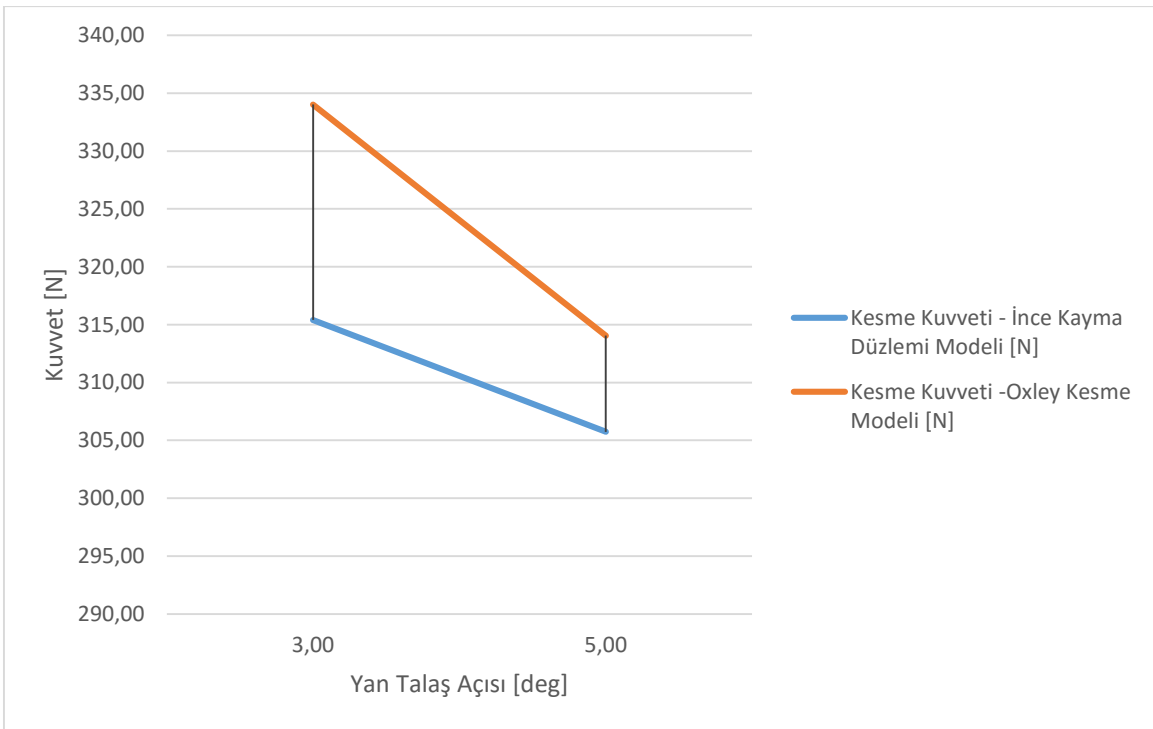
Bileşke kesme kuvveti her iki modelde de artan ilerleme değeri ile artmaktadır. Ancak ince kayma düzlemlili modelde bileşke kesme kuvvetindeki artış oranı Oxley kesme modelinden daha fazladır. Benzer şekilde kesme derinliğinde de aynı durum gözlenmektedir. Ancak kesme derinliğini kesme kuvvetlerine etkisi Oxley kesme modelinde ince kayma düzlemlili modele göre daha fazladır. Bu durumun sebebi her iki modelin farklı kayma düzlemlili açıları hesaplamasıyla açıklanabilmektedir.



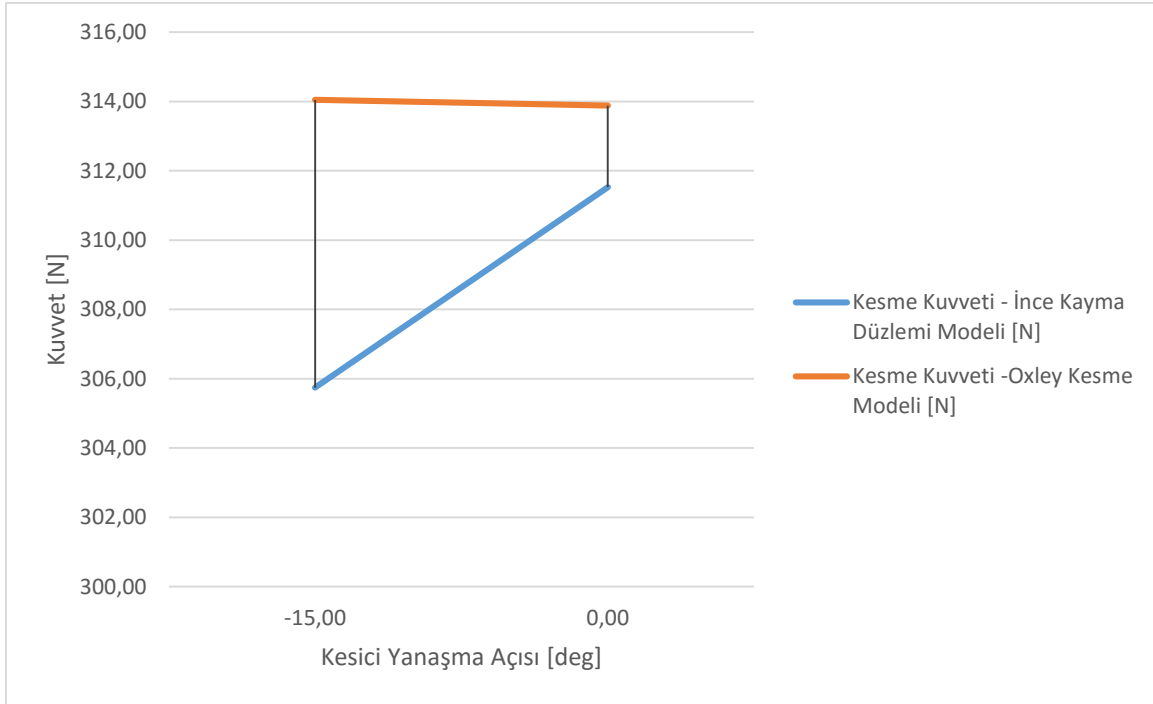
Şekil 7.15. Bileşke Kesme Kuvveti – Kesme Derinliği



Şekil 7.16. Bileşke Kesme Kuvveti – Geri Talaş Açısı



Şekil 7.17. Bileşke Kesme Kuvveti – Yan Talaş Açısı



Şekil 7.18. Bileşke Kesme Kuvveti – Kesici Yanaşma Açısı

Kesici geometrisinin bileşke kesme kuvveti üzerindeki etkisi geri talaş açısının artmasıyla ince kayma düzlemlerinde kesme kuvveti azalırken Oxley kesme modelinde kesme kuvveti artmaktadır. Ancak yan talaş açısının artması ile ince kayma düzlemi modelinde bileşke kesme kuvveti azalırken Oxley kesme kuvvetinde büyük oranda artış gözlenmiştir. Geri talaş açısının artması her iki modelde de normal talaş açısını azaltmaktadır. Ancak ince kayma düzlemlerinde kesme kuvvetinde azalmaya neden olurken Oxley kesme modelinde ise artışa neden olmaktadır. Yan talaş açısının artması dik talaş açısının artmasına ve dolayısıyla normal talaş açısının artmasına neden olmaktadır. Her iki modelde de artan yan talaş açısı kesme kuvvetlerinde azalmaya neden olmaktadır. Kesici yanaşma açısının kesilen malzemeye daha dik yaklaşması ile bileşke kesme kuvvetinde ince kayma düzlemlerinde artış gözlenmiştir. Oxley kesme modelinde ise kesme kuvvetlerinde büyük bir değişiklik olmamıştır.

Bu bölümde yapılan ince kayma düzlemlerinde kesme modeli ile Oxley kesme modeli karşılaştırması tüm durumlara karşılık gelebilecek eğik kesme geometrisi temel alınarak yapılmıştır. Ancak Matlab kodu içerisinde hem dik hem de eğik kesme modellenmiştir.

7.4. Kesme Kuvvetleri ile İlgili Deneysel Bulgular ve Modellerin Karşılaştırılması

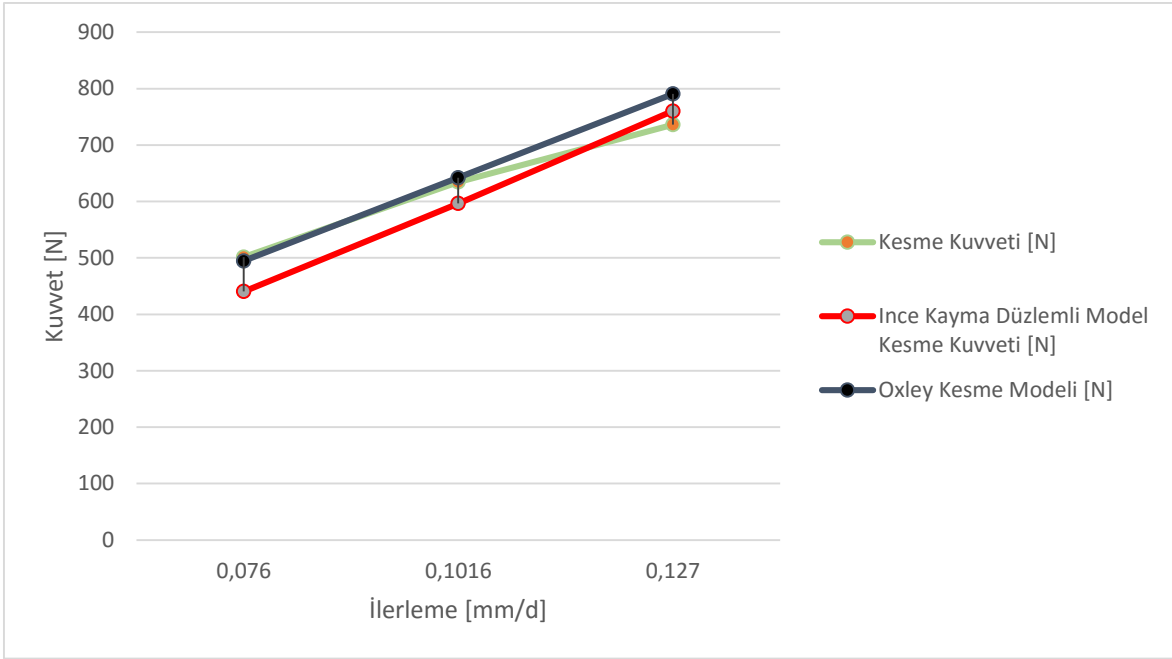
Srivastava vd. (2010) mikro işleme süreci ile üretilen hassas işlenmiş kesme kenarlı kesici kullanarak Ti6Al4V alaşımının yüksek hızlı tornalamasını incelemiştir. Hassas işlenmiş kesme kenarının kesme kuvvetleri üzerindeki etkisini daha iyi anlamak için kesici yüzey sürtünmesi analiz edilmiştir. Kesici – talaş – iş malzemesi sürtünme katsayısı dik kesme koşullarında ölçülen kesme kuvvetleri ve talaş karakteristiği kullanılarak analitik olarak elde edilmiştir. Kesme kuvvetleri ve talaş biçimi ABAQUS kullanarak iki boyutlu sonlu elemanlar yöntemi ile kesin bir şekilde tahmin edilmiştir.

Srivastava vd. (2010) kesme kuvvetlerini tasarladıkları deney düzeneği ile ölçüp oluşturdukları sonlu elemanlar modeli ile kıyaslamışlardır. Çizelge 7.8’de deneysel olarak ölçtükleri kesme kuvvetleri değerlerinin farklı ilerleme ve talaş açılara göre gösterilmiştir. Kesme derinliği 3.175 mm kesme hızı 100 m/min olarak dik kesme deneyi düzenlemiştir.

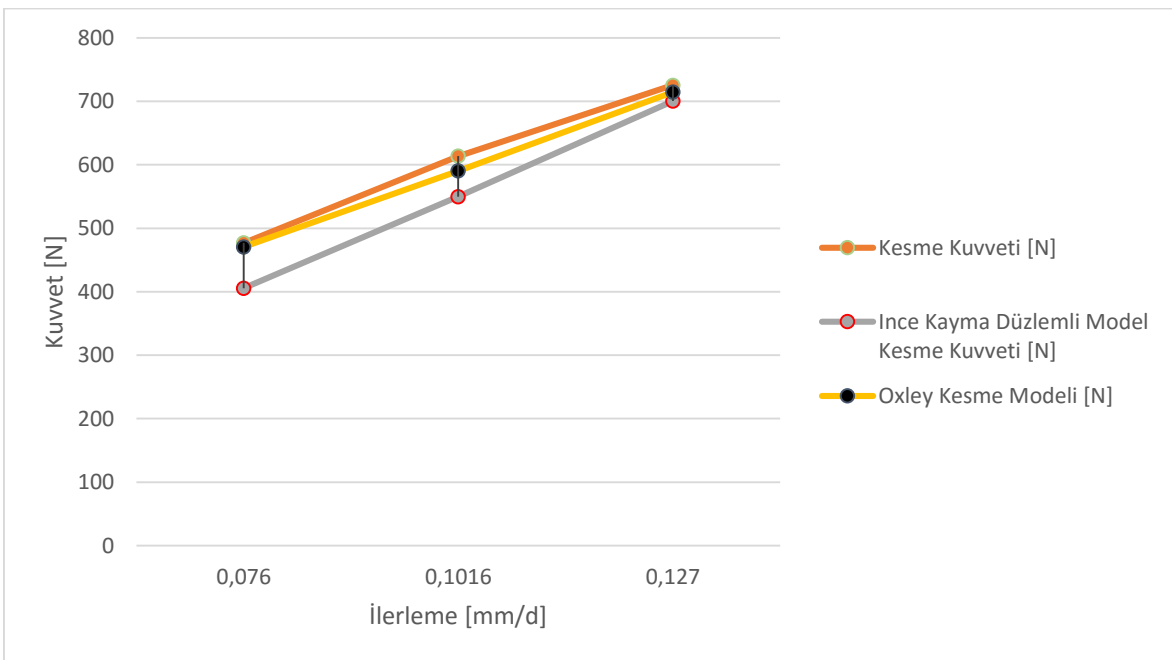
Çizelge 7.8. Kesme Kuvveti – Talaş Açısı, İlerleme (Srivastava vd. 2010)

İlerleme [mm/d]	Talaş Açısı [deg]	Kesme Kuvveti [N]	Talaş Açısı [deg]	Kesme Kuvveti [N]
0,076	0	501,626	5	477,072
0,1016	0	634,672	5	613,587
0,127	0	736,091	5	725,327

Srivastava vd. (2010)’nin deneysel olarak elde ettikleri kesme kuvvetleri değerlerinin kullandıkları kesme parametreleri ve kesici geometrisi ile ince kayma düzlemleri model ve Oxley kesme kuvveti modeli ile tekrar elde edilmeye çalışılmış ve karşılaştırılması yapılarak hata analizi yapılmıştır. Şekil 7.19 ve 7.20’de kesme kuvvetleri farklı talaş açıları ve ilerleme değerleri için karşılaştırılmalı olarak gösterilmiştir.



