İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

FREZEYLE TORNALAMA OPERASYONUNUN GEOMETRİK, KUVVET VE ISIL MODELLENMESİ

DOKTORA TEZİ

Umut KARAGÜZEL

Makina Mühendisliği Anabilim Dalı

Makina Mühendisliği Programı

HAZİRAN 2016

İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

FREZEYLE TORNALAMA OPERASYONUNUN GEOMETRİK, KUVVET VE ISIL MODELLENMESİ

DOKTORA TEZİ

Umut KARAGÜZEL
(503102011)

Makina Mühendisliği Anabilim Dalı

Makina Mühendisliği Programı

Tez Danışmanı: Doç. Dr. Mustafa BAKKAL
Eş Danışman: Prof. Dr. Erhan BUDAK

HAZİRAN 2016

İTÜ, Fen Bilimleri Enstitüsü'nün 503102011 numaralı Doktora Öğrencisi Umut KARAGÜZEL, ilgili yönetmeliklerin belirlediği gerekli tüm şartları yerine getirdikten sonra hazırladığı "FREZEYLE TORNALAMA OPERASYONUNUN GEOMETRİK, KUVVET VE ISIL MODELLENMESİ" başlıklı tezini aşağıda imzaları olan jüri önünde başarı ile sunmuştur.

Tez Danışmanı :	**Doç. Dr. Mustafa BAKKAL** İstanbul Teknik Üniversitesi	.....
Eş Danışman :	**Prof.Dr. Erhan BUDAK** Sabancı Üniversitesi	.....
Jüri Üyeleri :	**Prof. Dr. Ahmet ARAN** Işık Üniversitesi	.....
	Prof. Dr. Mustafa ÖZDEMİR İstanbul Teknik Üniversitesi	.....
	Prof. Dr. İsmail LAZOĞLU Koç Üniversitesi	.....
	Doç. Dr. Turgut GÜLMEZ İstanbul Teknik Üniversitesi	.....
	Yrd. Doç. Dr. R. Murat TABANLI İstanbul Teknik Üniversitesi	.....

Teslim Tarihi : 27 Mayıs 2016
Savunma Tarihi : 27 Haziran 2016

Aileme,

ÖNSÖZ

Çok küçük yaşlardan beri hayalini kurduğum akademisyenlik mesleği için çok önemli adımlardan biri olan doktora çalışmamın sonuna gelmiş bulunmaktayım. Bu zorlu çalışmayı nihayete erdirmekte her daim yanımda olan, bana cesaret veren, engin bilgileri ile beni aydınlatan ve bu süreçte bana yol gösteren çok değerli danışmanlarım Doç. Dr. Mustafa BAKKAL ve Prof. Dr. Erhan BUDAK'a sonsuz teşekkürlerimi sunarım.

Sıkıntılı anlarımda yanımda olan ve bu süreçte karşılaştığım her türlü zorlukta benimle birlikte çözüm üretmeye çalışan sevgili dostlarım Ar. Gör. Ali Taner KUZU ve Ar. Gör. Azmi TİMUR nezdinde bütün araştırma görevlisi arkadaşlarıma, birlikte çalışma fırsatı bulduğum Utku OLGUN ve Emre UYSAL'a, teknisyenlerimiz Erdal DİNÇ ve Osman ÇELEBİ nezdinde bütün tekniker ve teknisyelerimize çok teşekkür ederim.

Ayrıca 2214A bursu ile Almanya'da doktora çalışmamın bir kısmını gerçekleştirme imkanı veren TÜBİTAK'a da teşekkürü bir borç bilirim.

Ve tabii ki…

Birlikte çıktığımız yolda desteğini hep yanımda hissettiğim yoldaşım, sevgilim ve çok değerli eşim Banu İYİSAN'a;

Beni bugünlere getiren, elde ettiğim her başarıda emekleri sonsuz olan çok sevgili annem Nermin KARAGÜZEL'e, babam Ahmet KARAGÜZEL'e ve kardeşim Utku KARAGÜZEL'e çok teşekkür ederim.

Mayıs 2016

Umut Karagüzel
(Yüksek Makina Mühendisi)

İÇİNDEKİLER

Sayfa

ÖNSÖZ ..... **vii**
İÇİNDEKİLER ..... **ix**
KISALTMALAR ..... **xi**
SEMBOLLER ..... **xiii**
ÇİZELGE LİSTESİ ..... **xv**
ŞEKİL LİSTESİ ..... **xvii**
ÖZET ..... **xxi**
SUMMARY ..... **xxv**
1. GİRİŞ **1**
1.1 Tezin Amacı 2
1.2 Frezeyle Tornalama Operasyonu 2
1.3 Frezeyle Tornalamanın Türleri 3
1.4 Literatür Araştırması 4
2. FREZEYLE TORNALAMADA TALAŞ OLUŞUMU **13**
2.1 Frezeyle Tornalamada Kullanılan İşlem Parametreleri 13
2.2 DFT'de Talaş Geometrisi ve Giriş, Çıkış Açıları 14
2.3 TFT'de Talaş Geometrisi ve Giriş, Çıkış Açıları 19
2.4 EFT'de Talaş Geometrisi ve Giriş, Çıkış Açıları 21
3. FREZEYLE TORNALAMADA KESME KUVVETLERİ **25**
3.1 Frezeleme Kuvvetlerinin Mekanistik Modeli 26
3.1.1 Üssel Kesme Modeli 27
3.1.2 Doğrusal Kesme Modeli 30
3.2 Frezelemenin Mekaniği Modeli 33
3.2.1 Kesme katsayılarının elde edilmesi 33
3.2.2 Kesme kuvvetleri için yapılan kabuller ve gerekli veriler 39
3.3 Frezeyle Tornalamada Kesme Kuvvetleri ve Doğrulama Çalışması 39
4. İŞLENMİŞ PARÇA KALİTESİ VE TALAŞ KALDIRMA HIZI **49**
4.1 Frezeyle Tornalamada Talaş Kaldırma Hızı 49
4.2 Frezeyle Tornalamada Şekil Hataları 50
4.2.1 Yuvarlaklık 50
4.2.2 Çıkıntı oluşumu (Cusp height) 51
4.2.3 Çevresel yüzey pürüzlülüğü 55
4.3 Eksantirisitenin Yüzey Kalitesine Etkisi 57
4.4 Eksantirisitenin ve Silici Takımın Yüzey Pürüzlülüğüne Etkisi 58
5. FREZEYLE TORNALAMADA TAKIM ÖMRÜ **63**
5.1 İşlenmesi Zor Malzemeler 63
5.2 Deneysel Çalışma 68
5.3 Ti6Al4V İçin Frezeyle Tornalamada Takım Ömrü 71
5.4 Inconel 718'de Takım Ömrü 71
5.5 Waspaloy İçin Frezeyle Tornalamada Takım Ömrü 72

5.6 Eksantiristenin Takım Ömrüne Etkisi 72
6. KESME SICAKLIĞININ MODELLENMESİ VE ÖLÇÜMÜ 75
6.1 İki Boyutlu (Dik) Kesme Sıcaklığı Çalışmaları 75
6.1.1 Emissivite Kalibrasyonu 78
6.1.1.1 Isıl işlem fırınında gerçekleştirilen kalibrasyon testleri 79
6.1.1.2 Endüstriyel tip tabla ısıtıcı ile kalibrasyon testleri 80
6.1.1.3 Parmak ısıtıcı (fişek) ile emissivite kalibrasyonu 80
6.1.2 Titanyum alaşımı (Ti6Al4V) için kesme sıcaklığı testleri 82
6.1.3 Paslanmaz Çelik (AISI 304) için kesme sıcaklığı testleri 85
6.1.4 Inconel 718 için kesme sıcaklığı testleri 88
6.1.5 Çelik (AISI 1050) için kesme sıcaklığı testleri 90
6.2 Süreksiz Kesmede Gerçekleştirilen Takım Sıcaklığı Modeli 92
6.3 Döner Sistemlerde Sıcaklık Ölçümü 98
6.3.1 Termal kamera ile yapılan sıcaklık ölçüm testleri 98
6.3.2 Minyatür veri toplama cihazı ile sıcaklık ölçüm testleri 100
7. KAM MİLİ UYGULAMASI 105
8. SONUÇLAR 113
KAYNAKLAR 119
ÖZGEÇMİŞ 125

KISALTMALAR

DFT : Dik Frezeyle Tornalama
TFT : Teğetsel Frezeyle Tornalama
EFT : Eşeksenli Frezeyle Tornalama
MKH : Malzeme Kaldırma Hızı
MMY : Minimum Miktarda Yağlama (MQL)
GF : Green Fonksiyonları
TK : Tungsten Karbür (WC)
TE : Tel Erezyon (EDM)
SEA : Sonlu Elemanlar Analizi (FEM)

SEMBOLLER

e	: Eksantirisite
D_t	: Takım Çapı
θ	: Takımın bir devrine karşılık parça etrafındaki açısal konumu
f_z	: Diş başına ilerleme
a_p	: Paso miktarı
R_w	: İşparçası yarıçapı
R_t	: Takım yarıçapı
F	: Kuvvet
A	: Alan
b	: Kesme genişliği
h	: Talaş kalınlığı
a_e	: İşparçası devri başına ilerleme
n_t	: Takım dönme hızı
n_w	: İşparçası dönme hızı
P_L	: Kesme kenarının parça üzerine izdüşümü
z	: Takımdaki kesme ağzı sayısı
r_n	: Takım/işparçası hız oranı
x	: Talaş geometrisinde X yönünde konum
y	: Talaş geometrisinde Y yönünde konum
x_1, x_2, x_3	: Talaş geometrisinin sınırları
φ_{st}	: Takımın parçaya giriş açısı
φ_{ex}	: Takımın parçaya çıkış açısı
ψ	: Helis açısı
F_t, F_r, F_a	: Teğetsel, radyal ve eksenel kuvvet
K_T, K_R, K_A	: Teğetsel, radyal ve eksenel kuvvet katsayısı
K_{tc}, K_{rc}, K_{ac}	: Teğetsel, radyal ve eksenel kesme kuvvet katsayısı
K_{te}, K_{re}, K_{ae}	: Teğetsel, radyal ve eksenel kenar kuvvet katsayısı
μ_f	: Sürtünme katsayısı
β	: Sürtünme açısı
τ	: Kayma gerilmesi
α	: Talaş açısı
V_c	: Kesme hızı
L_n	: Kesme kenarı uzunluğu
Q	: Kesmede ortaya çıkan ısı
F_R	: Bileşke kuvvet
q_x, q_y, q_z	: x, y ve z yönlerine ısı iletimi
ρ	: Malzeme yoğunluğu
c_p	: Özısı
T	: Sıcaklık
k	: Isı iletim katsayısı
L_x, L_y	: Isıtılan alanın büyüklükleri
t	: Zaman

ÇİZELGE LİSTESİ

Sayfa

Çizelge 2.1 : Farklı durumlar için talaş geometrisi tanımları. **18**
Çizelge 3.1 : Kesme kuvveti deneylerinde kullanılan parametreler. **43**
Çizelge 3.2 : Testlerde kullanılan parametreler. **47**
Çizelge 5.1 : Nikel alaşımlarına katılan alaşım elementleri. **67**
Çizelge 5.2 : Süper alaşımların üretim yöntemleri ve işlenebilirlik özellikleri. **67**
Çizelge 6.1 : Titanyum alaşımı(Ti6Al4V) için kesme sıcaklığı test matrisi. **83**
Çizelge 6.2 : Paslanmaz Çelik (AISI 304) için kesme sıcaklığı test matrisi. **86**
Çizelge 6.3 : Inconel 718 için kesme sıcaklığı test matrisi..... **88**
Çizelge 6.4 : AISI 1050 çeliği için kesme sıcaklığı test matrisi. **90**

ŞEKİL LİSTESİ

Sayfa

Şekil 1.1 : Takımın konumlanışına göre frezeyle tornama türleri. **3**
Şekil 1.2 : Frezeyle tornalama uygulaması sonucu oluşan parça profili [2]..... **5**
Şekil 1.3 : Frezeyle Tornalama ile türbin kanadının işlenmesi [11]..... **10**
Şekil 2.1 : Frezeyle tornalamada kesme geometrisi. **14**
Şekil 2.2 : a) DFT operasyonu b) DFT'de kesilmemiş talaş geometrisi. **15**
Şekil 2.3 : DFT'de kesilmemiş talaş geometrisinin kesiti. **15**
Şekil 2.4 : Eksantirisitenin talaş oluşumuna etkisinin şematik sunumu. **17**
Şekil 2.5 : Kesilmemiş talaş kesiti ve eksantirisitenin etkisi. **18**
Şekil 2.6 : Eksantirisitenin kesilmemiş talaş alanı üzerine etkisi. **19**
Şekil 2.7 : a)TFT operasyonu b)TFT'de kesilmemiş talaş geometrisi. **19**
Şekil 2.8 : TFT'de kesilmemiş talaş geometrisinin kesiti. **20**
Şekil 2.9 : a)EFT operasyonu b)EFT'de kesilmemiş talaş geometrisi. **21**
Şekil 2.10 : TFT'de kesilmemiş talaş geometrisinin kesiti. **23**
Şekil 3.1 : Frezeleme operasyonunda kesme kuvvetleri..... **27**
Şekil 3.2 : Dik ve eğik kesme geometrileri..... **34**
Şekil 3.3 : Dik kuvvet diagramı. **36**
Şekil 3.4 : Normal düzlemde eğik kuvvet bileşenleri..... **37**
Şekil 3.5 : MoriSeiki NTX2000 çok maksatlı tezgah [52]. **41**
Şekil 3.6 : Çok maksatlı tezgahta var olan eksenler [52]. **41**
Şekil 3.7 : Kistler döner dinamometre ve bileşenleri [53]..... **42**
Şekil 3.8 : Deney kurulumu. **42**
Şekil 3.9 : Model ve deneyle elde edilen kesme kuvvetleri. **43**
Şekil 3.10 : Maximum bileşke kuvvetlerin karşılaştırılması. **44**
Şekil 3.11 : Kesme kuvveti hesabı için akış diyagramı. **45**
Şekil 3.12 : Eksantirisitenin kesme kuvvetine etkisi için deney düzeneği. **46**
Şekil 3.13 : Verilen kesme parametreleri için bir devirdeki kuvvetler..... **46**
Şekil 3.14 : Eksantirisitenin kesme kuvveti üzerine etkisi. **47**
Şekil 4.1 : Frezeyle tornalamada karşılaşılan şekil hataları..... **49**
Şekil 4.2 : Çeşitli parametrelerin MKH'na etkisi. **50**
Şekil 4.3 : a) Yuvarlaklık hatası b) a_p ve r_n'nin etkisi **51**
Şekil 4.4 : İşparçasının a) İzometrik b) Yandan c) Üstten görünüşü..... **52**
Şekil 4.5 : Parametrelerin çıkıntı oluşumuna etkisi. **53**
Şekil 4.6 : Çıkıntı oluşumu üzerinde a_e ve e'nin etkisi. **54**
Şekil 4.7 : Çıkıntı oluşumunun farklı parametrelerle değişimi..... **54**
Şekil 4.8 : a) İşparçası b) İzdüşüm uzunluk c) α açısının tayini. **55**
Şekil 4.9 : Çevresel yüzey püzülülüğünü etkileyen parametreler..... **56**
Şekil 4.10 : Çıkıntı oluşumunun şematik sunumu. **57**
Şekil 4.11 : Eksantirisitenin çıkıntı oluşumu üzerine etkisi. **58**
Şekil 4.12 : a) Standart ve silici takımlar b) Silici etkisi. **59**
Şekil 4.13 : Yüzey pürüzlülüğü ölçümü için deney düzeneği. **60**
Şekil 4.14 : Pürüzlülük a)standart b)silici c)standart ve silici. **61**
Şekil 5.1 : Takım aşınması çeşitleri [56]. **64**

Şekil 5.2 : Yıllara göre uçak motor sıcaklıklarının artışı [61]. **65**
Şekil 5.3 : Süper alaşım kullanım alanları [61]. **66**
Şekil 5.4 : Farklı malzemelerin işlenebilirlikleri. **68**
Şekil 5.5 : Takım ömrü deneyleri a) MQL ile DFT b)Kesme sıvısı ile DFT. **69**
Şekil 5.6 : Nanofocus cihazı. **69**
Şekil 5.7 : Kullanılmamış ve aşınmış takıma ait Nanofocus görüntüleri. **70**
Şekil 5.8 : Kullanılmamış ve aşınmış takımların kesme kenar profilleri. **70**
Şekil 5.9 : Ti6Al4V için takım aşınması sonuçları. **71**
Şekil 5.10 : Inconel 718 için takım aşınması sonuçları. **72**
Şekil 5.11 : Waspaloy için takım aşınması sonuçları. **73**
Şekil 5.12 : Eksantirisitenin takım aşınması üzerine etkisi. **73**
Şekil 6.1 : Manuel tornada sıcaklık ölçümü. **76**
Şekil 6.2 : Dik kesme deneylerinde kullanılan CNC torna. **76**
Şekil 6.3 : Termal kameranın tezgaha yerleştirilmesi. **77**
Şekil 6.4 : Termal kamerayı ZnSe cam ve ve onu tutan kapak. **78**
Şekil 6.5 : Elektromanyetik spektrum [64]. **78**
Şekil 6.6 : Isıl işlem fırını. **79**
Şekil 6.7 : Isıl işlem fırını ile emissivite kalibrasyon düzeneği. **80**
Şekil 6.8 : Fişek tip ısıtıcı ile emissivite kalibrasyonu. **81**
Şekil 6.9 : Emissivite kalibrasyonu deney düzeneği. **81**
Şekil 6.10 : Titanyum alaşımı için sıcaklıkla emissivitenin değişmesi. **82**
Şekil 6.11 : Titanyum alaşımının kesilmesi sırasında alınan ısıl görüntüsü. **83**
Şekil 6.12 : Ti6Al4V için kesme hızları ile sıcaklığın değişimi. **84**
Şekil 6.13 : Ti6Al4V için ilerleme ile sıcaklığın değişimi. **84**
Şekil 6.14 : Ti6Al4V için paso miktarı ile sıcaklığın değişimi. **85**
Şekil 6.15 : AISI 304 için kesme sıcaklığının kesme hızı ile değişimi. **86**
Şekil 6.16 : AISI 304 için kesme sıcaklığının ilerleme ile değişimi. **87**
Şekil 6.17 : AISI 304 için kesme sıcaklığının paso ile değişimi. **87**
Şekil 6.18 : Inconel 718 için kesme sıcaklığının kesme hızı ile değişimi. **88**
Şekil 6.19 : Inconel 718 için kesme sıcaklığının ilerleme ile değişimi. **89**
Şekil 6.20 : Inconel 718 için kesme sıcaklığının paso ile değişimi. **90**
Şekil 6.21 : AISI 1050 için sıcaklık sonuçları a)kesme hızı b)ilerleme c)paso. **91**
Şekil 6.22 : Kartezyen koordinatlarda diferansiyel kontrol hacmi. **93**
Şekil 6.23 : Frezeyle tornalama işleminde sıcaklık oluşumu. **95**
Şekil 6.24 : Hız oranlarının (r_n) kesme sıcaklığı üzerine etkisi. **96**
Şekil 6.25 : Kesme hızının (V_c) kesme sıcaklığı üzerine etkisi. **97**
Şekil 6.26 : İlerlemenin kesme sıcaklığı üzerine etkisi. **97**
Şekil 6.27 : Frezeyle tornalamada sıcaklık ölçümü için deney düzeneği. **98**
Şekil 6.28 : Frezeyle tornalama işleminde termal kamera görüntüsü. **99**
Şekil 6.29 : Minyatür veri toplama sistemi ve termoeleman [67]. **100**
Şekil 6.30 : Kesintili kesme sırasında sıcaklık ölçümü için deney kurulumu. **101**
Şekil 6.31 : Testlerde kullanılan termoelemana ait detaylar. **101**
Şekil 6.32 : Geliştirilen modelin deneyle doğrulanması V_c=50 m/dak. **102**
Şekil 6.33 : Geliştirilen modelin deneyle doğrulanması Vc=75 m/dak. **103**
Şekil 7.1 : a)Deneylerde kullanılan işparçası b)Kam mili. **105**
Şekil 7.2 : Kam milinin işlenmesinde geometri ve parametreler. **105**
Şekil 7.3 : Kesme kuvveti hesabında kullanılan talaş geometrisi. **106**
Şekil 7.4 : Deney kurulumu. **108**
Şekil 7.5 : Deneysel kesme kuvvetleri ve model ile karşılaştırılması. **108**
Şekil 7.6 : FEM de sıcaklık analizi. **109**

Şekil 7.7 : Takım ucu deplasman analizi ve modelle karşılaştırılması. **109**
Şekil 7.8 : a) Kuru kesme b) Soğutulmuş hava ile kesme. **110**
Şekil 7.9 : Takım aşınması sonuçları. **110**

FREZEYLE TORNALAMA OPERASYONUNUN GEOMETRİK, KUVVET VE ISIL MODELLENMESİ

ÖZET

Gün geçtikçe artan işlenmiş parça kalitesi ve yüksek üretkenlik talepleri mühendisleri yeni üretim teknikleri arayışına itmiştir. Frezeyle tornalama bu yeni arayışların sonucu olarak ortaya çıkmış bir teknik olup, ortaya çıkan bu fikrin altında freze takımı ile geleneksel tornalama yapmak vardır. Bu sayede parça, döner simetrik olsun veya olmasın istenilen yüksek bir hızda işlenilebilir. Yöntem geleneksel tornalamaya göre çok önemli avantajlar sunmaktadır, bunlar; talaş kontrolü (geleneksel tornalamada özellikle sünek malzemelerin işlenmesinde sürekli talaş ortaya çıkarken; frezeyle tornalama kesintili bir işlem olduğundan talaş kırılır.), daha iyi yüzey kalitesi, yüksek talaş kaldırma hızları ve daha düşük kesme sıcaklıklarına bağlı olarak daha uzun takım ömürleri olarak sıralanabilir. Frezeyle tornalamanın uygulanması sırasında takım ve işparçasının birbirine göre konumları esas alınarak tanımlanmış 3 farklı konfigürasyon kullanılabilir, bunlar "dik", "teğetsel" ve "eşeksenli" frezeyle tornalama olarak adlandırılırlar. Bunlar arasında dik frezeyle tornalama literatürde de üzerine en çok araştırma yapılmış konfigürasyon olup, bu işlemde takım ekseni işparçası eksenine diktir. Frezeyle tornalamada işlem verimini arttırmak ve yüzey kalitesi değerlerini optimize etmek için alışık olmadığımız bazı işlem parametreleri de kullanılmaktadır. Bunlar arasında eksantirisite (takım ve işparçası ekseni arasındaki mesafe), işparçası devri başına ilerleme değeri gibi parametreler sayılabilir. Bu parametrelerle birlikte diğer kesme parametrelerinin de uygun seçilmesi ile frezeyle tornalamada iyi bir parça kalitesi sağlanırken aynı zamanda yüksek talaş kaldırma hızlarına da ulaşılabilir. Bunun hızlı ve pratik bir biçimde başarılabilmesi için süreci tanımlayan modellere ihtiyaç vardır. Çalışmada bu amaçla geometrik, kuvvet ve ısı modellerinin elde edilmesi hedeflenmiştir.

Frezeyle tornalama işlemi, takım ve işparçasının eşzamanlı hareketinden dolayı özel bir kinematiğe ve kesme geometrisine sahiptir. Bu nedenle tez çalışmasına öncelikle talaş geometrisi belirlenerek başlanmıştır. Takım ve işparçası hareketleri beraber düşünülerek ve çeşitli geometrik ifadeler kullanılarak "dik", "teğetsel" ve "eşeksenli" frezeyle tornalama işlemleri için kesilmemiş talaş geometrisi elde edilmiştir. Elde edilen geometri çalışmanın sonraki aşamaları olan kesme kuvveti ve kesme sıcaklığı hesabında başlangıç noktası olarak kullanılmıştır.

Çalışmanın bir sonraki aşamasında frezeyle tornalama işleminde kesme kuvvetlerinin hesabı için yeni bir model geliştirilmiş ve bu modelde çeşitli kesme parametrelerinin kuvvet üzerine olan etkisi incelenmiştir. Talaşlı imalatta kesme kuvvetlerinin belirlenmesi önemli bir aşamadır; çünkü ortaya çıkan kuvvetler hem parça hem de takımda deformasyonlara yol açarak parça kalitesini etkiler, ayrıca tezgah seçiminde kullanılan tork (dönme momenti) ve güç hesabı da kesme kuvvetleri esas alınarak yapılır. Çalışmada frezeyle tornalama operasyonu için geliştirilen kesme kuvveti modeli yarı analitik bir modeldir. Modele yarı analitik denmesinin sebebi, modelin

önceden yapılan deneysel verilerin kullanılması ile oluşturulmasıdır. Bu deneysel veriler aynı işparçası-takım çifti için gerçekleştirilen dik kesme (orthogonal) testleri ile sağlanır. Bu veriler daha sonra eğik (oblique) kesme mekaniği formülasyonuna aktarılarak kesme kuvveti modeli oluşturulur. Bu çalışmada elde edilen model çıktılarının doğrulanabilmesi için kesme deneyleri gerçekleştirilerek kesme kuvvetleri dinamometre yardımı ile ölçülmüş ve modelden elde edilen sonuçlarla karşılaştırılmıştır. Her iki sonucun da birbiri ile uyum içinde olduğu görülerek model doğrulanmıştır. Bu sonuçlara göre kesme kuvvetleri; a_e (işparçası devri başına ilerleme)ve a_p (paso miktarı) değerlerinin artması ile artarken, hız oranının artışı ile (r_n) azalmaktadır. Bir diğer önemli parametre olan e'nin (eksantirisite) artmasıyla kesme kuvvetlerinin azaldığı görülmüştür.

Çalışmada bir sonraki adım, yuvarlaklık ve çıkıntı oluşum hatalarının modellenmesidir. Frezeyle tornalamada, geleneksel talaşlı imalat işlemlerini değerlendirirken kullanılan yüzey pürüzlülüğüne ek olarak yuvarlaklık hatası (circularity) ve çıkıntı oluşumu (cusp height) adı verilen iki farklı yüzey oluşumu daha vardır. Çalışma sırasında bu her iki yüzey durumu için de analitik ifadeler geliştirilmiş olup, çıkıntı oluşumu için deneylerle bu model doğrulanmıştır. Modele göre yuvarlaklık hatasında en öne çıkan parametre r_n'dir. Bu parametrenin artmasıyla yuvarlaklık hatası azalmakta, elde edilen parça kesiti ideal daireye yaklaşmaktadır. Çıkıntı oluşumunda ise a_e ve e'nin etkisi daha büyüktür. Ayrıca belirli bir e değeri için çıkıntı oluşumu olmadan uygulanabilecek bir sınır a_e değeri mevcuttur. Bu da malzeme kaldırma hızını (MKH) optimize edebilmemizi sağlar. Bunlara ek olarak yüzey pürüzlülüğü de çalışmada deneysel olarak araştırılmıştır. Farklı kesme parametreleri ile kesme testleri gerçekleştirilmiş ve elde edilen yüzey pürüzlülükleri ölçülmüştür. Yüzey pürüzlülüğü açısından özellikle silici(wiper) takımın belirli bir e değerine kadar önemli bir avantaj sağladığı görülmüştür.

Isıl modelleme öncesi farklı soğutma şartları için takım aşınması testleri yapılmıştır. Frezeyle tornalama yukarıda da bahsedildiği gibi kesintili bir işlem olduğundan, bu durumun takım ömrü açısından önemli bir avantaj sağlaması beklenmektedir. Bunu belirlemek amacıyla işlenmesi zor malzemeler olarak adlandırılan nikel ve titanyum alaşımları için farklı soğutma koşulları altında deneysel bir çalışma yapılmıştır. Çalışma sırasında takım aşınması periyodik olarak ölçülmüştür. Çalışmanın sonucunda frezeyle tornalamanın geleneksel tornalamaya göre 2 ile 40 kat arasında daha avantajlı olduğu belirlenmiştir. Ayrıca çalışmada MQL ve sulu kesmenin de kuru kesmeye göre takım aşınması yönünden daha avantajlı olduğu ortaya çıkmıştır.

Son modelleme çalışması kesici takım için ısıl modelin geliştirilmesidir. Bu adımda öncelikle dik kesme testleri sırasında kesme sıcaklıkları termal kamera yardımı ile ölçülmüştür. Bu testler sırasında titanyum, nikel alaşımları ve çelik gibi çok farklı işparçası malzemeleri çeşitli kesme parametrelerinde kesilmiş ve sıcaklıklar ölçülerek zengin bir veritabanı oluşturulmuştur. Sonrasında bu bilgilerin de kullanılacağı modelleme çalışmalarına geçilmiştir. Kesme sıcaklıkları için Green fonksiyonları kullanılarak takım için 3 boyutlu ve zamana bağlı bir analitik model geliştirilmiştir. Bu model termal kamera kullanılarak doğrulanmaya çalışılmış; ancak hem takımın hem de parçanın dönmesi nedeniyle sağlıklı ölçüm alınamamıştır. Bu amaçla döner işlemlerde sıcaklık ölçmeye yarayacak yeni bir sistem geliştirilmiştir ve geliştirilen model bu sistemle doğrulanmıştır. Sonuçlar özellikle kesme hızının, kesme sıcaklığı üzerinde çok etkili olduğunu göstermiştir.

Çalışmada son olarak elde edilen bilgi birikimi endüstriyel bir parça üzerinde uygulanmıştır. Yüzey sertleştirilmesi yapılmış bir kam mili frezeyle tornalanmış ve bu sırada kesme kuvvetleri ve takımdaki sıcaklıklar ölçülmüş sonrasında bu çıktılar geliştirilen modellerle tahmin edilmiştir. Çalışmada ortaya çıkan sıcaklıkların takımda ısıl deformasyonlara yol açtığı gözlemlenmiş ve bunu önlemek amacıyla soğuk hava kullanılmıştır. Sonuçta daha hassas bir frezeyle tornalama operasyonu gerçekleştirebilmek için bir işleme stratejisi ortaya çıkarılmıştır.

Özet olarak bu doktora tez çalışmasında frezeyle tornalama operasyonu tanımlanmış ve süreç verimliliğini arttırmak amacıyla kesme parametrelerinin seçimi için talaş geometrisi, kesme kuvveti, yüzey kalitesi ve kesme sıcaklığı modelleri ortaya konmuştur. Bu modeller aynı zamanda gerçekleştirilen deneylerle de doğrulanmış ve geliştirilen modellerin güvenilirliliği sınanmıştır. Çalışmada elde edilen çıktıların özellikle Boeing, Prat & Whitney gibi işlenmesi zor malzemelerin talaşlı imalatı ile uğraşan firmalar için oldukça yararlı olacağı düşünülmektedir.

GEOMETRIC, FORCE AND THERMAL MODELING OF TURN-MILLING OPERATIONS

SUMMARY

Increasing demands for better quality and higher productivity in industry force process engineers to investigate alternative new manufacturing concepts. Turn-milling is a process of one of these new concepts in which turning of parts, whether rotationally symmetric or not, is performed by a milling tool. Turn-milling offers many advantages compared to conventional turning such as excellent chip control, better surface quality, higher material removal rate and improved tool life due to the interrupted nature of the process. While performing turn-milling processes, orthogonal, axial or tangential configurations which are defined according to arrangement of tool-workpiece axes can be used. Among these, orthogonal turn-milling in which the tool axis is perpendicular to the workpiece axis is the most preferred and studied configuration. In turn-milling, the operator can define some unconventional cutting parameters to increase productivity. These unconventional cutting parameters can be summarized as eccentricity and feed per workpiece revolution. In order to optimize the process and improve the productivity in turn-milling one should select the cutting parameters in a correct and practical way. To achieve this task some useful models are needed which define the process and give the relationships between cutting parameters and process outputs.

Turn-milling is a relatively new machining process and the cutting parameters are different than those in conventional milling or turning. That is why a clear definition of the process geometry is necessary for better understanding of the process. For example, there are two feed rates in turn-milling. The circumferential feed (f_z) in turn-milling corresponds to the feed rate in conventional milling whereas axial feed (a_e) defines the radial depth of cut. Uncut chip geometry and engagement limits are very important from cutting force, cutting temperature and stability points of view. Therefore, uncut chip geometry is introduced for orthogonal, tangential and co-axial turn-milling. The tool-workpiece contact area is defined and analytically calculated for instantaneous rotation angle of the cutting tool. The definitions developed for uncut chip geometry can be used for cutting force, temperature and stability analysis in turn-milling operations.

In order to select a machine tool based on torque value and to determine the mechanical deformations on cutting tool and workpiece, cutting forces are needed to be known by such practical models or experiments. Turn-milling is an intermittent cutting process which in turn causes periodic forces during cutting. Based on chip geometry definitions, cutting force model is developed by using orthogonal cutting database and orthogonal to oblique transformation procedure. Cutting experiments were performed on a Mori Seiki NTX 2000 multi-tasking machine tool in order to verify the introduced model. Model and experiments results, which agree well with each other, show that cutting forces increase with a_p and a_e and decrease with r_n. Experimental results show that cutting forces decrease with an increasing tool axis offset and it is concluded that

the proposed model is in good agreement with experimental results. Therefore, the model can be used in predicting cutting forces under different cutting parameters quickly and in a practical way.

Manufacturing time, cost and quality of machined workpieces are affected by productivity and surface quality. MRR is an indicator of the productivity as it represents the removed material volume in unit time. Although turn-milling process potentially can generate high MRR, there are some drawbacks and limitations on it. One of the main problems with increasing MRR in turn-milling is the form errors in circumferential direction. Due to the simultaneous rotations of both tool and workpiece, the resulting machined cross section is a polygon. In addition to the adverse effects of high MRR, cusp height may be observed on the machined workpiece especially for high a_e. The degree of polygon strictly depends on the r_n ratio. If r_n ratio increases, the deviation from ideal circle decreases, which means that when tool rotates faster, the resulting surface approaches to an ideal circle and the circumferential surface roughness also decreases. It is possible to achieve high MRR by turn-milling, however the part quality has to be taken into account as the parameters which affect the surface quality determine the MRR as well. Increase in a_e can improve MRR which comes at the cost of increased cusp height. On the other hand, it can be possible to turn-mill a part without cusp up to a certain value of a_e for a specific eccentricity value. As a result, MRR can be optimized according to the desired surface quality by using the analytical expressions derived in this study. As a result of simultaneous workpiece and cutting tool motions in turn-milling, the trajectory of the cutting tool on the workpiece is a helical path which causes variable circumferential surface roughness. The analytical expressions show that a_e and r_n have significant effect on the circumferential surface roughness. Up to a certain value of a_e the circumferential roughness is equal to the circularity error and increases by decreasing r_n. However, beyond that value, the circumferential surface roughness increases dramatically by a_e. Surface roughness experiments, which are an indicator of the machined part quality, show that using a wiper insert could improve the surface roughness up to a certain offset value and that the r_n parameter has no significant effect on surface roughness.

Machining of difficult-to-cut materials such as high temperature metals is challenging due to their low machinability resulting in reduced productivity and high manufacturing cost. Turning is a common operation used for production of these parts where cutting speed, and thus the material removal rate, is limited due to high tool wear rate. Therefore, there is a need for alternative techniques in order to increase productivity in machining of these materials. Ti6Al4V, Waspaloy and Inconel 718 alloys are very important materials especially for aerospace applications. These materials offer several advantages such as high specific strength and hardness maintained even at high temperatures. However, manufacturing of these materials is a real challenge. Particularly machining of Ti6Al4V, Waspaloy and Inconel 718 alloys is difficult because of high temperatures in the cutting zone and chemical affinity of these materials with tool materials. That's why it is very crucial to reduce cutting temperatures and increase the productivity in cutting these hard-to-cut materials. Nonconventional cutting strategies like turn-milling could be an alternative to conventional turning operation in which high tool temperatures occur due to continuous contact with the material. Results presented in this study show that several folds increase in tool life is possible by turn-milling compared to conventional turning operation while machining Ti6Al4V, Waspaloy and Inconel 718 alloys. The remarkable increase in tool life can be explained by the intermittent characteristics of

the turn-milling operation. In the literature it is shown that average tool temperatures in interrupted cutting are low according to continuous cutting which is the case in conventional turning operations. The results also include experimental data for different cooling strategies such as MQL and flood cutting. It is shown that tool life can be further improved with proper selection of the cooling strategy. Axis offset is a cutting parameter that is special to turn-milling operation. Effect of axis offset on tool life was investigated as well, and results indicate that there is an optimum value of axis offset from tool life point of view. At the optimum axis offset value the engagement between tool and workpiece becomes maximum causing less tool wear per unit area.

Investigation of cutting temperature is one of the most important research areas in metal cutting since it is a significant factor that affects the tool life and the quality of the machined part. It is known that cutting temperatures in continuous cutting are higher than those in interrupted cutting. It requires great effort to measure and predict the temperatures experienced in machining due to characteristics of the operation such as high speeds, number of parameters, size of the heat generation zone etc. Process modeling of cutting temperature contributes to determine the effects of cutting parameters and select them to achieve more effective production. On the other hand measuring cutting temperature can provide useful data to verify the proposed models, and can also be used in online monitoring. In this study, first orthogonal cutting tests were performed under different cutting conditions with Inconel 718, Waspaloy, Ti6Al4V, AISI 304 and AISI 1050 workpieces. Cutting temperatures were measured by a thermal camera using a designed fixture which was used to locate the thermal camera inside the machine tool. These results formed a fundamental base for futher studies. Then, a cutting temperature model was built for turn-milling operation. Turn-milling is an interrupted cutting process in which turning is performed by a milling tool. The temperature model can be performed by finite element method, finite difference method or analytical methods. However finite element and finite difference methods are the numerical methods which are required enormous period of time. Generally in manufacturing industry, users need fast and practical models to predict the process outputs. That's why, an analytical model has been developed in this study. In this anaytical model, cutting edge is assumed as a semi-infinite rectangular corner. In turn-milling operation, a cutting insert is exposed to cyclic heating and cooling periods. Thus, the problem must be solved as a function of time. In order to solve this three dimensional transient heat conduction problem, Green functions were used in the study. The heat flux which is calculated by using cutting force and cutting speed is applied on *xy* surface as a boundary condition. The other boundaries are kept as adiabatic. After solution of this problem the effects of some parameters in turn-milling on cutting temperature were obtained in which results indicate that cutting temperature increases with cutting speed and a_e parameter. In order to verify the proposed model, a series of cutting experiments have been performed to measure the tool temperature. Measuring transient temperatures occurred in milling operation is a significant challenge. To overcome this problem a novel experimental setup is developed and applied to milling operation. The setup includes a miniature data acquisition system (DAS) rotating with tool holder during cutting mounted by screws, a connector and a K type thermocouple. The thermocouple is embedded to the cutting insert and located near the cutting zone. The DAS is an off-the-shelf-item with 500k sampling rate. The measured data is stored in the device during cutting operation. This novel experimental setup described above is used to verify the proposed 3D transient heat conduction model. As it is discussed below in detail there is a good match between prediction and measurement results.

Finally an application of turn-milling is presented in this study. A cam shaft which was an induction hardened ductile cast iron was turn-milled with a CBN tool. During cutting tests cutting forces and temperatured were measured and theywere predicted by developed models in this study. It is shown in the study that thermally induced displacements on cutting tool during turn-milling could be up to 40% of the depth of cut depending on the cutting parameters. Furthermore, these displacements can be predicted and reduced by cooled air. Experiments demonstrate that pressurized cool air could be a solution to reduce the displacements by 65% and to improve the accuracy of parts machined by fine turn-milling operations.

In conclusion, geometrical and kinematic definitions for turn-milling operation are made and some practical models are presented to improve process productivity through cutting parameters selection. These predictive models were also verified by performed experiments. This PhD thesis is thought that it will be an example for furhter studies on turn-milling operations.

1. GİRİŞ

Talaşlı imalatın önemli maliyet kalemlerinden biri, ömrünü tamamlayan takımın değiştirilmesi zorunluluğu ve bu yüzden işlemin durması yüzünden oluşan maliyettir. Kesme sırasında ortaya çıkan yüksek sıcaklıklar, takım malzemesinin dayanımını düşürerek takım aşınmasına neden olur ve sonuç olarak takım ömrü düşer. Özellikle torna gibi temasın sürekli olduğu kesme durumlarında sürtünme nedeniyle oluşan sıcaklıklar yüksektir. Bu nedenle son zamanlarda takım ile işparçası arasında sürekli temasın olmadığı frezeyle tornalama gibi işlemler giderek yaygınlaşmaktadır. Frezeyle tornalama işleminde klasik tornadaki sabit takım yerine dönen takımlardan faydalanılmaktadır. Böylelikle sürekli temas önlenmiş olur ve kesme sıcaklıkları düşürülerek takım ömrü iyileştirilir.

Frezeyle tornalama işlemi görece yeni bir teknolojidir. Bu teknoloji klasik talaşlı imalat proseslerinden tornalama ve frezeleme işlemlerinin birleşiminden oluşmaktadır. Tornalama işlemi dönel simetrik parçaların sabit bir takımla işlenmesi esasına dayanır. İşlemin doğası gereği takım sürekli olarak parça ile temas halindedir. Bu nedenle kesme sıcaklıkları sürekli ısı girdisi nedeniyle yüksek olur. Yüksek sıcaklıklarda kesici takımın dayanımı azalır ve sıcaklıkla artan difüzyonun da etkisi ile takım aşınması hızlanır. Takım aşınması yüksek ise verimli bir üretimden bahsedilemez dolayısı ile yüksek kesme hızı ve yüksek aşınma parametrelerinin optimizasyonu gerekir ve bu tamamen bir mühendislik problemidir. Frezeleme işlemi ise kesilen parça ile takımın sürekli bir temas halinde bulunmadığı bir talaşlı imalat işlemidir. Bu kesikli temas neticesinde kesme sırasında ısınan kesici takım kesme olmayan zamanda soğuma için zaman bulur. Frezeleme işleminde tornalamaya göre daha yüksek hızlarla kesim yapılabilmektedir. Bu iki teknolojiyi birleştiren frezeyle tornalama işleminde ise bu avantajdan faydanılarak daha yüksek hızlarda tornalama işlemi gerçekleştirilebilmektedir.

Özellikle havacılık sektöründe yoğun bir şekilde kesilmesi zor malzemelerden (titanyum ve nikel alaşımları) faydanılmaktadır. Bu malzemelerin zor işlenen malzeme grubuna dahil olmalarının en önemli nedeni düşük ısıl iletkenlikleri nedeniyle kesme

sırasında sıcaklıkların yükselmesi ve buna bağlı olarak mekanik takım aşınmasının kimyasal etkilerle de birleşerek hızlanmasıdır. Bu noktada çalışmanın konusu olan frezeyle tornalama işleminin bir alternatif olması beklenmektedir. Sürekli olmayan kesme karakteristiği nedeniyle bu tür malzemelerin daha yüksek hızlarda daha verimli bir şekilde kesilmesi planlanmaktadır. Frezeyle tornalama işleminin faydalı olacağı planlanan bir diğer alan da büyük çaplı parçaların talaşlı imalatıdır. Büyük çaplı parçalar özellikle merkezkaç kuvvetinden dolayı yüksek hızlarda çevrilemezler. Bu durum bu tür parçaların verimli bir şekilde üretilmelerinin önünde önemli bir engel oluşturur. Frezeyle tornalama işleminde takımın da dönmesi sayesinde çapı büyük bir parça hızlı döndürülmesine gerek kalmadan verimli bir şekilde işlenebilir. Böylelikle hem tornalama hem de frezeleme operasyonlarının bir kombinasyonu olan frezeyle tornalama işleminden faydalanılabilir.

1.1 Tezin Amacı

Bu tezin amacı: Talaşlı imalatta görece yeni bir teknoloji olan frezeyle tornalama işlemi sırasında gerçekleşen talaş kaldırma işleminin temel tanımlarının yapılarak, geometrik, kuvvet ve ısıl modellerinin geliştirilmesi ve bunların deneylerle doğrulanarak literatürdeki önemli bir eksikliğin giderilmesidir.

1.2 Frezeyle Tornalama Operasyonu

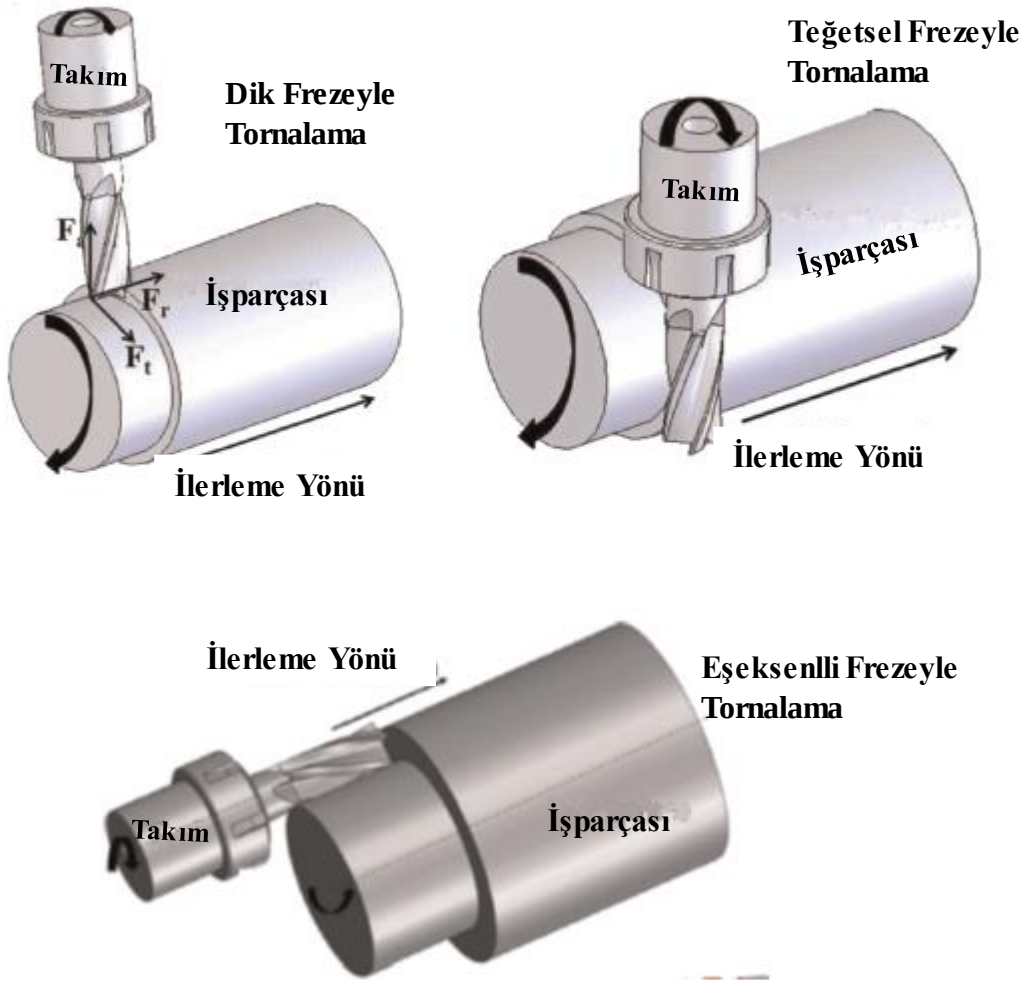
Turn-milling (frezeyle tornalama) işlemi imalat sektöründe görece yeni bir prosestir. Bu proseste hem iş parçası hem de kesici takım eş zamanlı olarak dönme hareketini yapmaktadırlar.

Geleneksel imalat proseslerinin (tornalama ve frezeleme gibi) teknolojik ve ekonomik nedenlerle belirli limitleri vardır. Örneğin tornalama işlemlerinde işlem hızını sınırlayan aynaya etkiyen santrifüj kuvvetler iken frezeleme işlemlerinde bu limit takıma etkiyen santrifüj kuvvetleri tarafından belirlenir. Frezeyle tornalama operasyonu bu iki teknolojiyi birleştirerek imalat sektöründe yeni bir uygulama alanı açmaktadır [1]. Bu yeni uygulama alanı ile birlikte kimi parçaların çok daha verimli bir şekilde talaşlı imalatı mümkün olabilecektir. Özellikle büyük çaplı parçaların tornalanması sırasında yeterli kesme hızına ulaşmak geleneksel tornalama işlemleri ile çok da mümkün olamamaktadır; bu noktada parça yerine takım gereken hızla

döndürülerek frezeyle tornalamada bu kesme hızı sağlanabilir. Yine talaş uzaklaştırılmasının problem olduğu kimi uygulamalarda da frezeyle tornalama bir avatantaj sağlayabilir. Bu ve bunun gibi avantajları nedeniyle frezeyle tornalama işlemi gün geçtikçe yaygınlaşmaktadır işte bu nedenle işlemin ayrıntılı olarak tanımlanması ve kesme parametrelerini uygun seçecek süreç modellerinin ortaya konulması önemlidir.

1.3 Frezeyle Tornalamanın Türleri

Frezeyle tornalama takım ve işparçasının konumlarına göre üç farklı kategoriye ayrılmaktadır. Bu katergoriler Şekil 1.1'de gösterildiği üzere; dik, teğetsel ve eşeksenli frezeyle tornalama adlandırılırlar.



Şekil 1.1 : Takımın konumlanışına göre frezeyle tornama türleri.

Dik frezeyle tornalama (DFT) takım ve işparçası dönme eksenlerinin birbirlerine dik olduğu durumu ifade eder. Teğetsel frezeyle tornalama (TFT) operasyonunda ise takım

ve işparçası dönme eksenleri birbilerlerine dik olduğu halde takım sadece yan yüzeyi ile işparçasına temas etmektedir. Eş eksenli frezeyle tornalamada (EFT) ise takım ve işparçası dönme eksenleri birbirlerine paraleldir.

1.4 Literatür Araştırması

Frezeyle tornalama işlemi görece yeni bir teknoloji olması nedeniyle üzerine yayınlanmış oldukça az sayıda makale bulunmaktadır. Konu ile ilgili ilk çalışmalar Shulz ve arkadaşları [1] tarafından gerçekleştirilmiştir. Shulz frezeyle tornalamayı kategorize ederek bazı tanımlar geliştirmiştir. Buna göre operasyonu ilk olarak dik ve eş merkezli olmak üzere ikiye ayırmıştır. Ayrıca "eksantirisite" tanımını yaparak bu parametrenin etkisi üzerine ilk çalışmaları yapmıştır. Dik frezeyle tornalama operasyonlarında *eksantrisite* takım ve iş parçası eksenlerinin birbirine göre konumlarını ifade etmektedir. Schulz'un çalışmasının kısa sonuçları aşağıda verilmiştir. Burada D_t takım çapı, e eksantirisite, l ise ana kesme ağzı uzunluğudur.

- Eksantriklik $e < D_t/2-l$

İş parçasının silindirik formu kaybedilmeden ilerleme hızı kesme ağzının iş parçası üzerine olan izdüşümü uzunluğu kadar artırılabilir. Yine de bu durumun bir dezavantajı iş parçasında parabolik olukların oluşmasıdır.

- Eksantriklik $e = D_t /2-l$

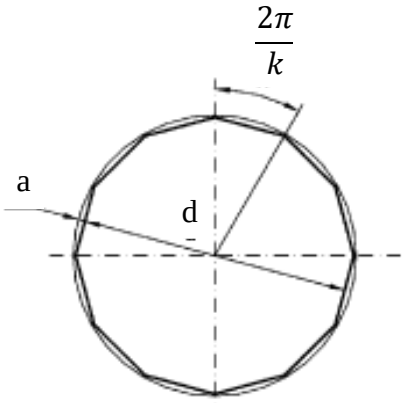
Bu durumda maksimum ilerleme hızı elde edilebilir; çünkü iş parçasının merkez ekseni ile kesme ağzı arasındaki temas uzunluğu en yüksek mertebeye ulaşmaktadır.

- Eksantriklik $e = D_t /2$

Bu durum mümkün olan ilerleme hızı en düşük durumdur. Bu eksantriklik değerinin altındaki değerlerde silindirik bir yüzey elde etme şansı yoktur [1].

Frezeyle tornalama üzerine yapılan çalışmalar genellikle deneysel yüzey kalitesi çalışmalarını içermektedir. Ancak bunun yanında kimi çalışmalarda operasyonun temel ilkeleri de mevzu bahis edilmiştir. Naegu [2] dik frezeyle tornalamada temel kinematik ilişkileri tanımlayarak, işlemin verimliliğini belirlemek amacıyla bir seri test gerçekleştirmiştir. Naegu ilk olarak frezeyle tornalamada üretilen parça kesitinin bir daire değil k kenarlı bir çokgen olduğunu belirtmiştir. Bu durumda istenilen çaptan

sapma miktarı Δd olarak tanımlanmaktadır ve aşağıdaki denklem yardımı ile hesaplanabilir. Şekil 1.2'de oluşan parça kesiti verilmiştir.



Şekil 1.2 : Frezeyle tornalama uygulaması sonucu oluşan parça profili [2].

$$\Delta d = 2a = d(1-\cos\frac{\pi}{k}) \tag{1.1}$$

Görülebileceği gibi k arttığında sapma azalacak ve k sonsuza gittiğinde Δd sıfır olacaktır.

Frezeyle tornamalada hem takım hem de iş parçası dönmektedir. Bu nedenle önemli bir diğer problem ise iş parçası ve takım dönme hızları arasındaki ilişkiyi belirleyebilmektir.

İki kesme ağzı arasındaki çevresel uzaklık, s_0

$$s_0 = \frac{\pi d_0}{z} \tag{1.2}$$

olarak ifade edilir, burada z kesme ağzı sayısıdır.

İki kesme ağzının teması sırasında arada geçen zaman τ şu şekilde ifade edilir.

$$\tau = \frac{s_0}{v} = \frac{\pi d_0}{zv} \tag{1.3}$$

burada v kesme hızıdır.

Şekil 1.2'de görüldüğü gibi iş parçasının k adet kenarı varsa, o zaman iki kesme ağzı arasındaki uzaklık şu olur.

$$s_1 = \frac{\pi d}{k} \tag{1.4}$$

Bu durumda bir kenarın oluşturulması için geçen zaman

$$\tau = \frac{s_1}{v_1} = \frac{\pi d}{z v_1} \tag{1.5}$$

burada v_1 iş parçasının hızıdır.

$$\frac{v_1}{v} = \frac{d}{d_0}\frac{z}{k} \tag{1.6}$$

Yukarıdaki ilişki iş parçasının dönme hızını; takımın dönme hızı, kesici ağız sayısı ve oluşturulan yüzey sayısının bir fonksiyonu olarak vermektedir.

$$n_1 = \frac{z}{k} n_0 \tag{1.7}$$

Denklem 1.7 iş parçası devrini, takımın dönme hızı ve oluşturulan yüzey sayısının bir fonksiyonu olduğunu göstermektedir. Buradan iş parçasının dönme hızının optimum bir değeri olduğu sonucu çıkarılabilir [2].

Süreç kinematiği ve kimi temel ilkelere ek olarak Filho [3], dik frezeyle tornalama işlemi için talaş olşumu ve kesme kuvvetlerini incelemiştir. Bu çalışmada belirtildiği gibi takımın parça üzerinde izlediği yol bir trokoid olmasına rağmen diş başına ilerleme takım yarıçapına göre oldukça düşük olduğundan takımın ilk ve son konumu için bir kabul yapılabilir. Buna göre takımın, parça etrafında bir diş başına ilerleme miktarından (f_t) sonraki açısal konumu şu şekilde ifade edilebilir:

$$\theta = a\tan\frac{f_t}{R_w - a_p} \tag{1.8}$$

Burada R_w iş parçası yarıçapı, a_p ise paso derinliğidir.

Çalışmada takım ve işparçanın temas ettiği alanları bulabilmek için takım ve iş parçası silindir olarak kabul edilmiştir. Frezeyle tornalama işlemi sırasında talaş takımın yan ve alt kısımlarının etkisi ile oluşmaktadır. Kesme kuvvetlerinin hesaplanması için

gerekli talaş kalınlığı takımın bir önceki ve şimdiki konumları esas alınarak belirlenmiştir. Bu iki durum arasındaki kesişim bize talaş kalınlığını vermektedir. Talaş kalınlığı ve geometrisi elde edildikten sonra kesme kuvveti modeli de geliştirilmiş ve bu testlerle doğrulanmıştır. Bu çalışmada kullanılan kesme kuvveti modelinde kesme kuvvetlerinin talaş alanı *A* ile orantılı olduğu kabul edilir. Bu nedenle kuvvet:

$$F = K_s A = K_s bh \tag{1.9}$$

Burada *F* kesme kuvveti olmak üzere K_s kesme katsayısı *b* paso derinliği, *h* ise talaş kalınlığıdır. Bu yaklaşımda kesme alanı talaş kalınlığı ve kesme ağzı uzunluğu ile belirlenir. Kesme ağzı sonlu sayıda elemana bölünerek kuvvetler hesaplanabilir. Bu nedenle her bir elaman için belirtilen dönme açıları değerlerinde teğetsel, eksenel ve radyal kuvvetler hesaplanır. Bu modelden ileriki kısımlarda daha ayrıntılı olarak bahsedilecektir. Filho [3] bu şekilde kuvvetleri hesaplayarak testlerle karşılaştırmış ve kabul gören sonuçlar elde etmiştir.

Yine frezeyle tornalamada kuvvet modellemesinde Qui ve arkadaşları [4] dik frezeyle tornalama operasyonu sırasında yuvarlak uçlu takımlarla kesme işlemi için kuvvet modeli geliştirmişlerdir. Daha önce de belirtildiği gibi kuvvet modelinde en önemli ilk adım talaş geometrisinin elde edilmesidir. Bu çalışmada karmaşık geometrinin toptan elde edilmesi yerine, zarf geometri elde edilmiştir. Bunun için de yüzey haritalandırma metodu kullanılmıştır. Bu metot ile elde edilen bilgiler elemental kesme kuvveti modeline aktarılarak dik frezeyle tornalamada kesme kuvveti modeli elde edilmiştir. Model sonrasında test ile doğrulanarak sonuçlar karşılaştırılmıştır ve hem form olarak hem de mertebe olarak kesme kuvvetlerinin birbiri ile uyumlu olduğu görülmüştür.

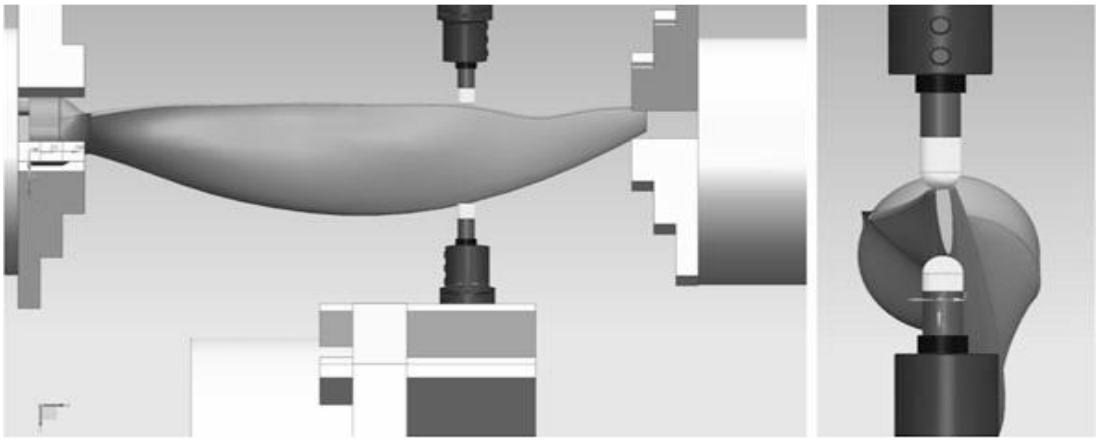
Yukarıda da belirtildiği üzere frezeyle tornalama işlemi hakkında çalışmaların büyük bir kısmını işlenen parçanın yüzey kalitesi ile ilgili çalışmalar oluşturmaktadır. Choudhury ve Mangrulkar [5] bir seri test gerçekleştirerek işlemin avantajları ve üstünlüklerini araştırmışlardır. Çalışmada dik frezeyle tornalama sırasında oluşan yüzey pürüzlülüğü ve talaş uzunluğu konuları incelenmiştir. İş parçaları pirinç ve yumuşak çelik malzemelerdir. Sonuçlar benzer kesme koşulları için tornalamada elde edilen sonuçlarla karşılaştırılmıştır. Daha önce de bahsedildiği gibi frezeyle tornalamada hem parça hem takım dönmektedir, dolayısıyla işlem bunu başarabilen bir tezgahta gerçekleştirilmedir. Bu çalışmada geleneksel bir freze tezgahına ek motor

bağlanarak parçaya tahrik verilmiştir. Çalışmada şu önemli sonuçlar elde edilmiştir: Dik frezeyle tornalama sırasında takımın dönüş hızı arttıkça yüzey kalitesi iyileşirken, eksenel ilerleme hızı ile yüzey kalitesi kötüleşmektedir. Tornalamadakine göre çok daha düşük hızlar kullanılarak, yüksek yüzey kalitesi elde edilebilmektedir, çalışmalar göstermiştir ki dik frezeyle tornalamada geleneksel tornalamaya göre 10 kat daha iyi yüzey kalitesi elde edilebilir. Ayrıca frezeyle tornalama işleminde kısa talaşlar elde edilmiştir, böylelikle özellikle sünek malzemeler işlenirken ortaya çıkan talaşın uzaklaştırılması problemi yaşanmamıştır. İşlemde görece yavaş dönen parçada bile takımın dönmesi sayesinde yüksek kesme hızları elde edilmiştir, bu da özellikle büyük çaplı ve ağır parçaların işlenmesinde frezeyle tornalama, geleneksel tornalamaya bir alternatif olabileceğini göstermiştir. Choudhury ve Bajpai [6] benzer bir şekilde dik frezeyle tornalama testleri gerçekleştirmiş ve iş parçası hızının, takım çapının ve paso miktarının yüzey pürüzlülüğüne olan etkilerini araştırmışlardır. Buna göre parçanın dönüş hızının yüzey kalitesi üzerinde büyük bir etkisi vardır. Yüzey kalitesi 10 dev/dak parça hızına kadar artmaktadır; fakat bundan daha yüksek hızlarda yüzey kalitesi kötüleşmektedir. Benzer bir şekilde takım çapı da arttıkça belirli bir noktaya kadar yüzey kalitesinde iyileşme görülmektedir. Paso miktarının artması ise yüzey kalitesini kötü etkilemektedir. Çalışmada yüzey kalitesi benzer koşullar altında geleneksel frezeleme sonuçları ile de karşılaştırılmış ve frezeyle tornalamada daha iyi sonuçlar elde edildiği görülmüştür. Son olarak süreç sırasında ortaya çıkan titreşimlerin, yüzey kalitesi üzerinde büyük bir etkisinin olduğu vurgulanmıştır. Vedat ve Özay [7] çalışmalarında teğetsel frezeyle tornalama işlemini araştırmışlardır. Çalışmada farklı takım ve iş parçası hızları, ayrıca çeşitli ilerleme hızları kullanılarak bunların yüzey pürüzlülüğüne ilişkin etkileri incelenmiştir. Araştırmacılar teğetsel frezeyle tornalamanın diğer frezeyle tornalama türlerinden farklı olduğu vurgusunu yaparak, bu işlemle taşlamada elde edilen yüzey pürüzlülüklerine yakın değerler elde edilebileceğini iddia etmişlerdir. Yukarıdaki diğer çalışmalara benzer olarak bu çalışmada da araştırmacılar elde edilen sonuçların geleneksel tornalama işlemine göre daha iyi olduğunu belirtmişlerdir. Kopac ve Pogacnik [8] frezeyle tornalamada çok önemli parametrelerden biri olan eksantirisitenin yüzey pürüzlülüğüne etkisi üzerine çalışma gerçekleştirmişlerdir. Çalışmada bir geleneksel freze yeniden düzenlenerek frezeyle tornalama yapabilen bir tezgaha dönüştürülmüştür. Kesici takım olarak plaketli takım seçilmiş ve farklı eksantirisite değerleri uygulanarak bunun yüzey kalitesine etkisi araştırılmıştır. Eksantirik olmayan durumda paso miktarı, ilerleme ve

parça dönüş hızının etkisi geleneksel tornadakine benzer şekildedir. Ayrıca test sonuçları çevresel yönde ilerleme yönüne göre daha iyi yüzey kalitesi olduğu sonucunu vermiştir. Eksantrik durumda ise bariz bir şekilde yüzey kalitesi daha iyi olmuştur. Çalışmada da özellikle belirtildiği gibi takım hızının artışı ile birlikte yüzey kalitesi hızla iyileşmektedir. Ek olarak işlemin diğer bir üstünlüğünün de eksenel simetrik olmayan parçaların kolaylıkla bu yöntemle işlenebileceği vurgusu çalışmada belirtilmiştir. Zhu ve arkadaşları [9] ise dik frezeyle tornalama işleminde yüzey topografisini modelleme yolu ile elde etmeye çalışmışlardır ve bu çalışmalarını deney ile doğrulama yoluna gitmişlerdir. Geliştirdikleri algoritmada iki model çalışmaktadır, birincisi işlem sonrasında yüzey pürüzlülüğünü hesaplarken ikincisinde ise yüzey topografisi modellenmektedir. Bu modellere uygun olarak araştırmacılar işlem parametrelerinin optimum seçimi için bir dizi öneride bulunmuşlardır. Deneysel çalışan diğer araştırmacıların da işaret ettiği gibi dik frezeyle tornalamada takım hızı artışı ile birlikte yüzey kalitesi iyileşirken, ilerleme hızı ve parça dönme hızı ile bu kötüleşmektedir. Çalışmadan çıkarılan bir diğer pratik sonuç ise takım üzerindeki kesici ağız sayısı arttıkça yüzey kalitesinin artmasıdır. Bir başka çalışmada Pogacnik ve Kopac [10] dik frezeyle tornalama hakkında oldukça detaylı bir araştırma gerçekleştirmişlerdir ve dinamik kararlılık, takım aşınması gibi konuların üzerine eğilmişlerdir. Buna göre eğer işlemde parametre seçimi doğru yapılırsa frezeyle tornalama, geleneksel tornalamanın yerini alabilir ve parça tek bir bağlama ile son haline getirilebilir. Buna rağmen işlem verimini kısıtlayan sürecin dinamiğidir. Bu nedenle takım tezgahı mümkün olduğunda kararlı olmalıdır ayrıca işlemin karmaşık kinematiği göz önüne alındığından en az 4 eş eksen kontrollü bir tezgah olmalıdır. İşlemin bir diğer avantajı ise talaş kaldırma hızıdır; frezeyle tornalamada birim zamanda kaldırılan talaş hacmi oldukça yüksektir bununla birlikte büyük çaplı takımların kullanılması ile bu avantaj daha da üst noktaya çekilebilir.

Calleja ve arkadaşları [11] ise sürece pratik uygulama yönünden yaklaşmışlardır. Karmaşık yüzeylerin örneğin türbomakinaların kanatlarının yüksek hassasiyetle işlenmesi oldukça kritik bir süreçtir. Günümüzde uygulanmaya çalışılan yöntem bu işlemin aynı tezgah üzerinde tek bir bağlama ile yapılması anlayışıdır. Bu işlemi yapabilecek proseslerden biri de frezeyle tornalama operasyonudur. Şekil 1.3'te kanadın işlenmesi gösterilmiştir. Çalışmada ince cidarların frezeyle tornalanması sırasında tornalamaya göre daha düşük kuvvetlerin elde edildiği bildirilmiştir. Ayrıca

parçanın dönme hızının düşük olması ile birlikte azalan merkezkaç kuvvetleri de olası karşılaşılabilecek problemleri azaltmaktadır.



Şekil 1.3 : Frezeyle Tornalama ile türbin kanadının işlenmesi [11].

Talaşlı imalatta karşılaşılan en önemli problemlerden bir tanesi de, kesme parametrelerinin seçimini etkileyen ısı oluşumudur. Kesme işleminde üç tane ısı oluşum bölgesi vardır. Takım ve iş parçasının ısıl iletim katsayısına bağlı olarak, ısının bir kısmı takıma geçer böylelikle difüzyon ve ısıl gerilmelere neden olarak takım aşınmasını tetikler. Kesme sıcaklıkları, özellikle takım-talaş arayüzeyindeki maksimum sıcaklık, takım ömrü açısından önemlidir. Takım ömrü, talaşlı imalatın verimliliğini doğrudan etkileyen bir parametre olduğundan kesme sırasında ortaya çıkan sıcaklıkların belirlenmesi sürecin optimizasyonu açısından oldukça önemlidir.

Kesme sıcaklığının modellenmesi sırasında temel olarak çalışmalar şu başlıklar halinde sıralanabilir; kayma düzlemi ve talaş yüzeyindeki ortalama ve maksimum sıcaklıklar, talaş yüzeyindeki sıcaklık dağılımı, ısı paylaşımı ve takım, iş parçası ve talaş üzerindeki sıcaklık dağılımları. Bu çalışmalar ısı iletimi, hareketli veya sabit ısı kaynağı ile birlikte kinematik, geometri ve enerji konularını kapsamaktadır.

Trigger ve Chao kararlı hal için iki boyutlu bir model geliştirerek kesme sırasındaki ortalama sıcaklıkları hesaplamışlardır [12]. Bu hesaplarında araştırmacılar kayma düzlemi ve talaş yüzeyi olmak üzere iki ısı kaynağının olduğunu ileri sürmüşlerdir. Diğer bir önemli nokta ise ısı paylaşımıdır, çalışmada üretilen ısının % 90'nının talaşa geçtiği % 10 nun ise iş parçasına geçtiği kabul edilmiştir. Loewen ve Shaw benzer bir yaklaşım kullanılarak takım-talaş ara yüzeyindeki sıcaklıkları bazı kabuller yaparak bulmuşlardır [13]. Yazarlar talaş ve iş parçasının kayma düzleminde birbirine göre hareket eden iki ayrı unsur olarak düşünmüşlerdir. Modelde kayma düzlemine göre

talaş sabit olarak düşünülürken, parça kayma hızı ile hareket eden bir unsur olarak hesaba katılmıştır. Böylelikle parça ve talaş için ayrı ayrı sıcaklık çözümü elde edilmiştir. Weiner tarafından ise başka bir analitik model geliştirilerek takım-talaş arayüzeyindeki ortalama sıcaklıkları hesaplanmıştır [14]. Bu modelde kayma düzlemi kesme hızında hareket eden eğik bir düzlem olarak kabul edilip problem basitleştirilmiştir. Weiner ayrıca talaşın akış yönünü kayma düzlemine dik olarak kabul etmiş ve takımın hareket yönündeki ısı iletimini ihmal etmiştir.

Yukarıda anlatılan modeller iki boyutlu ve kararlı hal için sağlanan çözümleri kapsamaktadır. Buna ek olarak özellikle frezeleme gibi işlemlerde sürekli bir kesme işlemi yoktur, sonuç olarak süreç ısınma ve soğuma döngülerinden oluşur ve çözümün bu döngüyü yansıtacak şekilde olması gerekir. Bu konu ile ilgili olarak, Radulescu 3 boyutlu analitik bir model geliştirerek hem sürekli hem de kesintili talaşlı imalat prosesleri için takımdaki sıcaklık dağılımlarını hesaplamıştır [15]. Bu modelde kesme kuvvetleri algoritmaya girdi olarak verilerek geçici hal için kesme sıcaklıkları hesaplanabilmektedir. Takıma, talaşa ve parçaya olan ısı akısı, talaş oluşum bölgesindeki enerji dengesi göz önüne alınarak bulunmaktadır. Daha sonra bu ısı akı değerleri kullanılarak, bir ısı iletimi problemine dönüştürülen denklemler çözülerek sıcaklık dağılımları bulunmaktadır. Çalışmada analitik olarak hesaplanan sıcaklık değerleri deneysel olarak da doğrulanmış ve sonuçların oldukça tatminkâr olduğu görülmüştür. Benzer bir şekilde, Stephenson 3 boyutlu olarak kesme sıcaklıklarını modellemiştir [16]. Stephenson çalışmasında Radulescu ve Kapoor'dan farklı olarak yalıtılmış sınır koşullarını kullanmış ve böylelikle problemi basitleştirerek işlem zamanını azaltmıştır. İşlem sınırları takım ucunu içerecek şekilde belirlenmiş böylelikle tutucu gibi diğer ekipmanlara olan ısı transferi ihmal edilmiştir. Isı akısı ise yine kesme kuvvetleri dikkate alınarak hesaplanmıştır. Sonuç olarak kesme bölgesindeki ortalama sıcaklıklar deneysel olarak elde edilenler oldukça örtüşecek şekilde modellenebilmiştir. Bu analitik çalışmalara ek olarak Lazoglu ve Altıntaş ise sonlu farklar metodunu kullanarak hem sürekli hem de kesintili talaşlı imalat operasyonları için bir model geliştirmiş ve sonuçlarını literatürdeki deneysel verilerle karşılaştırmışlardır [17].

Talaşlı imalat sırasında kesme sıcaklıklarının ölçülmesi de yoğun bir çaba gerektirir. İşlemin çok hızlı olması ve sıcaklık üretiminin küçük bir alanda gerçekleşmesi sıcaklık ölçümünü çok zorlaştırmaktadır. Kesintili talaşlı imalat söz konusu olduğunda ise bu

zorluk daha da artmaktadır; çünkü sıcaklık zamanla değişmektedir. Bu konuda literatürde az sayıda yayın bulunmaktadır. Bunlar arasında Sato fiber optik kablolar ve pirometre kullanarak frezeleme sırasında sıcaklık ölçmüştür [18]. Bu çalışmada kablolar tezgah anamilinden geçirilmiş ve dışarıdaki pirometreye ulaştırılmıştır. Bir başka çalışmada ise Armendia ve arkadaşları freze tezgahında takım yerine özel hazırlanmış bir iş parçası bağlayarak termal kamera yardımıyla sıcaklık ölçmüşlerdir [19].

2. FREZEYLE TORNALAMADA TALAŞ OLUŞUMU

Talaş geometrisi süreci modellemek için en önemli basamağı oluşturmaktadır. Buradaki amaç kesilmemiş talaş geometrisinin analitik olarak modellenmesi ve böylelikle kesme kuvvetlerinin önceden tahmin edilebilmesidir. Bu amaçla daha önce belirtilen her üç konfigürasyon için geometriler CAD ortamında oluşturulmuş takımın ve parçanın birbirlerine göre hareketleri göz önüne alınarak kesilmemiş talaş geometrisi elde edilmiştir. Bu aşamadan sonra geometrik olarak talaş modellenmiş ve buradan elde edilen bilgi kesme kuvveti modeline aktarılmıştır.