Şekil 7.19. Kesme Kuvveti – İlerleme (Talaş Açısı $\alpha=0^\circ$)



Şekil 7.20. Kesme Kuvveti – İlerleme (Talaş Açısı $\alpha=5^\circ$)

Şekil 7.19 ve 7.20'den anlaşıldığı gibi ince kayma düzlemlı modele göre Oxley kesme modeli ile elde edilen sonuçlar deneysel olarak Srivastava vd. (2010) tarafından elde edilen sonuçlara daha yakın sonuçlar vermiştir. Sonuçlar Çizelge 7.9 ve 7.10'da hata analizi ile birlikte verilmiştir.

Çizelge 7.9. Kesme Kuvvetleri Sonuçları ve Hata Analizi (Talaş Açısı $\alpha=0^0$)

İlerleme [mm/d]	Talaş Açısı [deg]	Kesme Kuvveti [N]	İnce Kayma Düzlemlı Model Kesme Kuvveti [N]	İnce Kayma Düzlemlı Kesme Modeli Hata Yüzdesi [%]	Oxley Kesme Modeli [N]	Oxley Kesme Modeli Hata Yüzdesi [%]
0,076	0	501,626	440,44	12,20	494,83	1,36
0,1016	0	634,672	596,52	6,01	642,17	-1,18
0,127	0	736,091	760,35	-3,30	790,58	-7,40

Çizelge 7.10. Kesme Kuvvetleri Sonuçları ve Hata Analizi (Talaş Açısı $\alpha=5^0$)

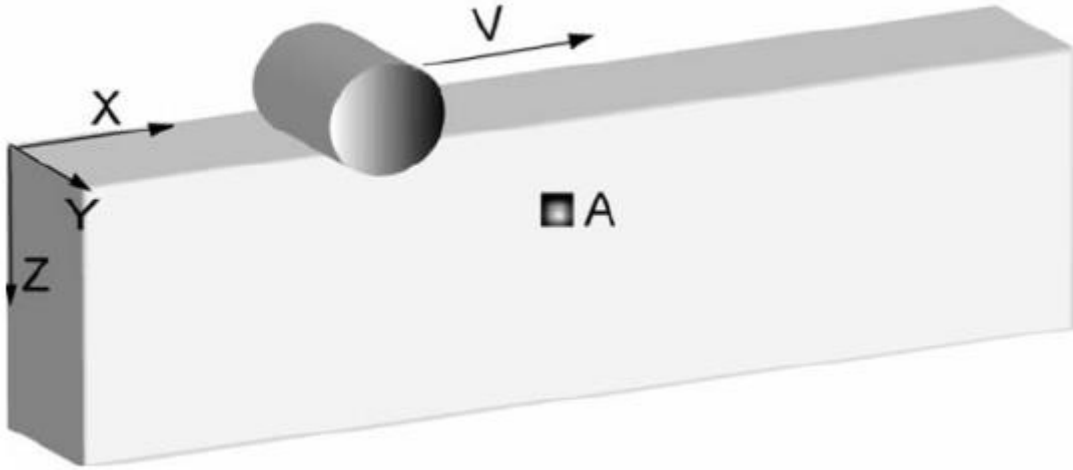
İlerleme [mm/d]	Talaş Açısı [deg]	Kesme Kuvveti [N]	İnce Kayma Düzlemlı Model Kesme Kuvveti [N]	İnce Kayma Düzlemlı Kesme Modeli Hata Yüzdesi [%]	Oxley Kesme Modeli [N]	Oxley Kesme Modeli Hata Yüzdesi [%]
0,076	5	477,072	405,54	14,99	470,80	1,31
0,1016	5	613,587	549,85	10,39	590,45	3,77
0,127	5	725,327	700,41	3,44	714,44	1,50

Kesme kuvvetleri sonuçlarına ve hata analizlerine göre Oxley kesme modeli ince kayma düzlemlı kesme modeline göre deneysel sonuçlar ile kıyaslandığında daha tutarlı sonuçlar vermiştir.

8. ARTIK GERİLMENİN MODELLENMESİ YÖNTEMİ

8.1. Elastik Gerilim Alanı

Bu çalışmada, kesme işlemine model oluşturabilecek yuvarlanma/kayma temas yaklaşımı kullanılmıştır. Bu yaklaşımda, kesici ile iş malzemesi arasındaki temas Şekil 8.1’de gösterildiği gibi yarı sonsuz düzlem üzerinde yuvarlanan bir silindir olarak temsil edilmiştir. Şekil 8.1’de görülen A noktası iş malzemesi üzerinde rasgele noktadır. Kesici tarafından iş malzemesine uygulanan kuvvet Bölüm 7’de tahmin edilen bileşke kesme kuvveti olmaktadır.



Şekil 8.1. Dik Kesme İşleminin Üç Boyutlu Gösterimi (Hanna, 2007)

Verilen normal yük P_{normal} ile sürtünme katsayısının μ olduğu durumda kayma yükü Q_{normal} hesaplanabilmektedir. İki yük arasındaki ilişki kullanılarak, silindirin yarı sonsuz yüzeyde veya iş malzemesinde yuvarlanmadığı kaydığı hesaba katılmıştır.

$$Q_{normal} = \mu P_{normal} \quad (8.1)$$

Teorinin çizgi teması ile ilgileniyor olmasından dolayı, kuvvet birim genişlik için hesaplanmaktadır.

$$P = \frac{P_{normal}}{w} \quad (8.2)$$

Hertz basıncı p_0 birim genişlikteki kuvvet ve yarı temas genişliği a değerine bağlı olarak hesaplanmaktadır.

$$p_0 = \frac{2P}{\pi a} \quad (8.3)$$

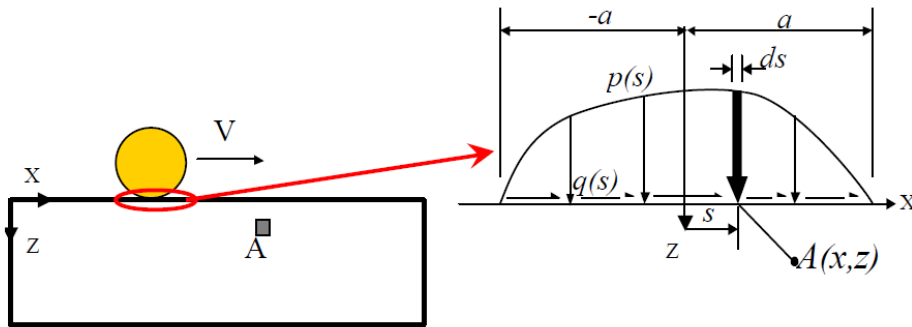
$$a = \sqrt{\frac{4P}{\pi} \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right)^{-1} \left[\frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2} \right]} \quad (8.4)$$

Denklem 8.4'de yer alan R_1 ve R_2 iki silindirin eğrilik yarıçapı, E_1 ve E_2 Young modülü ve ν_1 ve ν_2 Poisson oranı olmaktadır. Yarı sonsuz düz yüzey üzerinde kayma durumunda $R_2 = \infty$ olmaktadır.

Şekil 8.2'de gösterilen normal ve teğet basınçların yarı eliptik dağılımı Hertz basıncına ve yarı temas genişliğine bağlı olarak bulunmaktadır.

$$p(s) = p_0 \sqrt{1 - \left(\frac{x}{a} \right)^2} \quad (8.5)$$

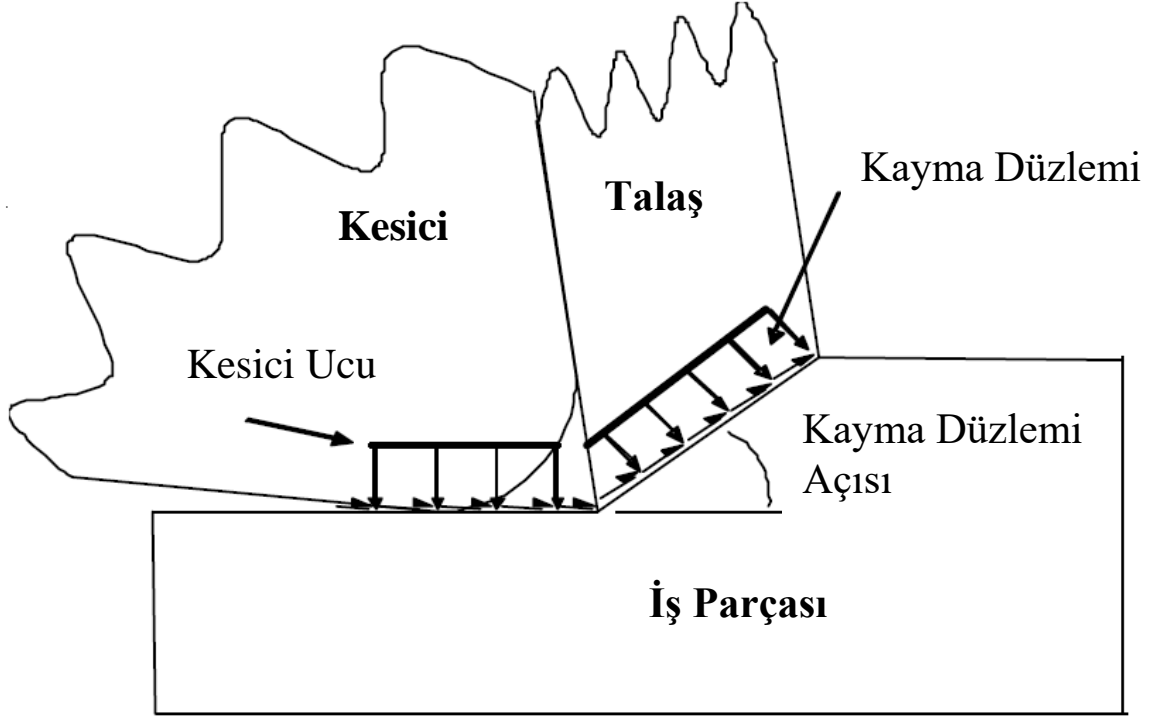
$$q(s) = \mu p_0 \sqrt{1 - \left(\frac{x}{a} \right)^2} \quad (8.6)$$



Şekil 8.2. Dik Kesme İşleminde Temas Kuvvetinin İki Boyutlu Gösterimi (Hanna, 2007)

Dik kesme işleminde iki farklı yük kaynağı bulunmaktadır. Kaynaklardan bir tanesi kesme işleminde kayma faaliyetidir ve ikinci kaynak ise yeni üretilen yüzeye kesicinin

yuvarlaklığından dolayı sürtünmesidir. Her iki kaynak Şekil 8.3'te gösterilmiştir. Bu çalışmada kesicinin yuvarlaklığından dolayı yeni üretilen yüzeye sürtünmesi çalışmanın kapsamı dışında tutulmuştur.



Şekil 8.3. Kayma Faaliyetinden Kaynaklanan ve Kesici Ucunun Yuvarlaklığından Kaynaklanan Yükler (Hanna, 2007)

Normal ve teğet basınçların düzgün dağıldığını varsayarak, kayma faaliyetinden kaynaklanan kuvvet bileşenleri kesme kuvvetleri ve geometrik değişkenlere bağlı olarak bulunabilmektedir.

$$p_0^{kayma} = \frac{F_c \sin \phi + F_t \cos \phi}{dl} \quad (8.7)$$

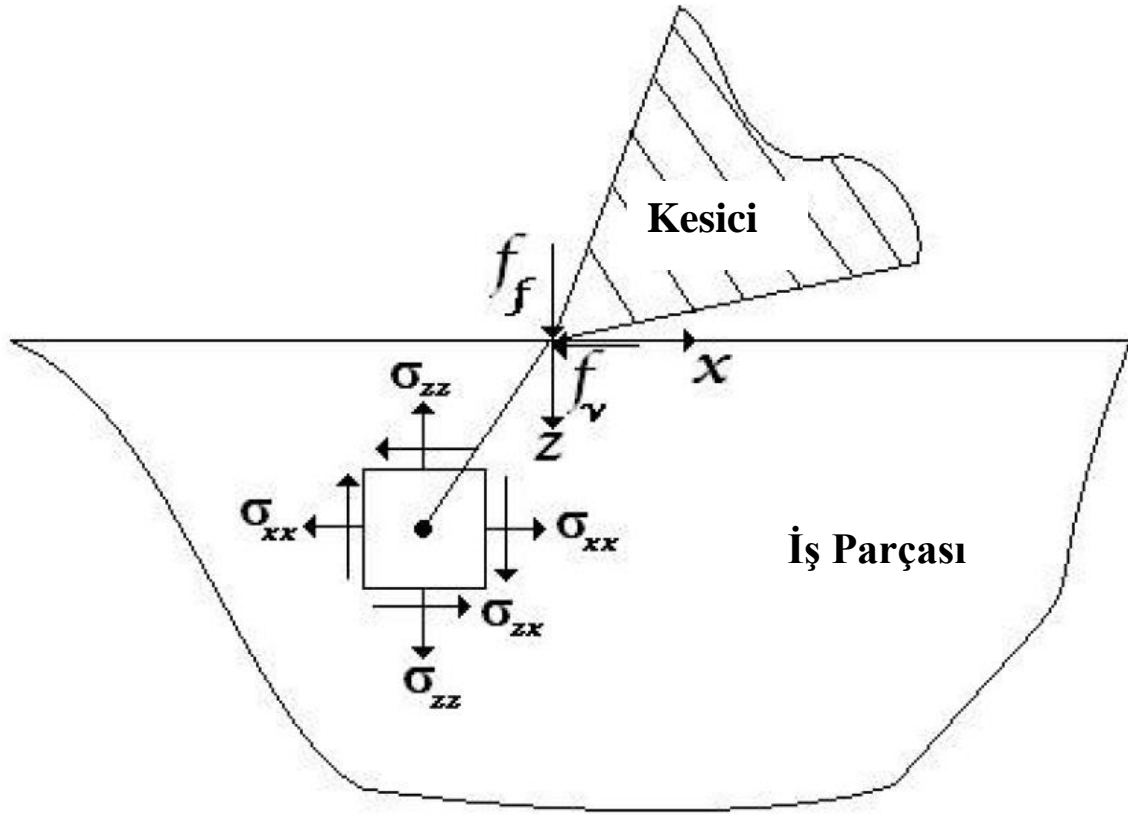
$$q_0^{kayma} = -k_{AB} \quad (8.8)$$

Yarı sonsuz düz yüzeyde veya iş malzemesinde normal ve teğet basınçlardan Smith and Liu (1953) yarı sonsuz düzlem içerisindeki gerilim alanını ifade etmek için analitik bir ifade geliştirmişlerdir. Wu ve Matsumoto (1990) kesme işleminde kayma yüklerinden dolayı oluşan gerilim alanlarını hesaplayabilmek için benzer bir metot geliştirmişlerdir.

Kesici yüzey üzerinden kayarken iş malzemesinde A noktasındaki gerilim bileşenleri analitik olarak bulunabilmektedir (Hanna, 2007).

İş malzemesi yüzeyinde silindirin her bir adımı için, kayma bölgesinden kaynaklanan gerilim bileşenleri denklemler ile analitik olarak hesaplanabilmektedir.

Young modülü E, Poisson oranı ν , termal genişleme katsayısı α , izotropik sertleşme katsayısı h ve kinematik sertleşme katsayısı c olan malzemede y yönündeki gerininin her zaman sıfır olduğu düzlem gerinimi varsayılmıştır (Ulutan, 2007).



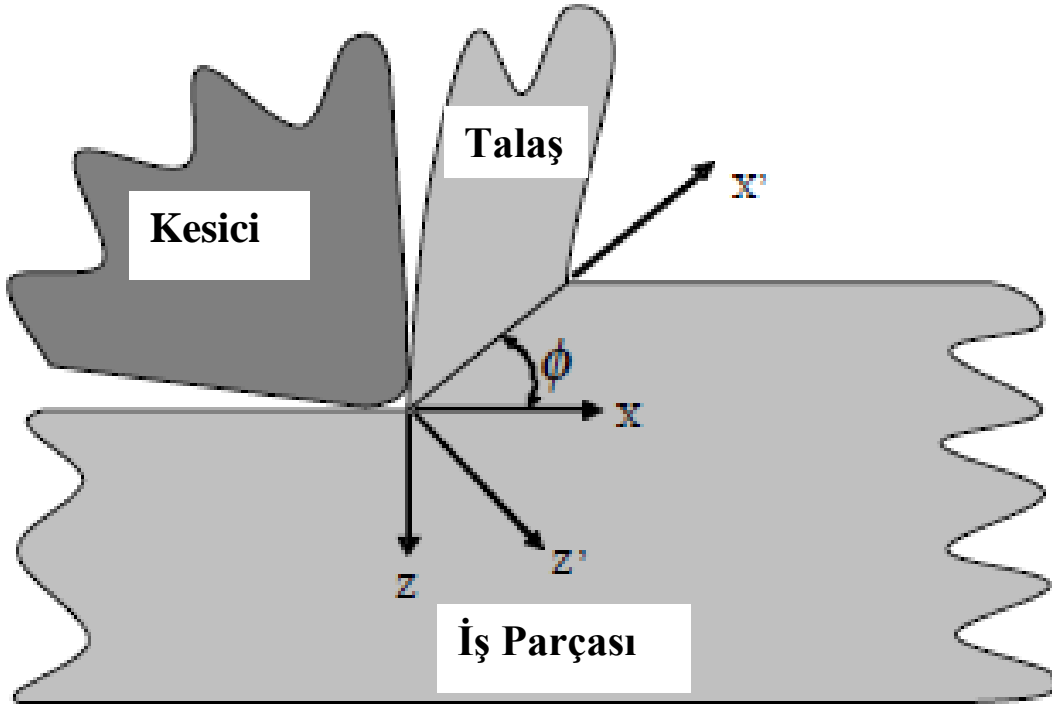
Şekil 8.4. Bileşke Gerilmeler (Ulutan, 2007)

$$\sigma'_{xx} = -\frac{2z}{\pi} \int_{-l/2}^{l/2} \frac{p_0^{kayma}(x'-s)^2}{[(x'-s)^2+z^2]^2} ds - \frac{2}{\pi} \int_{-l/2}^{l/2} \frac{q_0^{kayma}(x'-s)^3}{[(x'-s)^2+z^2]^2} ds \quad (8.9)$$

$$\sigma'_{zz} = -\frac{2z^3}{\pi} \int_{-l/2}^{l/2} \frac{p_0^{kayma}}{[(x'-s)^2+z^2]^2} ds - \frac{2z^2}{\pi} \int_{-l/2}^{l/2} \frac{q_0^{kayma}(x'-s)}{[(x'-s)^2+z^2]^2} ds \quad (8.10)$$

$$\sigma'_{xz} = -\frac{2z^2}{\pi} \int_{-l/2}^{l/2} \frac{p_0^{kayma}(x'-s)}{[(x'-s)^2+z^2]^2} ds - \frac{2z}{\pi} \int_{-l/2}^{l/2} \frac{q_0^{kayma}(x'-s)^2}{[(x'-s)^2+z^2]^2} ds \quad (8.11)$$

Dikkat edilmelidir ki burada farklı bir koordinat sistemi (X',Z') kullanılmıştır. Koordinat sistemi şekil 8.5'te gösterilen kayma bölgesi koordinat sistemine denk gelmektedir. İş malzemesindeki toplam gerilimi bulmak için iş parçası (X,Z) koordinat sistemine göre gerilim bileşenleri bulunmalıdır (Hanna, 2007).



Şekil 8.5. İş Malzemesine Göre Kayma Düzlemi Koordinat Sistemi

(X',Z') koordinat sistemindeki gerilimleri ($X-Z$) koordinat sistemine dönüştürmek için dönüşüm matrisi kullanılmıştır.

$$[Q] = \begin{bmatrix} \cos \phi & \sin \phi \\ -\sin \phi & \cos \phi \end{bmatrix} \quad (8.12)$$

Kayma bölgesindeki gerilim bileşenleri iş malzemesi koordinat sistemi dönüşüm matrisi ile hesaplanabilmektedir.

$$\sigma_{kayma\ X-Z} = [Q] \begin{bmatrix} \sigma'_{XX} & \sigma'_{XZ} \\ \sigma'_{XZ} & \sigma'_{ZZ} \end{bmatrix} [Q^T] \quad (8.13)$$

Mekanik ve termal yükler toplanarak normal ve kayma yönündeki toplam gerilmeler bulunmaktadır. Malzemedeki elastik gerilmeler denklem 8.14-8.17 ile hesaplanmaktadır. Plastiklik durumuna ulaşıldığında hesaplama farklıdır (Ulutan, 2007).

$$\sigma_{xx} = \sigma_{xx}^{mechanical} + \sigma_{xx}^{thermal} \quad (8.14)$$

$$\sigma_{zz} = \sigma_{zz}^{mechanical} + \sigma_{zz}^{thermal} \quad (8.15)$$

$$\sigma_{xz} = \sigma_{xz}^{mechanical} + \sigma_{xz}^{thermal} \quad (8.16)$$

$$\sigma_{yy} = \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{zz}) - \alpha E \Delta T \quad (8.17)$$

Burada sıcaklık değişimi kayma düzlemi ile ortam sıcaklığı arasındaki fark olarak hesaplanmaktadır. Ayrıca bileşke Young modülü E iş malzemesi Young modülü E_w ve kesici takım malzemesine Young modülü E_t bağlı olarak hesaplanmaktadır (Ulutan, 2007).

$$\Delta T = T_{AB} - T_w \quad (8.18)$$

$$\frac{1}{E} = \frac{1}{E_t} + \frac{1}{E_w} \quad (8.19)$$

Dik gerilmeler von Mises akma kıstası kullanılarak belirlenmelidir. Von Mises akma kıstasında eğer $F_{von} < 0$ ise gerilmeler elastik bölgededir. Eğer $F_{von} = 0$ ise gerilmeler plastik bölgede olmaktadır. $F_{von} > 0$ durumu fiziksel olarak mümkün değildir ancak sayısal yaklaşımlardan dolayı hesaplama ortamında olabilmektedir. Bu durumla başa çıkmanın en basit yok bir basamak geriye gidip, basamak büyüklüğünü küçülterek tekrar uygulamak olmaktadır (Ulutan, 2007).

$$F_{von} = \frac{1}{2} \left((S_{xx} - \alpha_{xx})^2 + (S_{yy} - \alpha_{yy})^2 + (S_{zz} - \alpha_{zz})^2 + (S_{xz} - \alpha_{xz})^2 + (S_{zx} - \alpha_{zx})^2 \right) - K^2 \quad (8.20)$$

$$S_{xx} = \sigma_{xx} - \frac{1}{3} (\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz}) \quad (8.21)$$

$$S_{yy} = \sigma_{yy} - \frac{1}{3} (\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz}) \quad (8.22)$$

$$S_{zz} = \sigma_{zz} - \frac{1}{3} (\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz}) \quad (8.23)$$

$$S_{xz} = S_{zx} = \sigma_{xz} \quad (8.24)$$

Buradan von Mises kuralına göre $K = \tau_0 = \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}}$ olmaktadır. τ_0 sade kayma akma gerilim ve σ_0 çekme akma gerilmesi olmaktadır (Ulutan, 2007).

Eğer $F_{von} < 0$ ise, ters gerilme $\alpha_{xx} = \alpha_{yy} = \alpha_{zz} = \alpha_{xz} = \alpha_{xy} = \alpha_{yz} = 0$ olmaktadır. Gerinimler ise verilen yönlerde 8.25-8.29 ile hesaplanmaktadır.

$$\varepsilon_{xx} = \frac{\sigma_{xx}}{E} (1 - \nu^2) - \nu \frac{\sigma_{zz}}{E} (1 - \nu) + \alpha \Delta T (1 - \nu) \quad (8.25)$$

$$\varepsilon_{yy} = 0 \quad (8.26)$$

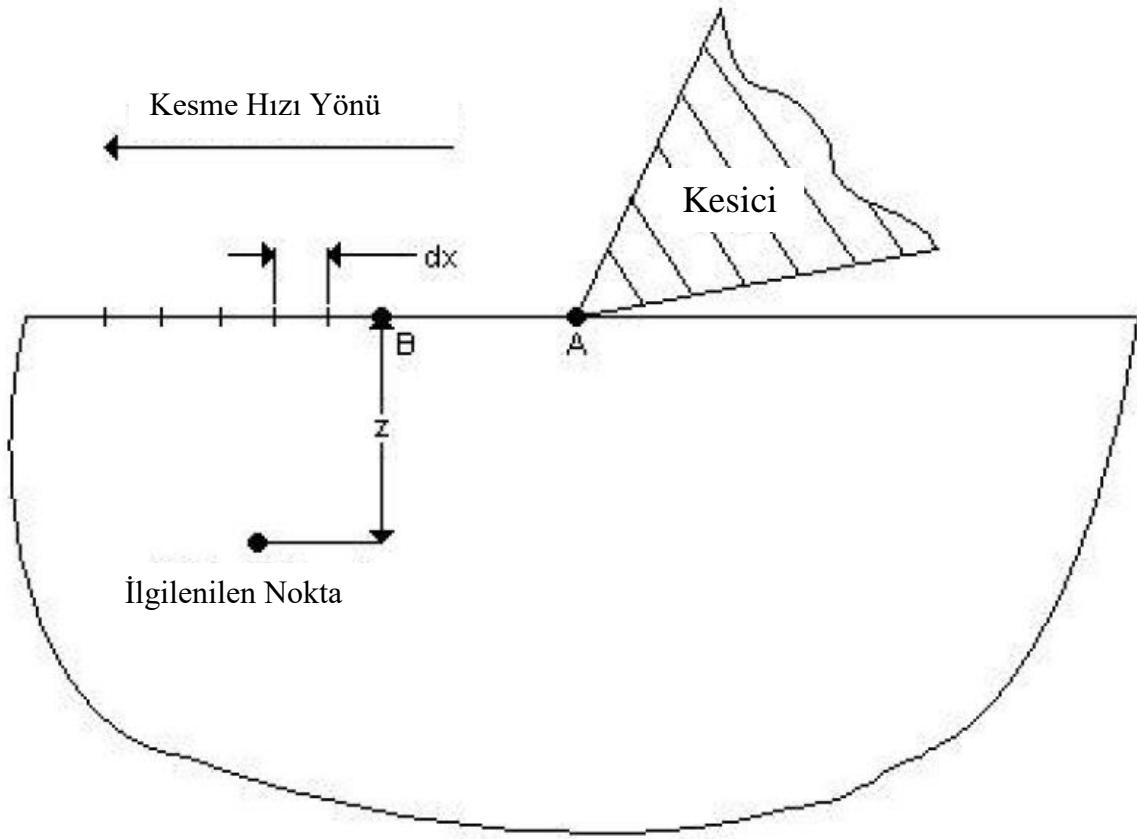
$$\varepsilon_{zz} = \frac{\sigma_{zz}}{E} (1 - \nu^2) - \nu \frac{\sigma_{xx}}{E} (1 + \nu) + \alpha \Delta T (1 + \nu) \quad (8.27)$$

$$\varepsilon_{xz} = \varepsilon_{zx} = \frac{\sigma_{xz}}{2G} \quad (8.28)$$

$$\varepsilon_{xx}^{plastik} = \varepsilon_{zz}^{plastik} = \varepsilon_{xz}^{plastik} = 0 \quad (8.29)$$

8.2. Plastik Gerilmeler

İşlem plastik olduğunda gerilmeler plastik bölgede yol bağımlı olduğu için basamak boyutunu küçültmek önemlidir. Nokta 2'yi şimdiki adım, Nokta 1'i ise önceki adım olarak tanımlayalım (Şekil 8.6). Eğer gerilmeler plastik olduğunda, bir önceki adımda elastik olduklarından dolayı önceki ters gerilmeler ve gerinimlerin tamamı sıfır olmaktadır (Ulutan, 2007).