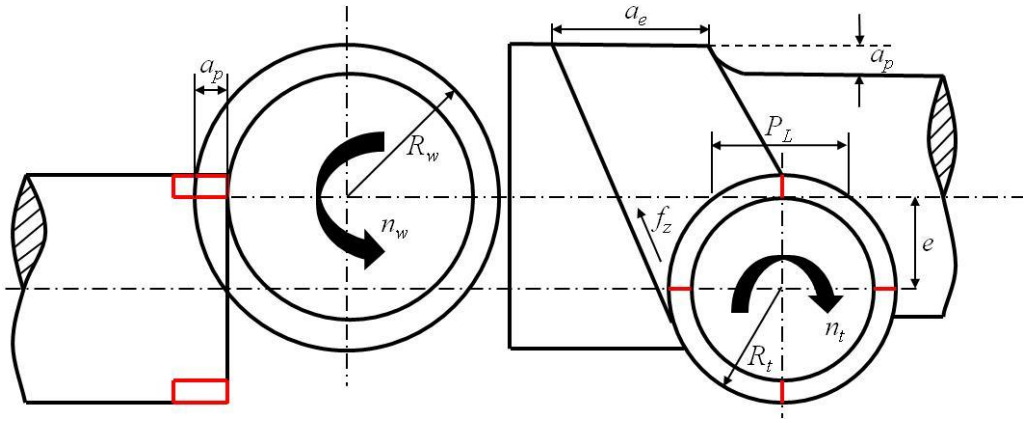
Bu bölümde öncelikle talaş geometrisini tanımlamak için kullanılan parametreler tanımlanmış ve sonrasında bu parametreler kullanılarak frezeyle tornalamada kullanılan üç farklı konfigürasyon için talaş geometrisi ifadeleri elde edilmiştir. Bir sonraki bölümde bu ifadeler kesme kuvveti hesabında kullanılmıştır.

2.1 Frezeyle Tornalamada Kullanılan İşlem Parametreleri

Geleneksel metotların aksine frezeyle tornalama işleminde talaş oluşumu takım ve parçanın birlikte yaptığı dönme hareketi sonucunda oluşur. Sonuç olarak süreçte iki adet ilerleme hareketi karşımıza çıkar: çevresel ve eksenel ilerleme. Çevresel ilerleme; işparçası çevresindeki ilerleme olup, işparçasının dönmesi sonucu ortaya çıkmaktadır. Eksenel ilerleme ise işparçasının ekseni doğrultusunda takımın yaptığı öteleme hareketi olarak düşünülebilir. Bu iki hareketin sonucu olarak takımın işparçası üzerindeki hareketi Şekil 2.1'de görüleceği üzere bir helistir.

Frezeyle tornalama işlemini tanımlamak için kullanılan kesme parametreleri Şekil 2.1'de özetlenmiştir. Burada paso derinliği (a_p), diş başına ilerleme (f_z), işparçası devri başına ilerleme (a_e), eksanrisite (e), takım devri (n_t), takım yarıçapı (R_t), işparçası yarıçapı (R_w), işparçası devri (n_w), takımın kesme ağzının işparçası üzerine izdüşümü ise (P_L)'dir. Bu parametrelerin bazıları bütün talaşlı imalat operasyonları için benzer şekilde tanımlanabilirken bazıları frezeyle tornalama operasyonuna özeldir. Bu özel parametreler eksantiriste değeri e ve işparçası devri başına ilerleme olan a_e olarak

verilebilir. Burada eksantirisite Şekil 2.1'de de görüleceği gibi takım ve işparçası ekseni arasındaki mesafeyi tanımlamaktadır.



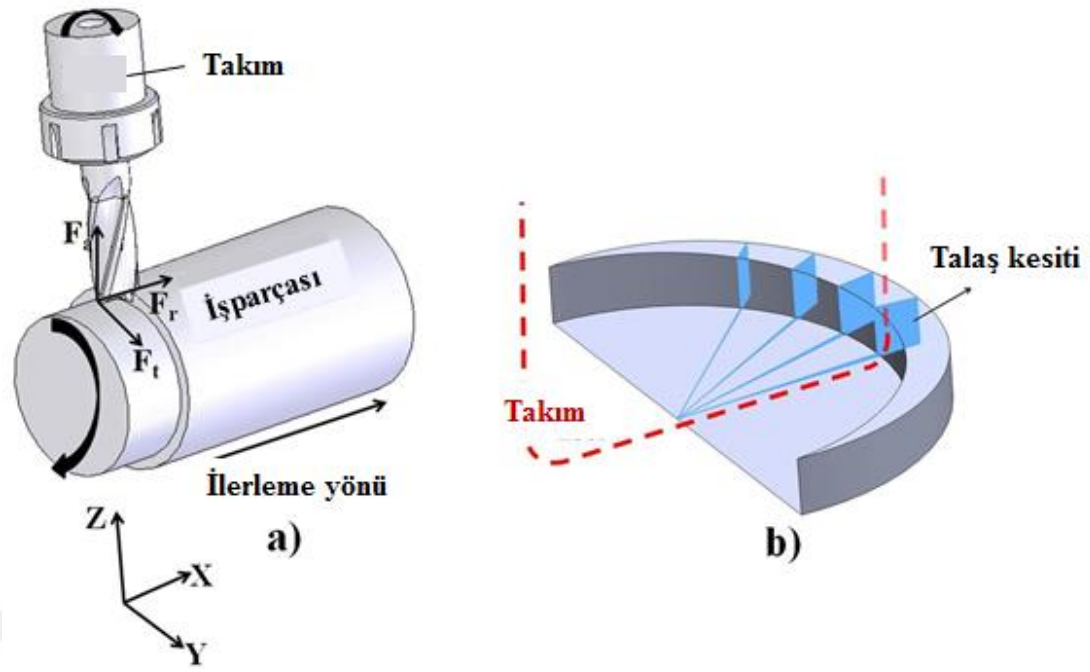
Şekil 2.1 : Frezeyle tornalamada kesme geometrisi.

Şekil 2.1 ayrıca bize frezeyle tornalama işleminin geleneksel frezeleme işlemi ile yapılacak bir analiz ile tanımlanabileceğini göstermektedir. Buna göre işparçası sabit kabul edilip, takımın iş parçası çevresinde döndüğü düşünülürse; bu durumda çevresel ilerleme (f_z), geleneksel frezelemedeki ilerleme hızına karşılık gelirken, (a_e) ise radyal kesme derinliğine karşılık gelmektedir.

2.2 DFT'de Talaş Geometrisi ve Giriş, Çıkış Açıları

DFT'de (Dik Frezeyle Tornalama) takımın dönme ekseni işparçasının dönme eksenine diktir. Talaş, DFT'de Şekil 2.2a'da görüleceği üzere takımın hem altı hem de yanı vasıtası ile oluşur [20]. Süreç modellemesinde temel bir ihtiyaç olan kesilmemiş talaş geometrisi ise Şekil 2.2b'de gösterilmiştir ve takımın bir dönüşüne karşılık ilk ve son konumu dikkate alınarak oluşturulmuştur.

Şekil 2.3 kesilmemiş talaş geometrisinin kesitini göstermektedir. Şekil üzerindeki 1, 2 ve 2' noktaları takımın ilk pozisyonunu çerçevelerken, 1, 3 ve 3' noktaları ise takımın işparçası üzerindeki son konumunu çerçevelemektedir. Şekil 2.3'teki kesilmemiş talaş geometrisi iki parçaya bölünebilir: birinci kısım takımın altı tarafından kesilen bölüm, ikincisi ise yanları ile kesilen bölümdür. Kesilmemiş talaş geometrisi 1-2, 1-3, 2-3 doğruları ve θ açısı kullanılarak ifade edilebilir. Bu açı 1-2 ve 1-3 doğruları arasında kalan açı olup takımın bir dönüşünde, işparçası etrafındaki konumunu temsil etmektedir.



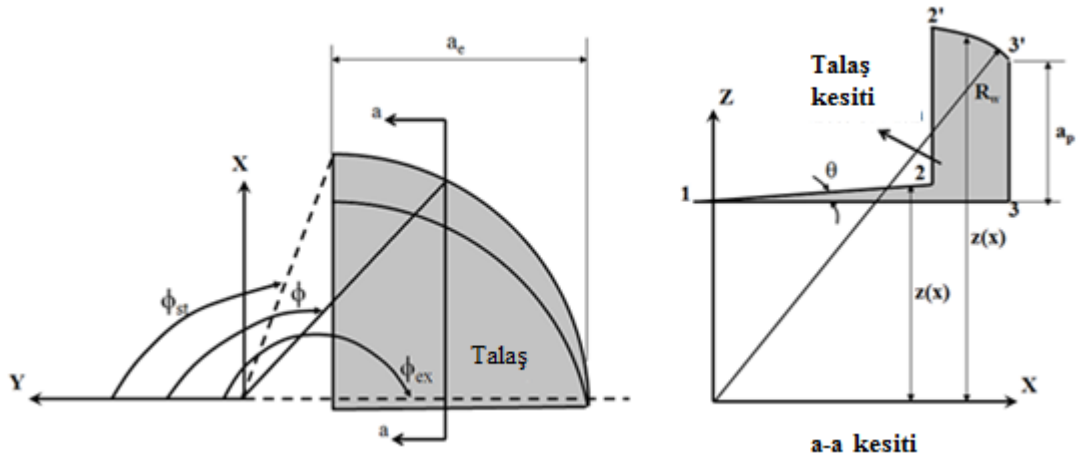
Şekil 2.2 : a) DFT operasyonu b) DFT'de kesilmemiş talaş geometrisi.

1-2 doğrusu takımın ilk konumundaki alt tarafını temsil etmektedir ve şu şekilde ifade edilebilir:

$$z(x) = \tan\theta.x + \frac{(R_w - a_p)}{\cos\theta} \tag{2.1}$$

Burada

$$\theta = \frac{2\pi}{mr_n} \tag{2.2}$$



Şekil 2.3 : DFT'de kesilmemiş talaş geometrisinin kesiti.

Burada x, X yönündeki konumu, m kesme ağzı sayısını ve r_n ise n_t/n_w oranını temsil etmektedir. Şekil 2.3'teki 1-3 doğrusu takımın son konumundaki alt kısmını ifade etmektedir ve şu şekilde bulunabilir:

$$z(x) = (R_w - a_p) \tag{2.3}$$

Burada $z(x)$ ilgilenilen noktanın parça eksenine olan mesafesini temsil etmektedir. İşparçası yüzeyindeki 2'-3' eğrisi:

$$z(x) = \sqrt{(R_w^2 - x^2)} \tag{2.4}$$

Daha önce bahsedildiği gibi, kesilmemiş talaş geometrisi iki farklı bölge ile tanımlanmaktadır, bu farklı bölgelerin sınırları 1, 2 ve 3 noktaları ile belirlenmektedir:

$$\begin{aligned} x_1 &= (R_w - a_p)\sin\frac{\theta}{2} \\ x_2 &= (R_t - ((R_w - a_p) + \tan(\frac{\theta}{2})\tan\theta)\sin\theta)\cos\theta \\ x_3 &= R_t \end{aligned} \tag{2.5}$$

Burada R_t takım yarıçapıdır. Bu noktada istenilen herhangi bir noktada ve herhangi bir bölgede talaş kalınlığı hesaplanabilir. 1-2 ve 1-3 doğruları ile sınırlanan birinci bölgede talaş kalınlığını $h(x)$ ifade eden denklem şu şekildedir:

$$h(x) = \tan\theta.x + \frac{R_w - a_p}{\cos\theta} - (R_w - a_p) \tag{2.6}$$

2'-3' eğrisi ve 1-3 doğrusu ile sınırlanan ikinci bölgede ise talaş kalınlığı şu şekilde bulunabilir:

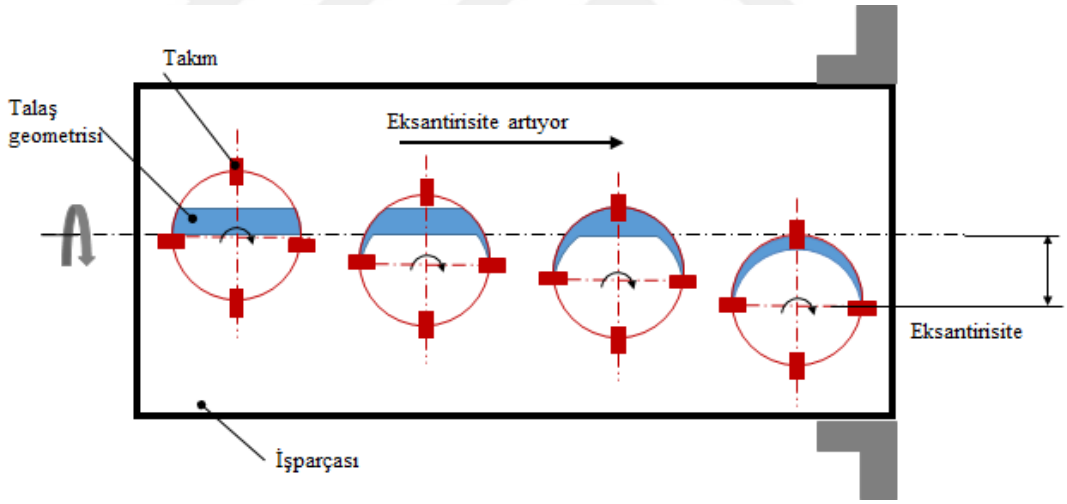
$$h(x) = \sqrt{(R_w^2 - x^2)} - (R_w - a_p) \tag{2.7}$$

Talaş geometrisinin belirlenmesindeki diğer bir önemli parametre ise işparçası devrine karşılık gelen ilerlemedir, yukarıda bahsedildiği gibi bu frezeleme işlemi ile analoji kurulursa radyal paso miktarına karşılık gelmektedir. Bu parametre doğrudan giriş ve çıkış açılarını belirlemektedir. Şekil 2.3'te görülen giriş ve çıkış açıları şu şekilde bulunabilir:

$$\varphi_{st} = \frac{\pi}{2} + \arcsin\frac{R_t - a_e}{R_t}$$
$$\varphi_{ex} = \pi \tag{2.8}$$

Ortogonal (dik) frezeyle tornalama işleminde eksantirisite parametresi takım-parça temas sınırlarını tamamen değiştirmektedir dolayısıyla buna bağlı olarak talaş geometrisi de değişmektedir.

Şekil 2.4 eksantirisitenin talaş geometrisine etkisini şematik olarak göstermektedir. DFT'de talaşın takımın hem altı hem de yanının dahil olması ile şekillendiği bilinir [20]. Ancak eksantirisite arttıkça Şekil 2.4'te de görüleceği üzere takımın altı tarafından kesilen miktar azalmaktadır. Belli bir eksantirisite değerinin ötesinde ise talaş sadece takımın yanı tarafından oluşturulur. Dahası bu temas tipi (takımın altı veya yanı ile kesilmesi) takımın dönüşü ile de değişir. Şekil 2.4a'da görüleceği üzere belirli bir dönüş miktarına kadar takımın yan kısmı da kesme yaparken belirli bir dönüş açısından itibaren yalnızca takımın alt tarafı kesme işini yapmaktadır.

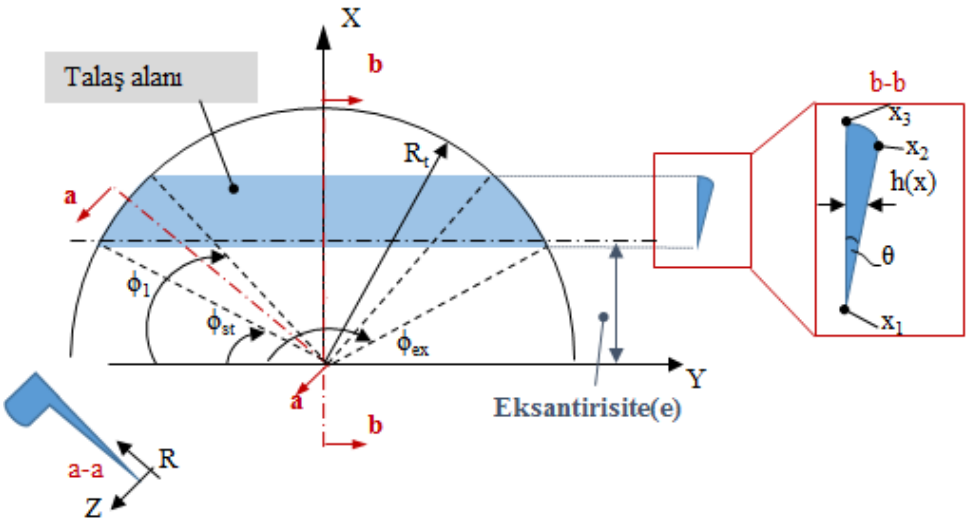


Şekil 2.4 : Eksantirisitenin talaş oluşumuna etkisinin şematik sunumu.

Eksantirisiteye ek olarak talaş geometrisi ayrıca takım ve işparçası çaplarının ve paso derinliğinin bir fonksiyonudur. R_w/R_t oranı yüksek olduğunda takımın yanı her daim kesme halindedir. Ancak bu oran azaldığında ve eksantirisite sabit tutulduğunda takım sadece altı ile kesecektir. Bu anlatımlardan farklı temas durumları ve talaş geometrisi için bir ifade geliştirilebilir:

$$R_t < \sqrt{R_w^2 - (R_w - a_p)^2} + e \tag{2.9}$$

Yukarıdaki eşitsizlik şunu ifade eder, ifadenin sağ tarafı takım yarıçapından büyük olduğu takdirde Şekil 2.4a olduğu gibi takımın yalnızca altının kesmede olduğu bir zaman dilimi vardır. Diğer yandan Şekil 2.4b'de görüldüğü gibi seçilen eksantrisite nedeniyle takımın yan kesme kenarı her daim kesme halindedir.

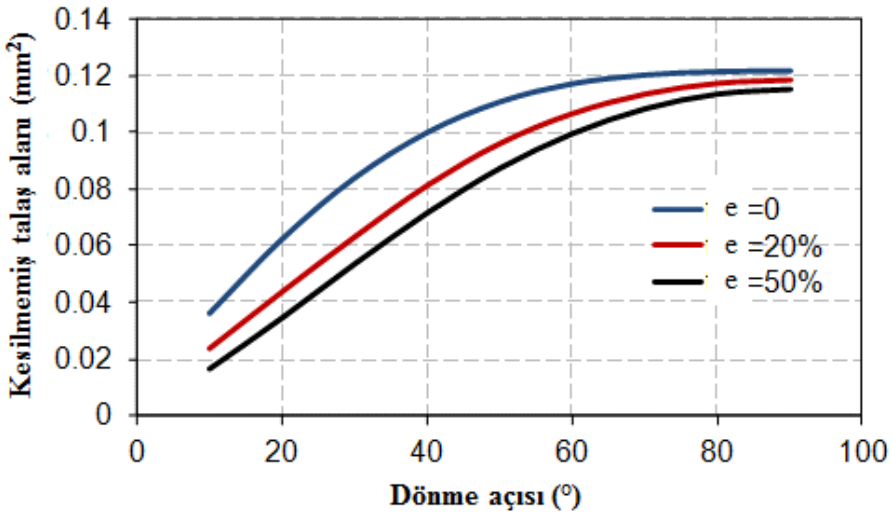


Şekil 2.5 : Kesilmemiş talaş kesiti ve eksantirisitenin etkisi.

Şekil 2.5 eksantirisitenin etkisi ile değişen kesilmemiş talaş geometrisini belirlemek için kullanılan parametreleri özetlemektedir. DFT'de anlatılana benzer şekilde burada da ϕ_{st} giriş açısı ϕ_{ex} çıkış açısı ϕ_1 ise takımın sadece altının kestiği bölge için sınırı ifade eden açı değeridir. x_1, x_2, x_3 noktaları ve θ açısı ise X yönündeki talaş kalınlığı $h(x)$'i hesaplamak için kullanılır. Eksantirisitenin etkisi ile talaş geometrisinin hesabında üç farklı durum vardır. Durum 1'de takımın ekseninin ötesinde kesilmemiş talaş geometrisi vardır. Durum 2'de takım ekseninin ötesinde kesilmemiş talaş geometrisi yoktur. Son olarak Durum 3'te takımın sadece yanları kesmektedir. Çizelge 2.1 talaş geometrisini veren bu durumları özetlemektedir.

Çizelge 2.1 : Farklı durumlar için talaş geometrisi tanımları.

	$x_1<x<x_2$	$x_2<x<x_3$
Durum 1	$h=\tan(\theta)*x+((R_w-a_p)*\tan(\theta/2)-e)*\tan(\theta)$	$h=\sqrt{R_w^2-(x-e)^2}-(R_w-a_p)$
Durum 2	$h=\tan(\theta)*(x-(e-(R_w-a_p)*\tan(\theta/2)))$	$h=\sqrt{R_w^2-(x-e)^2}-(R_w-a_p)$
Durum 3	Yok	$h=\sqrt{R_w^2-(x-e)^2}-(R_w-a_p)$

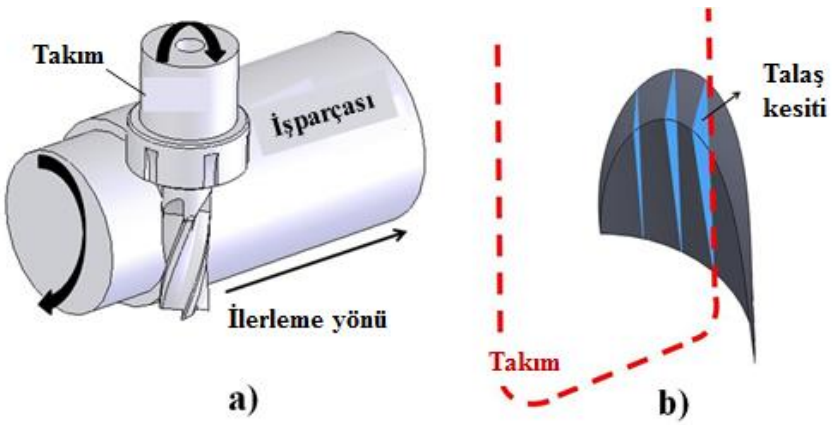


Şekil 2.6 : Eksantirisitenin kesilmemiş talaş alanı üzerine etkisi.

Çizelge 2.1'de verilen ifadelerle kesilmemiş talaş alanı rastgele bir parametre seti için hesaplanmıştır. Şekil 2.6 eksantirisitenin kesilmemiş talaş alanı üzerine etkisini göstermektedir. Bu durum için kesme parametreleri şu şekilde özetlenebilir: R_t=4mm, a_p=1mm, θ=1° ve R_w=45mm'dir. Buna göre beklendiği gibi eksantirisite ile kesilmemiş talaş alanının azaldığı ifade edilebilir.

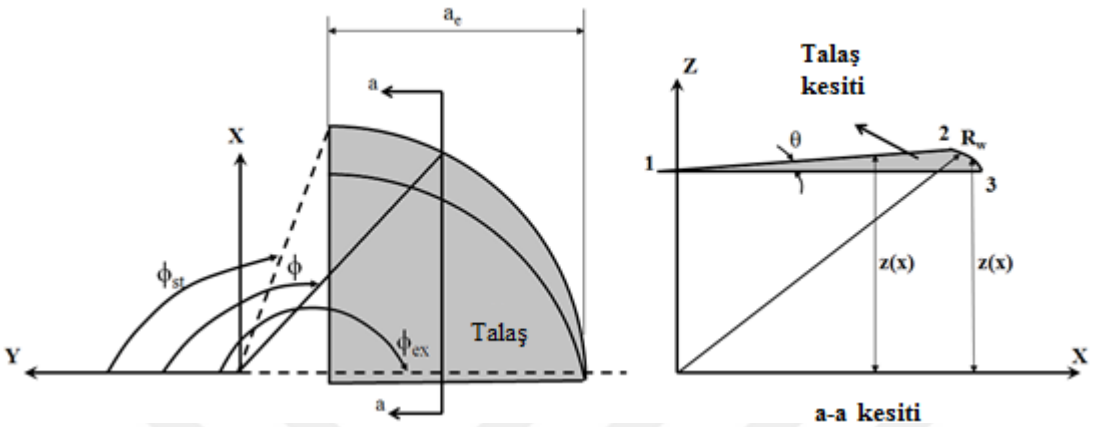
2.3 TFT'de Talaş Geometrisi ve Giriş, Çıkış Açıları

TFT (Teğetsel Frezeyle Tornalama) frezeyle tornalama operasyonlarından bir diğeri olup bu işlem takım iş parçasına teğet olacak şekilde yaklaşmaktadır. Sonuç olarak DFT'den farklı olarak talaş sadece Şekil 2.7a'da da görüleceği üzere takımın yan kesici kenarları ile oluşturulur. DFT'ye benzer şekilde kesilmemiş talaş geometrisinin elde edilmesi için izlenen yol Şekil 2.7b'de görülmektedir.



Şekil 2.7 : a)TFT operasyonu b)TFT'de kesilmemiş talaş geometrisi.

DFT'ye benzer bir şekilde Şekil 2.7b'de görülen mavi alanlar talaş kesitini ifade etmektedir. Şekil 2.8'deki 1-2, 1-3 doğruları ve 2-3 eğrisi kesilmemiş talaş geometrisinin sınırlarını oluşturmaktadır. θ açısı DFT'te tanımlandığı gibi kullanılmıştır.



Şekil 2.8 : TFT'de kesilmemiş talaş geometrisinin kesiti.

1-2 doğrusu takımın ilk konumunu ifade ederken 1-3 doğrusu ise takımın iş parçası etrafında θ kadar döndükten sonraki konumunu ifade eder. Son olarak 2-3 eğrisi ise işparçasının bir kısmıdır.

1-2 doğrusu şu şekilde tanımlanabilir:

$$z(x) = \tan\theta.x + \frac{R_w - [\sqrt{R_t^2 - y^2} - (R_t - a_p)]}{\cos\theta} \tag{2.10}$$

Burada tanımlanan y Y ekseninde incelenen kesitin konumunu ifade etmektedir. Ek olarak 1-3 doğrusu için denklem:

$$z(x) = R_w - [\sqrt{R_t^2 - y^2} - (R_t - a_p)] \tag{2.11}$$

Son olarak 2-3 eğrisi:

$$z(x) = \sqrt{R_w^2 - x^2} \tag{2.12}$$

DFT'de talaş oluşumuna benzer olarak Şekil 2.8'de görüleceği üzere TFT'te de talaş oluşumu sırasında dikkate alınması gereken iki farklı bölge mevcuttur. Birincisi 2 numaralı noktaya kadar olan kısım, ikincisi ise 2 ve 3 nolu noktalar arasında kalan kısımdır. Bu nedenle bu noktaların geometrik yerinin belirlenmesi gerekir:

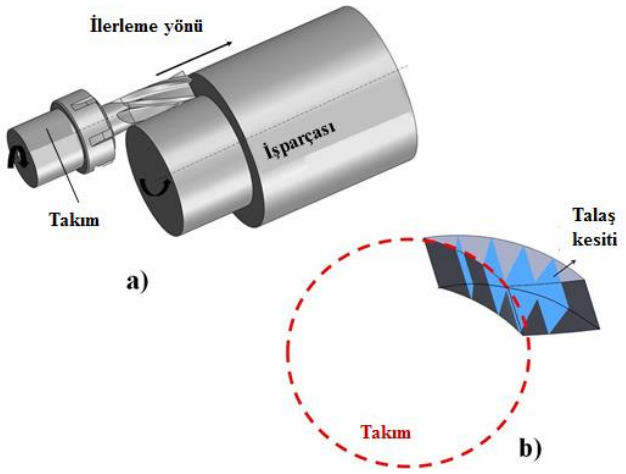
$$
\begin{aligned}
x_1 &= -\left(\frac{\sin\theta(R_w - [\sqrt{R_t^2 - y^2} - (R_t - a_p)])}{\cos\theta + 1}\right) \\
x_2 &= \cos\theta\sqrt{R_w^2 - (R_w - [\sqrt{R_t^2 - y^2} - (R_t - a_p)])^2} \\
&\quad - (\sin\theta(R_w - [\sqrt{R_t^2 - y^2} - (R_t - a_p)])) \\
x_3 &= \sqrt{R_w^2 - (R_w - [\sqrt{R_t^2 - y^2} - (R_t - a_p)])^2}
\end{aligned}
\tag{2.13}
$$

Son olarak talaş geometrisinin sınırları için giriş ve çıkış açıları şu şekilde ifade edilebilir:

$$
\begin{aligned}
\varphi_{st} &= \frac{\pi}{2} - \arcsin\frac{a_e / 2}{R_t} \\
\varphi_{ex} &= \pi - \arcsin\frac{R_t - a_p}{R_t}
\end{aligned}
\tag{2.14}
$$

2.4 EFT'de Talaş Geometrisi ve Giriş, Çıkış Açıları

EFT'tede (Eşeksenli Frezeyle Tornalama) takım ve işparçası eksenleri birbirine paraleldir. Bu nedenle sadece takım yan kesme kenarları parça ile temas halindedir. Şekil 2.9 EFT'de kesilmemiş talaş geometrisinin elde edilmesi için tercih edilen yöntemi özetlemektedir. DFT ve TFT'den farklı olarak EFT'de doğrusal bir sınır bulunmamaktadır; bu nedenle talaş geometrisi eğrilerden meydana gelir.



Şekil 2.9 : a)EFT operasyonu b)EFT'de kesilmemiş talaş geometrisi.

1-2, 1-3 ve 2-3 eğrileri ile sınırlanan talaş geometrisi Şekil 2.10'da görülebilir. EFT'de temel olarak iki farklı alan vardır. Birinci alan 1-2 ve 1-3 eğrileri ile sınırlanan alan

ikincisi ise 1-3 ve 2-3 eğrileri ile sınırlanan alandır. Birinci alandaki talaş kalınlığı şu şekilde ifade edilir:

$$h = R_t - R_a \tag{2.15}$$

Burada

$$R_a = \frac{2(R_w + R_t - a_p)\sin(\theta/2)\cos((\pi-\theta)+\varphi)}{2} + \frac{\sqrt{(2(R_w + R_t - a_p)\sin(\theta/2)\cos((\pi-\theta)+\varphi))^2 - 4((2(R_w + R_t - a_p)\sin(\theta/2))^2 - R_t^2}}{2} \tag{2.16}$$

İkinci bölgede ise:

$$h = R_t - R_e \tag{2.17}$$

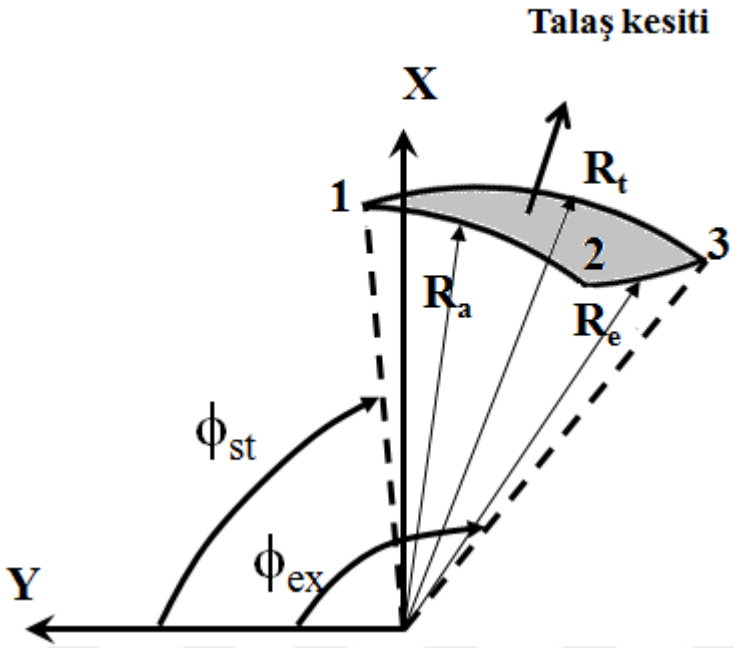
Burada

$$R_e = R_t - a_p + \frac{2\tan^2(\varphi)(R_t - a_p) - 2R_w}{2(1+\tan^2(\varphi))\cos(\varphi)} - \frac{\sqrt{(2\tan^2(\varphi)(R_t - a_p) - 2R_w)^2 - 4(1+\tan^2(\varphi))\tan^2(\varphi)(R_t - a_p)^2}}{2(1+\tan^2(\varphi))\cos(\varphi)} \tag{2.18}$$

Son olarak EFT için giriş ve çıkış açıları

$$\varphi_{st} = \frac{\pi}{2}$$

$$\varphi_{ex} = a\tan\left(\frac{\sqrt{R_w^2 - \left[R_w - \left(\frac{R_t^2 - (R_t - a_p)^2}{2(R_t - R_w - a_p)}\right)\right]^2}}{R_t - a_p - \left(\frac{R_t^2 - (R_t - a_p)^2}{2(R_t - R_w - a_p)}\right)}\right) \tag{2.19}$$



Şekil 2.10 : TFT'de kesilmemiş talaş geometrisinin kesiti.

3. FREZEYLE TORNALAMADA KESME KUVVETLERİ

Talaşlı imalatta kesme kuvvetlerinin tahmin edilmesi ve bu kuvvetleri daha kesme işlemi gerçekleşmeden belirleyecek modeller belirlenmesi oldukça önemlidir; çünkü kesme kuvvetleri, işlenen parçanın geometrik doğruluğunun, işlem için gerekli gücün, parçayı ve takımı işlem süresince tutmak için gerekli kuvvetin için belirlenmesi için anahtar bir roldedir. Ayrıca pratik ve doğru sonuç veren kesme kuvveti modellerinin geliştirilmesi CAD/CAM uygulamalarının optimize edilebilmeleri için de önemlidir. Frezeyle tornalama işleminde kesme kuvveti hesabı için literatürde ayrıca geliştirilmiş bir model yoktur; ancak frezeyle tornalama operasyonu temelde bir tornalama operasyonu olmasına rağmen işlemin mekaniği açısından bir frezeleme operasyonudur. Bu nedenle bu başlık altında frezeleme operasyonu için halihazırda kullanılan farklı yaklaşımlar incelenmiştir. Sonrasında ise bu yaklaşımların çalışmanın konusu olan frezeyle tornalamaya aktarılmasından ve gerçekleştirilen deneysel ve sayısal uygulamalardan bahsedilecektir.

Frezeleme operasyonlarında mekanistik kuvvet modeli yaklaşımı yaygın olarak kullanılmaktadır, bu modelde kesme kuvvetleri talaş kalınlığı ve bir takım kesme sabitlerinin fonksiyonudur. Bu kesme sabitleri deneysel olarak takım ve işparçası çifti için kalibre edilirler [21, 22]. Sonrasında aynı takımla yapılan kesme işlemleri için kesme kuvvetleri Sabberwal ve arkadaşları [23,24], Armarego ve arkadaşları [25], Tlusty ve arkadaşları [26], Altıntaş ve arkadaşları [27] ve Budak ve arkadaşları [28]'nın da belirttiği şekilde hesaplanır. Mekanistik model kesme kuvvetleri tahmini için oldukça doğru sonuçlar vermektedir; ancak kesme katsayılarının herbir takım için ayrı ayrı kalibre edilmesi gerektiğinden sınırlı bir kullanım alanı vardır. Bu deneysel yükten kurtulmak adına Armarego ve arkadaşları [25, 29, 30, 31] eğik kesme modelini frezelemede kuvvet modeli geliştirmek için kullanmışlardır ve buna frezelemenin mekaniği ismini vermişlerdir. Bu yaklaşımda dik kesme veritabanı frezelemede kullanılan kesme katsayılarını hesaplamak için kullanılmaktadır; böylelikle her takım için ayrı ayrı kalibrasyon testleri yapma ihtiyacı ortadan kalkmaktadır. Özetle talaşlı imalatta kesme kuvvetleri, talaş geometrisi ve kesme katsayıları olarak tarif edilen

sabitlerin bir fonksiyonudur. Talaş geometrisinin elde edilmesinden bir önceki bölümde bahsedilmiştir. Bu geometri kullanılarak kesme kuvvetleri aşağıda ayrıntıları verilecek olan doğrusal veya üssel kesme modellerinden biri kullanılarak elde edilebilirler. Bu her iki model de kesme katsayıları denen bir takım sabitlere ihtiyaç duymaktadır. Bu sabitler ise mekanistik (deneysel) veya frezelemenin mekaniği (yarı deneysel yani sadece bazı temel değişkenlerin basit deneylerle elde edilmesi) yöntemlerinden biri ile bulunabilir. Bu çalışmada doğrusal kesme modeli kullanılmış olup kesme katsayıları ise frezelemenin mekaniği yaklaşımı ile elde edilmiştir; ancak sürecin daha iyi anlaşılabilmesi için yukarıda adı geçen yöntemler de aşağıda tartışılmıştır.