Şekil 8.6. Sistemin Ayrıştırılması (Ulutan, 2007)

Bölüm 8.1’de anlatıldığı gibi mevcut basamaktaki gerilmelerin bulunmasından sonra ve önceki basamaktan bilinmekte olan tüm değerler ile önceki basamaktan bu basamağa marjinal gerilmeler hesaplanmalıdır (Ulutan, 2007).

$$d\sigma_{xx} = \sigma_{xx}^2 - \sigma_{xx}^1 \quad (8.30)$$

$$d\sigma_{xz} = \sigma_{xz}^2 - \sigma_{xz}^1 \quad (8.31)$$

$$d\sigma_{zz} = \sigma_{zz}^2 - \sigma_{zz}^1 \quad (8.32)$$

Düzlem gerinim durumundan, y-yönündeki elastik ve plastik gerinimlerin toplamı sıfır olmalıdır (Lazoğlu vd., 2006).

$$d\varepsilon_{yy}^{plastic} = \frac{1}{(h_{izo}+c)} \frac{3}{2\sigma_0^2} (S_{yy} - \alpha_{yy}) \cdot \Gamma \quad (8.33)$$

$$\Gamma = ((S_{xx} - \alpha_{xx})d\sigma_{xx} + (S_{yy} - \alpha_{yy})d\sigma_{yy} + (S_{zz} - \alpha_{zz})d\sigma_{zz} + (S_{xz} - \alpha_{xz})d\sigma_{xz} + (S_{zx} - \alpha_{zx})d\sigma_{zx}) \quad (8.34)$$

$$d(\sigma_{yy}^{mechanical} + \sigma_{yy}^{thermal}) = \frac{d\sigma_{yy}}{E} - \frac{\nu}{E}(d\sigma_{xx} + d\sigma_{zz}) + \alpha\Delta T \quad (8.35)$$

Denklem 8.33 ile gösterilen plastik gerinimlerin ve denklem 8.35 ile gösterilen elastik gerinimlerin toplamı sıfır olmalıdır ve buradan y- yönündeki marjinal gerilme $d\sigma_{yy}$ bulunabilmektedir (Ulutan,2007).

$$d\varepsilon_{yy}^{plastic} + d\varepsilon_{yy}^{mechanical} + d\varepsilon_{yy}^{thermal} = 0 \quad (8.36)$$

Burada h iş parçasının izotropik sertleşme katsayısı ve c iş parçasının kinematik sertleşme katsayısı olmaktadır. Bu katsayılar iş parçası malzemesinin gerilme-gerinim eğrisinden ve yorulma eğrilerinden bulunmaktadır. İzotropik sertleşme katsayısı plastik bölgede gerilme-gerinim eğrisinin eğimidir ve kinematik sertleşme katsayısı ise malzemenin dayanma limitindeki gerilme değeridir. Bu denklemlerde üç bilinmeyen bulunmaktadır. Bu bilinmeyenler marjinal plastik gerinim, toplam marjinal mekanik ve termal gerinim ve y yönündeki marjinal gerilmedir. İlk olarak $d\sigma_{yy}$ bulunmalıdır (Ulutan, 2007).

$$d\varepsilon_{xx}^{plastic} = \frac{1}{(h_{izo}+c)} \frac{3}{2\sigma_0^2} (S_{xx} - \alpha_{xx}) \cdot \Gamma \quad (8.37)$$

$$d\varepsilon_{zz}^{plastic} = \frac{1}{(h_{izo}+c)} \frac{3}{2\sigma_0^2} (S_{zz} - \alpha_{zz}) \cdot \Gamma \quad (8.38)$$

$$d\varepsilon_{xz}^{plastic} = \frac{1}{(h_{izo}+c)} \frac{3}{2\sigma_0^2} (S_{xz} - \alpha_{xz}) \cdot \Gamma \quad (8.39)$$

$$d\alpha_{xx} = c \cdot d\varepsilon_{xx}^{plastic} \quad (8.40)$$

$$d\alpha_{yy} = c \cdot d\varepsilon_{yy}^{plastic} \quad (8.41)$$

$$d\alpha_{zz} = c \cdot d\varepsilon_{zz}^{plastic} \quad (8.42)$$

$$d\alpha_{xz} = d\alpha_{zx} = c \cdot d\varepsilon_{xz}^{plastic} \quad (8.43)$$

Bir sonraki adımda kullanabilmek için tüm değerleri güncellememiz gerekmektedir. Gerilme değerleri daha önce hesaplanmıştı, bir sonraki basamakta gerinim ve ters gerilme değerlerini bulunmalıdır (Ulutan, 2007).

$$\varepsilon_{xx}^{plastik,2} = \varepsilon_{xx}^{plastik,1} + d\varepsilon_{xx}^{plastik} \quad (8.44)$$

$$\varepsilon_{zz}^{plastik,2} = \varepsilon_{zz}^{plastik,1} + d\varepsilon_{zz}^{plastik} \quad (8.45)$$

$$\varepsilon_{xz}^{plastik,2} = \varepsilon_{xz}^{plastik,1} + d\varepsilon_{xz}^{plastik} \quad (8.46)$$

$$\varepsilon_{xx}^{total,2} = \varepsilon_{xx}^{plastik,2} + \varepsilon_{xx}^{elastik,2} \quad (8.47)$$

$$\varepsilon_{zz}^{total,2} = \varepsilon_{zz}^{plastik,2} + \varepsilon_{zz}^{elastik,2} \quad (8.48)$$

$$\varepsilon_{xz}^{total,2} = \varepsilon_{zx}^{total,2} = \varepsilon_{xz}^{plastik,2} + \varepsilon_{xz}^{elastik,2} \quad (8.49)$$

$$\alpha_{xx}^2 = \alpha_{xx}^1 + d\alpha_{xx} \quad (8.50)$$

$$\alpha_{yy}^2 = \alpha_{yy}^1 + d\alpha_{yy} \quad (8.51)$$

$$\alpha_{zz}^2 = \alpha_{zz}^1 + d\alpha_{zz} \quad (8.52)$$

$$\alpha_{xz}^2 = \alpha_{zx}^2 = \alpha_{xz}^1 + d\alpha_{xz} \quad (8.53)$$

Kinematik ve izotropik sertleşme etkisinden dolayı tek eksenli çekme akma mukavemeti değerini de güncellememiz gereklidir ve sonuç olarak K değerini de güncellemek gereklidir.

$$d\bar{\sigma}_0 = \frac{1}{\left(1 + \frac{c}{h_{izo}}\right)^2 \bar{\sigma}_0} \frac{3}{2} \sum_{i,j} (S_{ij}^1 - \alpha_{ij}^1) d\sigma_{ij} \quad (8.54)$$

$$\bar{\sigma}_0^2 = \bar{\sigma}_0^1 + d\bar{\sigma}_0 \quad (8.55)$$

$$F = \frac{1}{2} \left[\sum_{i,j} (S_{ij}^2 - \alpha_{ij}^2) (S_{ij}^2 - \alpha_{ij}^2) \right] - \frac{2}{3} (\bar{\sigma}_0^2) \quad (8.56)$$

Eğer $F_{von} < 0$ ise, işlem tekrar elastik olmuş ve boşaltma alt programı çalıştırılmalıdır. Eğer $F_{von} = 0$ ise, işlem halen plastik durumda ve tekrar bir basamak daha ilerlenmeli ve tekrar plastiklik kontrol edilmelidir (Ulutan, 2007). Akma düzlemi Lazoğlu vd (2008) tarafından mevcut adımdaki akma gerilmesi ve deviatorik gerilmelere bağlı olarak denklem 8.56 ile hesaplanmıştır.

Yüklemenin tamamlanmasından ve gerilmelerin tekrar elastik olmasından sonra kesicinin tekrar iş parçası boyunca geçmesini beklemeye gerek olmamaktadır. Hem termal hem de mekanik etkide ilgilenilen noktadan takımın geçişi sonra artış olmamaktadır (Ulutan, 2007).

8.3. Gevşeme

Düzlem gerinim durumundan bilindiği gibi y yönündeki gerinim ε_{yy} sıfır olmalıdır. Ek olarak, boşaltma sonrası, x yönünde gerinim ve z ve xz yönünde gerilme gözlemememiz gerekmektedir. Yalnızca x ve y yönünde ya da diğer bir deyişle kesme ve kesme derinliği yönündeki artık gerilmeler olmalıdır. Ayrıca elimizde x ve xz yönündeki gerinimler diğer bir deyişle ilerleme ve kayma yönündeki gerinimler kalmaktadır. Bu duruma ulaşabilmek için ε_{xx} , σ_{zz} ve σ_{xz} değerlerini sıfır oluncaya kadar adım adım azaltmamız gerekmektedir. İlk olarak tekrar $\sigma_{ij}^{initial} = 0$ varsayarak ve $\bar{\sigma}_0$ ilk akma mukavemeti değerleri ile işlemlere başlamaktayız. Adım adım yaklaşımda kullanmak üzere yeteri kadar büyük bir M değeri çekilmelidir. Bu sayı ile sıfır olması gereken gerilme ve gerinimleri bölerek azalma miktarlarını belirlemekteyiz (Ulutun, 2007).

$$d\varepsilon_{xx} = -\frac{\varepsilon_{xx}}{M} \quad (8.57)$$

$$d\sigma_{zz} = -\frac{\sigma_{zz}}{M} \quad (8.58)$$

$$d\sigma_{xz} = -\frac{\sigma_{xz}}{M} \quad (8.59)$$

Daha sonra, her adım için, plastikliği kontrol ederek devam edilmelidir (Ulutun, 2007).

$$S_{xx} = \sigma_{xx} - \frac{1}{3}(\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz}) \quad (8.60)$$

$$S_{yy} = \sigma_{yy} - \frac{1}{3}(\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz}) \quad (8.61)$$

$$S_{zz} = \sigma_{zz} - \frac{1}{3}(\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz}) \quad (8.62)$$

$$S_{xz} = S_{zx} = \sigma_{xz} \quad (8.63)$$

İş parçasının izotropik ve akma sürecinde von Mises kıstasına uyduğu varsayarsak, akma düzlemi F denklem (8.64) ile tanımlanmaktadır (Lazoğlu vd., 2008).

$$F_{von} = \frac{1}{2} \left((S_{xx} - \alpha_{xx})^2 + (S_{yy} - \alpha_{yy})^2 + (S_{zz} - \alpha_{zz})^2 + (S_{xz} - \alpha_{xz})^2 + (S_{zx} - \alpha_{zx})^2 \right) - 2K^2 \quad (8.64)$$

Tekrar, eğer $F_{von} < 0$ ise, boşaltma elastiktir ve eğer $F_{von} = 0$ ise boşaltma plastik olmaktadır. Eğer elastik boşaltma ise gerilme azalma miktarları denklem 8.63-8.66 ile hesaplanmaktadır. Elastik boşaltmada $d\sigma_{yy}$ Hanna (2007) tarafından $d\sigma_{zz}$ değişimine bağlı olarak hesaplanmıştır.

$$d\sigma_{xx} = \frac{vE}{(1+v)(1-2v)} (d\varepsilon_{xx} + d\varepsilon_{yy} + d\varepsilon_{zz}) + \frac{E}{1+v} d\varepsilon_{xx} \quad (8.65)$$

$$d\sigma_{yy} = -v \cdot d\sigma_{zz} \quad (8.66)$$

$$d\sigma_{zz} = \frac{vE}{(1+v)(1-2v)} (d\varepsilon_{xx} + d\varepsilon_{yy} + d\varepsilon_{zz}) + \frac{E}{1+v} d\varepsilon_{zz} \quad (8.67)$$

$$d\varepsilon_{xz} = d\varepsilon_{zx} = \frac{1}{2} \frac{d\sigma_{xz}}{G} \quad (8.68)$$

Burada, $d\varepsilon_{yy}$ plastik gerilme durumundan sıfır olmaktadır ve dört bilinmeyen $d\varepsilon_{zz}$, $d\sigma_{xx}$, $d\sigma_{yy}$ ve $d\varepsilon_{xz}$ bulunmaktadır. Üçüncü denklemden ilk olarak $d\varepsilon_{zz}$ bulunarak ve ilk iki denklemde yerine koyularak diğer bilinmeyenler $d\sigma_{xx}$ ve $d\sigma_{yy}$ bulunmaktadır. Daha sonra her adım için gerilme ve gerinimler hesaplanmalıdır.

$$\varepsilon_{xx}^2 = \varepsilon_{xx}^1 + d\varepsilon_{xx} \quad (8.69)$$

$$\varepsilon_{xz}^2 = \varepsilon_{xz}^1 + d\varepsilon_{xz} \quad (8.70)$$

$$\varepsilon_{zz}^2 = \varepsilon_{zz}^1 + d\varepsilon_{zz} \quad (8.71)$$

$$\sigma_{xx}^2 = \sigma_{xx}^1 + d\sigma_{xx} \quad (8.72)$$

$$\sigma_{yy}^2 = \sigma_{yy}^1 + d\sigma_{yy} \quad (8.73)$$

$$\sigma_{zz}^2 = \sigma_{zz}^1 + d\sigma_{zz} \quad (8.74)$$

$$\sigma_{xz}^2 = \sigma_{xz}^1 + d\sigma_{xz} \quad (8.75)$$

Burada 1 önceki noktayı ve 2 ise şimdiki noktayı göstermektedir (Ulutan, 2007).

Boşaltma plastik olduğunda, gerekli gerilme ve gerinim değerleri farklı bir şekilde bulunabilmektedir. İlk olarak x ve y yönündeki marjinal gerilmeler bulunmalıdır (Ulutan, 2007). Lazoğlu vd. (2008) x ve y yönündeki marjinal gerilmelerin hesaplanabilmesi için denklem (8.74-8.75) ile ifade edilen denklem sisteminin $d\sigma_{xx}$ ve $d\sigma_{yy}$ için çözülmesi gerektiğini belirtmiştir.

$$\left\{ \frac{3(S_{xx}-\alpha_{xx})(S_{yy}-\alpha_{yy})}{2\bar{\sigma}_0^2(h_{izo}+c)} - \frac{\nu}{E} \right\} d\sigma_{xx} + \left\{ \frac{3(S_{yy}-\alpha_{yy})(S_{yy}-\alpha_{yy})}{2\bar{\sigma}_0^2(h_{izo}+c)} + \frac{1}{E} \right\} d\sigma_{yy} + \left\{ \frac{3(S_{zz}-\alpha_{zz})(S_{yy}-\alpha_{yy})}{2\bar{\sigma}_0^2(h_{izo}+c)} - \frac{\nu}{E} \right\} d\sigma_{zz} + \left\{ \frac{3(S_{xz}-\alpha_{xz})(S_{yy}-\alpha_{yy})}{2\bar{\sigma}_0^2(h_{izo}+c)} - \frac{\nu}{E} \right\} d\sigma_{xz} = 0 \quad (8.76)$$

$$\left\{ \frac{3(S_{xx}-\alpha_{xx})(S_{xx}-\alpha_{xx})}{2\bar{\sigma}_0^2(h_{izo}+c)} + \frac{1}{E} \right\} d\sigma_{xx} + \left\{ \frac{3(S_{yy}-\alpha_{yy})(S_{xx}-\alpha_{xx})}{2\bar{\sigma}_0^2(h_{izo}+c)} - \frac{\nu}{E} \right\} d\sigma_{yy} + \left\{ \frac{3(S_{zz}-\alpha_{zz})(S_{xx}-\alpha_{xx})}{2\bar{\sigma}_0^2(h_{izo}+c)} - \frac{\nu}{E} \right\} d\sigma_{zz} + \left\{ \frac{3(S_{xz}-\alpha_{xz})(S_{xx}-\alpha_{xx})}{2\bar{\sigma}_0^2(h_{izo}+c)} \right\} d\sigma_{xz} = d\varepsilon_{xx} \quad (8.77)$$

Bu denklemlerde, sadece $d\sigma_{xx}$ ve $d\sigma_{yy}$ bilinmeyendir ancak çözülebilmektedir. Bu değerlerin bulunmasından sonra, tüm yönlerdeki gerilme değerlerini güncellemek gereklidir. Ancak, kinematik sertleşmenin hesaplanmasında katkısı olan plastik gerinimler ayrıca bulunmalıdır (Ulutan, 2007).