3.1 Frezeleme Kuvvetlerinin Mekanistik Modeli

Mekanistik modelde kesme katsayıları yukarıda da bahsedildiği gibi doğrudan testlerden elde edilir, frezelemenin mekaniği yaklaşımda ise eğik kesme modeli yardımı ile hesaplanırlar. Bu bölümde önce mekanistik modelden bahsedilecek sonrasında ise frezelemenin mekaniği yaklaşımında kesme katsayılarının nasıl hesaplandığı anlatılacaktır. Mekanistik yaklaşımda kesme kuvvetlerinin hesabı için iki farklı model karşımıza çıkmaktadır: üssel kesme modeli ve doğrusal kesme modeli. Üssel kesme modelinde kesme kuvvetleri talaş kalınlığının bir fonksiyonudur. Merchant [32] dik kesmede kesme kuvvetleri ve talaş kalınlığı arasında doğrusal bir ilişkli tanımlamasına rağmen, Koenigsberger ve Sabberwal [23, 24] teğetsel frezeleme kuvveti ve talaş kalınlığı arasında oransal bir ilişki tanımlamışlardır. Bu model Tlusty [26] ve Kline ve arkadaşları [32, 33] tarafından radyal bileşeni içerecek şekilde genişletilmiş ve halen frezelemede kuvvet analizi için sıklıkla kullanılmaktadır [27, 34, 35]. Deneysel çalışmalar göstermiştir ki talaş kalınlığı sıfıra yaklaşırken kesme kuvveti sıfır olmamaktadır. Bu durum kesme kenarının ideal keskin olmamasından bir miktar yarıçapının olmasından kaynaklanır, bu halde kesme kenarının altında kalan malzemede sabanlama etkisi olurken serbest yüzey de parçaya bir miktar sürter. Bu serbest yüzey teması kesme dinamiği açısından önemli bir mevzu teşkil eder ve literatürde süreç sönümlemesi olayı olarak bilinir [36]. Doğrusal kesme modeli ise Armarego ve Epp [37] tarafından helissiz takım için kesme kuvvetleri hesabında ve Yellowley [38] tarafından da frezeleme sırasında analitik ortalama kuvvet ve tork hesabında kullanılmıştır.

Üssel ve doğrusal kesme modelleri eğer kesme katsayıları düzgün kalibre edildiyse oldukça doğru sonuçlar vermektedir. Doğrusal kesme modelinin avantajı, doğrusal kesme katsayılarına sahip olması ve kesme işleminin fiziksel yorumu için daha iyi bir altyapısı olmasıdır. Buna rağmen doğrusal modelde bulunan kenar kesme katsayılarının hesabı için bir model bulunmamaktadır ve bu nedenle deneysel olarak bulunmalıdırlar. Bununla birlikte kenar kesme katsayılarının talaş kalınlığı ile değişmediğinin kabulü de çok doğru bir yaklaşım değildir; ancak kabul edilebilir bir varsayımdır [39].

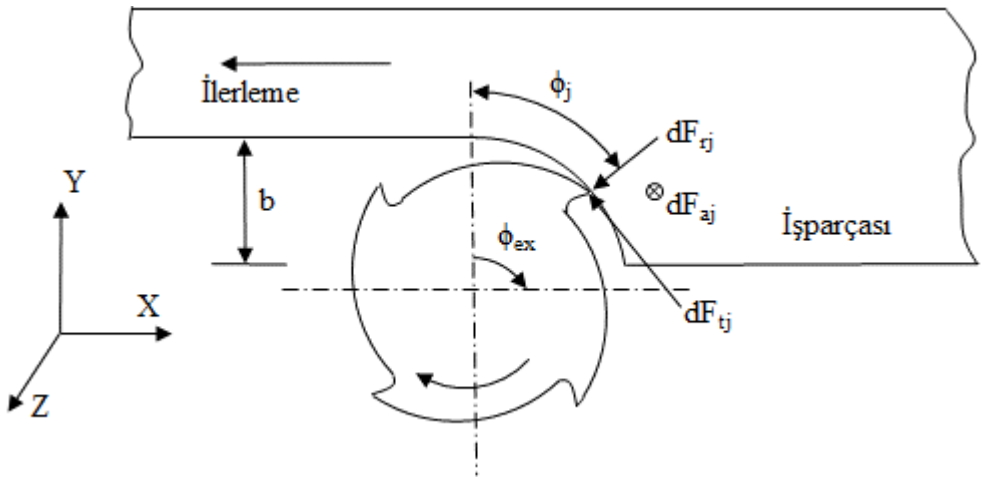
3.1.1 Üssel Kesme Modeli

Takımın j nolu kesme ağzına etkiyen diferansiyel kesme kuvvetleri; teğetsel dF_t ,radyal dF_r ve eksenel dF_a olmak üzere Şekil 3.1'de gösterilmiştir. Bunlar ayrıca şu şekilde ifade edilebilir:

$$\begin{aligned} dF_{tj}(\phi,z) &= K_t h_j(\phi,z)dz \\ dF_{rj}(\phi,z) &= K_r dF_{tj}(\phi,z) \\ dF_{aj}(\phi,z) &= K_a dF_{tj}(\phi,z) \end{aligned} \tag{3.1}$$

Burada ϕ pozitif Y ekseninden ölçülen dönme açısıdır. Kesilmemiş talaş kalınlığı, $h_j(\phi,z)$ ise şöyle hesaplanabilir:

$$h_j(\phi,z) = s_t \sin\phi_j z \tag{3.2}$$



Şekil 3.1 : Frezeleme operasyonunda kesme kuvvetleri.

Burada s_t diş başına ilerleme ve $\phi_j(z)$ ise j nolu kesme ağzı için z kesme derinliğinde dönme açısıdır. Takım üzerinde helis olduğu takdirde bu açı Z yönünde değişecektir:

$$\phi_j(z) = \phi + j\phi_p - k_\psi z \tag{3.3}$$

Burada ψ helis açısı olup,

$$k_\psi = \tan\psi / R \tag{3.4}$$

ve dişler arasındaki açısı

$$\phi_p = 2\pi / N \tag{3.5}$$

Burada R ve N sırasıyla takımın yarıçapı ve diş sayısıdır. Kesme parametreleri K_t, K_r ve K_a ortalama talaş kalınlığının (h_a) üssel fonksiyonlarıdır.

$$\begin{aligned} K_t &= K_T h_a^{-p} \\ K_r &= K_R h_a^{-q} \\ K_a &= K_A h_a^{-s} \end{aligned} \tag{3.6}$$

Buradaki sabitler olan K_T, K_R, K_A, p, q ve s deneysel olarak takım ve işparçası çifti için belirlenirler.Ortalama talaş kalınlığı, h_a, ise şu şekilde tanımlanır:

$$\begin{aligned} h_a &= \frac{a\int_{\phi_{st}}^{\phi_{ex}} s_t \sin\phi d\phi}{a(\phi_{ex} - \phi_{st})} \\ h_a &= s_t \frac{\cos\phi_{st} - \cos\phi_{ex}}{\phi_{ex} - \phi_{st}} \end{aligned} \tag{3.7}$$

Burada a eksenel paso miktarı, ϕ_{st} ve ϕ_{ex} ise sırasıyla giriş ve çıkış açılarıdır. Şekil 3.1'deki geometri esas alınacak olursa yukarı frezeleme için ϕ_{st}=0 ve aşağı frezeleme için ϕ_{ex}=π olacaktır.

Kesme kuvvetlerinin fiziksel bir sonucu olarak hem parçada hem de takımda kimi deformasyonlar meydana gelecektir; ancak bu bölümde anlatılan kesme kuvvetleri bu etkilerin ihmal edildiği durumları kapsamaktadır. Şekil 3.1'deki geometri için diferansiyel kesme kuvvetleri yazılacak olursa ilerleme yönü X ve buna dik Y yönü için bunlar:

$$dF_{xj}(\phi,z) = -dF_{tj}(\phi,z)\cos\phi_j(z) - dF_{rj}(\phi,z)\sin\phi_j(z)$$
$$dF_{yj}(\phi,z) = dF_{tj}(\phi,z)\sin\phi_j(z) - dF_{rj}(\phi,z)\cos\phi_j(z) \tag{3.8}$$

Denklem 3.1 ve 3.2, denklem 3.8'in içine yazılırsa *j* nolu diş için kesme kuvveti yoğunlukları elde edilmiş olur:

$$\frac{dF_{xj}(\phi,z)}{dz} = -K_t s_t \left[\cos\phi_j(z) + K_r \sin\phi_j(z)\right]\sin\phi_j(z)$$
$$\frac{dF_{yj}(\phi,z)}{dz} = K_t s_t \left[\sin\phi_j(z) - K_r \cos\phi_j(z)\right]\sin\phi_j(z) \tag{3.9}$$
$$\frac{dF_{zj}(\phi,z)}{dz} = K_t s_t K_a \sin\phi_j(z)$$

Kesme kuvveti yoğunlukları eksenel paso miktarı ile normalize edilmiştir ama ilerleme ve kesme katsayılarının birer fonksiyonudurlar. Kesme ağzı *j*'ye etki eden toplam kesme kuvvetleri, kesme bölgesinde bu yoğunlukların integre edilmesi ile bulunabilir.

$$F_{xj}(\phi) = \frac{K_t s_t}{4k_\psi}\left[-\cos 2\phi_j(z) + K_r(2\phi_j(z) - \sin 2\phi_j(z))\right]_{z_{j.1}(\phi)}^{z_{j.2}(\phi)}$$
$$F_{yj}(\phi) = \frac{-K_t s_t}{4k_\psi}\left[2\phi_j(z) - \sin 2\phi_j(z) + K_r \cos 2\phi_j(z)\right]_{z_{j.1}(\phi)}^{z_{j.2}(\phi)} \tag{3.10}$$
$$F_{zj}(\phi) = \frac{-K_t K_a s_t}{k_\psi}\left[\cos\phi_j(z)\right]_{z_{j.1}(\phi)}^{z_{j.2}(\phi)}$$

Burada $z_{j,1}(\phi)$ ve $z_{j,2}(\phi)$ *j* nolu kesme ağzındaki temasın alt ve üst noktalarıdır. Toplam kesme kuvvetleri bu ifadelerin temas halindeki tüm dişler için toplanması halinde elde edilir.

$$F_x(\phi) = \sum_{j=0}^{N-1} F_{xj}(\phi)$$
$$F_y(\phi) = \sum_{j=0}^{N-1} F_{yj}(\phi) \tag{3.11}$$
$$F_z(\phi) = \sum_{j=0}^{N-1} F_{zj}(\phi)$$

Denklemler incelendiğinde görülecektir ki takım üzerinde helisin bulunmadığı durumlarda yani ($\psi=0$) iken kesme kuvveti yoğunlukları temas açısı ϕ_j boyunca sabittir

ve dolayısıyle talaş kalınlığı eksenel yön olan Z yönü boyunca değişmez. Bu nedenle helisin sıfır olduğu durumlarda kesme kuvveti yoğunluklarının integre edilmesine gerek yoktur, bu yoğunluklar bulunduktan sonra doğrudan eksenel paso derinliği *a* ile çarpılarak kesme kuvvetleri hesaplanabilir.

Kesme kuvveti yoğunlukları toplam kesme kuvvetleri ile normalize edilerek, referans kesme ağzı (j=0) olan ϕ konumundaki kesici takım için temel bir geometrik birim elde edilebilir:

$$\begin{aligned}\frac{df_x(\phi,z)}{dz} &= \frac{dF_x(\phi,z)/dz}{F_x(\phi)}\\ \frac{df_y(\phi,z)}{dz} &= \frac{dF_y(\phi,z)/dz}{F_y(\phi)}\\ \frac{df_z(\phi,z)}{dz} &= \frac{dF_z(\phi,z)/dz}{F_z(\phi)}\end{aligned} \tag{3.12}$$

Örnek olarak X yönündeki birim kesme kuvveti yoğunluğu

$$\frac{df_x(\phi,z)}{dz} = -\frac{4k_\psi \sum_{j=0}^{j=N-1} 0.5\sin 2\phi_j(z) + K_r \sin^2\phi_j(z)}{\sum_{j=0}^{j=N-1}\left[-\cos 2\phi_j(z) + K_r(2\phi_j(z) - \sin 2\phi_j(z))\right]_{z_{j.1}(\phi)}^{z_{j.2}(\phi)}} \tag{3.13}$$

Denklem 3.12 kesme kuvveti yoğunluğunun takım geometrisine (ψ, ϕ_p), temasın sınırlarına ($z_{j,1}(\phi)$ ve $z_{j,2}(\phi)$) ve kesme katsayısına (K_r) bağlı olduğunu göstermektedir. X ve Y yönündeki kesme kuvveti yoğunlukları özellikle deformasyon analizinde önemli yer tutmaktadır. Çok ağızlı helisel bir takımda kesme yoğunlukları, takım ekseni boyunca farklı eksenel konumlardaki kesme ağızlarının teması nedeniyle periodik olarak değişmektedir. Bazı noktalarda hiç bir kesme ağzı kesme halinde olamayabilir bu durumda yoğunluklar sıfır olacaktır. Takım döndükçe helis nedeniyle kesme yoğunlukları takım ekseni boyunca hareket edecektir.

3.1.2 Doğrusal Kesme Modeli

Doğrusal kesme modelinde kesme kuvvetlerini modellemek için iki temel bileşen kullanılır: kenar bileşeni (sabanlama ve serbest yüzey etkisi) ve kesme bileşeni [38]. Kesme katsayıları olan *(K_{te}, K_{re}, K_{ae})* ve *(K_{tc}, K_{rc}, K_{ac})* sırasıyla sabanlama, serbest yüzey ve asıl talaş oluşumu mekanizmasını ifade ederek toplam kesme kuvvetini

vermektedir. Mekanistik model tercih edildiği takdirde bu katsayılar belirli bir takım işparçası çifti için deneysel yolla bulunurlar.

Kesme ağzı j etkiyen diferansiyel kesme kuvvetleri teğetsel, dF_t, radyal, dF_r, ve eksenel dF_a olmak üzere şu şekilde ifade edilirler:

$$\begin{aligned} dF_{tj}(\phi,z) &= \left[K_{te} + K_{tc}h_j(\phi,z)\right]dz \\ dF_{rj}(\phi,z) &= \left[K_{re} + K_{rc}h_j(\phi,z)\right]dz \\ dF_{aj}(\phi,z) &= \left[K_{ae} + K_{ac}h_j(\phi,z)\right]dz \end{aligned} \tag{3.14}$$

Burada $h_j(\phi,z)=s_t sin\phi_j(z)$ kesilmemiş talaş kalınlığı ve s_t ise diş başına ilerlemedir. Kesme ağzı j=0 referans diş olmak üzere ϕ pozitif Y ekseninden saat yönünde ölçülen dönme açısıdır. Diferansiyel kuvvetler ilerleme (X) ve buna dik (Y) yönünde yeniden yazılır ve kesme bölgesinde analitik olarak integre edilirlerse, toplam kuvvetler her üç yönde şu şekilde ifade edilebilir:

$$\begin{aligned} F_{xj}(\phi) &= \frac{R}{\tan\psi}\left[\begin{array}{l} K_{te}\sin\phi(z) - K_{re}\cos\phi(z) \\ +\frac{s_t}{4}\left[K_{rc}(2\phi(z) - \sin 2\phi(z)) - K_{tc}\cos 2\phi(z)\right] \end{array}\right]_{z_{j.1}(\phi)}^{z_{j.2}(\phi)} \\ F_{yj}(\phi) &= -\frac{R}{\tan\psi}\left[\begin{array}{l} -K_{re}\sin\phi(z) - K_{te}\cos\phi(z) \\ +\frac{s_t}{4}\left[K_{tc}(2\phi(z) - \sin 2\phi(z)) + K_{rc}\cos 2\phi(z)\right] \end{array}\right]_{z_{j.1}(\phi)}^{z_{j.2}(\phi)} \\ F_{zj}(\phi) &= \frac{R}{\tan\psi}\left[K_{ae}\phi(z) - s_t K_{ae}\cos\phi(z)\right]_{z_{j.1}(\phi)}^{z_{j.2}(\phi)} \end{aligned} \tag{3.15}$$

Burada ($z_{j,1}(\phi)$ ve $z_{j,2}(\phi)$) j nolu dişin temas bölgesindeki alt ve üst sınırlarıdır. Temas halindeki tüm dişler için kesme kuvveti bu şekilde hesaplanır ve daha sonra toplanarak o anki toplam kesme kuvveti bulunur.

Kesme katsayıları ise yukarıda belirtildiği gibi mekanistik yöntemde deneysel sonuçlar kullanılarak bulunabilir.Bunun için ortalama kuvvetlerin hesaplanması gerekir.

Takımın bir tam dönüşü için ortalama kesme kuvvetleri $\overline{F_x}, \overline{F_y}, \overline{F_z}$ şu şekilde bulunabilir:

$$\begin{aligned}
\overline{F_x} &= -K_{te}S + K_{re}T - \frac{s_t}{4}(-K_{tc}P + K_{rc}Q) \\
\overline{F_y} &= -K_{te}T - K_{re}S + \frac{s_t}{4}(K_{tc}Q + K_{rc}P) \\
\overline{F_z} &= -\frac{aN}{2\pi}K_{ae}(\phi_{ex} - \phi_{st}) + s_t K_{ac}T
\end{aligned} \tag{3.16}$$

Buradaki *P*, *Q*, *T* ve *S* şu şekilde ifade edilir:

$$\begin{aligned}
P &= \frac{aN}{2\pi}\left[\cos 2\phi\right]_{\phi_{st}}^{\phi_{ex}} \\
Q &= \frac{aN}{2\pi}\left[2\phi - \sin 2\phi\right]_{\phi_{st}}^{\phi_{ex}} \\
T &= \frac{aN}{2\pi}\left[\cos \phi\right]_{\phi_{st}}^{\phi_{ex}} \\
S &= \frac{aN}{2\pi}\left[\sin \phi\right]_{\phi_{st}}^{\phi_{ex}}
\end{aligned} \tag{3.17}$$

ϕ_{st} *ve* ϕ_{ex} giriş ve çıkış açıları olup, *a* eksenel kesme derinliği ve *N* diş sayısıdır. Farklı ilerleme hızlarında kesme kuvvetleri ölçüldükten sonra aşağıdaki doğrusal denkleme oturtulurlar:

$$\overline{F_q} = \overline{F_{qe}} + s_t \overline{F_{qc}} \qquad (q = x, y, z) \tag{3.18}$$

Burada F_{qe} ve F_{qc} kuvvetin kenar ve kesme bileşenleridir. Sonuç olarak kesme katsayıları denklem 3.15 ve 3.18 kullanılarak hesaplanır:

$$\begin{aligned}
K_{te} &= -\frac{\overline{F_{xe}}S + \overline{F_{ye}}T}{S^2 + T^2} \;;\; K_{tc} = 4\frac{\overline{F_{xc}}P + \overline{F_{yc}}Q}{P^2 + Q^2} \\
K_{re} &= \frac{K_{te}S + \overline{F_{xe}}}{T} \;;\; K_{rc} = 4\frac{K_{tc}P - 4\overline{F_{xc}}}{Q} \\
K_{ae} &= -\frac{2\pi}{aN}\frac{\overline{F_{ze}}}{\phi_{ex} - \phi_{st}} \;;\; K_{ac} = \frac{\overline{F_{zc}}}{T}
\end{aligned} \tag{3.19}$$

Yukarıda belirtilen kesme katsayıları doğrudan eğri uydurma metodu ile frezeleme verisinden elde edilir; bu nedenle herbir kesici takım için yeni kalibrasyon testlerine ihtiyaç vardır.

3.2 Frezelemenin Mekaniği Modeli

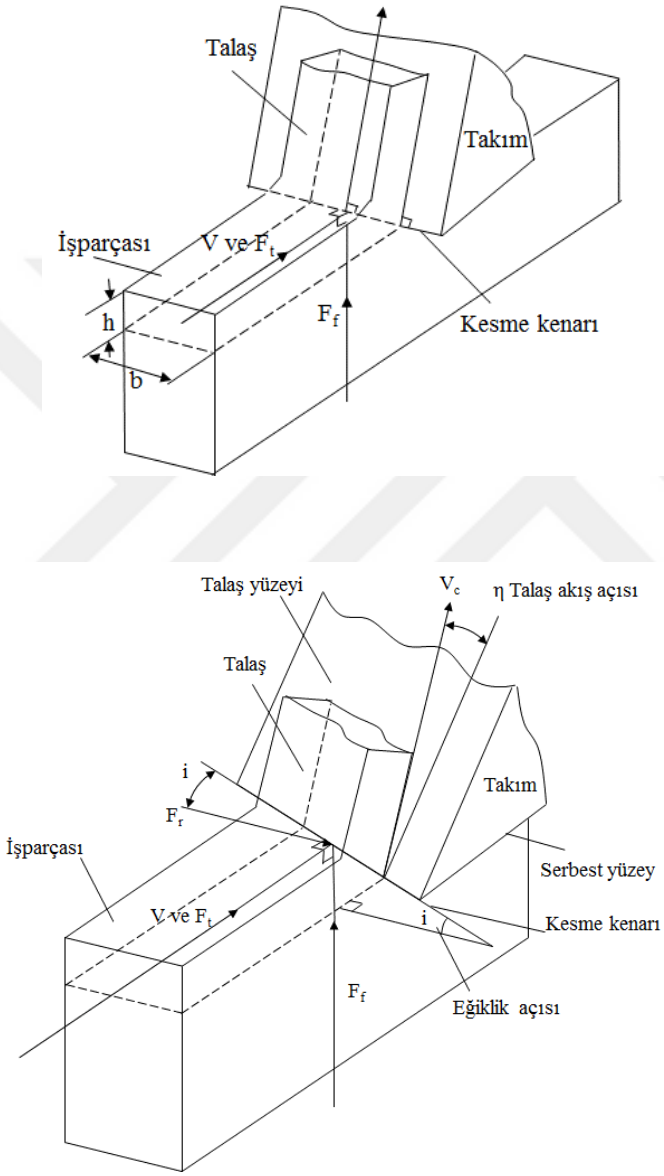
Freze takımı karmaşık geometriye sahip bir takımdır; çünkü üzerinde helis ve talaş açıları vardır ve bu açılar kesme performansını eniyilemek adına doğru bir şekilde seçilmelidir. Buna ek olarak kesme kenarı açıları ve takım çapı kimi özel takımlarda örneğin; konik helisli top freze, takım ekseni boyunca değişebilir. Bu nedenle farklı takım geometrilerinde kesme kuvvetlerinin modellenmesi için oldukça fazla sayıda kalibrasyon testine ihtiyaç vardır bu da pratik olmaktan uzak ve oldukça maliyetli bir süreçtir. Bunun da ötesinde bu veriler elde edilse bile takım geometrisi, kesme parametreleri ve kesme kuvveti katsayıları arasında belirgin bir ilişki olmadığından kesme kuvvetlerini veren genel ifadeye ulaşılamaz. Ayrıca tamamen testlere dayalı bir yaklaşım sürecin fiziksel altyapısına dair bir bakış da sunmaz, bunu açıklamak gerekirse, testler ve kuvvetler arasında kurulacak istatiksel bir ilişki frezelemede kullanılan kesme kuvvet katsayıları ve işparçası ve takıma ait temel talaşlı imalat parametreleri (sürtünme, kayma gerilmesi, talaş açısı, helis açısı vb.) arasında fiziksel bir ilişki kurmaz. Tüm bu nedenlerle mekanistik modeller oldukça doğru sonuçlar vermelerine rağmen karmaşık geometrilere sahip takımların analizinde ve süreç tasarımında yetersiz kalırlar ve pratik olmazlar.

Temel kesme mekaniği araştırmaları genellikle basit takım geometrileri üzerine yoğunlaşmıştır ve frezeleme gibi pratik talaşlı imalat operasyonlarına uygulanamazlar. Bu kısımda bu soruna çözüm olması nedeniyle frezeleme mekaniği yaklaşımı anlatılacaktır. Bu modelde eğik kesme modeli kullanılarak takım geometrisi, kesme, sürtünme mekanizmaları ve kesme katsayıları arasında bir ilişki kurulacaktır. Gerekli deneysel kesme parametreleri dik kesme mekaniği yardımı elde edilerek eğik kesme mekaniğine aktarılacaktır. Böylelikle aynı dik kesme verisi kullanılarak farklı takım geometrilerinde kesme kuvvetleri modellenebilecek ve gerekli kesme testi sayısı oldukça azaltılacaktır. Dik kesme veritabanını delik delme ve frezeleme gibi işlemlerde ilk kez kullanan araştırmacılar Armarego ve Whitfield'dır [29]. Bu modelde talaş akma açısı için de Stabler'in iddia ettiği yaklaşım kullanılmıştır; buna göre eğik kesmede talaş akma açısı, eğiklik açısına eşittir [40].

3.2.1 Kesme katsayılarının elde edilmesi

Kayma gerilmesi, kayma ve sürtünme açıları farklı talaş açıları ve kesme hızlarında deney yaparak dik kesme testlerinden elde edilebilir [41]. Ancak frezeleme işleminde

kesici ağızların kesme kenarları, kesme hızına dik değillerdir ve kesme hızı ile Şekil 3.2'de görüldüğü gibi helis açısına eşit olacak şekilde bir açı oluşturmaktadır. Bu nedenle frezeleme operasyonunun analizi için eğik model kullanılmalıdır. Dolayısıyla kesme verisi dik kesme deneylerinden elde edilerek, eğik kesme modelinde kullanılacaktır. Bu nedenle öncelikle kayma açısı, kayma gerilmesi ve talaş yüzeyindeki sürtünmenin hesabı için öncelikle dik kesme modelinden bahsedilecektir.



Şekil 3.2 : Dik ve eğik kesme geometrileri.

Şekil 3.3'te dik kesme geometrisi görülmektedir. Plaka kayma modelinde, metalin kayma düzleminde deforme olduğu ve talaşı oluşturduğu kabul edilir. Kayma düzlemi ve kesme hızı arasındaki açı kayma açısı olarak adlandırılır, ϕ_s. Kayma açısı, kesme kuvveti analizinde çok önemli bir parametre olduğundan muhtemelen talaşlı imalat literatüründe en çok çalışılan kesme parametresidir. Literatürde kayma açısının

hesaplanması için birçok model olmasına rağmen [41-44], bu modeller kesme koşullarına ve malzemeye bağlı olup doğrulukları ise düşüktür. Bunun nedeni talaşlı imalat işleminde sürtünmeyle birlikte ortaya çıkan yüksek sıcaklıklar altında plastik deformasyonun, süreci çözülmesi oldukça zor bir problem haline getirmesidir. Son yüz yıldaki yoğun çabaya rağmen halen kesme koşulları takım geometrisi, kayma ve sürtünme arasındaki ilişki tam olarak modellenememiştir. Bu nedenle bu çalışmada talaşlı imalatın modellenmesinde kullanılan temel parametreler olan kayma açısı, kayma gerilmesi ve sürtünme özellikleri dik kesme testlerinden elde edilmiştir. Kayma açısının tahmin edilmesi için literatürde kimi modeller bulunmaktadır [32, 45, 46]. Bu çalışmada Merchant [32] tarafından önerilen dik kesme modeli kullanılmıştır.

Şekil 3.3'te görülmekte olan kayma düzlemi $\overline{AB}$ 'nin uzunluğu

$$\overline{AB} = \frac{h}{\sin \phi_s} = \frac{h_c / \cos \alpha - h \tan \alpha}{\cos \phi_s} \tag{3.20}$$

veya

$$\tan \phi_s = \frac{r \cos \alpha}{1 - r \sin \alpha} \tag{3.21}$$

Burada

α Talaş açısı

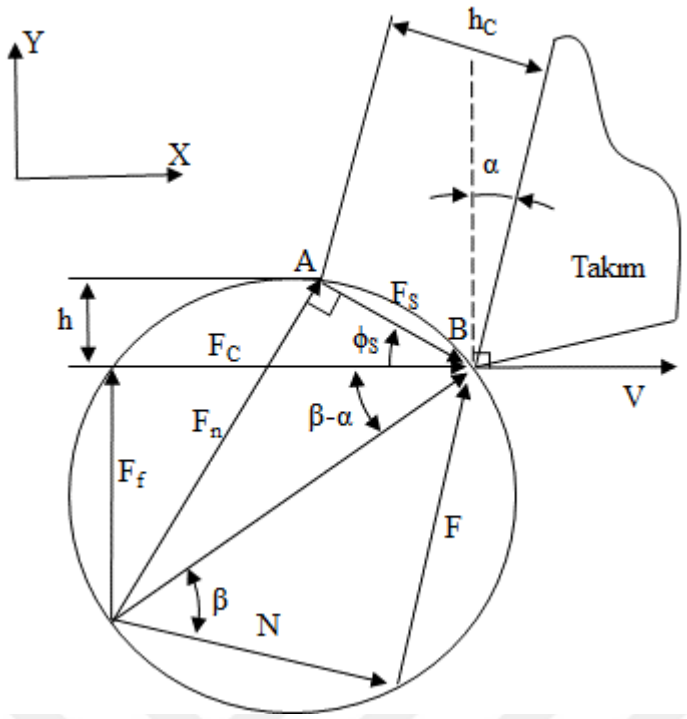
h Kesilmemiş talaş kalınlığı

h_c Talaş kalınlığı

ϕ_s Kayma açısı

$r=h/h_c$, Talaş veya kesme oranı

Bu noktada kayma açısı r talaş oranı kullanılarak hesaplanabilir. Kayma düzlemindeki ortalama kayma gerilmesi, τ, ve talaş yüzeyindeki ortalama sürtünme açısı, β, kuvvet analizinden elde edilir. Talaşın statik dengesi nedeniyle kayma düzlemi ve talaş düzlemindeki bileşke kuvvetler birbirine eşittir. Şekil 3.3'te bu bileşke kuvvetler verilmiştir. Buna göre dik kesme sırasında üç farklı kuvvet çifti oluşur bunlar; birinci deformasyon bölgesindeki kuvvetler, ikinci deformasyon bölgesindeki kuvvetler ve kesme hızı ile ilerleme nedeniyle oluşan kuvvetlerdir.



Şekil 3.3 : Dik kuvvet diagramı.

Şekil 3.3'te gösterilen kuvvet diyagramında F_s ve F_n sırasıyla kayma düzlemindeki kayma ve normal kuvvetler olup N ve F ise sırasıyla talaş düzlemindeki normal ve sürtünme kuvvetleridir. F_c ve F_f kesme ve ilerleme kuvvetleri olup bir birlerine diktirler. Talaş düzlemindeki ortalama sürtünme kaysayısı sürtünme kuvveti, F, ve normal kuvvet, N, 'nin birbirine oranından elde edilebilir:

$$\begin{aligned} F &= F_c \sin\alpha + F_f \cos\alpha \\ N &= F_c \cos\alpha - F_t \sin\alpha \end{aligned} \tag{3.22}$$

Bu durumda sürtünme katsayısı, μ_f, ve sürtünme açısı, β, şu şekilde ifade edilir:

$$\mu_f = \tan\beta = \frac{F}{N} = \frac{F_f + F_c \tan\alpha}{F_c - F_f \tan\alpha} \tag{3.23}$$

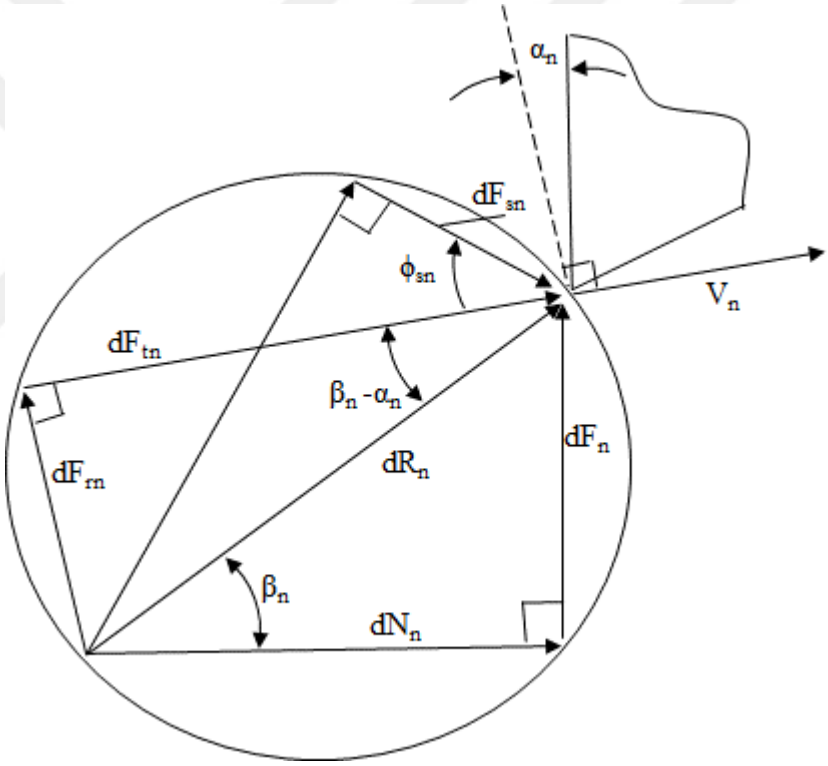
Kayma düzlemindeki kayma gerilmesi, τ, kayma kuvvetinin, F_s , kayma düzleminin alanına bölünmesi ile bulunur.

$$\tau = \frac{F_c \cos\phi_s - F_f \sin\phi_s}{bh} \sin\phi_s \tag{3.24}$$

Burada b ve h sırasıyla paso derinliği ve kesilmemiş talaş kalınlığıdır.

Dik kesme kuvvetlerinin analizinde hem üssel hem de doğrusal kuvvet modelleri kullanılır ve her ikisi de doğru kuvvet tahminlerinde bulunur. Ancak kayma gerilmesi ve sürtünme açısının tayinini için kesme kuvvetlerinden kenar kuvvetlerinin katkısının çıkarılması gerekmektedir; çünkü kenar kuvvetleri kaymaya ve talaş düzlemindeki sürtünmeye katkıda bulunmazlar. Bu nedenle doğrusal model kullanıldığında denklem 3.22 ve 3.23'e sadece kesme bileşenleri konulmalıdır. Doğrusal modelde kenar kuvvetleri, kesme kuvveti sıfır talaş kalınlığına ekstrapole edilerek bulunabilir.

Frezeleme işleminde kesme ağzı kesme hızına dik değildir ve helis açısı kadar bir eğiklik vardır. Bu durum kayma düzlemi ve talaş akış yönünün kesme ağzına göre yönlenmesi anlamına gelir. Bu nedenle frezeleme işleminde eğik kesme mekaniği kullanılmalıdır.



Şekil 3.4 : Normal düzlemde eğik kuvvet bileşenleri.

Eğik kesme mekaniği analizinde kuvvet ve hız denge diyagramları Şekil 3.4'te görülen kesme ağzına dik olan düzlemde incelenir. Dik talaş açısı, α_0, ve normal talaş açısı, α_n, talaş düzleminin farklı yüzlerinde tanımlanır ve şu şekilde bir ilişkileri vardır:

$$\tan \alpha_n = \tan \alpha_0 \cos \psi \tag{3.25}$$

Şekil 3.4 *j* nolu kesme ağzındaki normal düzlemdeki kesme kuvveti bileşenlerini göstermektedir. dN_n ve dF_n talaş yüzeyinde diferansiyel normal ve sürtünme kuvvetleridir. Normal düzlemdeki diferansiyel teğetsel, dF_{tn} , radyal, dF_{rn} , ve kayma kuvvetlerinin, dF_{sn} , bileşenleri frezeleme kuvvetleri ve geometrisi ile şu şekilde ilişkilidir:

$$\begin{aligned} dF_{tn} &= dF_{tj}\cos\psi + dF_{zj}\sin\psi \\ dF_{rn} &= dF_{rj} \\ dF_{sn} &= \tau \frac{s_t \sin\phi_j(z)}{\sin\phi_{sn}\cos\psi} dz \end{aligned} \tag{3.26}$$

Burada ϕ_{sn} , normal düzlemde ölçülen kayma açısıdır, $\phi_j(z)$ ise *j* numaralı dişin *z* derinliğindeki temas açısıdır. Normal sürtünme açısı, β_n , ise:

$$\tan\beta_n = \tan\beta\cos\eta_c \tag{3.27}$$

Burada β talaş yüzeyindeki sürtünme açısı olup, η_c ise talaş akış açısıdır. Normal kayma açısı, ϕ_{sn} , dik kesmedeki kesme oranından bulunabilir:

$$\tan\phi_{sn} = \frac{r_t\cos\alpha_n}{1 - r_t\sin\alpha_n} \tag{3.28}$$

Burada eğik kesmede talaş kalınlığı oranı, r_t,

$$r_t = r\frac{\cos\eta_c}{\cos\psi} \tag{3.29}$$

Bu ilişki talaşın kütle korunumundan elde edilir.