Plastik gerinim artışları Ulutan (2007) tarafından gerilim artışları ve akma gerilimi türünden ifade edilmiştir.

$$\Gamma = \left((S_{xx} - \alpha_{xx})d\sigma_{xx} + (S_{yy} - \alpha_{yy})d\sigma_{yy} + (S_{zz} - \alpha_{zz})d\sigma_{zz} + (S_{xz} - \alpha_{xz})d\sigma_{xz} + (S_{zx} - \alpha_{zx})d\sigma_{zx} \right) \quad (8.78)$$

$$d\varepsilon_{xx}^{plastic} = \frac{1}{h_{izo}+c} \frac{3}{2\bar{\sigma}_0^2} (S_{xx} - \alpha_{xx}) \cdot \Gamma \quad (8.79)$$

$$d\varepsilon_{yy}^{plastic} = \frac{1}{h_{izo}+c} \frac{3}{2\bar{\sigma}_0^2} (S_{yy} - \alpha_{yy}) \cdot \Gamma \quad (8.80)$$

$$d\varepsilon_{zz}^{plastic} = \frac{1}{h_{izo}+c} \frac{3}{2\bar{\sigma}_0^2} (S_{zz} - \alpha_{zz}) \cdot \Gamma \quad (8.81)$$

$$d\varepsilon_{xz}^{plastic} = d\varepsilon_{zx}^{plastic} = \frac{1}{h_{izo}+c} \frac{3}{2\bar{\sigma}_0^2} (S_{xz} - \alpha_{xz}) \cdot \Gamma \quad (8.82)$$

$$d\varepsilon_{xx} = \frac{d\sigma_{xx}}{E} - \frac{\nu(d\sigma_{yy}+d\sigma_{zz})}{E} + d\varepsilon_{xx}^{plastic} \quad (8.83)$$

$$d\varepsilon_{yy} = \frac{d\sigma_{yy}}{E} - \frac{\nu(d\sigma_{xx}+d\sigma_{zz})}{E} + d\varepsilon_{yy}^{plastic} \quad (8.84)$$

$$d\varepsilon_{zz} = \frac{d\sigma_{zz}}{E} - \frac{\nu(d\sigma_{xx}+d\sigma_{yy})}{E} + d\varepsilon_{zz}^{plastic} \quad (8.85)$$

$$d\varepsilon_{xz} = \frac{d\sigma_{xz}}{E} + d\varepsilon_{xz}^{plastic} \quad (8.86)$$

$$d\alpha_{xx} = c \cdot d\varepsilon_{xx}^{plastik} \quad (8.87)$$

$$d\alpha_{yy} = c \cdot d\varepsilon_{yy}^{plastik} \quad (8.88)$$

$$d\alpha_{zz} = c \cdot d\varepsilon_{zz}^{plastik} \quad (8.89)$$

$$d\alpha_{xz} = c \cdot d\varepsilon_{xz}^{plastik} \quad (8.90)$$

Tekrar elastik olmaması kaydıyla, güncellenmiş sertleşme bir sonraki adımda kullanılacaktır. Akma kıstasını kontrol ederek ve eğer plastik ise aynı işlemler bir sonraki adımda tekrar uygulanmalıdır. Eğer F_{von} akma yüzeyi sıfırın altına düşerse, boşaltma tekrar elastik olmaktadır (Ulutan, 2007).

9. ARTIK GERİLME BULGULARI VE TARTIŞMA

9.1. Artık Gerilme Model Analizi

Artık gerilme modelinde iş malzemesi olarak havacılık sanayinde sıklıkla kullanılan Ti6Al4V malzemesi seçilmiştir. Ti6Al4V malzemesine ait akma mukavemeti σ_0 , elastik modülü E, poisson oranı ν (Styger vd. 2014), kayma modülü G (Anonim,2016), termal genişleme katsayısı α (Su, 2006) Çizelge 9.1’de gösterilmektedir. Ayrıca kinematik sertleşme katsayısı c farklı bir anonim kaynakta 529-547 MPa olarak belirtilmiş ve 547 MPa olarak ortalama bir değer kullanılmıştır (Anonim, 2016). Babu (2008) yaptığı çalışmada elde ettiği gerilme-gerinim grafiklerinden izotropik sertleşme katsayısı h yaklaşık olarak 1250 MPa olarak hesaplanmıştır. Ayrıca WC kesici takımın elastik modülü 700 MPa olarak belirtilmiştir (Anonim, 2016).

Çizelge 9.1. Malzeme Özellikleri

Akma Mukavemeti σ_0 [MPa]	Kayma Modülü G [GPa]	Elastik Modülü E [GPa]	Poisson Oranı ν	Termal Genleşme Katsayısı α [$^{\circ}\text{C}^{-1}$]	Kinematik Sertleşme Katsayısı c [MPa]	İzotropik Sertleşme Katsayısı h_{izo} [MPa]	WC Kesici Takım Elastik Modülü E [MPa]
939.3	44	115	0.3	9.2×10^{-6}	547	1250	700

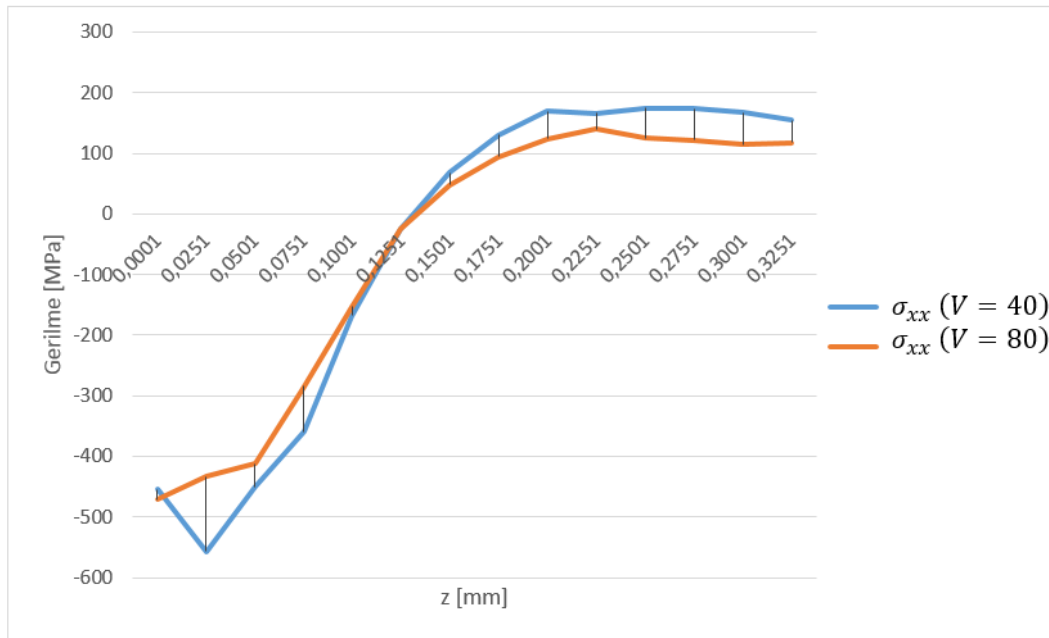
Matlab yazılımı ile oluşturulan program kodu Bölüm 6’da anlatılan Oxley tahmini işleme modelinden elde edilen sonuçlar (Çizelge 9.2) ile elde edilen sonuçlar ile analiz edilmiştir.

Bu çalışmada kesme hızı yönündeki artık gerilme sonuçları analiz edilerek kaynaklardan bulunan sonuçlar karşılaştırılmıştır.

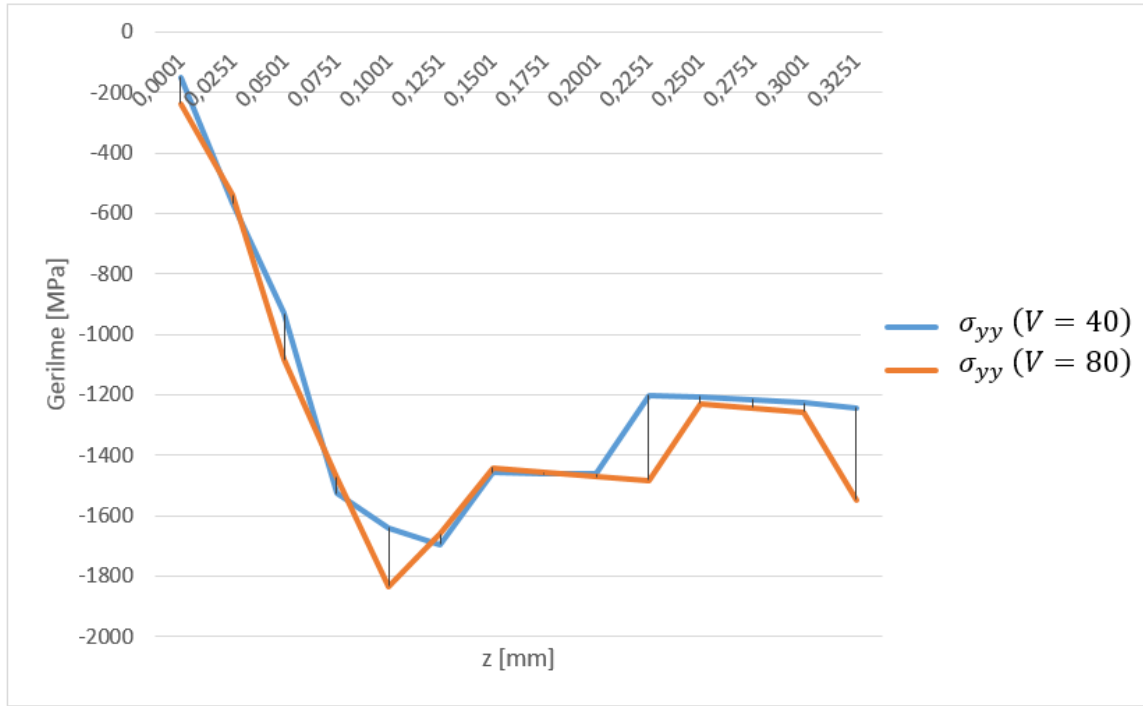
Çizelge 9.2. Oxley Tahmini İşleme Modeli Sonuçları

	Kesme Hızı [m/min]	İlerleme [mm/d]	Kesme Derinliği [mm]	Talaş Açısı	Kesici Yanaşma Açısı	Hız Yönündeki Kesme Kuvveti [N]	İtme Yönündeki Kesme Kuvveti [N]	Kayma Düzlemi Açısı [rad]	Akış Gerilimi [MPa]	Kayma Düzlemindeki Sıcaklık Artışı [°C]	Kayma Düzlemi Uzunluğu [mm]
1	40	0.12	1,5	5	-15,00	347.6	87.1	0.565	735.9	497.2	0.2165
2	80	0.12	1,5	5	-15,00	323.2	58.1	0.605	737.3	506.5	0.2038
3	80	0.24	1,5	5	-15,00	593.2	70.1	0.640	721.7	507.6	0.3882
4	80	0.12	3,0	5	-15,00	646.3	116.1	0.605	737.3	506.5	0.2038
5	80	0.12	1,5	10	-15,00	306.4	34.4	0.645	746.8	472.7	0.1928
6	80	0.12	1,5	5	0,00	319.7	54.2	0.610	736.9	505.6	0.2095

Artan kesme hızı ile artık gerilme kesme yönü x- yönünde Şekil 9.1 ile gösterilmiştir. Kesme hızı yönünde her iki kesme hızı değeri için x-yönündeki artık gerilme yön değiştirmektedir. Yüzeye yakın bölgelerde basma yönündeki iken malzeme içinde derinlere inildikçe artık gerilme çekme yönüne kaymaktadır. Yüksek kesme hızında artık gerilme yüzeyde daha yüksek olmasına rağmen derinlere inildikçe artık gerilme daha düşük mertebede olmaktadır.

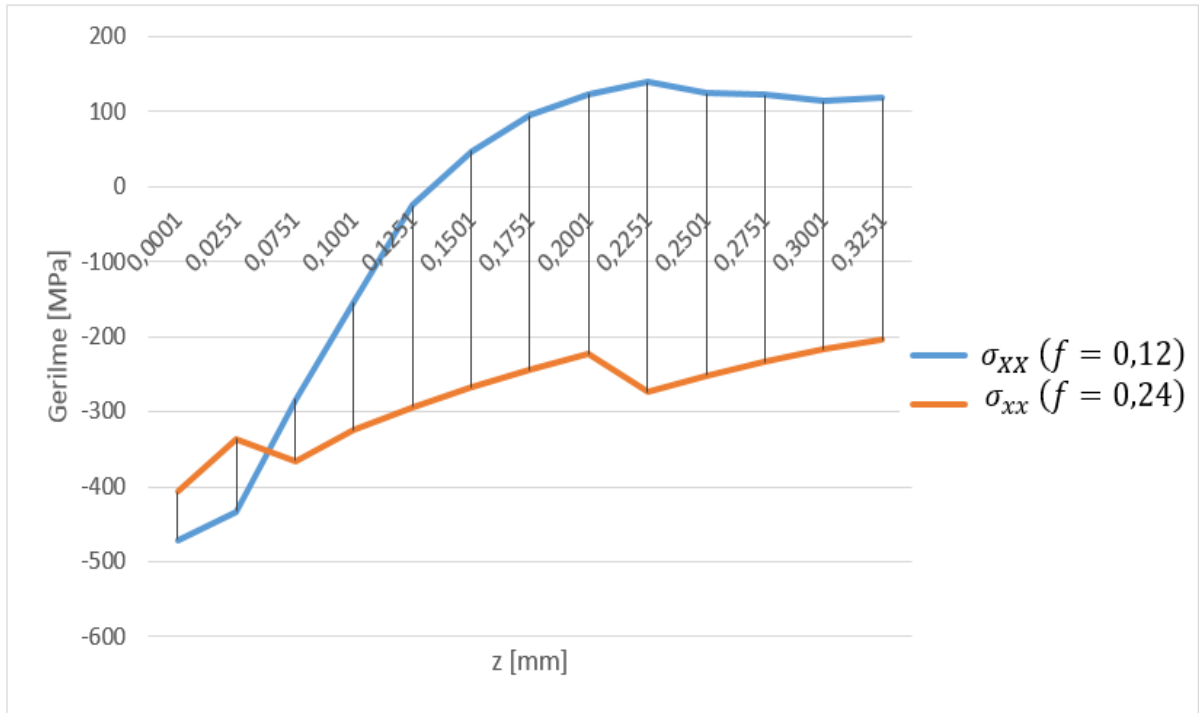


Şekil 9.1. X-Yönündeki Artık Gerilme – Derinlik (Kesme Hızı Değişken)



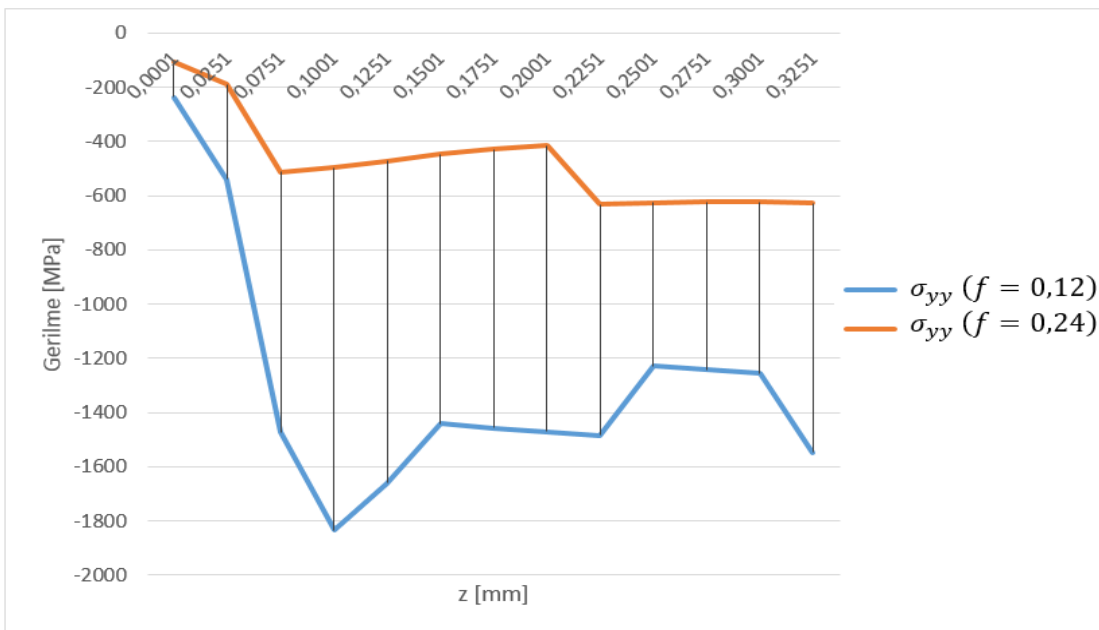
Şekil 9.2. Y-Yönündeki Artık Gerilme – Derinlik (Kesme Hızı Değişken)

Artan kesme hızı ile y- yönündeki artık gerilme değişimi Şekil 9.2’de gösterilmiştir. Artan kesme hızı genel olarak y-yönündeki artık gerilmeye önemli bir etkisi bulunmamaktadır. Her iki hız değeri için de y-yönündeki artık gerilme basma yönünde kalmaktadır.