Kesme katsayıları K_{tc}, K_{rc} ve K_{ac} eğik kesme mekaniği kullanılarak elde edilebilir [29, 39, 47-49]. Kesme katsayılarına ait ifadeleri elde edebilmek için, elamantel talaşın kayma ve talaş düzlemindeki gerilmeler altında denge halinde olduğu kabul edilir. Eğik kesme modelinde, kesme kuvvetlerini veren kesme katsayıları takım geometrisi ile alakalı ifadeleri de içeren şu denklemlerle tanımlanır:

$$
\begin{aligned}
K_{tc} &= \frac{\tau}{\sin\phi_{sn}} \frac{\cos(\beta_n - \alpha_n) + \tan\eta_c \sin\beta_n \tan\psi}{k} \\
K_{rc} &= \frac{\tau}{\sin\phi_{sn}\cos\psi} \frac{\sin(\beta_n - \alpha_n)}{k} \\
K_{ac} &= \frac{\tau}{\sin\phi_{sn}} \frac{\cos(\beta_n - \alpha_n)\tan\psi - \tan\eta_c \sin\beta_n}{k} \\
k &= \sqrt{\cos^2(\phi_{sn} + \beta_n - \alpha_n) + \tan^2\eta_c \sin^2\beta_n}
\end{aligned}
\tag{3.30}
$$

Bu denklemler şunu söylemektedir; verilen bir takım geometrisi için kayma gerilmesi, τ, sürtünme açısı, β, kesme oranı, r, talaş akma açısı η_c, ve kenar kesme katsayıları K_{te}, K_{re}, K_{ae} biliniyorsa kesme katsayıları hesaplanabilir. Kenar kesme katsayıları için şu ana kadar geliştirilmiş kabul edilebilir bir model bulunmamaktadır bu nedenle bu katsayılar doğrudan deneylerden hesaplanır. Bütün bu parametreler kesme koşulları ve takım geometrisine bağlıdır, bu nedenle bunlar farklı talaş kalınlığı, talaş açısı, kesme hızı ve helis açılarında tekrarlanan deneylerle bulunmalıdırlar. Daha önce literatürde yapılan deneyler göstermiştir ki [29, 48, 50, 51] diğer tüm parametreler eğiklik açısından bağımsızdırlar bu nedenle yukarıda bahsedilen parametreler basit dik kesme deneyleri ile bulunabilirler.

3.2.2 Kesme kuvvetleri için yapılan kabuller ve gerekli veriler

Son olarak eğik kesmede kuvvetlerin bulunabilmesi için izlenmesi gereken yol aşağıda özetlenmiştir.

- Kayma açısı ϕ_s , ortalama sürtünme açısı β ve kayma gerilmesi τ dik kesme deneylerinden elde edilir.
- Şu kabuller yapılır: Dik kayma açısı eğik kesmedeki normal kayma açısına eşittir, ($\phi_s \equiv \phi_{sn}$); normal talaş açısı dik kesmedeki talaş açısına eşittir, ($\alpha \equiv \alpha_n$); talaş akma açısı eğiklik açısına eşittir, ($\eta_c \equiv i$);
- Bu kabullerle kesme katsayıları bulunur ve bunlardan kesme kuvvetleri hesaplanır.

3.3 Frezeyle Tornalamada Kesme Kuvvetleri ve Doğrulama Çalışması

Frezeyle tornalama, yukarıda anlatılan frezeleme işlemi gibi kesikli bir işlem olup kesme sırasında periodik kuvvetler ortaya çıkar. Ortaya çıkan bu kuvvetler

frezelemenin mekaniği bölümünde anlatılan dik kesme veritabanının eğik kesme mekaniğine transformasyonu ve 2. bölümde anlatılan talaş geometrisi kullanılarak hesaplanabilir. Kesme katsayılarının hesaplanması için kullanılan dik kesme veritabanı aşağıda verilmiştir. Bu kesme veritabanı AISI 1050-WC malzeme çifti için geçerlidir. Veritabanını elde etmek için kesme hızı aralığı; 9-600 m/dak, ilerleme 0.03-0.3 mm/dev, talaş açıları ise 0-5° seçilmiştir. Bu durumda kesme veritabanını veren denklem takımı şu şekilde elde edilebilir:

$$\begin{aligned} \tau &= 524.95e^{V_c.0.0005302} - 21.72.f \\ \phi_s &= 10.342e^{V_c.0.001236} + 10.912e^{f^{0.35}} \\ \beta &= 33.753e^{-V_c 0.00123} - 7.33f \end{aligned} \tag{3.31}$$

Kesme veritabanı elde edildikten sonra kesilmemiş talaş geometrisi diferansiyel elemanlara bölünerek bunlar için kesme kuvvetleri aşağıdaki gibi doğrusal kesme modeli kullanarak hesaplanmıştır:

$$\begin{aligned} dF_{t,j(\varphi,z)} &= [K_{tc}h_j(\varphi_j(z)) + K_{te}]dz \\ dF_{r,j(\varphi,z)} &= [K_{rc}h_j(\varphi_j(z)) + K_{re}]dz \\ dF_{a,j(\varphi,z)} &= [K_{ac}h_j(\varphi_j(z)) + K_{ae}]dz \end{aligned} \tag{3.32}$$

K_t, K_r ve K_a kesme katsayıları olup yukarıda anlatıldığı üzere eğik kesme mekaniğinden hesaplanmışlardır. h ise talaş kalınlığıdır ve 2.bölümde anlatılmıştır. z ise paso derinliğidir. Bu kuvvetler kesme aralığı boyunca integre edilirlerse:

$$\begin{aligned} F_t(\phi_j(z)) &= \int_{z_{j,1}}^{z_{j,2}} dF_t(\phi_j(z))dz \\ F_r(\phi_j(z)) &= \int_{z_{j,1}}^{z_{j,2}} dF_r(\phi_j(z))dz \\ F_a(\phi_j(z)) &= \int_{z_{j,1}}^{z_{j,2}} dF_a(\phi_j(z))dz \end{aligned} \tag{3.33}$$

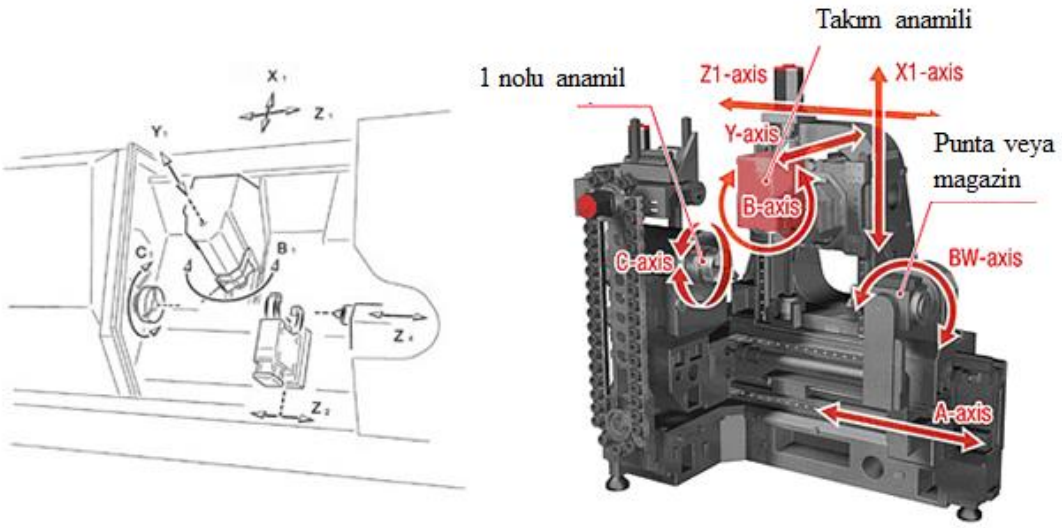
Burada $z_{j,1}(\phi_j(z))$ ve $z_{j,2}(\phi_j(z))$ eksenel doğrultuda j nolu diş için temas sınırlarıdır.

Bu anlatılan kuvvet modelini doğrulamak amacıyla bir seri test gerçekleştirilmiş ve kesme kuvvetleri ölçülmüştür. Testler Şekil 3.5'teki çok amaçlı tezgahta gerçekleştirilmiştir. Bu tezgah dokuz bağımsız eksene sahip olup, üzerinde bir bağlamada birden fazla işlem gerçekleştirilebilir. Şekil 3.6'da tezgah üzerinde

muhtemel hareketler ve var olan eksenler gösterilmiştir. Bu tür tezgahlardan özellikle havacılık ve savunma sanayinde oldukça sık faydalanılmaktadır.



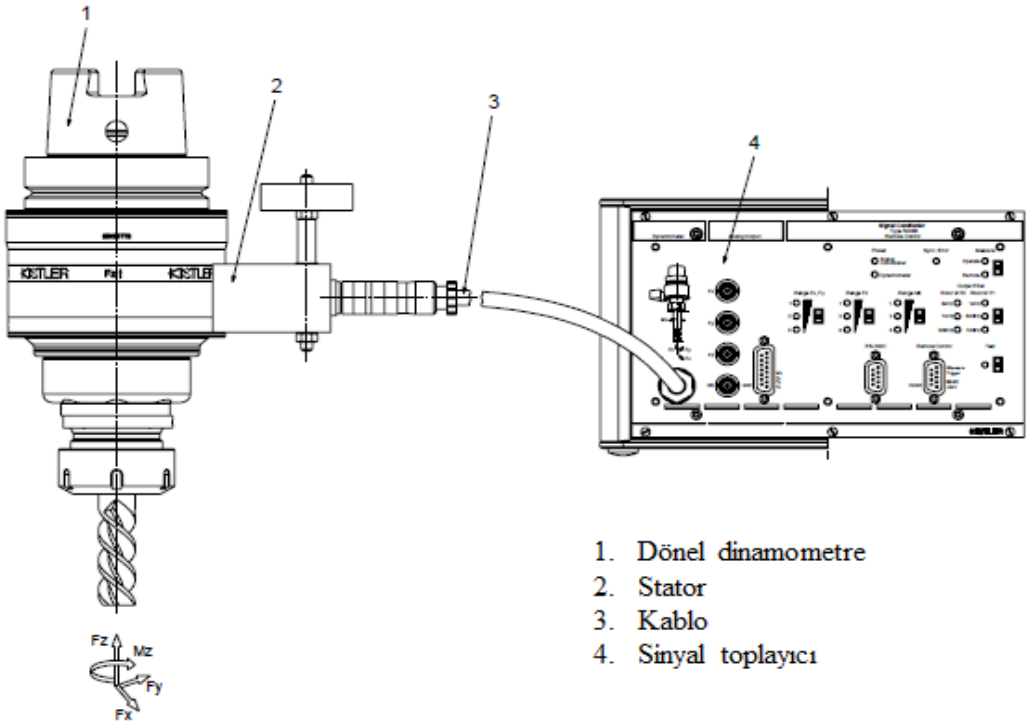
Şekil 3.5 : MoriSeiki NTX2000 çok maksatlı tezgah [52].



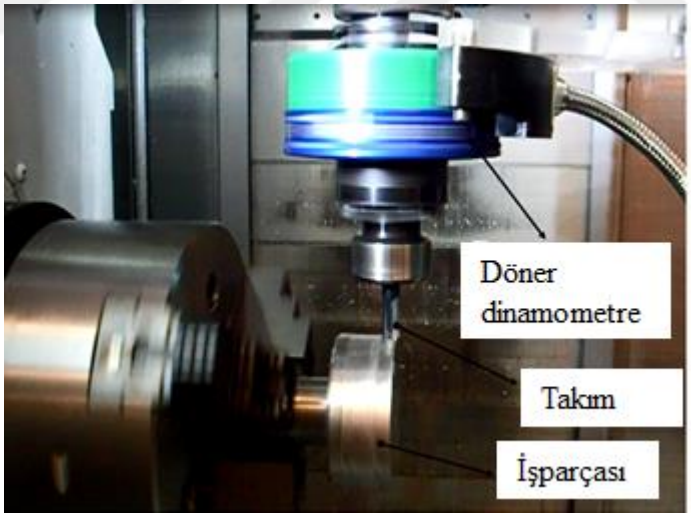
Şekil 3.6 : Çok maksatlı tezgahta var olan eksenler [52].

Frezeyle tornalama işlemi sırasında kesme kuvvetlerinin ölçülmesi zor bir işlemdir; çünkü diğer geleneksel işlemlerde olduğu gibi sabit bir bileşen yoktur (Tornada takım sabitken, frezede ise parça sabittir; ancak frezeyle tornalamada her ikisi de döner). Bu nedenle kesme kuvvetlerinin ölçülmesi için döner dinamometre kullanılmıştır. Bu dinamometreye ait ayrıntılar Şekil 3.7'de görülebilir. Testler sırasında 10 mm çaplı 4 dişli helisel karbür freze kullanılmıştır. İşparçası ise 90mm çaplı AISI 1050 çeliğidir. Şekil 3.8 deney kurulumunu göstermektedir. Deney kurulumunda da görüleceği üzere kesme kuvvetleri dik frezeyle tornalama (DFT) işlemi sırasında ölçülmüştür. İşparçası

ise Şekil 3.8'de de görüleceği üzere tezgaha daha kolay bağlanabilmesi için kademeli bir şekilde üretilmiştir.



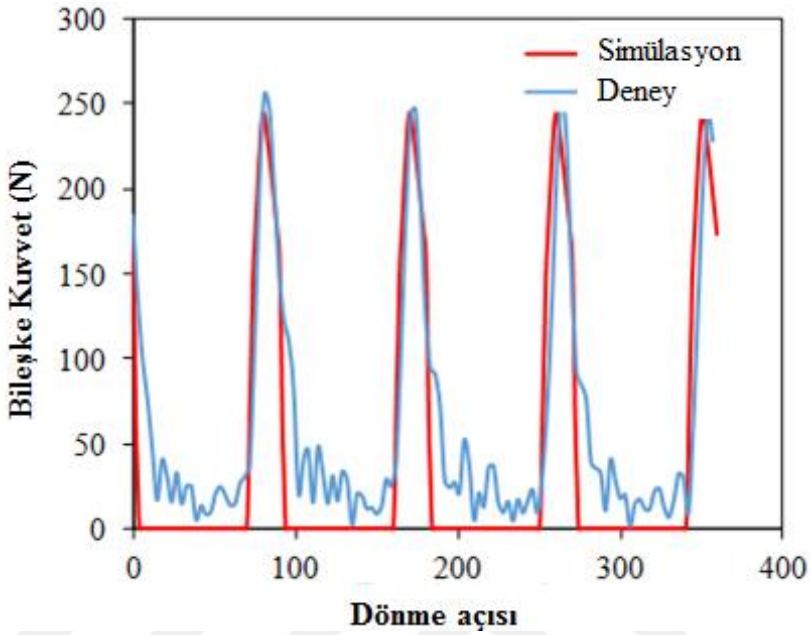
Şekil 3.7 : Kistler döner dinamometre ve bileşenleri [53].



Şekil 3.8 : Deney kurulumu.

Kesintili kesme nedeniyle frezeye tornalamada periodik kuvvetler oluşur. Şekil 3.9'da DFT için elde edilen deneysel sonuçlar ve model görülmektedir. Deneyde kullanılan kesme parametreleri: n_t=2000 dev/dak, n_w=20 dev/dak, a_p=0.5 mm ve a_e=0.3 mm/dev. Denklem 3.32 hatırlanırsa kesme kuvveti ifadesinde kesme katsayılarının da olduğu hatırlanacaktır. Şekil 3.9'daki kesme parametreleri için eğik kesme mekaniği kullanılarak hesaplanan kesme katsayıları; K_{tc}=*1537 N/mm*^{2}, K_{rc}=*507.4 N/mm*^{2} ve

K_{ac}=459.74 N/mm^2. Kenar kesme katsayıları ise, hesaplanan kuvvetlerin deneysel veri ile kalibre edilmeleriyle bulunmuştur: K_{te}=150 N/mm, K_{re}=150 N/mm and K_{ae}=0. Bunun nedeni 2.kısımda bahsedildiği üzere DFT'de takımın alt tarafının da kesme halinde bulunmasıdır bu sürtünme nedeniyle kenar kuvvetlerinin etkisinin artmasıdır.



Şekil 3.9 : Model ve deneyle elde edilen kesme kuvvetleri.

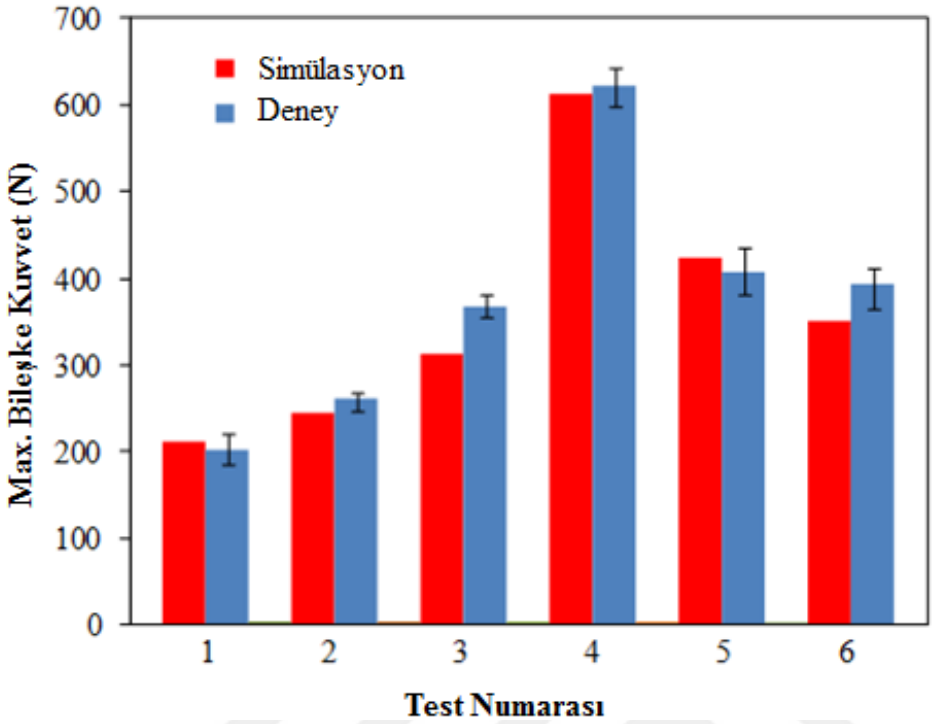
Kesme parametrelerinin frezeyle tornalama kuvvetleri üzerine etkisinin belirlenmesi amacıyla farklı r_n, a_p ve a_e değerlerinde testler gerçekleştirilmiş ve bunlardan elde edilen sonuçlar önerilen modelden elde edilen sonuçlar ile karşılaştırılmıştır.

Çizelge 3.1 : Kesme kuvveti deneylerinde kullanılan parametreler.

Test No	R_w(mm)	R_t(mm)	n_t(rev/min)	n_w(rev/min)	r_n	a_p(mm)	a_e(mm)
1	45	5	3000	20	150	0.5	0.3
2	45	5	2000	20	100	0.5	0.3
3	45	5	2000	20	100	0.5	0.6
4	45	5	2000	20	100	1	0.6
5	45	5	4000	20	200	1	0.6
6	45	5	4000	20	200	1	0.3

Çizelge 3.1 testlerde kullanılan kesme parametreleri özetlemektedir. Çizelge 3.1'de bahsedilen testlerde ölçülen ve modelellenen kesme kuvvetlerinin karşılaştırması Şekil 3.10'da verilmiştir. Şekil 3.10 incelendiğinde modelin farklı durumlara oldukça iyi uyum sağladığı ve sonuçların arasındaki farkın da oldukça düşük olduğu görülecektir. Şekil 3.10'da maksimum bileşke kuvvete ilişkin alınan 10 tane ölçümün ortalaması

görülmektedir, bu testlere ait hata çubukları da şekilde gösterilmiştir. Genel bir yorum yapılması gerekirse kuvvetler a_e ve a_p ile artarken, r_n nin artışı ile azalmaktadırlar.

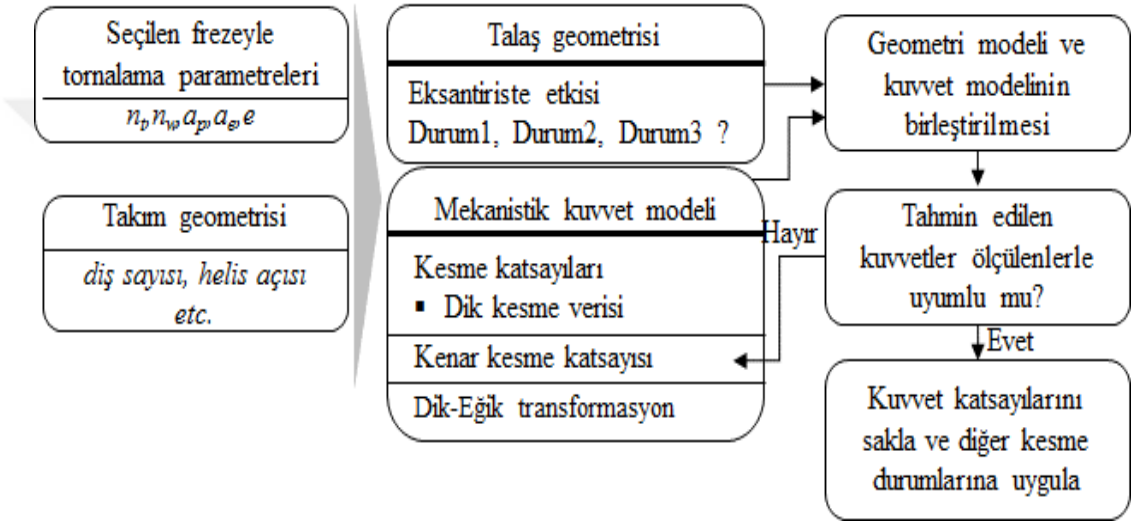


Şekil 3.10 : Maximum bileşke kuvvetlerin karşılaştırılması.

Kesme kuvvetleri üzerine bir diğer tartışma da sabit r_n oranı için değişen kesme hızının kuvvetler üzerine etkisidir. Sabit r_n oranı sabit bir talaş geometrisi verecektir; çünkü r_n'nin sabit olması ile talaş geometrisinin tanımında kullanılan θ açısı da değişmeyecektir. Bu durumda kesme kuvvetlerinin de sabit olması beklenir. Ancak kesme kuvvetleri hesabında bir diğer parametre de kesme katsayılarıdır ve genel olarak kesme hızının artışı ile birlikte kesme katsayılarının azaldığı bilinmektedir. Sonuç olarak sabit r_n oranı ve artan kesme hızı için kesme kuvvetlerinin bir miktar azalacağı iddia edilebilir. Öte yandan artan kesme hızı ise daha yüksek sıcaklıklara neden olarak takım ömründe azalmaya neden olacaktır.

Eksantirisite parametresi 2.bölümde de anlatıldığı üzere DFT'de tanımlanabilen özel bir kesme parametresidir ve talaş geometrisi üzerinde büyük bir etkisi vardır. Bu etki önceki bölümlerde temel geometrik ve kinematik ilişkiler kullanılarak hesaplanmıştır. Talaş geometrisinin hesaplanmasının ardından bir önceki bölümdeki olduğu gibi kesme kuvvetleri frezelemenin mekaniği kullanılarak elde edilmiştir. Kesme katsayıları benzer bir metot ile bulunmuş olup kesme kuvvetleri ise denklem 3.32 ve 3.33 kullanılarak modellenmiştir. Şekil 3.11 eksantirisitenin kesme kuvveti üzerine etkisini belirlemek için kullanılan yolu özetleyen bir akış diyagramıdır. Buna göre

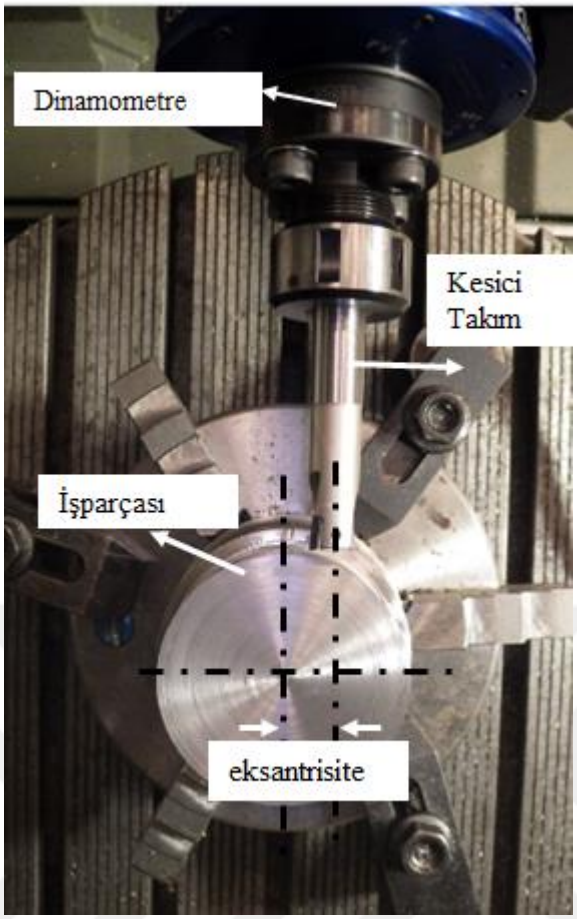
kesme kuvveti hesabı için öncelikle seçilen frezeyle tornalama parametreleri ve takım geometrisine göre talaş geometrisi daha önce tanımlanan ilişkilerce belirlenir. Bu ilişkiler hatırlanacak olursa eksantirisitenin etkisi için talaş geometrisi belirli bir kesitte üç farklı durumla ifade edilebilmekteydi, dolayısı ile var olan parametrelere göre bu duruma karar verilerek geometri oluşturulur. Sonrasında kesme katsayıları dik-eğik transformasyon yapılarak elde edilir. Burada elde edilen kesme katsayıları yalnızca kayma işlemine katkı sağlayan katsayılardır. Kenar kesme katsayıları model ve deneysel sonuçların karşılaştırılması ile kalibre edilir. Kalibre edilen kesme katsayıları diğer parametrelere de uygulanır.



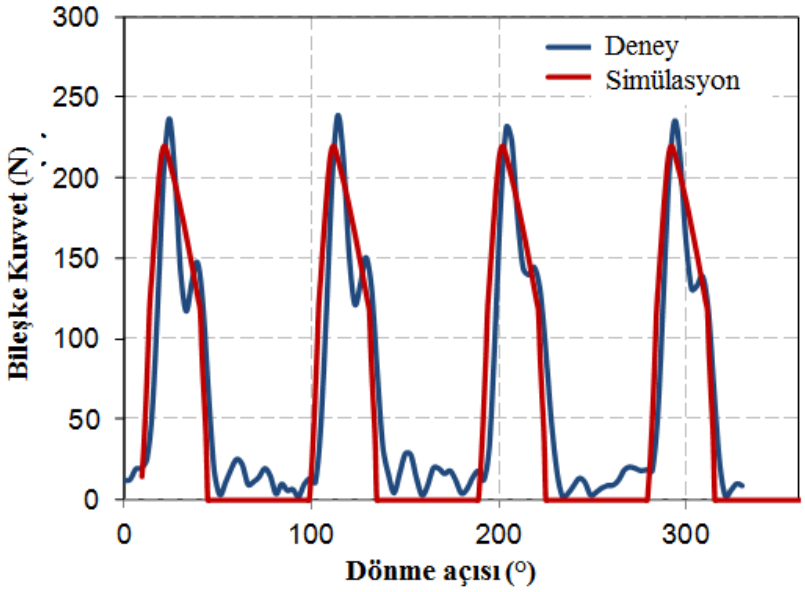
Şekil 3.11 : Kesme kuvveti hesabı için akış diyagramı.

Önerilen modelin doğruluğunun tayini için bir takım deneyler gerçekleştirilmiştir. Bu testlerde kullanılan deney tertibatı ve kuvvetleri ölçmek için kullanılan Kistler döner dinamometre Şekil 3.12'de gösterilmiştir. Şekil 3.12 ayrıca eksantirisiteyi deney düzeneği üzerinde de göstermektedir. Deneylerde kullanılan kesici takım karbür olup 8 mm çapa sahiptir ve 4 adet kesme ağzı vardır. İşparçası ise 80 mm çaplı AISI 1050 çeliğidir.

Daha önce de belirtildiği gibi frezeyle tornalama işleminde döner bir takım kullanıldığı için periyodik kuvvetler ortaya çıkar. Şekil 3.13'te geliştirilen model ile elde edilen kesme kuvvetlerinin deneysel sonuçlarla karşılaştırılması verilmiştir. Takımın bir devri için verilen sonuçlar şu kesme parametreleri kullanılarak elde edilmiştir : n_t=2500 dev/dak, n_w=10 dev/dak, a_p=0.5 mm, a_e=0.5 mm/dev. ve e=0. Şekil 3.13 incelendiğinde frezeyle tornalama işleminde kesme kuvvetlerinin periyodik olduğu görülecektir.



Şekil 3.12 : Eksantirisitenin kesme kuvvetine etkisi için deney düzeneği.



Şekil 3.13 : Verilen kesme parametreleri için bir devirdeki kuvvetler.

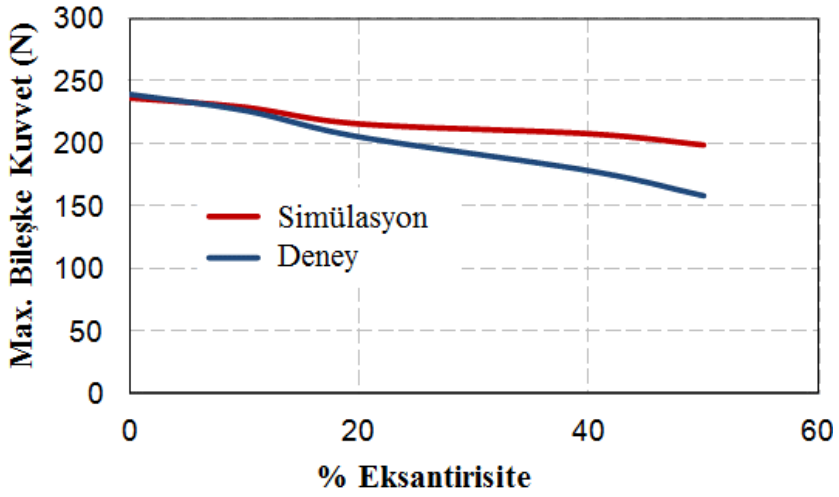
Eksantirisitenin kesme kuvvetleri üzerinde etkisini daha ayrıntılı araştırmak üzere bir seri test gerçekleştirilmiştir. Çizelge 3.2 bu testlerde kullanılan parametreleri

özetlemektedir. Testlerde diğer parametreler (n_t, n_w, a_p ve a_e) sabit tutulmak şartı ile eksantirisite (e) takım çapına (D_t) oranla değiştirilmiştir.

Çizelge 3.2 : Testlerde kullanılan parametreler.

Test No	n_t(dev/dak)	n_w(dev/dak)	a_p(mm)	a_e(mm)	e(% D_t)
1	2500	10	0.5	0.5	0
2	2500	10	0.5	0.5	10%
3	2500	10	0.5	0.5	20%
4	2500	10	0.5	0.5	40%
5	2500	10	0.5	0.5	50%

Şekil 3.14, Çizelge 3.2'de verilen kesme parametreleri için tahmin edilen kesme kuvvetlerinin deneysel kesme kuvvetleri ile karşılaştırılmasını vermektedir. Şekilden görüleceği üzere, tahmin edilen kesme kuvveti değerleri, deneysel sonuçlarla hem eğilim olarak (eksantirisite artışıyla kuvvetin azalması) hem de büyüklük olarak uyum içindedir. Ancak Şekil 3.14'ten de görüleceği üzere eksantirisite değeri arttıkça tahmin edilen ve ölçülen değerler arasındaki fark artmaktadır. Bunun nedeni şöyle açıklanabilir; yukarıdaki bölümde de bahsedildiği üzere eksantirisite artışı ile takımın altı ve parça arasındaki temas azalmakta yani eksantirisite arttıkça takım altından ziyade yanı ile kesmeye başmaktadır. Bu durum kenar kesme katsayılarının zamanla değişmesi anlamına gelmekte bu nedenle model ve ölçülen değerler arasında bir fark oluşmaktadır. Bu nedenle kenar kesme katsayıları üzerine yapılacak daha detaylı bir çalışmanın geliştirilen model ve ölçülen değerler arasındaki farkı azaltacağı düşünülmektedir.



Şekil 3.14 : Eksantirisitenin kesme kuvveti üzerine etkisi.

Sonuç olarak eksantirisitenin artmasıyla birlikte kesme kuvvetlerinin azalacağı iddia edilebilir; bunun nedeni eksantirisitenin artmasıyla temas alanının yani talaş kesitinin azalmasıdır, ek olarak temasın azalmasıyla kenar kesme katsayılarının değişmesidir.

4. İŞLENMİŞ PARÇA KALİTESİ VE TALAŞ KALDIRMA HIZI

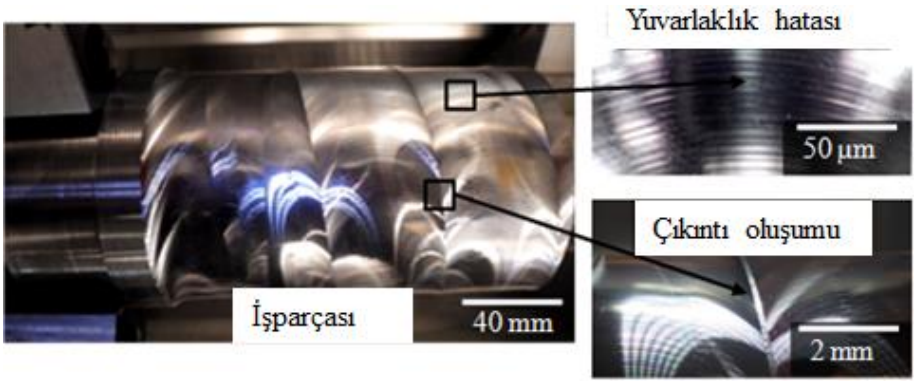
Talaşlı imalatta işlenmiş parça kalitesi ve malzeme kaldırma hızı (MKH) işlem verimliliğini belirleyen temel parametrelerdendir. Ayrıca işlenmiş parça kalitesi çoğu uygulamada sağlanması en önemli şartlardan biridir ve ölçüsü çoğu zaman yüzey pürüzlülüğüdür. Frezeyle tornalamada ise yüzey pürüzlülüğüne ek olarak ve frezeyle tornalama işlemine özel olarak iki farklı kalite unsuru daha vardır; bunlar yuvarlaklık ve çıkıntı oluşumudur (cusp height).

Talaşlı imalatta kaliteli bir yüzey oluştururken aynı zamanda hızlı üretim yapılması işlemin verimliliğini ve ekonomikliğini belirler. Bu noktada en öne çıkan tanım talaş kaldırma hızıdır.

Aşağıda frezeyle tornalama işlemi sırasıda elde edilen yüzeyler ve karşılaşılan yüzey durumları ile talaş kaldırma hızı arasındaki ilişki tanımlanmış olup bununla beraber çeşitli parametrelerin bu işlem çıktıları üzerine olan etkisi araştırılmıştır.

4.1 Frezeyle Tornalamada Talaş Kaldırma Hızı

Üretim zamanı, maliyet ve işlenen parça kalitesi, üretkenlik ve yüzey kalitesinden oldukça etkilenir. MKH üretkenliğin bir göstergesi olup, birim zamanda kaldırılan malzeme hacmini ifade etmektedir. Frezeyle tornalama farklı iki hızı (takım ve parça dönme hızları) içeren bir işlem olduğundan yüksek MKH'ye sahip bir işlemdir ancak yine de işlemin doğasından kaynaklanan kimi kısıtlamalar ve engeller vardır.

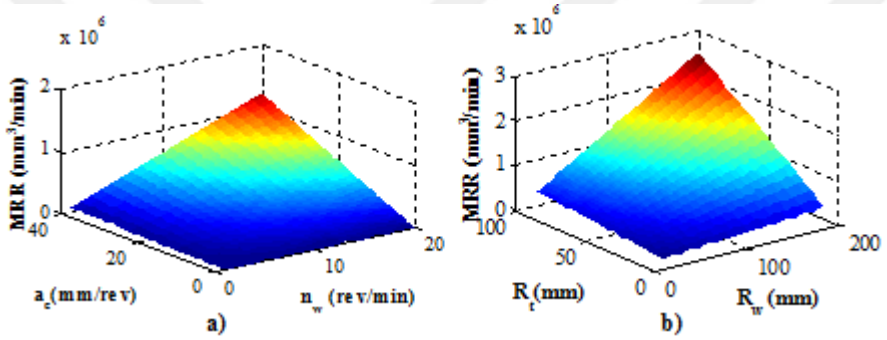


Şekil 4.1 : Frezeyle tornalamada karşılaşılan şekil hataları.

Frezeyle tornalamada MKH'nın arttırılmasının önündeki bir engel Şekil 4.1'de gösterildiği gibi çevresel yönde ortaya çıkan form hatalarıdır. Takım ve işparçasının eşzamanlı olarak dönmesinin bir sonucu olarak işlenen parçanın kesiti bir poligon olur. Buna ek olarak yüksek MKH uygulamasının bir diğer yan etkisi de işlenen parçada ilerleme yönündeki çıkıntıların oluşabilmesidir, bunun öncelikli nedeni seçilen yüksek a_e değerleridir. Denklem 4.1 frezeyle tornalamada MKH'nı ifade etmektedir:

$$MKH = v_f * a_p * a_e$$
$$v_f = m * n_t * f_z \tag{4.1}$$

Burada a_e işparçası devri başına ilerleme iken , a_p paso miktarı, v_f ilerleme hızı ve m ise takımın diş sayısıdır.



Şekil 4.2 : Çeşitli parametrelerin MKH'na etkisi.

Şekil 4.2 a_e, n_w, R_w, ve R_t'nin MKH üzerine etkisini göstermektedir. Simulasyonda kullanılan parametreler şu şekilde özetlenebilir: a_p=5 mm, e=21 mm, m=2. Şekil 4.2a incelendiğinde MKH'nın a_e ve n_w 'nin artışı ile arttığı görülebilir. Şekil 4.2a'da r_n yerine n_w parametresi kullanılmıştır; çünkü eğer f_z sabitse n_t'nin MKH üzerine etkisi yoktur. Ek olarak Şekil 4.2b'de sunulduğu üzere hem R_t hem de R_w'deki artış MKH'nın artmasına neden olmaktadır.

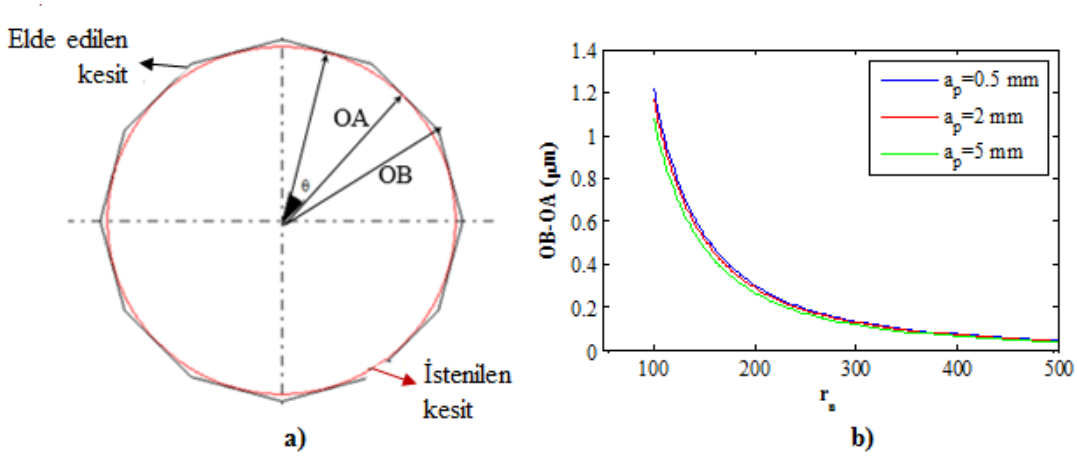
4.2 Frezeyle Tornalamada Şekil Hataları

4.2.1 Yuvarlaklık

Frezeyle tornalama; takım ve işparçasının eş zamanlı dönüş hareketinden dolayı kesiti tam olarak silindirik olmayan parçalar ortaya çıkarır. Şekil 4.3a frezeyle tornalama operasyonunda ulaşılmak istenen ve elde edilen parça kesitlerini göstermektedir. Şekilden de görüleceği üzere elde edilen kesit bir poligondur. Ulaşılmak istenilen çap

ve elde edilen poligon arasındaki fark *OB-OA* yuvarlaklık hatası olarak tanımlanır ve şu şekilde ifade edilebilir:

$$OA = R_w - a_p$$
$$OB = \frac{R_w - a_p}{\cos\theta}$$
$$OB - OA = (R_w - a_p) * (\frac{1}{\cos\frac{\theta}{2}} - 1) \quad (4.2)$$



Şekil 4.3 : a) Yuvarlaklık hatası b) a_p ve r_n'nin etkisi .

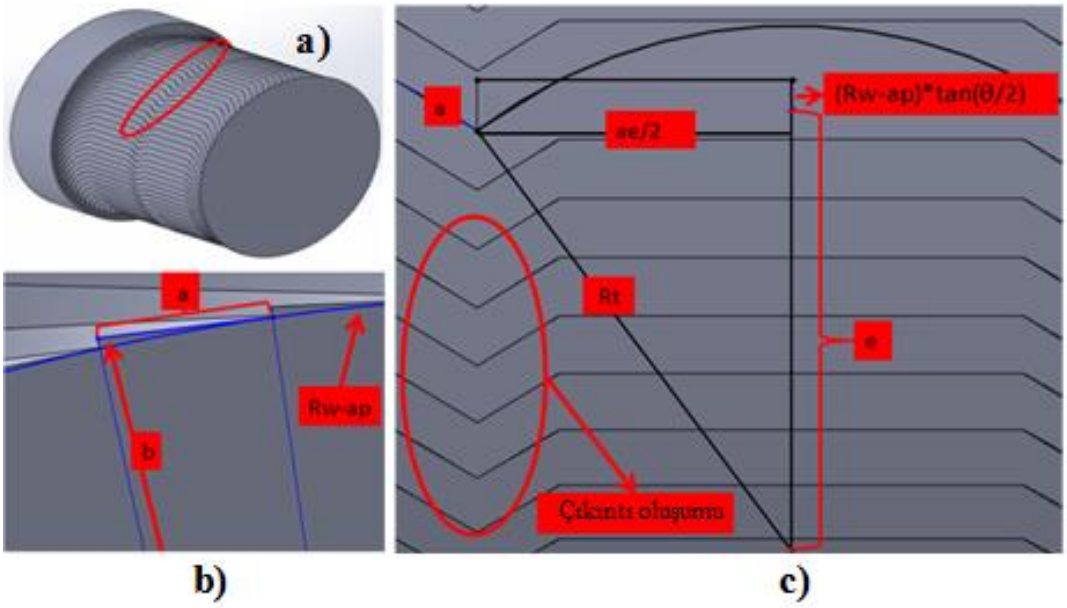
Denklem 4.2 yuvarlaklık hatası ve kesme parametreleri arasındaki ilişkiyi vermektedir. θ daha önce denklem 2.2 ile tanımlanan değerle aynı parametredir. Hatırlanacağı üzere bu denklem takım (n_t) ve iş parçası hızları (n_w) oranını (r_n) ve diş sayısını (m) içermektedir. Buradan hareketle yuvarlaklık hatası kesme parametrelerinin düzgün seçimi ile optimize edilebilir.

Şekil 4.3b'de işlem parametrelerinin yuvarlaklık hatası üzerindeki etkisi görülmektedir. Şekil incelendiğinde açık bir şekilde görülecektir ki r_n parametresinin yuvarlaklık hatası üzerinde büyük bir etkisi vardır bunun yanında ise a_p parametresinin sadece küçük bir etkisi olduğu görülecektir. Son olarak şu sonuç çıkarılabilir; yuvarlaklık hatasını iyileştirmek adına dönme hızları oranı arttırılabilir.

4.2.2 Çıkıntı oluşumu (Cusp height)

Çıkıntı oluşumu frezeyle tornalamada bir diğer şekil hatası olup Şekil 4.1'de gösterilmektedir. Çıkıntı oluşumu takımın eksenel yönde ilerlerken arkasında bıraktığı talaş kaldırılmamış malzeme olup doğrudan takımın eksenel hareketi, takım ve

işparçası çapları ile alakalıdır. Geleneksel frezeleme işlemlerinde ilerleme hızı ve kesici takım yarıçapının çıkıntı oluşumunda doğrudan etkisi vardır. Daha önce de bahsedildiği gibi frezeyle tornalamada ae, gelenekse frezelemede radyal paso miktarına denk gelmektedir. Bu nedenle a_e'nin arttırılması MKH'nı arttırırken çıkıntı oluşumuna neden olmaktadır.



Şekil 4.4 : İşparçasının a) İzometrik b) Yandan c) Üstten görünüşü.

Şekil 4.4a frezeyle tornalanmış parçada çıkıntı oluşumunu göstermektedir. Bu değeri sayısal olarak bulabilmek için Şekil 4.4b ve 4.4c kullanılabilir, buna göre:

Şekil 4.4c'de görüleceği üzere

$$a = \left(\left[e + \left[(R_w - a_p) * \tan\left(\frac{180^\circ}{m * r_n} \right) \right] \right] - \left[\sqrt{(R_t)^2 - \left(\frac{a_e}{2} \right)^2} \right] \right) \tag{4.3}$$

Şekil 4.4b'den

$$b = \sqrt{(R_w - a_p)^2 + (a)^2} \tag{4.4}$$

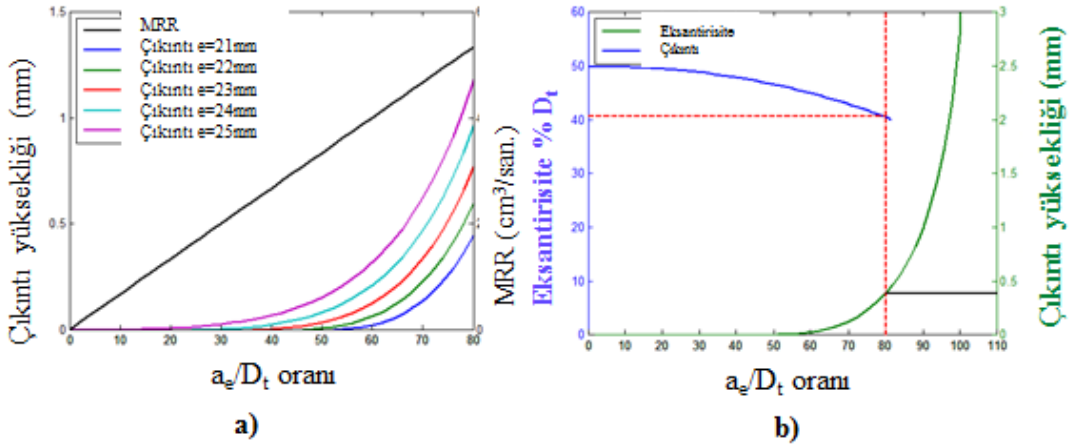
Çıkıntı oluşumu ifadesi elde etmek için denklem 4.3, denklem 4.4'ün içine yazılırsa;

$$ch = \sqrt{(R_w - a_p)^2 + \left(\left[e + \left[(R_w - a_p) * \tan\left(\frac{180^\circ}{m * r_n} \right) \right] \right] - \left[\sqrt{(R_t)^2 - \left(\frac{a_e}{2} \right)^2} \right] \right)^2} - (R_w - a_p) \quad (4.5)$$

Burada *ch*, çıkıntı yüksekliği, R_w işparçası yarıçapı, *e* eksantirisite, *m* kesici takımdaki diş sayısı, ve R_t takım yarıçapıdır. Denklem 4.3'teki *a* değeri sıfır olduğunda çıkıntı oluşumu yok demektir, bu durumda işparçası devri başına ilerleme için bir sınır değer tanımlanabilir:

$$a_{ecrit} = 2 * \sqrt{(R_t)^2 - \left(e + \left[(R_w - a_p) * \tan\left(\frac{180^\circ}{m * r_n} \right) \right] \right)^2} \quad (4.6)$$

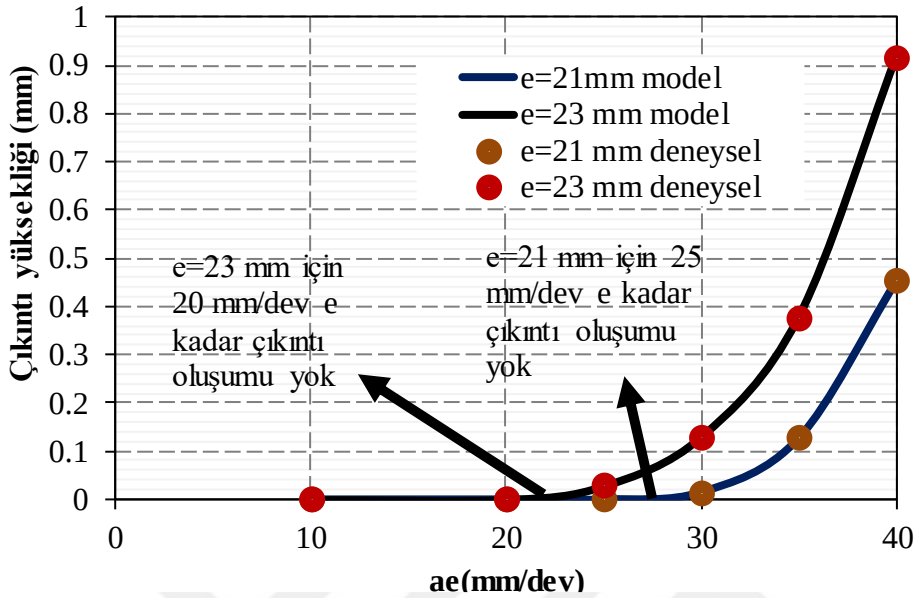
a_e denklem 4.6'daki sınır değere kadar herhangi bir çıkıntı oluşumu gözlemlenmeden arttırılabilir. Bu yolla MKH yüzey kalitesinden ödün vermeden arttırılabilir. a_{ecrit} Şekil 4.4b'de görüleceği gibi takımın, işparçası üzerindeki izdüşümünü (P_L) ifade eder. Eğer a_e değeri bu değerden büyük olursa takım arkasında kesilmemiş malzeme bırakarak işparçası yüzeyinde çıkıntı oluşturur.



Şekil 4.5 : Parametrelerin çıkıntı oluşumuna etkisi.

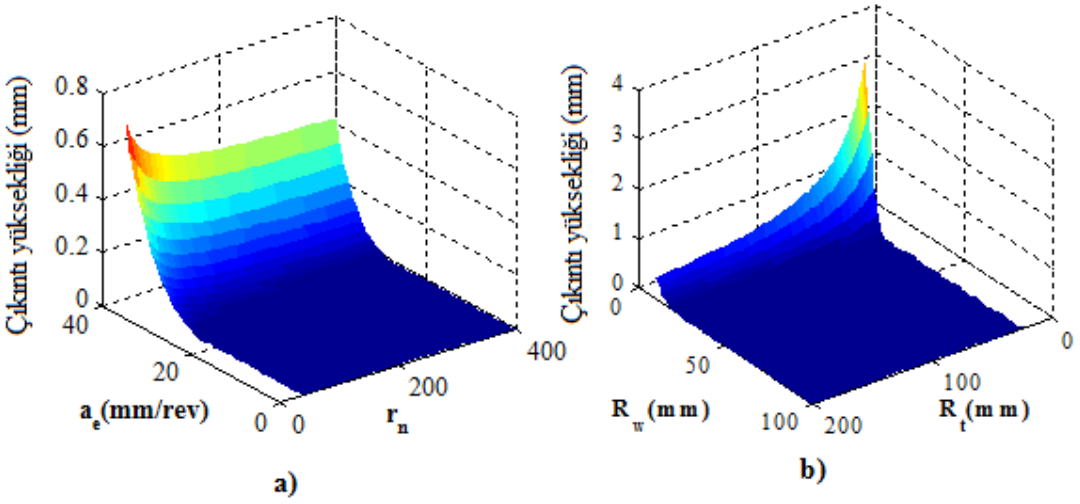
Şekil 4.5a eksantirisite ve işparçası devri başına ilerlemenin çıkıntı olşumu üzerine etkisini göstermektedir. Simülasyonda kullanılan kesme parametreleri şu şekildedir: a_p=5 mm, R_w=50 mm, m=4, R_t=25 mm ve r_n=200. Şekil 4.5'e göre çıkıntı oluşumu aynı a_e değeri için eksantirisite değerinin artmasıyla artmaktadır. a_e parametresi hem MKH hem de çıkıntı olşumunu etkilediğinden dikkatli bir biçimde seçilmesi

gerekmektedir. Şekil 4.5b seçilen eksantiriste değeri için çıkıntı oluşumunun a_e'ye göre değişmesi verilmiştir. Sayısal bir örnek olması açısından a_e/D_t değeri %60'tan %80'e arttırıldığı takdirde çıkıntı oluşumu %86 artarken MKH ise %25 artmaktadır.



Şekil 4.6 : Çıkıntı oluşumu üzerinde a_e ve e'nin etkisi.

Şekil 4.6 çıkıntı oluşumu üzerine analitik ve deneysel sonuçların karşılaştırılmasını göstermektedir. Şekilden de açıkça görülmektedir ki eksantirisite değerinden bağımsız olarak belirli bir a_e değerine kadar çıkıntı oluşumu gözlemlenmemektedir. Bu a_e değerinden sonra çıkıntı oluşumu dramatik şekilde artmaktadır.



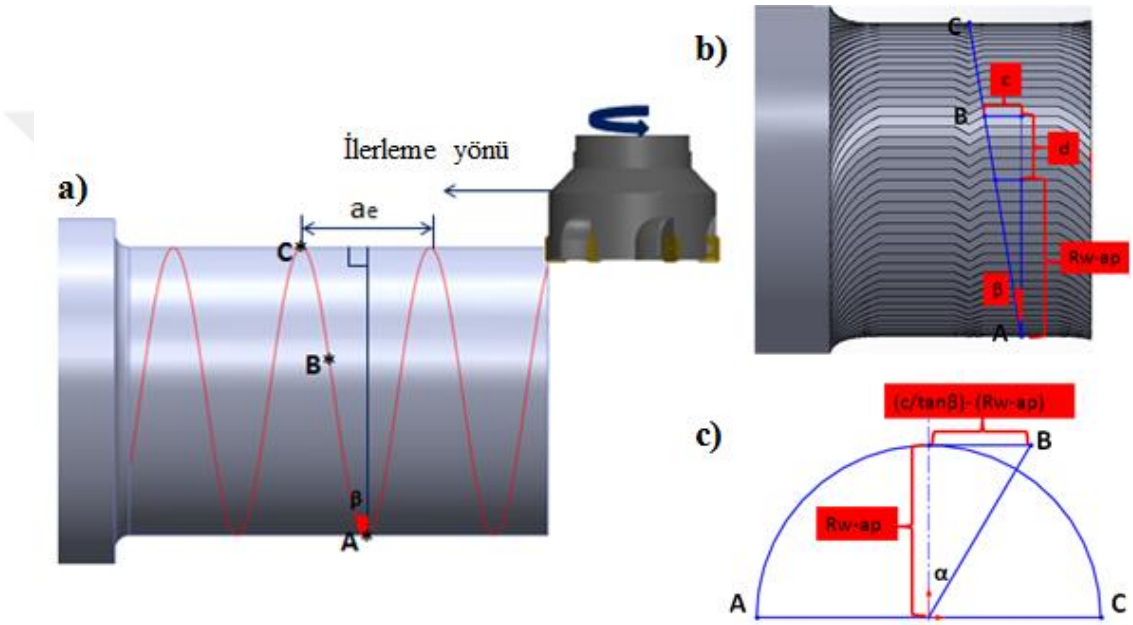
Şekil 4.7 : Çıkıntı oluşumunun farklı parametrelerle değişimi.

Şekil 4.7 denklem 4.5'teki modeli baz alarak a_e, r_n, R_w ve R_t'nin çıkıntı oluşumu üzerine etkisini açıklamaktadır. Simülasyonda kullanılan parametreler şu şekilde özetlenebilir: a_p=5 mm, e=21 mm, m=4, n_t=2000 rpm, n_w=10 rpm, R_t=25 mm ve

R_w=50 mm. Şekil 4.7a'dan açıkça görüleceği üzere rn oranının artışı çıkıntı oluşumunu azaltmaktadır. Bu oranı (r_n) arttırmak için, takım devri, n_t, arttırılabilir, bu aynı zamanda MKH'nı da arttırmaktadır. Şekil 4.7b'ye göre ise takım çapının, işparçası çapına göre çıkıntı oluşumunda daha büyük bir etkisi vardır.

4.2.3 Çevresel yüzey pürüzlülüğü

Takım ve işparçasının eşzamanlı olarak dönmeleri nedeniyle, frezeyle tornalamada takımın izlediği yol bir trokoiddir. Bu nedenle işparçası üzerinde ortaya çıkan ilerleme izleri kesilen uzunluk boyunca Şekil 4.8'deki gibi eğik olarak görülürler.



Şekil 4.8 : a) İşparçası b) İzdüşüm uzunluk c) α açısının tayini.

Şekil 4.8a'daki bu yol ve normal doğru arasındaki açı için şu şekilde bir ifade yazılabilir:

$$\beta = \arctan\left(\frac{a_e}{4*(R_w - a_p)}\right) \tag{4.7}$$

İlerleme izlerinin açısı olan β çevresel yüzey pürüzlülüğünü oldukça etkiler. Şekil 4.8b'de görüleceği üzere c izdüşüm uzunluğunun yarısını ($P_L/2$) temsil etmektedir;

$$c = \sqrt{(R_t)^2 - \left(e + \left[(R_w - a_p) * \tan\left(\frac{180^\circ}{m * r_n}\right)\right]\right)^2} \tag{4.8}$$

α açısı ise Şekil 4.8c'deki üçgen kullanılarak hesaplanabilir.

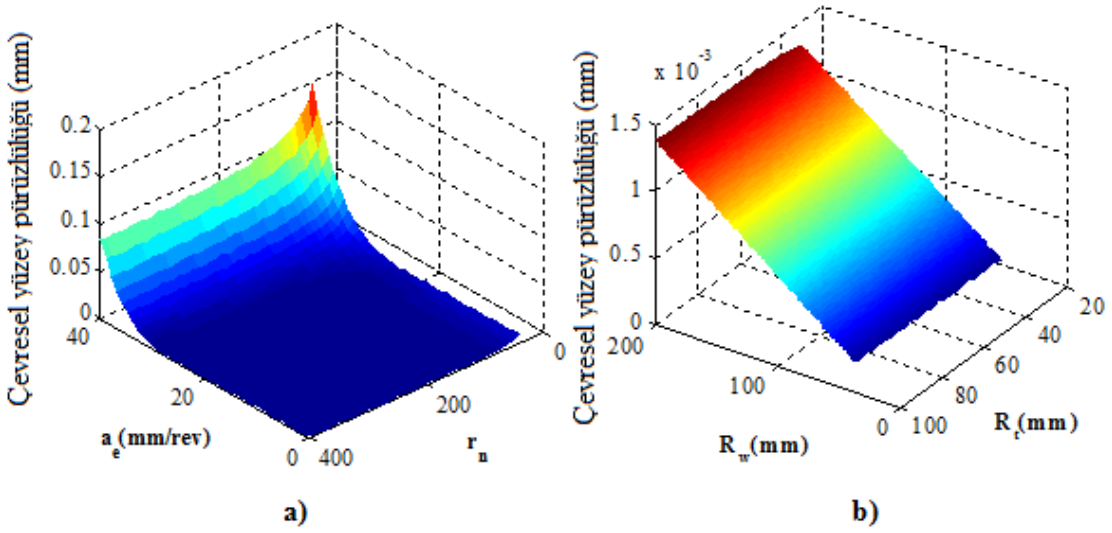
$$\alpha = \arctan\left(\frac{\sqrt{(R_t)^2 - \left(e + \left[(R_w - a_p) * \tan\left(\frac{180^\circ}{m * r_n}\right)\right]\right)^2}}{\tan\beta} - (R_w - a_p)}{(R_w - a_p)}\right) \tag{4.9}$$

Çevresel yüzey pürüzlülüğü hem çıkıntı oluşumu hem de yuvarlaklık etkilerini içerir. İşlenen malzeme yüzeyi Şekil 4.8c'de olduğu gibi üç noktayla ifade edilir; A, B ve C. B noktasına kadar parça üzerinde sadece yuvarlaklık hatası görülür. B ve C noktaları arasında çıkıntı oluşumunun etkisi de yüzey pürüzlülüğü hesaplarına dahil olur.

Bu durumda çevresel yüzey pürüzlülüğü şu şekilde hesaplanabilir:

$$circ_{rough} = \left(\frac{90^\circ + \alpha}{180^\circ}\right) * \left[\frac{(R_w - a_p)}{\cos(\theta/2)} - (R_w - a_p)\right] + \left(\frac{90^\circ - \alpha}{180^\circ}\right) * \frac{ch}{2} \tag{4.10}$$

İşparçası döner simetrik olduğu için parçanın sadece yarısı hesaplara dahil edilmiştir. B noktası çıkıntı oluşumu etkisinin başladığı noktadır. B noktasından C noktasına çıkıntı yüksekliği doğrusal bir şekilde artar ve sonunda maksimum değerini alır. Bunun da ötesinde A noktasından B noktasına işlenen parça yüzeyinde sabit bir yuvarlaklık hatası görülür. Diğer bir deyişle eğer a_e, a_{ecrit}'ten azsa çevresel yönde sadece yuvarlaklık hatası oluşur.

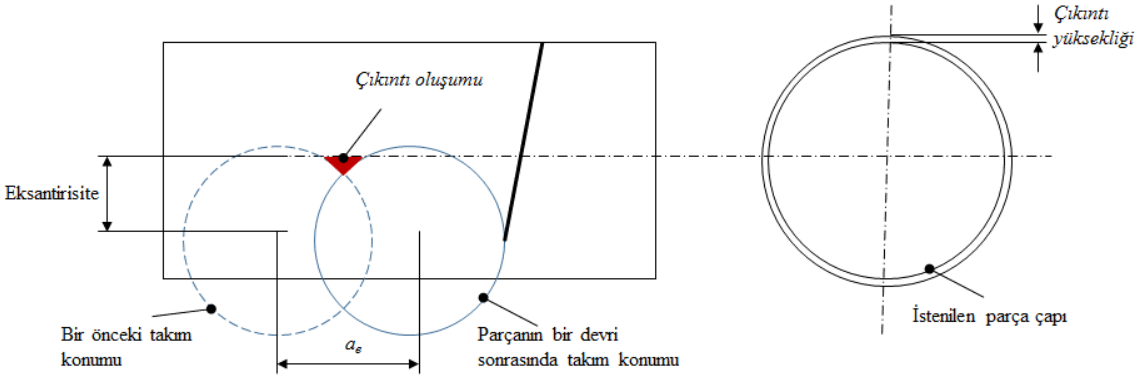


Şekil 4.9 : Çevresel yüzey püzülülüğünü etkileyen parametreler.

Şekil 4.9a'da görüleceği üzere artan rn ve azalan ae ile birlikte çevresel yüzey pürüzlülüğü azalır. Şekil 4.9b'de anlatılan ise işparçası yarıçapının çevresel yüzey pürüzlülüğü üzerinde takım yarıçapından daha büyük bir etkisi olduğudur. Sonuç olarak yukarıda verilen denklemlerle tanımlanan çevresel yüzey pürüzlülüğü ifadesi sayısal olarak tahmin edilebilir ve buna bağlı olarak kesme parametreleri seçilebilir.

4.3 Eksantirisitenin Yüzey Kalitesine Etkisi

Yukarıda da bahsedildiği üzere frezeyle tornalamada iki adet karakteristik form hatası vardır, bunlar; yuvarlaklık hatası ve çıkıntı oluşumudur. Öncelikle şu söylenebilir ki; eksantirisitenin yuvarlaklık hatası üzerine bir etkisi yoktur. Ancak diğer yandan çıkıntı oluşumunu doğrudan belirlemektedir. Şekil 4.10 şematik olarak çıkıntı oluşumunu göstermektedir. Bu ifade geometrik denklemler kullanılarak belirlebilir ve sonuç olarak çıkıntı oluşumunu engellemek adına eksantirisite için bir kritik ifade yazılabilir.



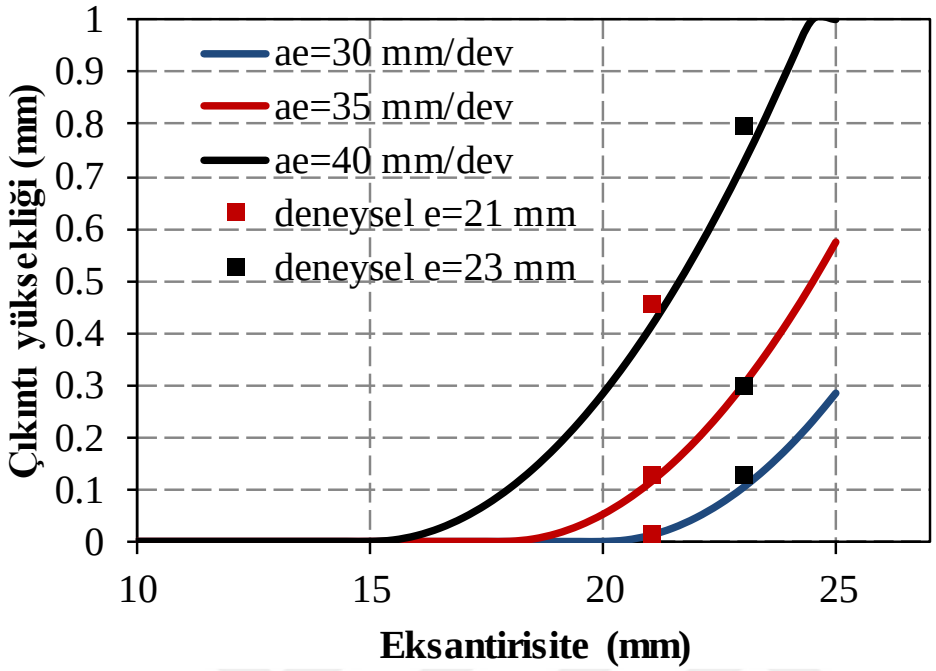
Şekil 4.10 : Çıkıntı oluşumunun şematik sunumu.

$$e_{crit} = \sqrt{(R_t)^2 - \left(\frac{a_e}{2}\right)^2} - \left[(R_w - a_p)\, x \tan\left(\frac{180^\circ}{m x\, r_n}\right)\right] \qquad (4.11)$$

Denklem 4.11 şunu ifade etmektedir ki, frezeyle tornalamada çıkıntı oluşumu olmadan eksantirisite belirli bir miktara kadar arttırılabilir.

Eksantirisitenin çıkıntı oluşumu üzerine etkisini daha iyi anlayabilmek adına kimi analitik ve deneysel çalışmalar gerçekleştirilmiş ve bunlar Şekil 4.11'de gösterilmiştir. Simülasyonlarda kullanılan kesme parametreleri şu şekilde özetlenebilir: : a_p=1mm, e=10 to 25mm, m=4, n_t=2000 dev/dak, n_w=10 dev/dak, R_t=25mm, R_w=50mm ve a_e=30, 35 and 40 mm/dev. Bu simülasyonlara ek olarak sonuçları doğrulamak için aynı kesme parametrelerini kullanarak e=21 mm ve e=23mm için kesme deneyleri yapılmış ve

çıkıntı yüksekliği ölçülmüştür. Şekil 4.11'den de görüleceği üzere deneyler ve simülasyon arasında oldukça iyi bir uyum vardır.



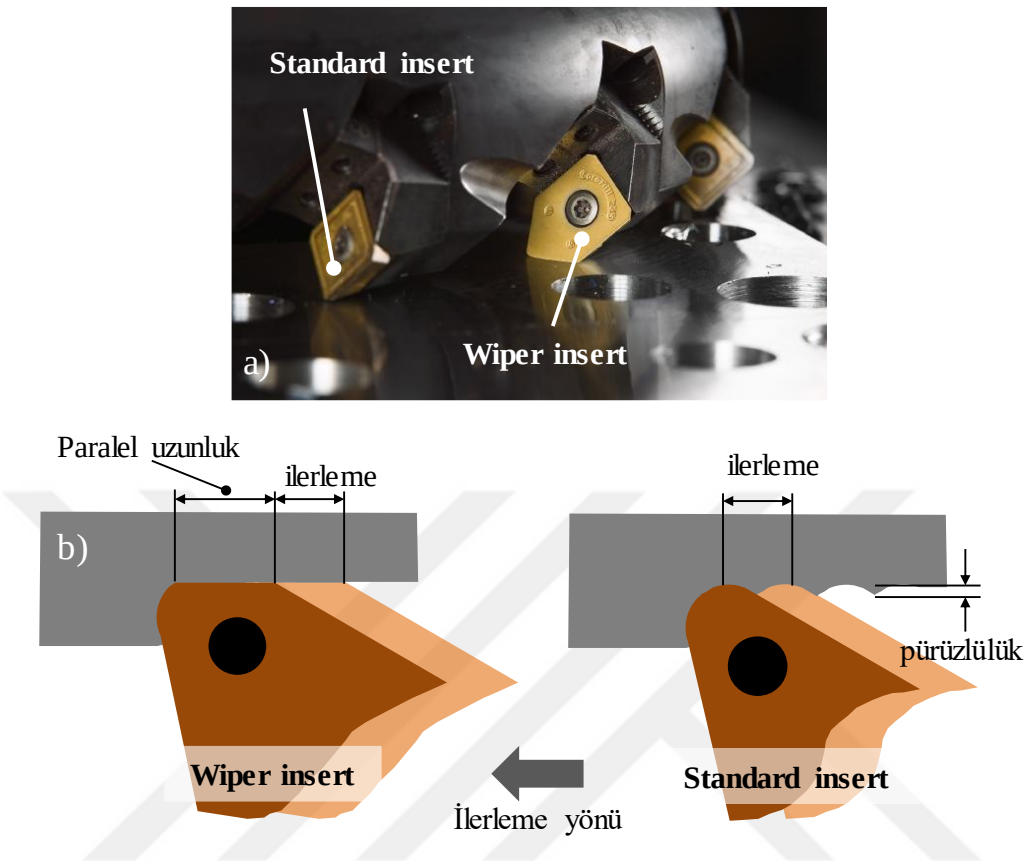
Şekil 4.11 : Eksantirisitenin çıkıntı oluşumu üzerine etkisi.

Şekil 4.11'den de açıkca görüleceği üzere bu çalışmadan çıkarılacak en etkili sonuç belirli bir eksantirisite değerine kadar çıkıntı oluşumunun gözlemlenmemesidir. Ancak, eğer eksantirisite değeri denklem 4.11'de belirtilen değerden büyük olursa çıkıntı yüksekliği aniden artmaktadır. Bir örnekle durumu açıklamak gerekirse; a_e=40mm/dev için eksantirisite 17mm'ye kadar arttırılabilir aksi halde yani eksantirisite bu değerden fazla olursa çıkıntı oluşumu meydana gelir. Diğer taraftan eğer a_e=30 mm/dev seçilirse, e=22mm'ye kadar çıkıntı oluşumu olmadan frezeyle tornalama gerçekleştirilebilir. Şekil 4.11'den çıkarılacak bir sonuç ise a_e değerinin yani işparçası devri başına ilerlemenin artmasıyla çıkıntı oluşumu olmadan seçilebilecek eksantirisite değerinin azalmasıdır. Bu değer Şekil 4.11'den de görüleceği üzere 21 mm'den 17 mm'ye azalmıştır.

4.4 Eksantirisitenin ve Silici Takımın Yüzey Pürüzlülüğüne Etkisi

Kesici takım ve işparçasının eşzamanlı dönme hareketi nedeniyle frezeyle tornalamada yüzey pürüzlülüğü oldukça fazla parametrenin bir fonksiyonudur. Geleneksel işlemlerde ilerleme hızı ve kesici takımın burun yarıçapı yüzey pürüzlülüğünü belirleyen en önemli faktörlerdir. Genel bir ifadeye dökülecek olursa yüzey

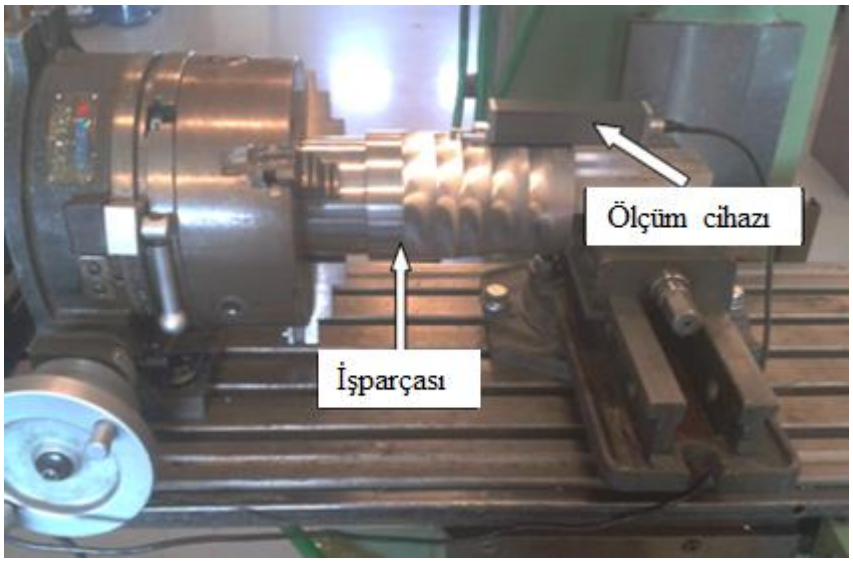
pürüzlülüğü ilerleme ile birlikte artarken, kesici takım burun yarıçapı ile de azalmaktadır.



Şekil 4.12 : a) Standart ve silici takımlar b) Silici etkisi.

Wiper (silici) takımlar, düz kesme ağzı tasarımlarıyla talaşlı imalatta yüzey kalitesini arttırmak için kullanılırlar. Bu sayede daha iyi bir yüzey pürüzlülüğü sağlanabilir. Fakat bu takımların kullanılması takım ve işparçası arasındaki temas uzunluğunu arttırdığından kesme kuvvetlerin artmasına neden olur. Şekil 4.12a ünlü kesici takım üreticisi firmalarından biri olan Sandvik Coromant firmasının katologlarından alınmış olup silici ve standart takımları göstermektedir [54]. Şekil 4.12b ise silici ve standart takımların çalışma mantığını birlikte göstererek, silici takımların yüzey kalitesini nasıl iyileştirdiğini açıklamaktadır.

Geleneksel frezeleme operasyonlarına benzer olarak silici takımlar frezeyle tornalama yönteminde ilerleme yönünde yüzey pürüzlülüğünü iyileştirebilirler. Bu nedenle kesici takım çeşidinin (silici veya standart) yüzey pürüzlülüğü üzerine etkisini araştırmak adına bir seri test gerçekleştirilmiştir. Bu teste ait deney düzeneği Şekil 4.13'te görülmektedir. Yüzey pürüzlülüğü şekildeki gibi profilometre yardımı ile ölçülmüştür.