Şekil 9.3. X-Yönündeki Artık Gerilme – Derinlik (İlerleme Değişken)

Artan ilerleme değeri ile kesme yönündeki artık gerilme yüzeye yakın bölgelerde belirli bir derinliğe kadar azalmaktadır ve yön değiştirmeyerek derinlere inildikçe basma yönünde kalarak merite olarak düşük ilerleme ile elde edilen sonuçlara göre arttığı gözlenmektedir (Şekil 9.3).



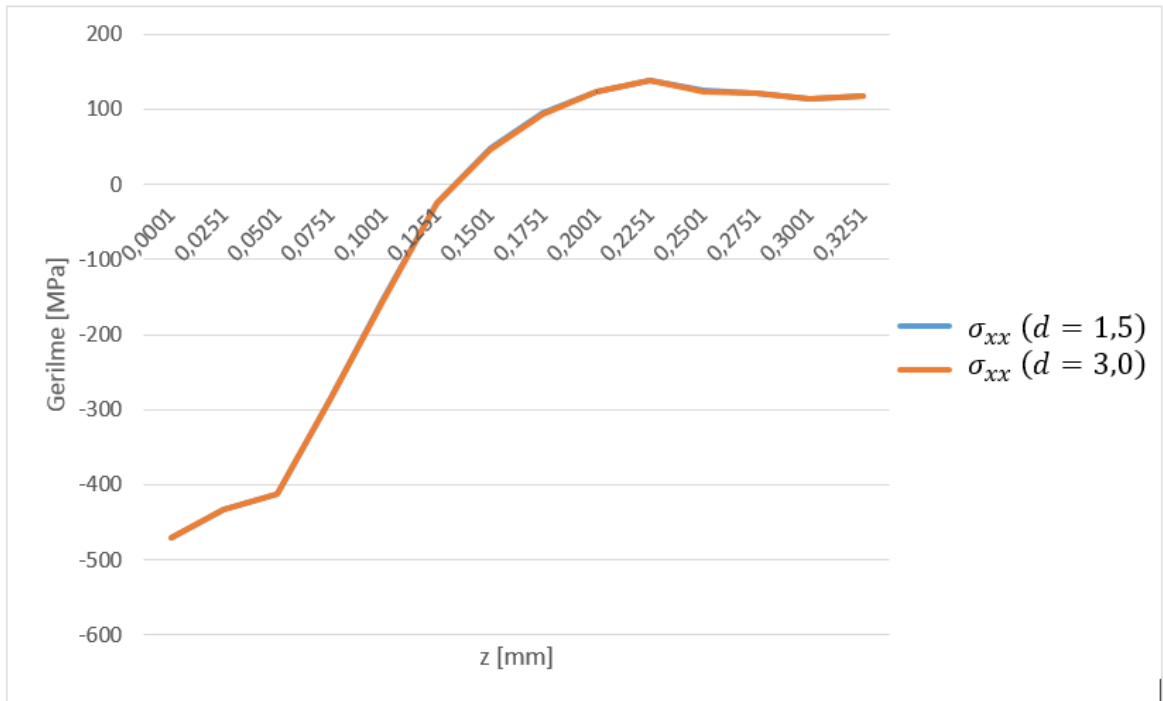
Şekil 9.4. Y-Yönündeki Artık Gerilme – Derinlik (İlerleme Değişken)

Artan ilerleme değeri ile kesme yönüne dik y-yönündeki artık gerilme Şekil 9.4'te görüldüğü gibi düşük ilerleme değerine göre daha düşük mertebede olduğu gözlenmiştir.

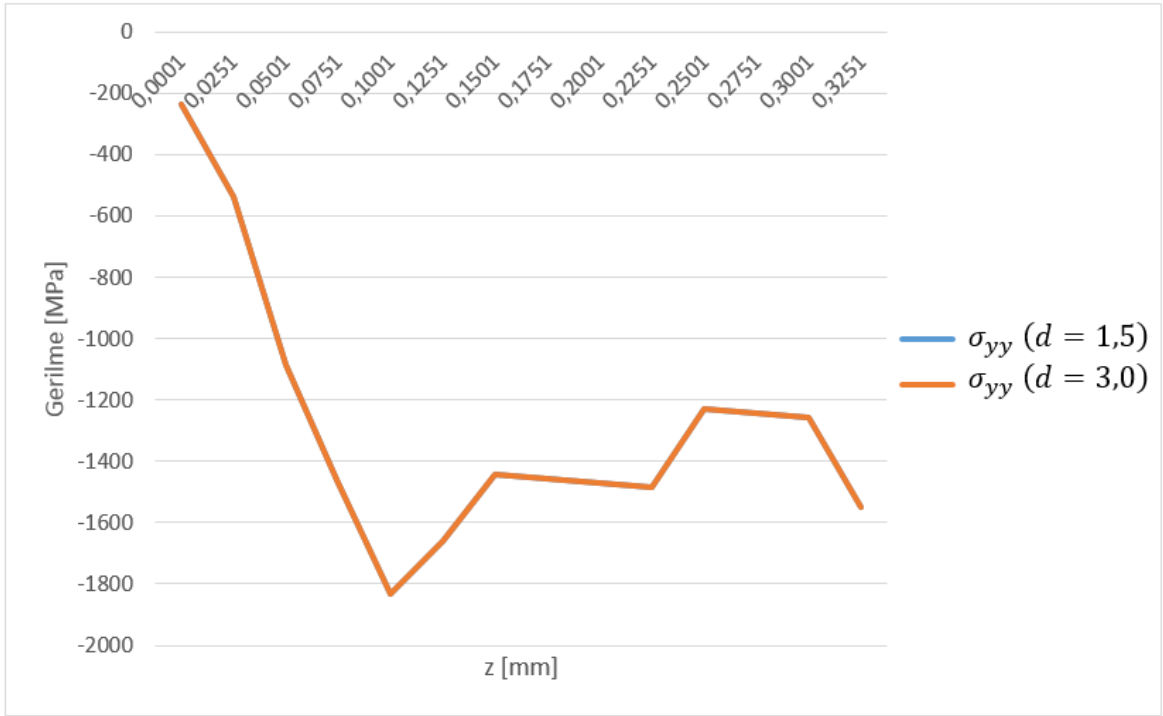
Artan kesme derinliği kesme hızı yönündeki artık gerilme üzerinde herhangi bir etkisi gözlenmemiştir. Her iki durumda da yüzeye yakın bölgelerde basma yönündeki iken yüzeyde derinlere inildikçe kesme yönündeki artık gerilme yön değiştirerek çekme yönünde olmaktadır (Şekil 9.5).

Benzer şekilde artan kesme derinliği ile kesme hızına dik y- yönündeki artık gerilme Şekil 9.6'da görüldüğü gibi herhangi bir etkisi gözlemlenmemiştir.

Artan kesme derinliği kesme kuvvetlerinde artışa sebep olmasına rağmen kayma düzlemi açısı ve akış gerilmesi üzerinde herhangi bir etkisi bulunmamaktadır (Çizelge 9.2). Kesme derinliğinin artması veya azalması ayrıca denklem 8.7'den hatırlanacağı gibi birim alandaki kesme kuvvetleri dağılımı üzerinde etkisi bulunmamaktadır. Dolayısıyla elde edilen gerilme değerleri değişmemektedir.

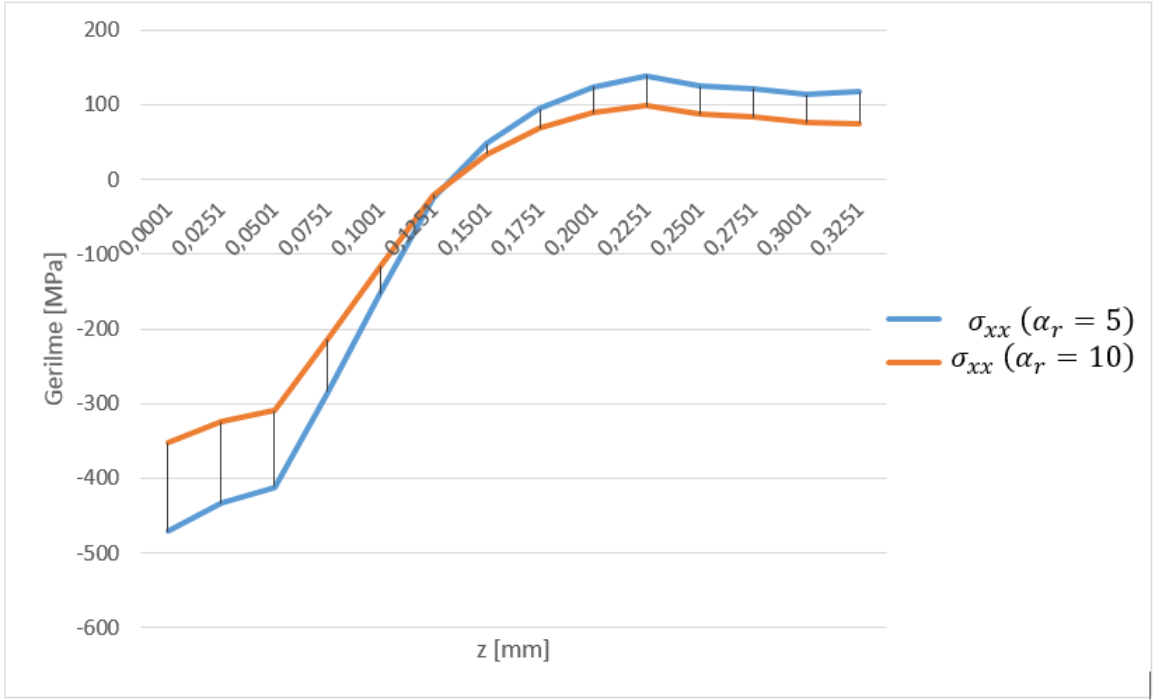


Şekil 9.5. X- Yönündeki Artık Gerilme – Derinlik (Kesme Derinliği Değişken)

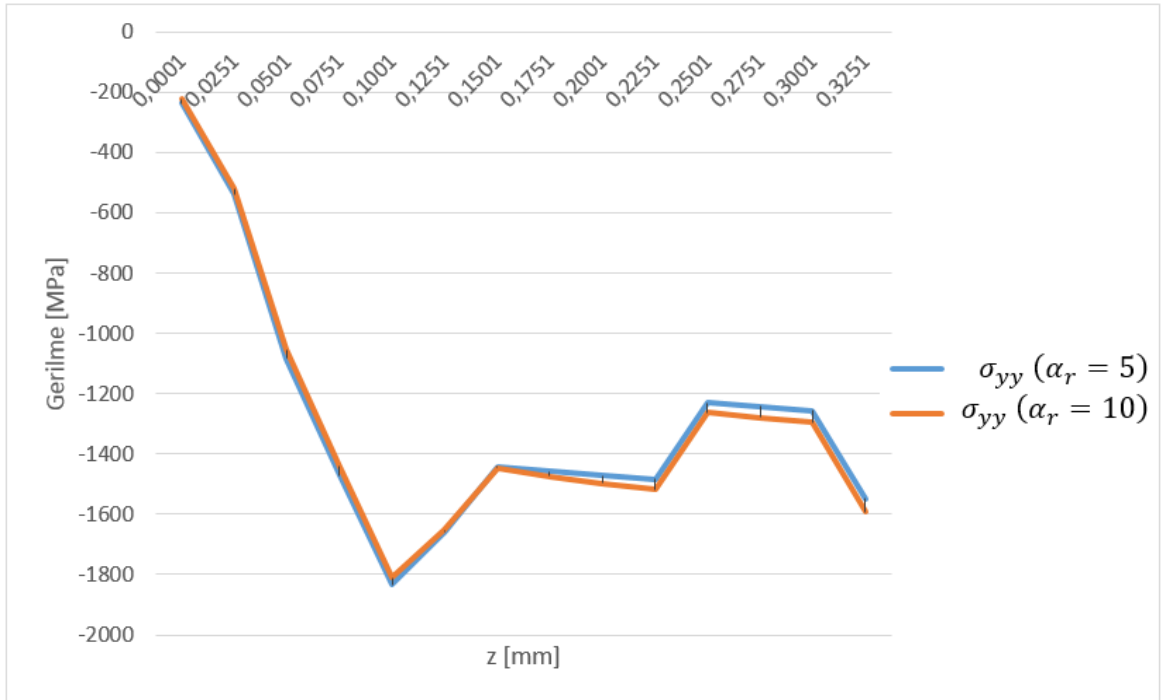


Şekil 9.6. Y- Yönündeki Artık Gerilme – Derinlik (Kesme Derinliği Değişken)