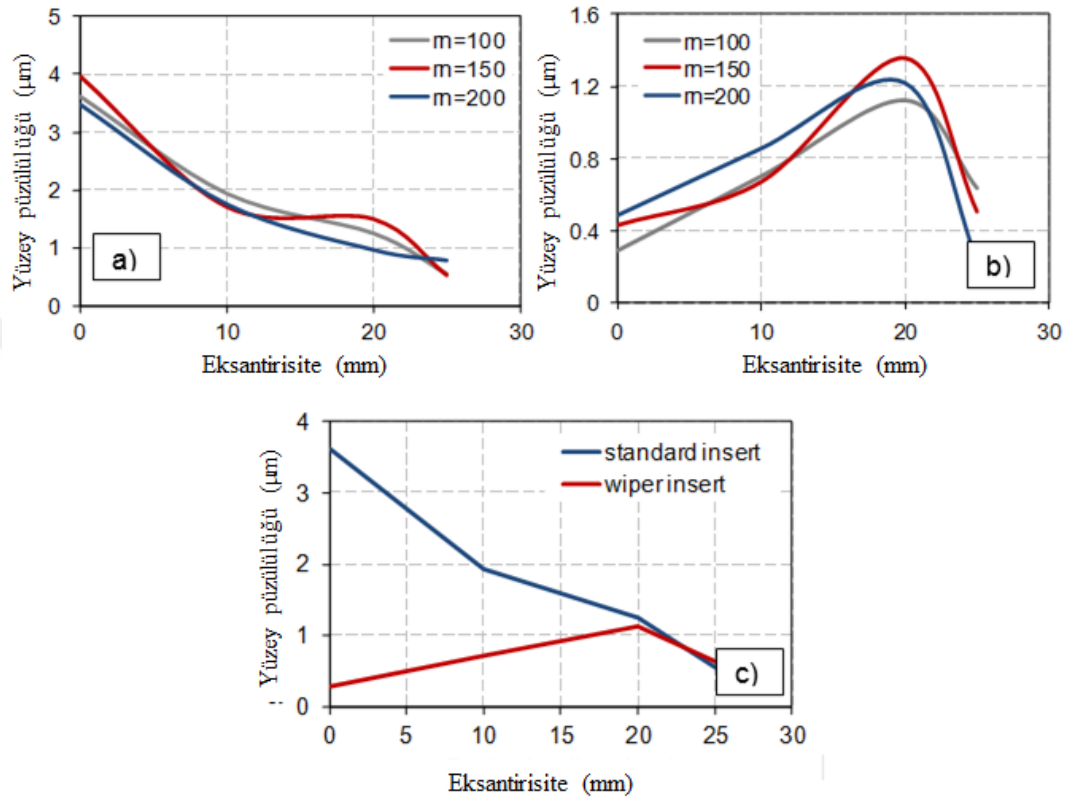


Şekil 4.13 : Yüzey pürüzlülüğü ölçümü için deney düzeneği.

Şekil 4.14'te ise farklı eksantirisite değerlerinde standart ve silici takım için elde edilen yüzey pürüzlülüğü değerleri görülmektedir. Deneylerde kullanılan kesme parametreleri şu şekildedir: a_e =3mm/dev m=4, n_t =2000, 3000, 4000 dev/dak, n_w =20 dev/dak. Silici takımla yapılan deneyler için, katalogta önerildiği gibi dört plaketten sadece biri silici olarak seçilmiştir [54]. Bu noktada şu durumun belirtilmesi gerekir; silici takımlarla kesim yapılırken, silici plaket sayısı diş başına ilerleme değerine göre seçilmelidir. Eğer diş başına ilerleme değeri silici plaketin düz kısmından büyükse, bu durumda takımın arkasında kesilmemiş bir yüzey kalır. İstenmeyen bu durumu önlemek adına silici plaket sayısı arttırılabilir; ancak fazla silici plaket kullanılmasının bazı sakıncaları vardır. Silici takımın düz kısmı arttıkça sabanlama etkisi artarken bununla birlikte kesme kuvvetleri de artmaktadır [55]. Sabanlama etkisi işparçasının kesilmesiden ziyade yığılması şeklinde özetlenebilir. Bu nedenle silici plaket sayısı hem yüzey kalitesi hem de kesme kuvvetleri düşünülerek seçilmelidir.

Şekil 4.14a'dan da görüleceği üzere standart takım kullanılan deneylerde eksantirisitenin artmasıyla birlikte yüzey pürüzlülükleri azalmıştır. Şekil 4.14b'de ise silici takımla yapılan deney sonuçları görülmektedir. Buna göre silici takımla elde edilen sonuçlarda yüzey pürüzlülüğünün belirli bir eksantirisite değerine kadar arttığı görülmektedir. Şekil 4.14c'te her iki takımla elde edilen deney sonuçları karşılaştırılmıştır. Bu sonuçlara göre silici takımlar daha iyi bir yüzey kalitesi sağlamaktadırlar; fakat belirli bir eksantirisite değerinin ötesinde bu avantajlarını kaybetmektedirler. Bunun nedeni eksantisite arttıkça takımın altı ve parça temasının azalması ve buna bağlı olarak silici takımın avantajının giderek kaybolmasıdır. Ayrıca

şu hatırlanmalıdır ki; eksantirisite takım yarıçapına eşit olduğunda kesme sadece takımın yanları ile meydana gelmektedir. Son olarak Şekil 4.14a ve Şekil 4.14b incelendiğinde r_n'nin yüzey pürüzlülüğü üzerinde sadece küçük bir etkisinin olduğu görülecektir. Burdan da şu sonuç çıkarılabilir; r_n üretkenliği yani MKH'yi iyileştirmek amacıyla yüzey pürüzlülüğünden feragat etmeden attırılabilir.



Şekil 4.14 : Pürüzlülük a)standart b)silici c)standart ve silici.

Frezeyle tornalama işleminde aynı ilerleme değeri için silici takımlar standart takımlara göre daha iyi yüzey pürüzlülüğü sağlamaktadırlar. Bunun bir sonucu olarak silici takım kullanıldığı durumlarda daha yüksek ilerleme değerleri seçilmek suretiyle yüzey pürüzlülüğü kötüleştirilmeden üretkenlik yani MKH arttırılabilir. Bu çalışmada yapılan deneylere göre aynı kesme parametreleri altında dik frezeyle tornalama operasyonu için silici takımlarla standart takımlara göre 10 kat daha iyi yüzey pürüzlülüğü elde edilebilir.

Sonuç olarak üretilen parçanın yüzey kalitesi bir talaşlı imalat süreci için önemli çıktılardan biridir. Bu bölümde tartışılan frezeyle tornalama sonrası yüzey kalitesi konusuna başka bir açıdan da bakmak mümkündür. Bilindiği üzere talaşlı imalat işlemleri kaba ve ince talaş kaldırma olmak üzere iki aşamada gerçekleştirilir. Bu noktadan hareketle frezeyle tornalama ile elde edilmiş yüzeydeki yuvarlaklık ve çıkıntı

oluşumu yorumlanabilir. Yukarıda da elde edilen matematiksel sonuçlar göstermiştir ki yuvarlaklık oluşumu için paso değerinin önemli bir etkisi yoktur. Dolayısı ile kaba ve ince talaş kaldırmada yuvarlaklık hatası önemli bir farklılık göstermez. Ancak çıkıntı oluşumunda paso derinliği önemlidir. Eğer uygulanan frezeyle tornalama operasyonunda çıkıntı yüksekliği önem arz ediyorsa önce kaba pasolar sonrasında ise ince talaş kaldırma önerilebilir.

5. FREZEYLE TORNALAMADA TAKIM ÖMRÜ

Bir talaşlı imalat işleminde süreç verimliliğini belirleyen en önemli parametrelerden biri de takım aşınmasıdır. Frezeyle tornalama kesintili bir işlem olduğu için takım ve parça arasında kesme sırasında sürekli bir temas yoktur. Bu durumda kesme sıcaklıklarının, tornalama gibi sürekli temasın olduğu kesme işlemlerine göre daha düşük olmasına neden olmaktadır. Talaşlı imalatta kesme sıcaklıkları difüzyon mekanizmasını arttırarak takım aşınmasını hızlandırmaktadır. Bu nedenle frezeyle tornalamada benzer kesme parametreleri altında takım aşınmasının tornalamaya göre daha az olması beklenmektedir.

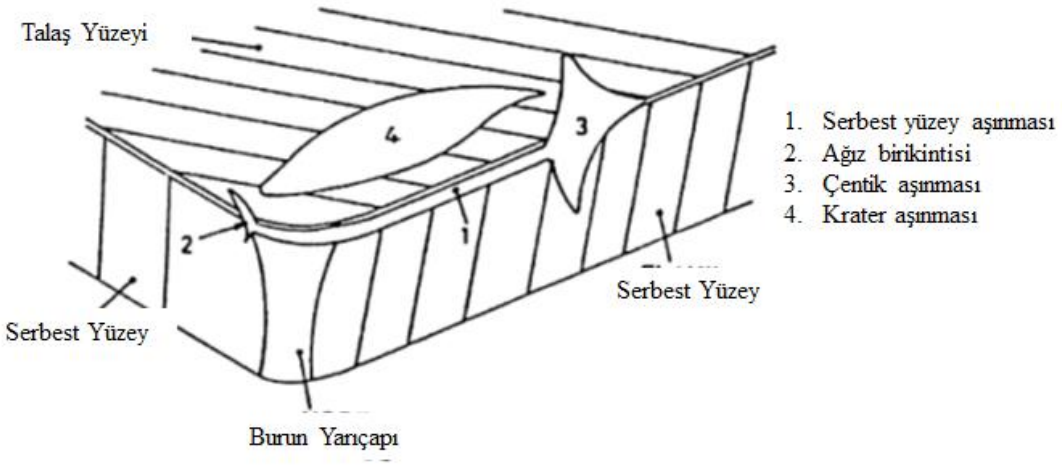
Yukarıdaki anlatılan durumu sayısal olarak belirlemek amacıyla bir seri test yapılmıştır. Takım aşınması testlerinde test malzemesi olarak Inconel 718, Waspaloy ve Ti6Al4V seçilmiştir. Bu malzemeler özellikle havacılık sektöründe kullanılan ve işlenmesi zor malzemelerdir. Buna ek olarak deneyler kuru, sulu ve MQL (Minumum miktarda yağlama) şartlarında yapılmış ve sonuçlar hem kendi arasında hem benzer kesme parametreleri kullanılarak elde edilmiş tornalama sonuçları ile karşılaştırılmıştır.

Farklı işparçası malzemelerinde frezeyle tornalamanın takım aşınması üzerine etkisinin yanında, eksantirisite parametresinin takım aşınması üzerine etkisi de araştırılmıştır. Elde edilen tüm bu sonuçlara ait tartışma aşağıdaki bölümlerde verilmiştir.

5.1 İşlenmesi Zor Malzemeler

Nikel ve titanyum alaşımları veya yapısal seramikler ve tantal gibi diğer ileri mühendislik malzemeleri, yüksek sıcaklıklarda hala dayanımlarını koruyabilme, kimyasal olarak kararlı ve yüksek aşınma dayanımı gibi özellikleri nedeniyle havacılık, elektronik, savunma sanayi ve implant gibi uygulumalarda sıklıkla tercih edilirler. Bu malzemelerin yüksek sıcaklıkta hala özelliklerini koruyabilmeleri talaşlı imalatlarını zorlaştırmaktadır ve işlenebilirliklerini düşürmektedir; bu nedenle bu malzemelere genel olarak işlenesi zor malzemeler denir. Bir talaşlı imalat işleminde

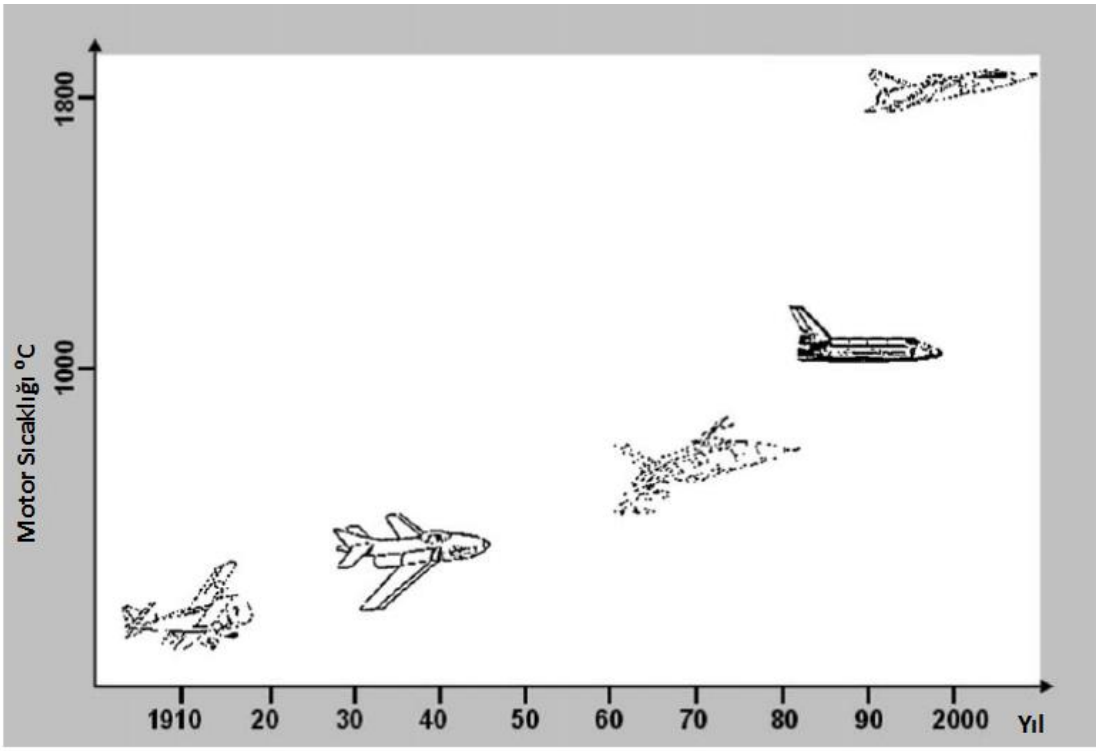
harcanılan enerjinin büyük bir kısmı ısıya dönüşür. Talaşlı imalatta karşılaşılan problemlerin büyük bir kısmının nedeni; kayma düzlemindeki deformasyon ve talaş yüzeyindeki sürtünme nedeniyle ortaya çıkan ısı oluşumu nedeniyle oluşan yüksek sıcaklıklardır. İşlenmesi zor malzemerin dayanımlarının yüksek oluşu onların işlenmesi sırasında daha yüksek enerji gereksinimleri ortaya çıkarır; bunun sonucunda da kesme bölgesinde yüksek sıcaklıklar meydana gelir. Ayrıca bu malzemelerin çelik ve dökme demire kıyasla sahip olduğu düşük ısıl iletkenlik katsayıları; örneğin titanyum alaşımları (yaklaşık 15 W/m^{o}C), nikel alaşımları (yaklaşık 11 W/m^{o}C) kesme sırasında hem takımda hem de işparçasında yüksek sıcaklıkların görülmesinin bir diğer nedenidir [56]. Nikel ve titanyum alaşımlarının diğer özellikleri ise şöyle özetlenebilir; yapılarındaki kalıntı ostenit faz nedeniyle hızlı pekleşmeleri, atmosferik koşullarda takım malzemesi ile kimyasal reaksiyona girebilme, ağız birikintisi oluşturarak takıma kaynama ve içyapılarında aşındırıcı karbürlerin bulunmasıdır. Tüm bu özellikler kesme sırasında Şekil 5.1'de görülen serbest yüzey aşınmasına, krater ve çentik aşınmasına neden olur.



Şekil 5.1 : Takım aşınması çeşitleri [56].

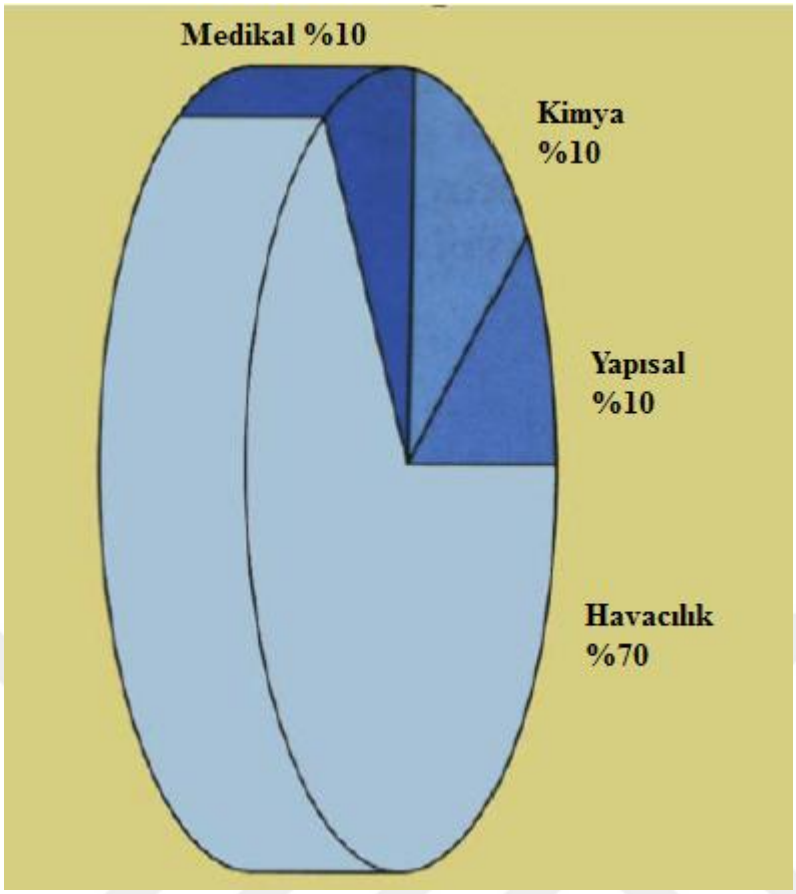
Nikel ve titanyum alaşımlarının en çok kullanıldığı sektör hiç şüphesiz havacılık sektörüdür. Bu malzemelerin havacılık sektöründe giderek daha fazla kullanılmasının altında yatan itici güç, daha sert, dayanıklı, tok, rijit, daha fazla korozyon direnci gösterirken aynı zamanda dayanım/ağırlık oranının yüksek olduğu bir malzeme grubu arayışıdır. Özellikle jet motorlarının yaygınlaşmasıyla çelik ve paslanmaz çelikten ziyade, yüksek sıcaklıkta mekanik ve kimyasal özellikleri çok yüksek olan bu malzeme grubunun, bu motorların tasarımında yer alması da artmıştır. Daha sıcak, güçlü ve daha verimli motorlara olan talep "süper-paslamaz" alaşımların gelişmesine yol açmıştır.

Şekil 5.2'de görüleceği üzere 1910'dan başlamak üzere motorların yanma odalarındaki sıcaklıklarda istikrarlı bir artış vardır; özellikle 1990'dan günümüze iki kat artış dikkat çekmektedir [57]. Yeni malzemelerin bulunması ile birlikte 1950'lerden itibaren her yıl bu sıcaklıkların ortalama 10 ^{o}C arttığı söylenebilir. Bu sıcaklıkların artışı ile birlikte motor verimi artarken yakıt tüketimi de düşmektedir.



Şekil 5.2 : Yıllara göre uçak motor sıcaklıklarının artışı [61].

Yüksek erime sıcaklıklarına sahip ısıya dayanıklı alaşımlar uçak motoru üretiminde en çok kullanılan malzemelerdendir. Bu süper alaşımlar dört ana grupta toplanabilir; nikel alaşımları, kobalt alaşımları, demir alaşımları (yüksek krom katkısı ile) ve titanyum alaşımları. Şekil 5.3'ten de görüleceği gibi süper alaşım tüketiminin üçte ikisi havacılık sektöründe jet motorlarının ve ilgili ekipmanın üretimi için kullanılmaktadır [57]. Bu malzemelerle üretilen parçalar geleneksel çelik ve benzeri muadillerine göre küçük ve hafiftirler; çünkü özgül dayanımları (dayanım/yoğunluk) diğer malzemelere oldukça yüksektir bu nedenle daha küçük kesitlerde üretilebilirler. Bu da yakıt tüketiminde ve çevre kirliliğinde azalmayı beraberinde getirmektedir. Motor ağırlığındaki her bir kilogram azalma motorun bütün çalışma ömrü dikkate alındığında toplam 150000$ tasarruf anlamına gelmektedir. Bu süper alaşımların geri kalan üçte birlik kullanım alanını ise yüksek sıcaklık ve yüksek aşınma özellikleri nedeniyle, kimya, medikal ve yapı sektörleri oluşturmaktadır.



Şekil 5.3 : Süper alaşım kullanım alanları [61].

Uçak motorunda kullanılan alaşımların yaklaşık yarısını nikel alaşımları oluşturmaktadır [58]. Nikel alaşımları çeliğe kıyasla yüksek dayanım/ağırlık oranına sahiptirler. Nikel alaşımları havacılık sektörüne ek olarak denizcilik ekipmanlarında, nükleer reaktörlerde, petrokimya tesislerinde, yemek işleme ekipmanlarda ve kirlilik kontrol aletlerinde kullanılmaktadır. Nikel alaşımlarının bu tip saldırgan ortamlarda kullanılmasının nedeni yüksek korozyon direnci, yüksek mekanik ve ısıl yorulma dayanımı ve sürünme özellikleridir. Çizelge 5.1 bu özelliklerin nikel alaşımlarında hangi alaşım elementleri ile elde edilebileceğini özetleyen bir tablodur. Benzer durumlar demir ve kobalt alaşımları için de geçerlidir. Şekil 5.4 ise nikel alaşımı olan Inconel 718'in işlenebilirliğini diğer bilinen malzemelerle karşılaştırmaktadır.

Titanyum alaşımları uçak motoru ve iskeletlerinde dayanım ve hafiflik ihtiyacını karşılamak amacıyla geliştirilmişlerdir. Ayrıca oldukça yüksek korozyon dayanımları nedeniyle çelik gibi koruyucu bir ek bir kaplamaya ihtiyaç duymazlar böylelikle maliyetler azalır. Titanyum alaşımları sıcaklığın 130 ^{o}C'yi geçtiği uçak iskeletinde de kullanılabilir, burada bu sıcaklık aluminyum için maksimum işletme sıcaklığı olduğu hatırlanmalıdır [59,60]. Titanyum alaşımlarının kullanıldığı bir diğer ekipman da uçak

motorlarındaki düşük ve yüksek basınçlı kompresörlerde yüksek merkezkaç kuvvetlerine maruz kalan disk ve kanatlardır bu kuvvetler zamanla değiştiğinden bu parçalar aynı zamanda ağır bir yorulma yükü altındadır [61]. Son olarak titanyum alaşımları yüksek korozyon dayanımları ve geliştirilebilen mekanik ve fiziksel özellikleri nedeniyle birçok sanayi kolunda tercih edilirler.

Çizelge 5.1 : Nikel alaşımlarına katılan alaşım elementleri.

Nikel	Neden?
+Krom, demir, molibden, tungsten, tantal	Yüksek dayanım
+Aluminyum, titanyum	Yüksek sıcaklık dayanımı
+Aluminyum, krom, tantal	Korozyon dayanımı
+Bor, karbon, zirkonyum	Sürünme dayanımı

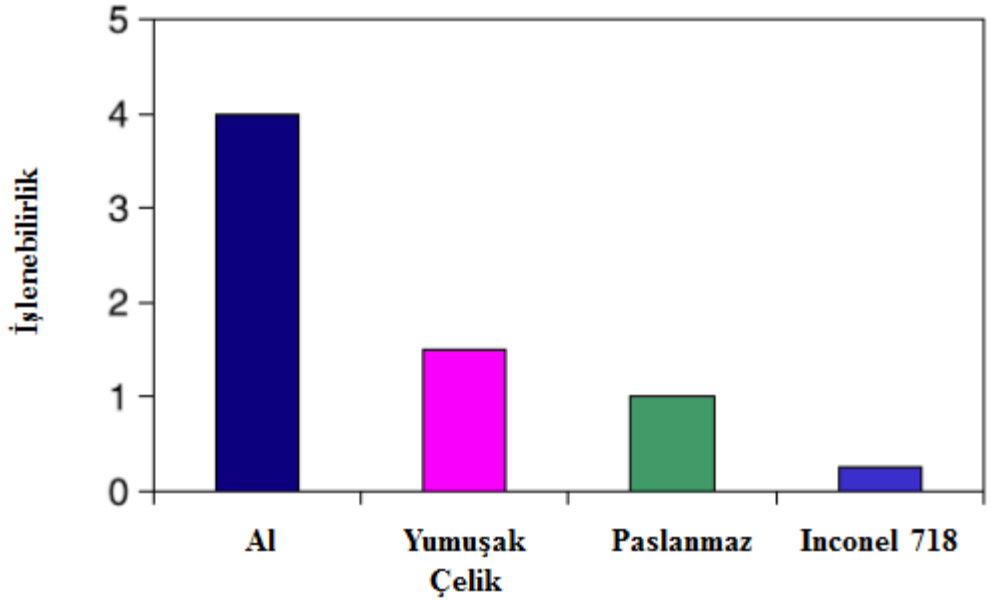
Titanyum ve süperalaşımlar genellikle döküm, yoğruk ve sinterlenmiş (toz melaturjisi) halde bulunurlar. Çizelge 5.2'de bu yapılara ait özellikler özetlenmiştir. Döküm yöntemi ile üretilen bileşenler yüksek tokluk ve sürünme dayanımına sahiptirler. Bu özellikler talaş oluşumunu zorlaştırdığı için işlenebilirlik problemlerine yol açmaktadır. Yoğruk ve plastik şekil değiştirmiş yapılar genel olarak yüksek dayanım ve iyi yorulma özellikleri göstermektedir. Ancak diğer taraftan kesme sırasında takım için çok aşındırıcıdırlar. Toz metalurjisi ile oldukça karmaşık parçalar son geometrilerinde üretilebilirler. Bu yöntemle üretilen parçalar içerdikleri yüksek sayıda aşındırıcı parçacık nedeniyle oldukça düşük işlenebilirliğe sahiptirler.

Çizelge 5.2 : Süper alaşımların üretim yöntemleri ve işlenebilirlik özellikleri.

Üretim Yöntemi	Özellikler	İşlenebilirlik Sorunları
Döküm	Sürünme dayanımı, tok	Talaş kırma problemi
Yoğruk ve PŞV	Yüksek dayanım, iyi yorulma özellikleri	Aşındırıcı içyapı
Toz Metalurjisi	Karmaşık alaşımlar yapılabilir	Aşındırıcı parçaçıklar nedeniyle düşük işlenebilirlik

İşlenmesi zor malzemelerin işlenebilirlikleri, yapısal motor parçalarından beklenen yüksek sıcaklık özelliklerinin sürekli artması nedeniyle gün geçtikçe azalmaktadır. Titanyum ve süperalaşımlara ek olarak tek kristalli alaşımlar ve yönlenmiş katılaşma ile elde edilmiş ötektik alaşımların kullanımı da artmaktadır. Bunun yanında metallerarası bileşikler de gittikçe yaygınlaşmaktadır; ancak bunların hepsinin de işlenebilirlikleri kötüdür. Üretim tekniklerindeki diğer bazı gelişmeler de talaşlı imalatı giderek daha zor hale getirmektedir. Bunların içinde parçanın mekanik ve ısıl

özelliklerini daha da iyileştiren izotermal dövme teknikleri ve diğer termo-mekanik işlemler yer almaktadır.

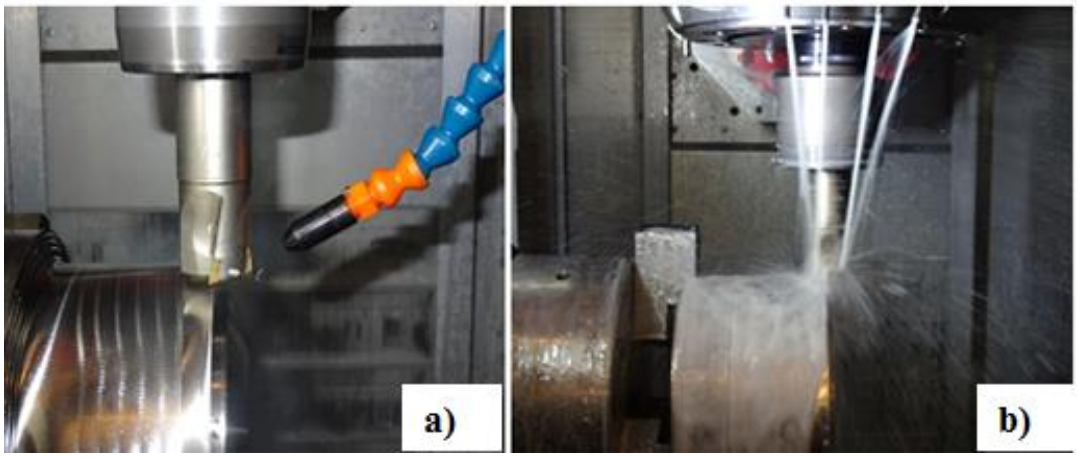


Şekil 5.4 : Farklı malzemelerin işlenebilirlikleri.

Titanyum aluminidler inanılmaz yüksek sıcaklık özellikleri ile havacılık ve otomotiv sektörü için gelecek vaad eden yeni bir alaşım türüdür. Bu yüksek sıcaklık özellikleri ile birlikte bu malzemeler kolaylıkla uçak ve araba motorlarındaki sıcak bölgelerdeki uygulamalar için nikel alaşımları ile yarışabilir düzeye gelebilirler. Ancak bu malzemerin de talaşlı işlenebilirlikleri oldukça düşüktür. Tüm bu nedenlerle işlenmesi zor malzemelerin frezeyle tornalama gibi geleneksel olmayan yöntemlerle talaşlı imalatı araştırılması önemli bir konudur.

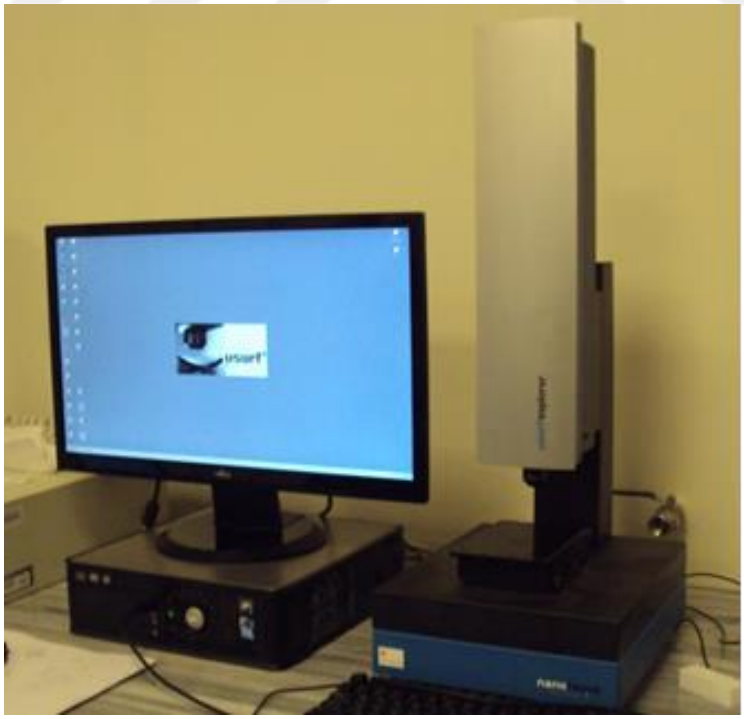
5.2 Deneysel Çalışma

Deneysel çalışma MoriSeiki NTX 2000 çok maksatlı takım tezgahında gerçekleştirilmiştir. Testlerde işparçası olarak havacılık sektöründe sıkça kullanılan Nikel alaşımları olan Inconel 718, Waspaloy ve Titanyum alaşımı olan Ti6Al4V kullanılmıştır. Testler kuru olarak, kesme sıvısı ile ve MQL (Minumum Miktarda Yağlama) kullanarak tekrarlanmış ve bu şartların takım ömrü üzerine etkisi de araştırılmıştır. Testlerde WERTE MQL sistemi kullanılmıştır. Yağlayıcı olarak Hard-Cut 5518 tercih edilmiş olup sistem 6 bar basınçta çalıştırılmış ve 17 mL/saat debi seçilmiştir. Şekil 5.5a'da kullanılan MQL sistemi görülmektedir. Şekil 5.5b'de ise kesme sıvısı kullanılarak yapılan deneylerden alınan görüntü verilmiştir.



Şekil 5.5 : Takım ömrü deneyleri a) MQL ile DFT b)Kesme sıvısı ile DFT.

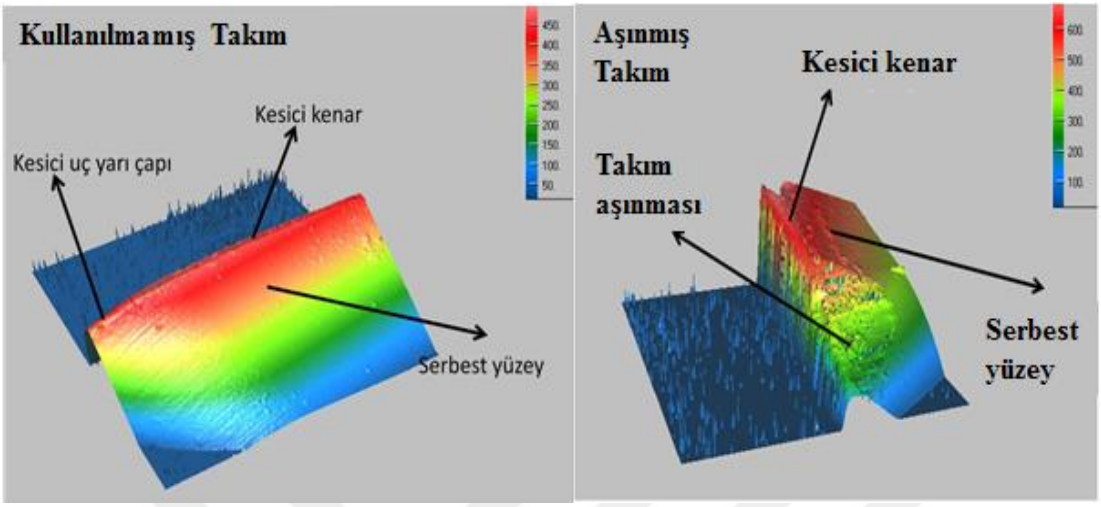
Takım aşınması testlerinde kesici takım olarak 32 mm çaplı Seco Micro-Turbo 217.69.03 kodlu 3 ağızlı freze takımı kullanılmıştır. Plaket olarak F40 M kalitesindeki takma uç kullanılmıştır, bu uç firma tarafından süper alaşımların işlenmesi için önerilen takma uçtur. Frezeyle tornalama testlerinde kullanılan kesme parametreleri ise şöyledir: kesme hızı V_c =45 m/dak, ilerleme f=0.4 mm/diş, paso derinliği doc=0.2 mm ve işparçası devri başına ilerleme a_e=8mm/dev. Eksantirisite ise e=21 mm olarak seçilmiştir.



Şekil 5.6 : Nanofocus cihazı.

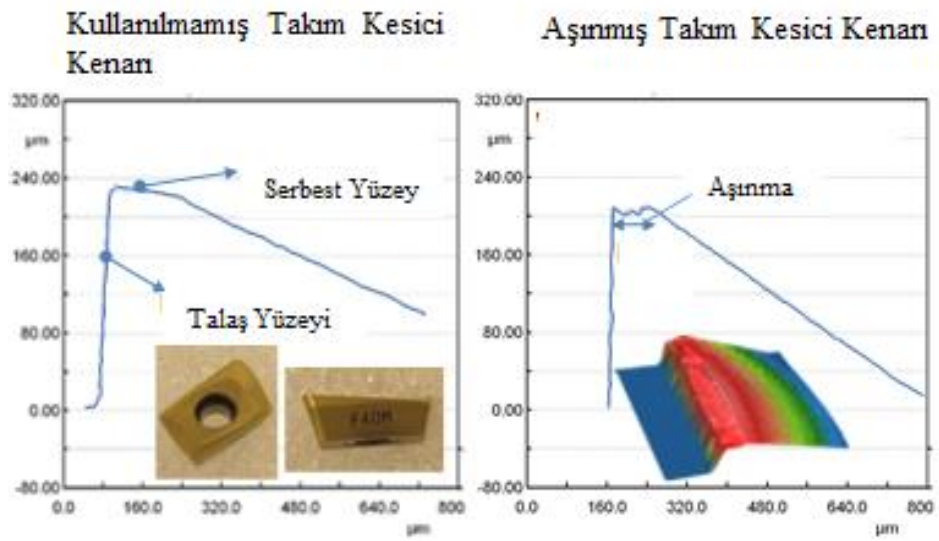
Deneysel çalışmada takım aşınması Şekil 5.6'da görülen Nanofocus µsurf 3D profilometre ile ölçülmüştür. Ölçüm, üç takma uçtan biri seçilerek belirli aralıklarla

takım aşınmasının ölçülmesi şeklinde gerçekleşmiştir. Şekil 5.7'de bu takma uca ait cihaz görüntüleri verilmiştir. Bu şekilde kullanılmamış takım ve aşınmış takıma ait temsili profilometre sonuçları görülebilir.



Şekil 5.7 : Kullanılmamış ve aşınmış takıma ait Nanofocus görüntüleri.