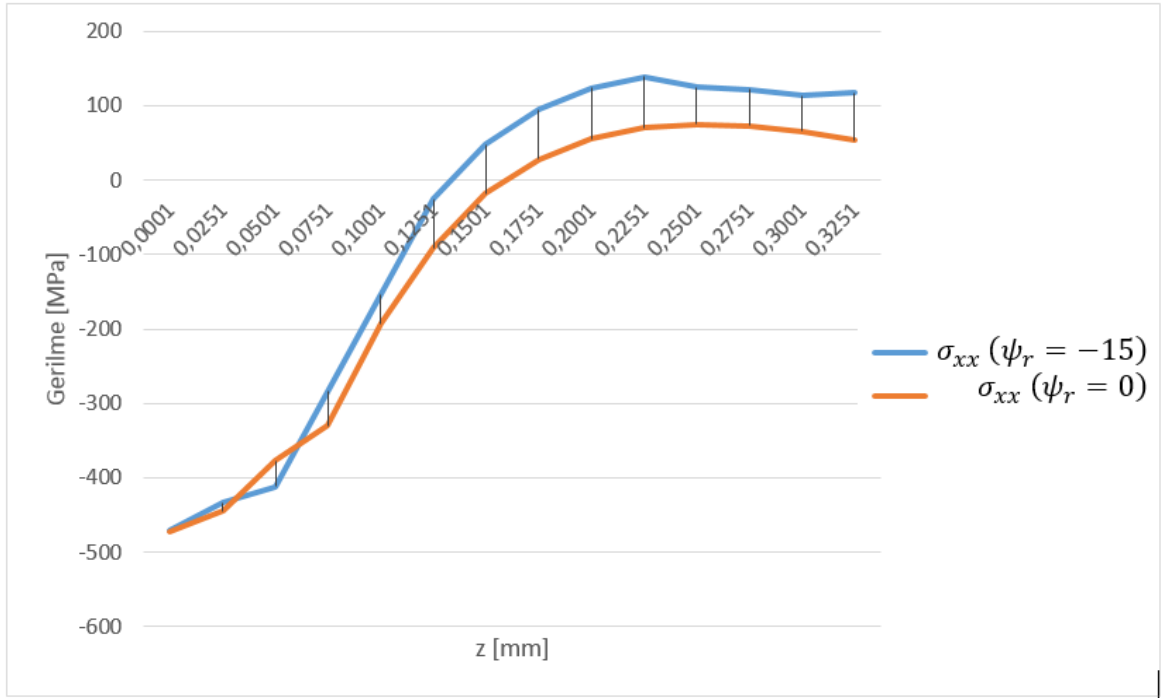
Artan talaş açısı ile kesme hızı yönündeki artık gerilme azaltmaktadır (Şekil 9.7). Artan talaş açısı kayma düzlemi açışında artışa sebep olduğu için (Çizelge 9.2) kesme kuvvetlerinde azalma meydana gelmiştir. Dolayısıyla kayma düzlemindeki gerilmelerde azalmıştır. Ancak y-yönündeki artık gerilme üzerinde artan talaş açısının etkisi gözlemlenmemiştir (Şekil 9.8).



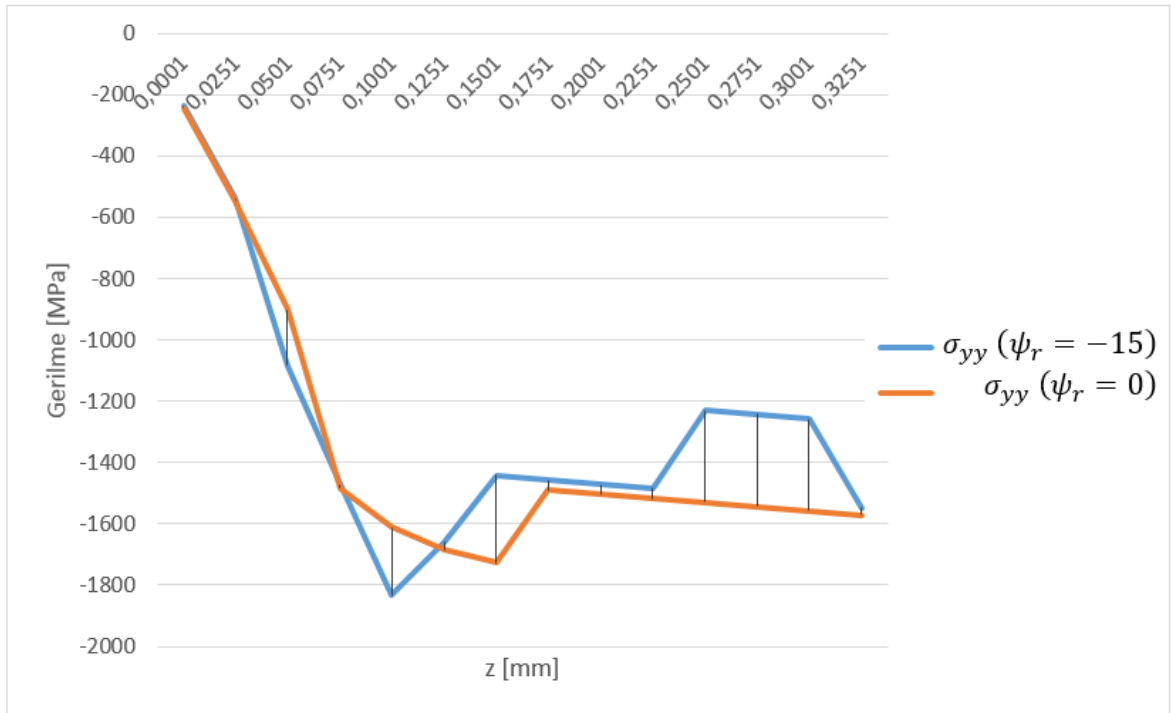
Şekil 9.7. X- Yönündeki Artık Gerilme – Derinlik (Talaş Açısı Değişken)



Şekil 9.8. Y- Yönündeki Artık Gerilme – Derinlik (Talaş Açısı Değişken)



Şekil 9.9. X- Yönündeki Artık Gerilme – Derinlik (Kesici Yanaşma Açısı Değişken)



Şekil 9.10. Y- Yönündeki Artık Gerilme – Derinlik (Kesici Yanaşma Açısı Değişken)

Kesici iş parçasına daha dik bir açı ile yanaşması durumunda yüzeye yakın bölgelerde kesme hızı yönündeki artık gerilme üzerinde önemli bir etkiye sahip değil iken yüzeyde derinlere inildikçe artık gerilmenin azaldığı gözlenmiştir (Şekil 9.9). Benzer şekilde

kesici yanaşma açısı kesme hızına dik y- yönündeki artık gerilme yüzeye yakın bölgelerde önemli bir etkiye sahip değildir. Ancak derinlere inildikçe kesicinin iş parçasına dik bir açı ile yanaşması basma yönünde daha büyük artık gerilmelere sebep olmaktadır (Şekil 9.10).

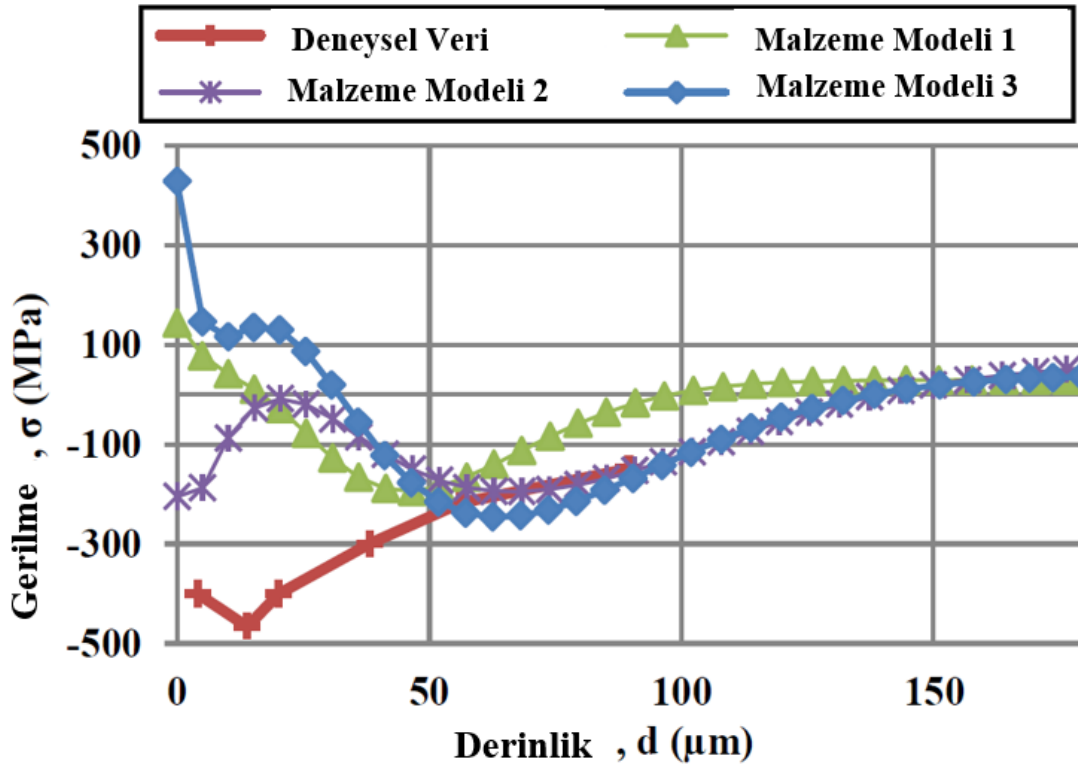
Sonuç olarak artık gerilmeye kesme koşullarında kesme hızı ve ilerleme değerlerinin önemli etkisi bulunurken kesme derinliğinin etkisi gözlenmemiştir. Kesici geometrisi ayrıca artık gerilme üzerinde önemli bir etkiye sahiptir.

9.2. Artık Gerilme ile İlgili Deneysel Bulgular ve Modelin Karşılaştırılması

Styger vd. (2014) Ti6Al4V titanyum alaşımında farklı temel malzeme modellerinin etkisini tanımlayabilmek için sonlu elemanlar yöntemi ile değerlendirme yapmışlardır. İki boyutlu dik kesme tornalama süreci modellenmiş ve sonuçlar deneysel olarak karşılaştırılmıştır. Artık gerilme farklı elastik-viskoplastik temel modeller ile karşılaştırılarak belirli hız ve ilerleme değerlerinde değerlendirilmiştir. Yaptıkları deneylerde Sandvik CNMG 120408 kesici takım kullanarak talaş açısı -5° ve kesici yanaşma açısı 5° olan bir takım kullanmışlardır. Ayrıca deneyde kullanılan kesme hızı, ilerleme ve kesme derinliği Çizelge 9.3'te gösterilmiştir. Deneysel olarak yaptıkları çalışma sonrası elde ettikleri artık gerilmenin derinliğe bağlı grafiği Şekil 9.11 ile gösterilmiştir. Yüzeye yakın bölgelerde basma yönünde iken derinlere inildikçe artık gerilme yön değiştirerek çekme yönünde kalmıştır.

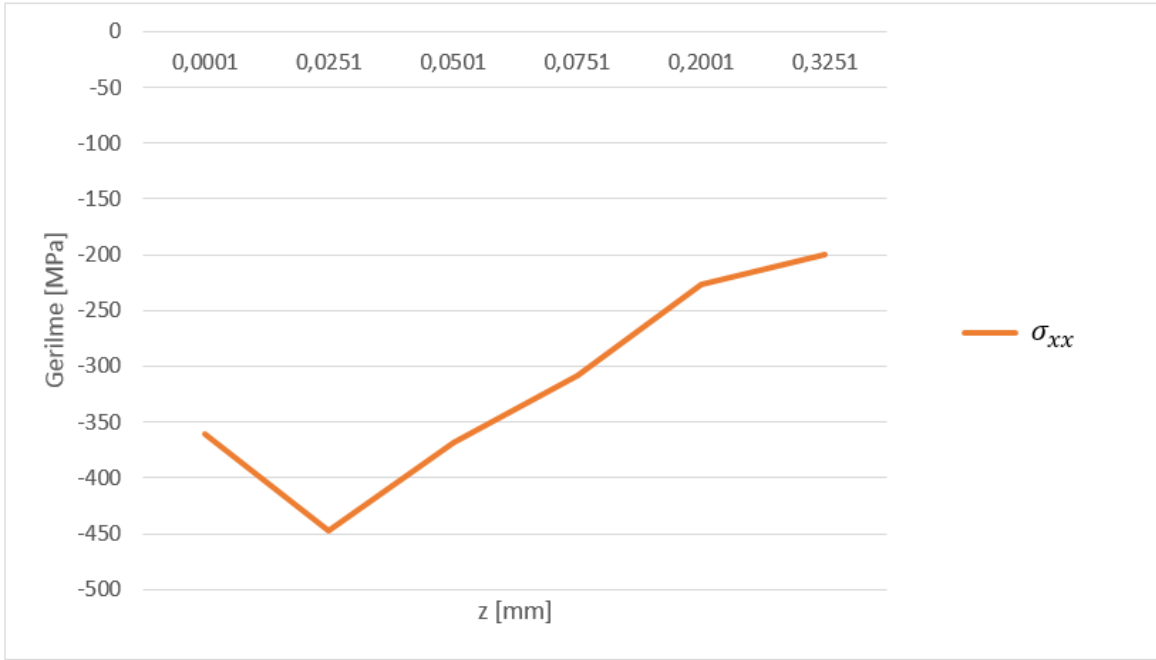
Çizelge 9.3. Kesme Koşulları (Styger vd. 2014)

Kesme Koşulu	Değer
Kesme Hızı	70 m/dk
İlerleme	0.2 mm/dev
Kesme Derinliği	1 mm



Şekil 9.11. Artık Gerilme – Derinlik (Styger vd., 2014)

Matlab yazılımı kullanılarak oluşturulan artık gerilme modelinde Çizelge 9.3 ile verilen değerler ile model çalıştırılmış ve Şekil 9.12’de gösterilen grafikteki sonuçlar elde edilmiştir.



Şekil 9.12. Artık Gerilme – Derinlik

Şekil 9.12 ile gösterilen model sonuçları ile Styger vd. (2014) tarafından elde edilen deney sonuçları arasında benzerlikler bulunmaktadır. Styger vd. (2014) tarafından yapılan deneylerde yüzeyde -400 MPa ve yüzeyden yaklaşık 15 μm derinde -500 MPa basma yönünde artık gerilme ölçülmüştür. Oluşturulan artık gerilme modelinde yüzeyde -360 MPa ve yüzeyden 25 μm derinlikte -450 MPa basma yönünde artık gerilme hesaplanmıştır. Styger vd. (2014) tarafından deneysel olarak elde edilen sonuçlarda artık gerilme yüzeyden 100 μm derinlikte -100 MPa değeri etrafında dengede kalmaktadır. Ancak elde edilen artık gerilme modelinde yüzeyden -325 μm derinlikte -200 MPa değeri hesaplanmıştır. Değer olarak farklılıklar gözlemlense de artık gerilme davranış olarak benzerlik göstermektedir. Derinlik arttıkça her iki modelde de artık gerilme azalmaktadır ancak yön değiştirmeyip basma yönünde kalmaktadır. Oluşturulan analitik model Styger vd. tarafından oluşturulan malzeme modellerine göre yüzeye yakın bölgelerde daha iyi sonuçlar vermiştir. Ancak yüzeyden alt katmanlarda derinlere inildikçe sonuçlarda sapma gözlenmiştir.

10. SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Bu çalışmada, talaşlı imalat yöntemlerinden tornalama ile üretilen parçalarda oluşan artık gerilmenin kolaylık hesaplanabilmesi ve yorumlanabilmesi için bir analitik model geliştirilmeye çalışılmıştır. Oluşturulan model kesme parametrelerine, malzeme özelliklerine ve kesici takımın özelliklerine bağlı olarak artık gerilmeyi tahmini olarak hesaplamaktadır. Ayrıca oluşturulan modelden elde edilen sonuçlar, çeşitli araştırmacıların oluşturduğu modeller ile elde ettikleri sonuçların karşılaştırılmasıyla sonuçların tutarlılığı karşılaştırılmıştır.

Atölye ortamında ve üretim esnasında artık gerilme parçanın çarpılmasına neden olarak üretim kalitesini ve maliyetleri etkilemektedir. Artık gerilme kaynaklı parça çarpılması, üretilen parçaların ölçüsel değişimi sebebiyle parçaların hurda olmasına veya tekrar işlenmesine neden olmaktadır. Bu durumda havacılık sektöründe pahalı olan ham malzeme ve işçilik maliyetlerinde artışa neden olmaktadır. Oluşturulan bu model ile atölye ortamında ve üretim alanında çalışan mühendislerin kesme koşulları, kesici geometrisi ve malzeme özelliklerinin artık gerilmeye olan etkilerini anlamaya ve yorumlamaya yardımcı olacak bir araç olması hedeflenmiştir.

Üretim ortamında maliyetlerin azalmasında bir diğer önemli faktör işleme zamanlarıdır. İşleme zamanlarının düşük olması dolayısıyla kaldırılan malzeme oranının yüksek olması işçilik maliyetlerinde iyileşmeye yardımcı olmaktadır. Parça içerisindeki kesme kaynaklı artık gerilmeyi düşük seviyelerde tutarak en büyük oranda malzeme kaldırılması imalat mühendisleri tarafından atölye ortamında elde edilmesi en önemli hedeflerdendir. Dolayısıyla oluşturulan bu model kullanılarak mevcut kesme koşulları ve kesici geometrisi ile parça çarpılma miktarının bilindiği bir durum referans alınarak iyileştirme sonrası parçanın ölçüsel durumunu değiştirmeden yeni kesme koşulları ve kesici geometrileri belirlemek mümkün olmaktadır. Sonuç olarak bu model ile belirli kesme koşulları ile elde edilecek değerlerden daha önemli olan sonuç yapılacak olan iyileştirme çalışması sonrası artık gerilme ve dolayısıyla parça çarpılması üzerindeki değişim önemli olmaktadır. Analitik artık gerilme modeli bu değişimi anlamak ve yorumlayabilmek için iyi bir araç olmaktadır.

KAYNAKLAR DİZİNİ

- Abboud, E., Shi, B., Attia, H., Thomson, V., Mebrahtu, Y., 2013, “Finite Element- Based Modeling of Machining- Induced Residual Stresses in Ti-6Al-4V Under Finish Turning Conditions.” 14th CIRP Conference of Modeling of Machining Operations (CIRP CMMO), 63-68.
- Adibi-Sedeh, A. H., Madhavan, V., Bahr, B., 2003, “Extension of Oxley’s Analysis of Machining to Use Different Material Models,” ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering., pp. 656-665.
- Agrawal, S., Joshi, S.S., 2013, “Analytical Modelling of Residual Stresses in Orthogonal Machining of AISI4340 Steel.” Journal of Manufacturing Processes 15, 167-179.
- Altıntaş, Yusuf, 2012 “Manufacturing Automation” Cambridge University Press, 2nd Edition.
- Armarego, E.J.A., Whitfield, R.C., ,1985, “Computer Based Modelling of Popular Machining Operations for Force and Power Predictions.” CIRP Annals, 34:65-69.
- Arrazola, P.J., Kortabarria, A., Madariaga, A., Esnaola, J.A., Fernandez, E., Cappellini C., Ulutan D., Özel T., 2013, “On the Machining Induced Residual Stresses in IN718 Nickel Based Alloy: Experiments and Predictions with Finite Element Simulation.” Simulation Modelling Practice and Theory 41, 87-103.
- Babu, B., 2008, “Physically Based Model for Plasticity and Creep of Ti-6Al-4V.” MSc. Thesis in Department of Applied Physics and Mechanical Engineering Division of Material Mechanics in Lulea University of Technology.
- Boothroyd, G., 1963, “Temperatures in Orthogonal Metal Cutting,” Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers 177, 789-810.
- Dahlman, P., Gunnberg, F., Jacobson, M., 2004, “The Influence of Rake Angle, Cutting Feed and Cutting Depth on Residual Stresses in Hard Turning.” Journal of Materials Processing Technology 147, 181-184.
- Ernst, H., 1938, “Physics of Metal Cutting, in Machining of Metals,” American Society for Metals, Cleveland, Ohio., pp. 1-34.
- Groover, Mikell P., 2007 “Fundamentals of Modern Manufacturing” John Wiley & Sons, Inc., 3rd Edition

KAYNAKLAR DİZİNİ (devam)

- Hanna, C.R., 2007, "Engineering Residual Stress into the Workpiece Through the Design of Machining Process Parameters." PhD Thesis George W. Woodruff School of Mechanical Engineering.
- Ismail M.S., Baharudin, B.T.H.T., Hon, K.K.B., 2012, "Analytical Model Prediction: Micro Cutting Tool Forces with the Effect of Friction on Machining Titanium Alloy (Ti6Al4V)." World Academy of Science, Engineering and Technology.
- Jafarian, F., Amirabadi, H., Sadri, J., 2015, "Experimental Measurement and Optimization of Tensile Residual Stress in Turning Process of Inconel 718 Superalloy." Measurement 63, 1-10.
- Jiang Y., Şehitoğlu, H., 1994, "An Analytical Approach to Elastic-Plastic Stress Analysis of Rolling Contact." ASME Journal of Tribology, Vol. 116/ 577-587.
- Johnson, G.R., Cook, W.H., 1983, "A Constitutive Model and Data for Metals Subjected to Large Strains, High Strain Rates and High Temperatures." 7th International Symposium on Ballistics, 541-547.
- Juneja, B.L., Sekhon, G.S., Seth, N., 2005, "Fundamentals of Metal Cutting and Machine Tools." New Age International Limited Publishers, Second Edition, 140-141.
- Karpal Y., Özel T., 2006, "Predictive Analytical and Thermal Modeling of Orthogonal Cutting Process- Part I: Predictions of Tool Forces, Stresses and Temperature Distributions." ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 128/435-444.
- Lalwani, D.I., Mehta, N.K., Jain P.K., 2009, "Extension of Oxley's Predictive Machining Theory for Johnson and Cook Flow Stress Model," Journal of Materials Processing Technology.
- Lazoğlu, I., Ulutan, D., Alaca, B.E., Engin, S., Kaftanoğlu, B., 2008, "An Enhanced Analytical Model for Residual Stress Prediction in Machining." CIRP Annals – Manufacturing Technology 57, 81-84.
- Lee, E.H., Shaffer, B.W., 1952, "Theory of Plasticity Applied to Problem of Machining." American Society of Mechanical Engineers – Transactions - Journal of Applied Mechanics, 234-239.

KAYNAKLAR DİZİNİ (devam)

- Liang, S.Y., Su, J-C., 2007, "Residual Stress Modeling in Orthogonal Machining." Annals of the CIRP Vol. 56.
- Liu, M., Takagi, J., Tsukuda, A., 2004, "Effect of Tool Nose Radius and Tool Wear on Residual Stress Distribution in Hard Turning of Bearing Steel." Journal of Materials Processing Technology 150, 234-241.
- Madariga, A., Arrazola, P.J., Esnaola, J.A., Ruiz-Hervias, J., Munoz, P., 2014, " Evolution of Residual Stresses Induced by Machining in a Nickel Based Alloy Under Static Loading at Room Temperature." 2nd CIRP Conference of Surface Integrity (CSI), 175-180.
- Mathew, P., Oxley, P. L. B., 1982, "Predicting The Effects of Very High Cutting Speeds on Cutting Forces,etc.," CIRP Annals-Manufacturing Technology 31, 49-52.
- McDowell, D.L., 1997, "An Approximate Algorithm for Elastic-Plastic Two-Dimensional Rolling/Sliding Contact." Elsevier Science, 237-246.
- Merchant, M.E., 1945, "Mechanics of the Metal Cutting Processes," ASME J. Appl. Mech., 11, pp. A168-A175
- Merchant, M.E., 1945, "Mechanics of the Metal Cutting Process. I. Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip." Journal of Applied Physics, 267-275.
- Merchant, M.E., 1945, "Mechanics of the Metal Cutting Process. II. Plasticity Conditions in Orthogonal Cutting." Journal of Applied Physics, 318-324.
- Nasr, M.N.A., 2015, "Effects of Sequential Cuts on Residual Stresses when Orthogonal Cutting Steel AISI 1045." 15th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations. 118-123.
- Navas, V.G., Gonzalo, O., Bengoetxea, I., 2012, "Effect of Cutting Parameters in the Surface Residual Stresses Generated by Turning in AISI 4340 Steel." International Journal of Machine Tools & Manufacture 61, 48-57.
- Nieslony, P., Grzesik, W., Laskowski, P., Sienawski, J., 2014, "Numerical and Experimental Analysis of Residual Stresses Generated in the Machining of Ti6Al4V Titanium Alloy." 2nd CIRP Conference of Surface Integrity (CSI), 78-83.

KAYNAKLAR DİZİNİ (devam)

- Okushima, K., Hitomi, K., 1961, "An Analysis of the Mechanism of Orthogonal Cutting and its Application to Discontinuous Chip Formation." *Journal of Engineering for Industry, Transaction of the ASME*, 545-556.
- Oxley, P. L. B., 1989, "The Mechanics of Machining: An Analytical Approach to Assessing Machinability," Ellis Horwood Ltd., England
- Özel, T., Ulutan D., 2012, "Prediction of Machining Induced Residual Stresses in Turning of Titanium and Nickel Based Alloys with Experiments and Finite Element Simulations." *CIRP Annals-Manufacturing Technology* 61, 547-550.
- Özlü, E., Budak, E., 2007, "Experimental Analysis and Modeling of Orthogonal Cutting Using Material and Friction Models." 4th International Conference and Exhibition on Design and Production of Machines and Dies/Molds, 21-23.
- Özel, Tuğrul., Davim, J. Paulo, 2009, "Intelligent Machining" John Wiley and Sons, Inc. 71.
- Pang, L., 2012, "Analytical Modeling and Simulation of Metal Cutting Forces for Engineering Alloys." PhD Thesis George W. Woodruff School of Mechanical Engineering.
- Piispaanen, V., 1948, "Theory of Formation of Metal Chips," *J. Appl. Phys.*, 19, pp. 876-881.
- Qi, Z., Li, B., Xiong, L., 2014, "Improved Analytical Model for Residual Stress Prediction in Orthogonal Cutting." *Frontiers in Mechanical Engineering*, 249-256.
- Ratchev, S.M., Afarov, S.M., Becker, A.A., Liu, S., 2011, "Mathematical Modelling and Integration of Micro-Scale Residual Stresses into Axisymmetric FE Models of Ti6Al4V Alloy in Turning." *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 4, 80-89.
- Rizzuti, S., Umbrello, D., Filice, L., Settineri L., 2010, "Finite Element Analysis of Residual Stresses in Machining." *International Journal of Material Forming*, 431-434.
- Sandvik Coromant, 2012 "Turning Tools – General Turning" A522-A523.
- Sharman, A.R.C., Hughes, J.I., Ridgway, K., 2006, "An Analysis of the Residual Stresses Generated in Inconel 718 When Turning." *Journal of Materials Processing Technology* 173, 359-367.

KAYNAKLAR DİZİNİ (devam)

- Smith, Graham T., 2008, "Cutting Tool Technology Industrial Handbook" Springer
- Smith, J.O., Liu, C.K., 1953, "Stresses due to Tangential and Normal Loads on an Elastic Solid with Applications to Some Contact Stress Problems." ASME Journal of Applied Mechanics, 157-165.
- Srivastava, A.K., Zhang, X., Bell, T., Cadigan, S., 2010, "Investigations on Turning Ti-6Al-4V Titanium Alloy Using Super-Finished Tool Edge Geometry Generated by Micro-Machining Process (MMP)." CIRP Annals Manufacturing Technology.
- Stephenson, D.A., 1989, "Material Characterization for Metal- Cutting Force Modeling." Journal of Engineering Materials and Technology 111:210-219.
- Styger, G., Laubscher, R.F., Oosthuizen, G.A., 2014, "Effect of Constitutive Modeling During Finite Element Analysis of Machining-Induced Residual Stresses in Ti6Al4V." 2nd CIRP Conference of Surface Integrity (CSI), 294-301.
- Su, J-C., 2006, "Residual Stress Modeling in Machining Processes." PhD Thesis George W. Woodruff School of Mechanical Engineering.
- Ulutan, D., Alaca, B.E., Lazoğlu, I., 2007, "Analytical Modelling of Residual Stresses in Machining." Journal of Materials Processing Technology 183, 77-87.
- Ulutan, D., Arısoy, Y.M., Özel, T., Mears, L., 2014, "Empirical Modeling of Residual Stress Profile in Machining Nickel-Based Superalloys Using the Sinusoidal Decay Function." 2nd CIRP Conference of Surface Integrity (CSI), 365-370.
- Ulutan, D., 2007, "Three Dimensional Temperature and Residual Stress Predictions in Machining." MSc. Thesis in Mechanical Engineering Koç University.
- Valiorgue, F., Rech, J., Hamdi, H., Gilles, P., Bergheau, J.M., 2012, "3D Modeling of Residual Stresses Induced in Finish Turning of an AISI304L Stainless Steel." International Journal of Machine Tools & Manufacture 53, 77-90.
- Wu, D.W., Matsumoto, Y., 1990, "Effect of Hardness on Residual Stresses in Orthogonal Machining of AISI 4340 Steel." Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME, 245-252.
- Youssef, Helmi A., El-Hofy, Hassan., Ahmed, Mahmoud H., 2012, "Manufacturing Technology Materials, Processes and Equipment" CRC Press Taylor & Francis Group.

KAYNAKLAR DİZİNİ (devam)

Zhang, G., Guo, C., 2015, "Modeling of Cutting Force Distribution on Tool Edge in Turning Process." 43rd Proceedings of the North American Manufacturing Research Institution of SME, 1-12.

<http://www.okuma.com/lb2000-ex-ii>, 2016

<http://www.okuma.com/v40r>, 2016

https://en.wikipedia.org/wiki/Tungsten_carbide, 2016

<https://www.chegg.com/homework-help/questions-and-answers/taylor-tool-life-equation-expresses-inverse-relationship-tool-life-cutting-speed-determine-q12077985>, 2016

<http://www.azom.com/properties.aspx?ArticleID=1547>, 2016