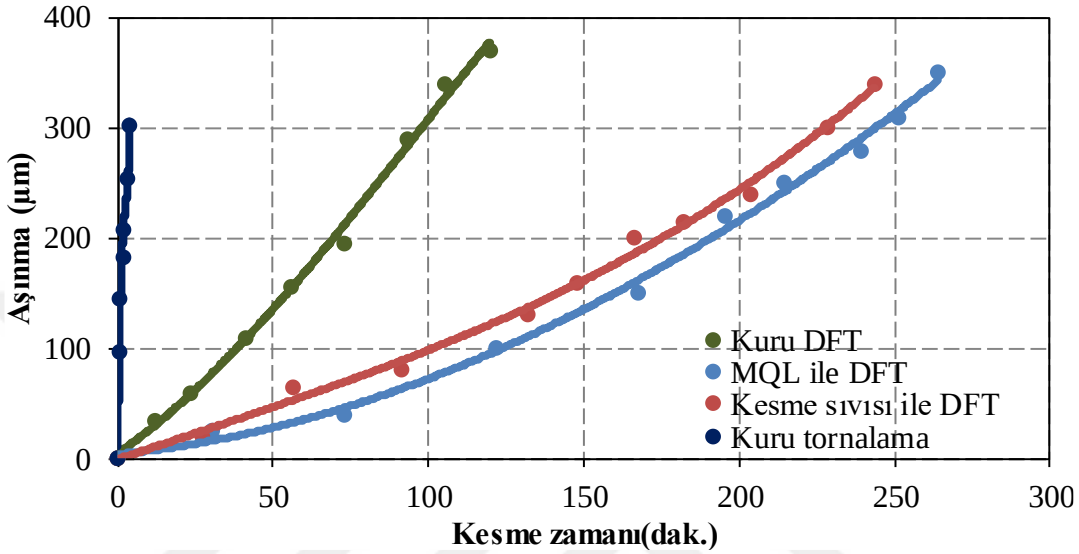
Şekil 5.8 ise yine aynı cihazdan alınan kullanılmamış ve aşınmış takım için profil sonuçlarını göstermektedir. Bu şekilde takım aşınması için sayısal bir sonuca ulaşmak mümkündür. Kullanılmamış takım ve aşınmış takım için verilen profil incelenirse, takım aşındıkça serbest yüzeyin düzleştiği görülecektir, bu düzlük miktarı serbest yüzey aşınması olarak adlandırılmaktadır. Takip eden bölümlerde çeşitli işparçası malzemeleri için verilen takım aşınması karşılaştırılmasında aşınma değeri olarak bu ölçülen miktar kullanılmıştır.



Şekil 5.8 : Kullanılmamış ve aşınmış takımların kesme kenar profilleri.

5.3 Ti6Al4V İçin Frezeyle Tornalamada Takım Ömrü

Titanyum ve alaşımları yukarıda da bahsedildiği gibi yüksek sıcaklık dayanımı ve korozyon direnci gerektiren mühendislik uygulamalarında tercih edilen önemli bir malzeme grubudur. Ti6Al4V ise bu grubun elemanlarından biri olup yaygın olarak havacılık ve medikal sektörlerinde kullanılmaktadır.



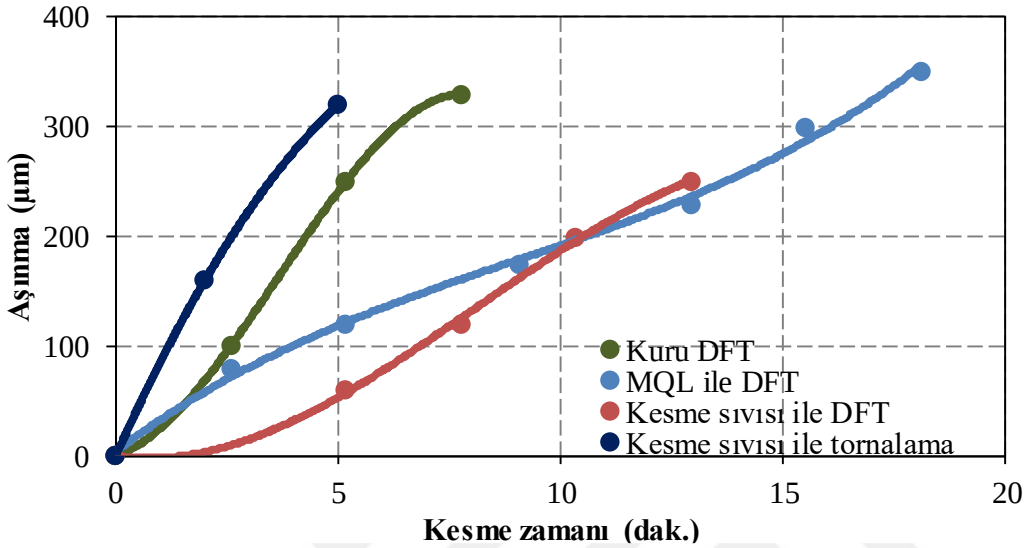
Şekil 5.9 : Ti6Al4V için takım aşınması sonuçları.

Şekil 5.9 farklı kesme koşulları altında frezeyle tornalama ve geleneksel tornalama için serbest yüzey aşınmasını vermektedir. Geleneksel tornalama ile karşılaştırma yapmak adına frezeyle tornalama sonuçları normalize edilmiştir. Bu normalizasyon takımın sahip olduğu diş sayısına göre gerçekleştirilmiştir. Bu nedenle elde edilen sonuçlar üçe bölünerek grafiğe işlenmiştir. Şekil 5.9'dan da görüleceği gibi soğutucu kullanımı takım ömründe oldukça etkilidir. MQL ile frezeyle tornalama ile kuru frezeyle tornalamaya göre 3 kat daha iyi sonuçlar elde edilmiştir. Her ne kadar kuru frezeyle tornalama diğer soğutma koşullarına gören kötü takım aşınması sonuçlarını verse de, yine de sonuçlar geleneksel tornalamadan 40 kat daha iyidir.

5.4 Inconel 718'de Takım Ömrü

Şekil 5.10 bir nikel alaşımı olan Inconel 718 için serbest yüzey aşınmasının verilen kesme parametreleri için gelişimini göstermektedir. Ti6Al4V'de olduğu gibi bu durumda da elde edilen sonuçlar normalize edilmiştir. Şekilden de anlaşılacağı üzere her durumda frezeyle tornalama sonuçları geleneksel tornalama sonuçlarından daha iyidir. Frezeyle tornalama sonuçları arasında en kötü sonuçları veren kuru frezeyle

tornalama bile, kesme sıvısı ile tornalama sonuçlarından 2 kat daha iyidir. Beklenildiği gibi soğutucu kullanımı takım aşınması üzerinde etkili olmuştur. MQL ile elde edilen sonuçlar kuru duruma göre 3 kat daha iyi sonuçlar vermiştir. Inconel 718'in frezeyle tornalanması sırasında MQL ve kesme sıvısı ile kesme arasında ise belirgin bir fark elde edilmemiştir.



Şekil 5.10 : Inconel 718 için takım aşınması sonuçları.

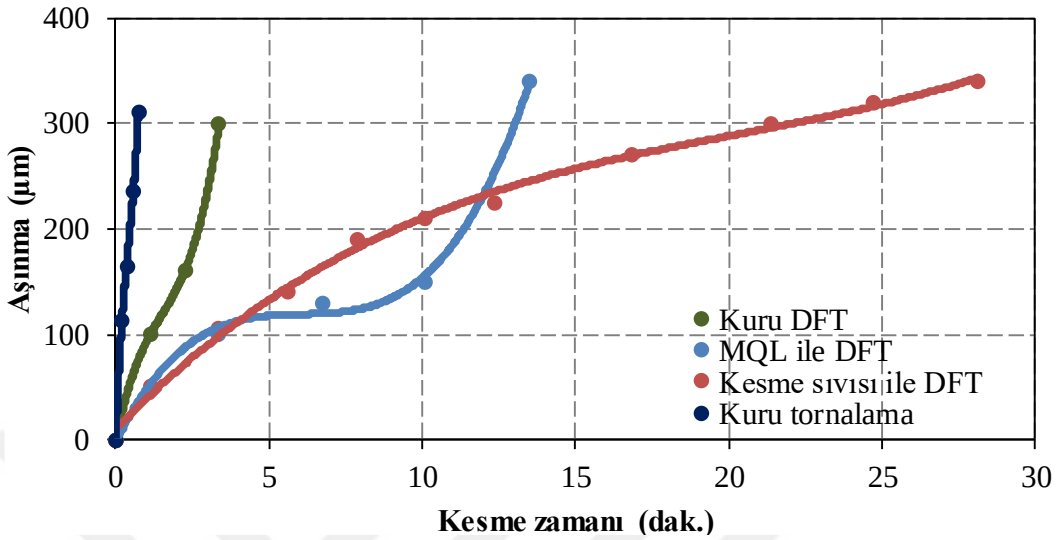
5.5 Waspaloy İçin Frezeyle Tornalamada Takım Ömrü

Şekil 5.11 farklı kesme koşulları altında Waspaloy için elde edilen sonuçları göstermektedir. Waspaloy özellikle gaz türbin motor disklerinde tercih edilen bir nikel alaşımıdır. Yukarıdaki diğer iki malzemede olduğu gibi bu durumda da elde edilen sonuçlar normalize edilerek geleneksel tornalama ile karşılaştırılmıştır. Waspaloy işlenebilirliği oldukça kötü bir malzemedir ve takımın kuru durumda aniden kırılma ihtimali vardır. Şekil 5.11'den açıkça görüleceği üzere kesme sıvısı kullanımı ile takım ömrü 25 kata kadar iyileştirilebilir. Buna ek olarak benzer kesme koşulları altında kuru frezeyle tornalama bile geleneksel tornalamaya göre daha iyi takım ömrü sonuçları vermiştir.

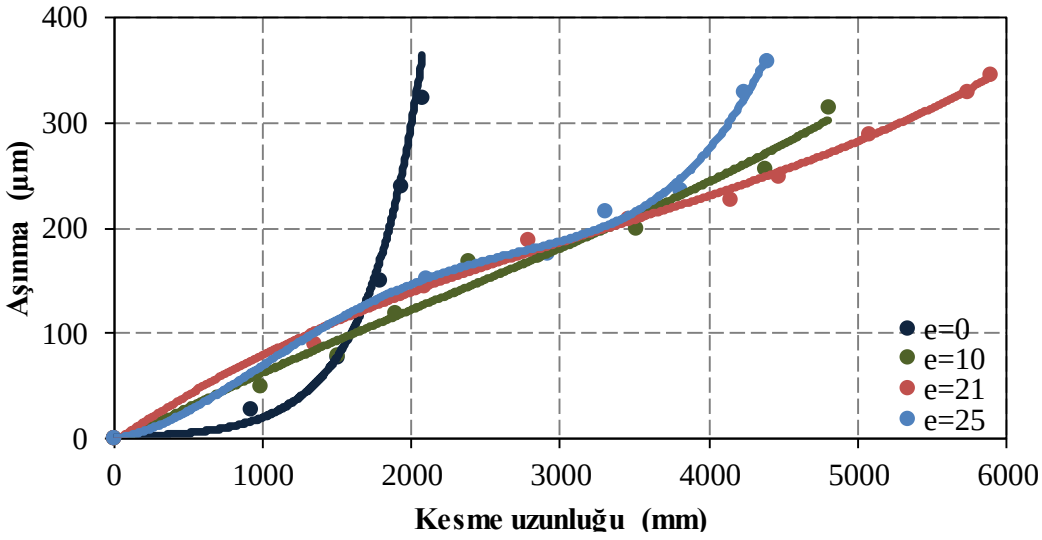
5.6 Eksantiristenin Takım Ömrüne Etkisi

Kesintili kesme işlemlerinde sürekli kesme işlemlerine kıyasla benzer kesme koşulları altında daha düşük kesme sıcaklıkları elde edilir. Kesici takım kesme halinde olmadığında soğumaya fırsat bulur böylelikle hem kesme sıcaklıkları düşer hem de parçada meydana gelen ısıl deformasyonlar azalır. Bunlara ek olarak düşük kesme

sıcaklıkları kesici takımda difüzyonla meydana gelen takım aşınmasını da azaltarak takım ömrünün artmasına yardımıc olur. Bu nedenle artan takım ömrü frezeyle tornalamanın avantajlarından biridir.



Şekil 5.11 : Waspaloy için takım aşınması sonuçları.



Şekil 5.12 : Eksantirisitenin takım aşınması üzerine etkisi.

Kesme işleminde ortaya çıkan enerji kesme kuvveti ve kesme hızının bir fonksiyonu olduğundan [62] eksantirisitenin de aşınma üzerinde önemli bir etkisi vardır.

Optimum eksantirisite değeri aşağıdaki denklem yardımı ile bulunabilir [63]:

$$e_{opt} = R_t - L_n \tag{6.1}$$

Burada R_t ve L_n sırasıyla takım yarıçapı ve kesici ucun kesme kenarı uzunluğudur. Eksantirisitenin takım aşınması üzerine etkisini anlamak amacıyla AISI 1050 çeliği

üzerinde takım aşınması testleri gerçekleştirilmiştir. Testlerde Seco Duratomic 50 mm çaplı, 4 kesme ağızlı ve 4 mm kesme ağzı uzunluğuna sahip yüzey frezeleme takımı kullanılmıştır. Diğer kesme parametreleri ise şu şekildedir: Kesme hızı V_c=330 m/dak., ilerleme f=0.15 mm/diş, paso derinliği doc=1 mm ve işparçası devri başına ilerleme a_e=3.5 mm/dev. Şekil 5.12 farklı eksantirisite değerleri için takım ömrünü göstermektedir. Denklem 5.1 kullanılarak optimum eksantirisite değeri 21 mm olarak belirlenmiştir, bu değerde takım ve işparçası temas alanı maksimum olur ve böylelikle kesme basıncı eşit bir şekilde dağıtılmış olur. Bu nedenle maksimum takım ömrü e=21 mm değerinde elde edilmiştir. Şekil 5.12'den de açıkça görüleceği üzere optimum eksantirisite değerine kadar eksantirisite arttıkça takım ömrü de artmaktadır. Eksantirisite değeri takım yarıçapına eşit olduğunda takım ve işparçası arasındaki temas oldukça azalır ve 2.bölümde anlatıldığı üzere takımın sadece yan tarafları kesmeye başlar, bu durumda takımın görece küçük bir bölümünde yüksek kesme basınçları gözlemlenir. Sonuçta e=25 mm değeri için takım ömrü gözle görülür biçimde azalır. Özetle eksantirisite değeri sıfır değerinden optimum değere arttırıldığında takım ömrü iki kat iyileştirilebilir.

6. KESME SICAKLIĞININ MODELLENMESİ VE ÖLÇÜMÜ

Kesme sırasında ortaya çıkan sıcaklıklar talaşlı imalatla ilgili araştırmaların odağı olan bir konudur. Frezeyle tornalamada sürecin aslında bir tornalama operasyonu olması ama bu işlemin geleneksel tornalamada olduğu gibi sürekli temasın olmadığı bir işlem olması yani kesintili olması nedeniyle kesme sıcaklığı açısından araştırılmaya değer bir konudur. Kesintili işlemlerde takım kesme yapmadığı zamanlarda soğumaya fırsat bulduğundan sürekli işlemlere göre daha düşük kesme sıcaklıkları elde edilir. Bu durumun deneysel ve sayısal olarak belirlenmesi işlem parametrelerini doğru seçebilmek adına önemlidir.

Bu tez çalışmasında kesme sıcaklığı araştırmaları bir bütün olarak ele alınmıştır o nedenle öncelikle daha temel kesme işlemleri üzerine araştırmalarla başlayan çalışma daha sonra sonra bu çalışmalardan elde edilen bilgi birikimi ile detaylandırılmıştır.

Çalışmalara aşağıda ayrıntıları verilecek olan iki boyutlu kesme (dik) deneyleri ile başlanmıştır. Dik kesme daha önce de tartışıldığı gibi en basit kesme mekaniğini oluşturur. O nedenle sıcaklık çalışmalarına bu şekilde başlanmıştır ve özellikle kesme sırasında sıcaklık ölçümü ile ilgili önemli bir bilgi birikimi elde edilmiştir.

Sonrasında sayısal olarak frezeyle tornalamada kesme sıcaklıklarının belirlenmesi için analitik bir model geliştirilmiştir. Bu analitik model ısınma ve soğuma sürelerini hesaba katan zaman bağlı bir modeldir. Bu sayede geliştirilen model diğer kesintili işlemler için de kullanılabilir.

Kesme sıcaklığı çalışmalarında son olarak döner sistemlerde sıcaklık ölçmek amacıyla yeni bir ölçme yöntemi tasarlanmış ve bu uygulanarak çeşitli parametrelerde kesme işlemi gerçekleştirilmiştir. Elde edilen sonuçlar geliştirilen modelle karşılaştırılmış ve model bu sayede doğrulanmıştır.

6.1 İki Boyutlu (Dik) Kesme Sıcaklığı Çalışmaları

Talaşlı imalatta kesme oldukça küçük bir alanda gerçekleşmektedir ve bu küçük alanda sıcaklık gradyanı çok yüksektir. Ayrıca ortaya çıkan talaş da kesme bölgesinin

incelenmesini zorlaştırmaktadır. Tüm bu nedenlerle talaşlı imalat sırasında kesme sıcaklıklarını deneysel olarak incelemek zahmetli bir iştir.



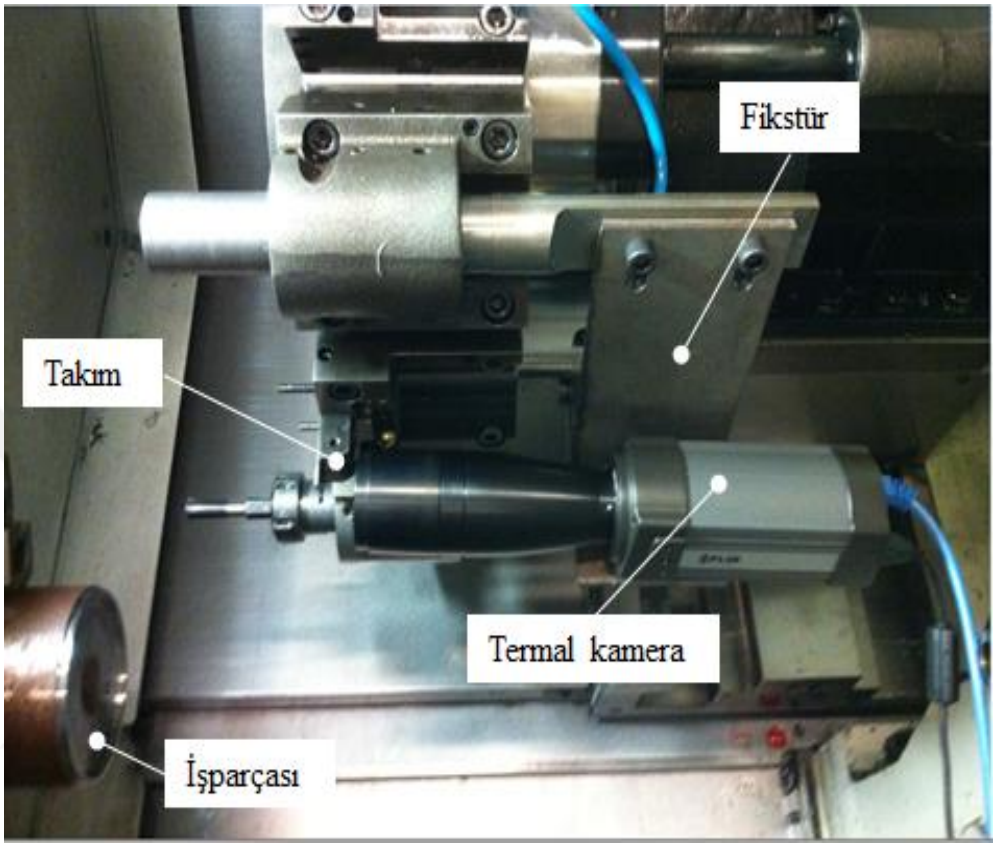
Şekil 6.1 : Manuel tornada sıcaklık ölçümü.

Dik kesmede sıcaklık ölçümü çalışmalarına FLIR marka termal kamera ile başlanmıştır öncelikle manuel tornada Şekil 6.1' de görüldüğü gibi sıcaklık ölçülmeye çalışmıştır. Fakat kısa zamanda yukarıda anlatılan nedenlerden ötürü bu şekilde doğru bir ölçümün yapılamayacağı anlaşılmıştır.



Şekil 6.2 : Dik kesme deneylerinde kullanılan CNC torna.

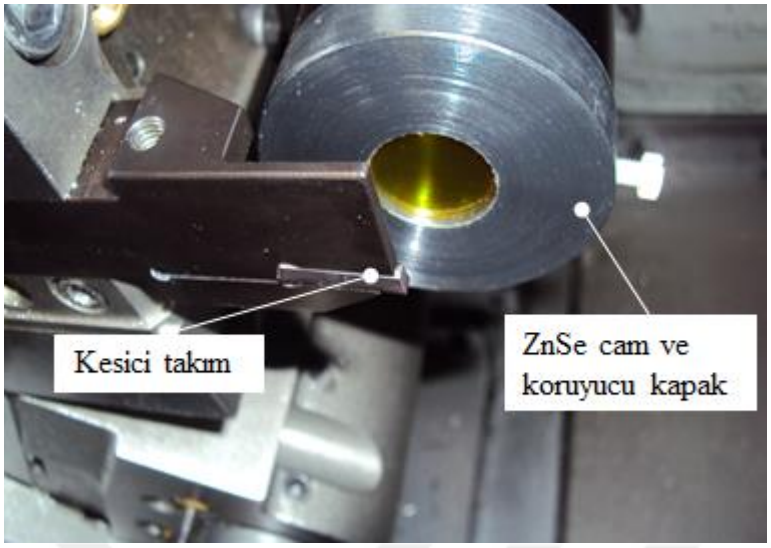
Bunun üzerine kamerayı Şekil 6.2'de görülen Mori Seiki marka CNC tornaya sabitleyecek ve taretin hareketi ile kameranın da hareketini sağlayarak odağın sürekli takımda olmasını garanti edecek bir fikstür tasarlanmış ve üretilmiştir. Şekil 6.3' te bu fikstür ve kameranın tezgah içindeki konumu görülebilir.



Şekil 6.3 : Termal kameranın tezgaha yerleştirilmesi.

Yapılan hazırlık testlerinde çıkan talaşın kameranın lensine doğru geldiği görülmüştür. Bu durumun kameranın orijinal lensine zarar vereceği ve bunun önlenmesi gerektiği düşünülmüştür. Bu amaçla kameranın önüne gelecek başka bir lens satın alınmıştır. ZnSe malzemeden yapılan bu özel lensin özelliği kızılötesi ışınların neredeyse tamamına yakınını geçirebilmesidir. Böylelikle sonuçlar bu lensten etkilenmezken kamera da korunmuş olacaktır. Bu lens kesme testlerine başlamadan önce satın alınmış ve kameraya tasarlanan bir adaptör sayesinde monte edilmiştir. Şekil 6.4'te bu lens ayrıntılı olarak görülebilir.

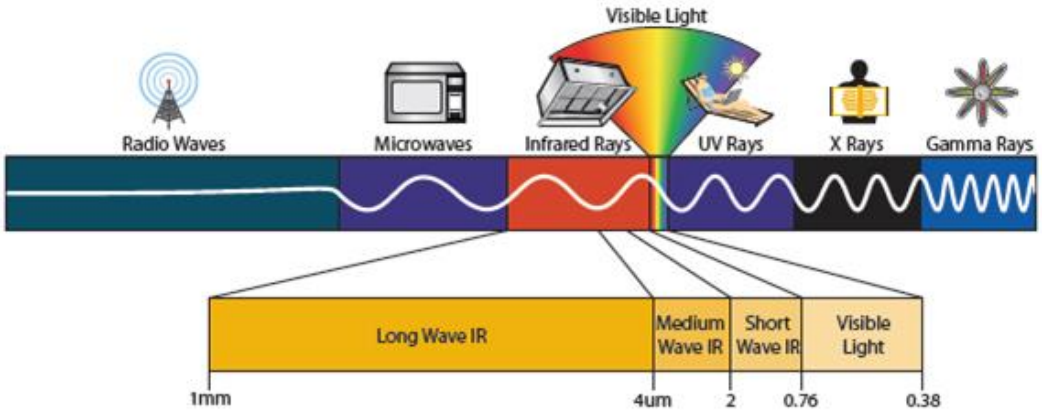
Öncü testler gerçekleştirildikten sonra önemli bir konunun farkına varılmıştır. Ölçüm parametrelerinden biri olan emissivite sonuçlar üzerinde çok etkilidir ve bu parametrenin doğru bir şekilde tanımlanması gerekmektedir. Bu nedenle asıl kesme testlerinden önce emissivite kalibrasyon deneyleri tasarlanmış ve gerçekleştirilmiştir.



Şekil 6.4 : Termal kamerayı ZnSe cam ve ve onu tutan kapak.

6.1.1 Emissivite Kalibrasyonu

Testlerde kullanılan termal kamera, ışınım prensiplerine göre çalışmaktadır. Mutlak sıcaklığın üzerindeki malzemeler insan gözünün ayırt edemeyeceği kızıl ötesi ışınlar yaymaktadırlar. Aşağıda Şekil 6.5'te bu ışınları da içeren elektromanyetik spektrum görülebilir.



Şekil 6.5 : Elektromanyetik spektrum [64].

Termal kamera bu ışınları toplayarak yorumlar; fakat bu noktada dışarıdan bazı bilgilerin cihaza verilmesi gerekmektedir. Bu bilgilerin en başında emissivite değeri gelmektedir. Bir yüzeyin emissivitesi belirli bir sıcaklıkta yüzey tarafından yayınan ışınımın aynı sıcaklıkta siyah bir yüzey tarafından yayınan ışınım miktarına oranını göstermektedir [65]. Bu oran 0 ila 1 arasında değişmektedir. Emissivite değerinin 1 olması o yüzeyin siyah cisme yakınlığını belirtir.

Yukarıdaki açıklamalar termal kameranın sıcaklığı ölçülecek malzemelere göre kalibre edilmesinin gerekliliğini göstermektedir. Bu amaçla çeşitli araştırmalar yapılmış ve en kararlı yönteme ulaşıncaya kadar denemeler gerçekleştirilmiştir. Aşağıda bu denemeler açıklamalarıyla birlikte verilmiştir.

6.1.1.1 Isıl işlem fırınında gerçekleştirilen kalibrasyon testleri

Kalibrasyon testlerine İstanbul Teknik Üniversitesi Makina Fakültesi Metalografi Laboratuvarında bulunan ısıl işlem fırını kullanılarak başlanmıştır, söz konusu fırın Şekil 6.6'da görülebilir.

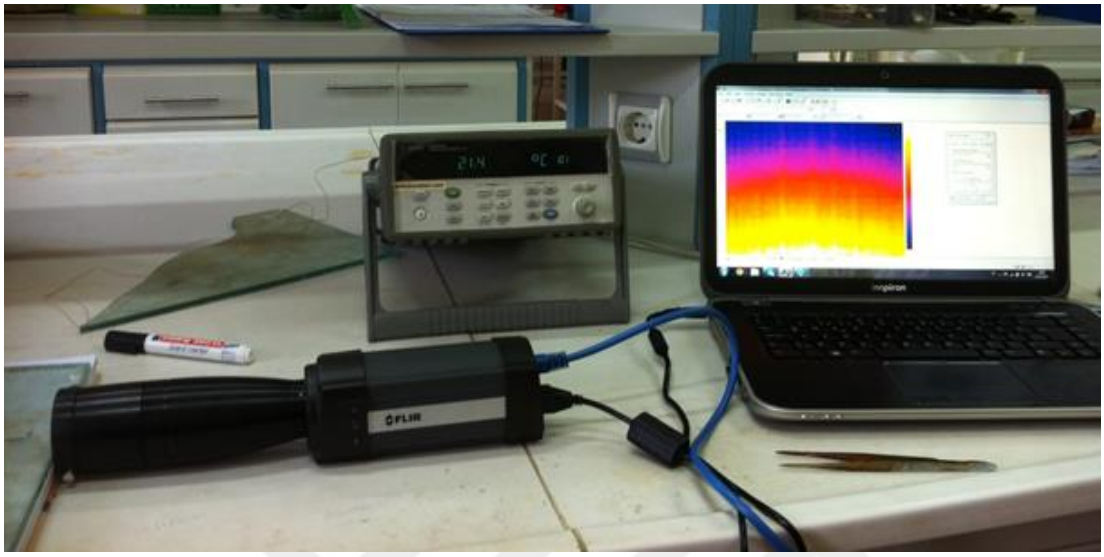


Şekil 6.6 : Isıl işlem fırını.

Emmissivite kalibrasyonu için kurulan test düzeneği ise Şekil 6.7'de görülebilir. Bu test düzeneğinde mantık şöyle işlemektedir: fırında belirli bir sıcaklığa kadar ısıtılan numuneler kameranın görüş alanına getirilmekte ve numune sıcaklığı hem termal kamera hem de daha önce kalibre edilmiş bir termo eleman vasıtasıyla ölçülmektedir. Sonuçta termo eleman ve termal kamera aynı sıcaklığı verecek şekilde emissivite değeri ayarlanmaktadır.

Şekil 6.7'de termal kamera, bağlı olduğu bilgisayar ve termo elemanla sıcaklık ölçmeye yarayan veri toplama cihazı görülebilir. Bu şekilde bir çok deney gerçekleştirilmiştir. Bazı veriler toplanmış fakat bu verilerin çok da sağlıklı olmadığı görülmüştür; çünkü numune fırından çıkartılıp ölçüm bölümüne getirilene kadar çok hızlı bir şekilde soğumaktadır bu da talaşlı imalat sıcaklıklarında bir karşılaştırma yapmanın önüne geçmektedir. Bu nedenle fırın sıcaklığı daha yüksek bir değere

ayarlanmıştır fakat bu sefer de incelenen numuneler kontrollü bir ortam olmadığı için hızlıca oksitlenmiş ve düzgün bir ölçüm almayı zorlaştırmıştır. Yukarıda bahsedildiği gibi emissivite malzemenin bir yüzey özelliği olduğu için oksitlenme sonuçları tamamen değiştirmektedir.



Şekil 6.7 : Isıl işlem fırını ile emissivite kalibrasyon düzeneği.

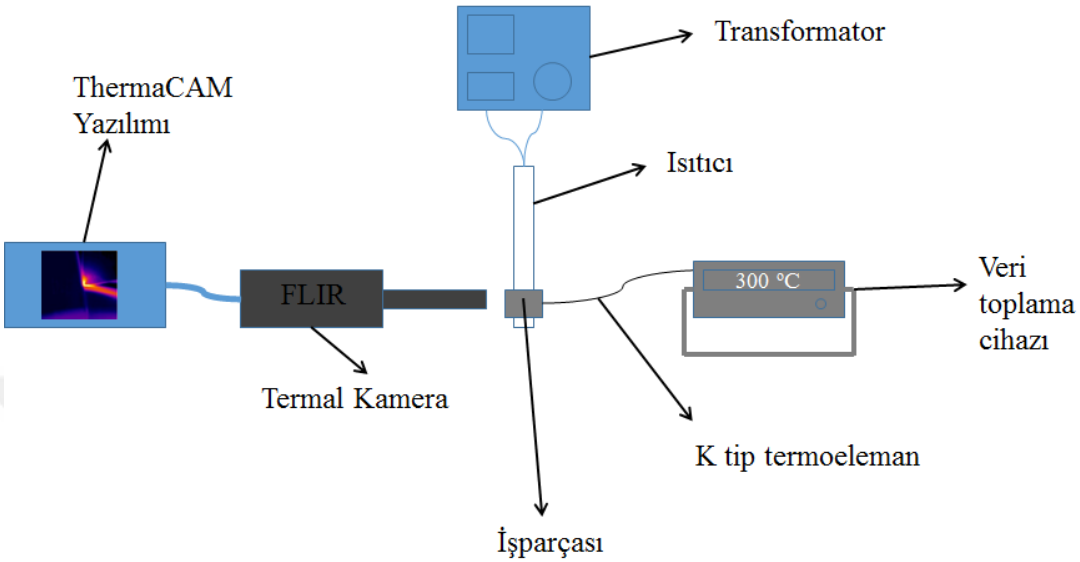
6.1.1.2 Endüstriyel tip tabla ısıtıcı ile kalibrasyon testleri

Yukarıda anlatılan sorunlar nedeniyle emissivite kalibrasyonun eş zamanlı gerçekleştirilmesi gerektiği sonucuna varılmıştır. Yani numune sıcaklığı hem termal kamera hem de termo elemanla aynı anda ölçülmelidir. Bu nedenle endüstriyel tip 600 ^{0}C'ye kadar çıkabilen bir ısıtıcı üzerine konuşmuş numune ile testler yapılmıştır. Numune sıcaklığı hem termal kamera hem de termo eleman ile takip edilmiştir. Fakat ısıtıcı yüzeyi çok geniş olduğu için buradan yansıyan ışımalar sonuçları etkilemiş ve doğru bir sonuç alınamamıştır. Sonuç olarak bu yöntemden de vazgeçilmiştir.

6.1.1.3 Parmak ısıtıcı (fişek) ile emissivite kalibrasyonu

Yukarıda anlatılan yöntemlerin işe yaramaması sonucu tekrar literatür araştırmasına gidilmiş ve konu ile ilgili araştırmalar incelenmiştir. Bu konuda özellikle öne çıkan Davies ve arkadaşlarının [66] çalışmaları dikkatle incelenmiş ve benzer yöntemler uygulanmaya çalışılmıştır. Çalışmanın esası silindirik içi boş numunenin yine silindirik bir ısıtıcı ile ısıtılması esasına dayanmaktadır. Numune silidirik olduğu için radyal olarak her bir kesiti aynı sıcaklıkta olacaktır böylelikle bir taraftan termal kamera bir taraftan ise termo elemanla ölçüm yapılarak sıcaklıklar karşılaştırılabilir.

Bu amaçla İTÜ Makina Fakültesi Isı Tekniği Laboratuvarında seramik dış yüzeye sahip bir ısıtıcı tasarlanmıştır. Sonrasına bu ısıtıcının tam olarak içine yerleşebileceği numuneler yine İTÜ bünyesinde hazırlanarak deney düzeneği kurulmuştur. Şekil 6.8' de deney düzeneğinin şematik resmi görülebilir.



Şekil 6.8 : Fişek tip ısıtıcı ile emissivite kalibrasyonu.

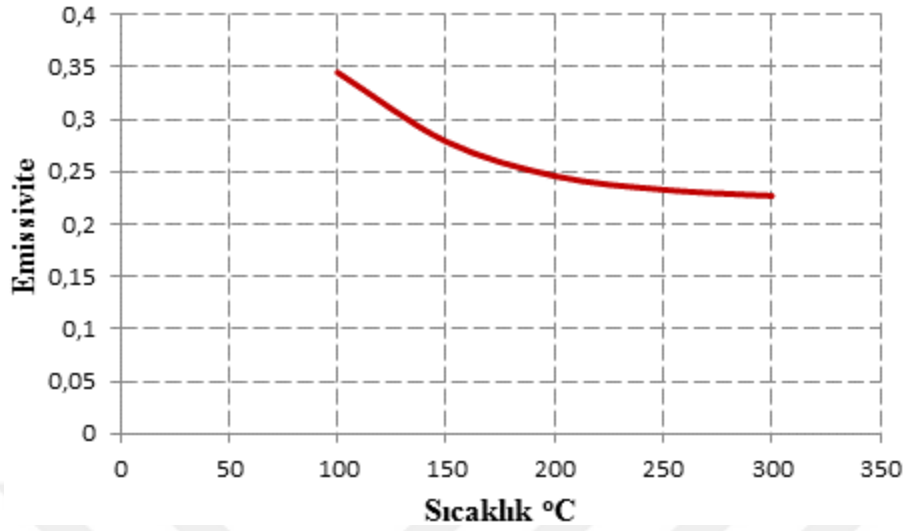
Ayrıca Şekil 6.9'da deney düzeneğinden alınmış resimler de görülebilir. Deney boyunca sıcaklık transformatör yardımı ile kademeli olarak arttırılmış ve hem termal kamera hem de termo eleman ile ölçülmüştür. Deneylerde yalnızca titanyum alaşımı için ölçümler alınabilmiştir; çünkü belirli bir sıcaklıktan sonra ısıtıcının rezistansları kopmuş ve veri alınmamıştır. Aşağıda titanyum alaşımı için yapılmış deney sonuçları verilmiştir.



Şekil 6.9 : Emissivite kalibrasyonu deney düzeneği.

Titanyum alaşımı için farklı sıcaklıklarda ölçümler alınmış ve bunlar kaydedilerek emissivite için bir eğri çıkarılmıştır. Şekil 6.10'da görüleceği üzere emissivite

sıcaklıkla değişmektedir; fakat belirli bir sıcaklıktan sonra sabit bir değere yaklaşmaktadır.



Şekil 6.10 : Titanyum alaşımı için sıcaklıkla emissivitenin değişmesi.

Bu şekilde emissivite değerlerinin bulunmasının ardından kesme sıcaklıkları için tekrarlı testler gerçekleştirilmiştir.

6.1.2 Titanyum alaşımı (Ti6Al4V) için kesme sıcaklığı testleri

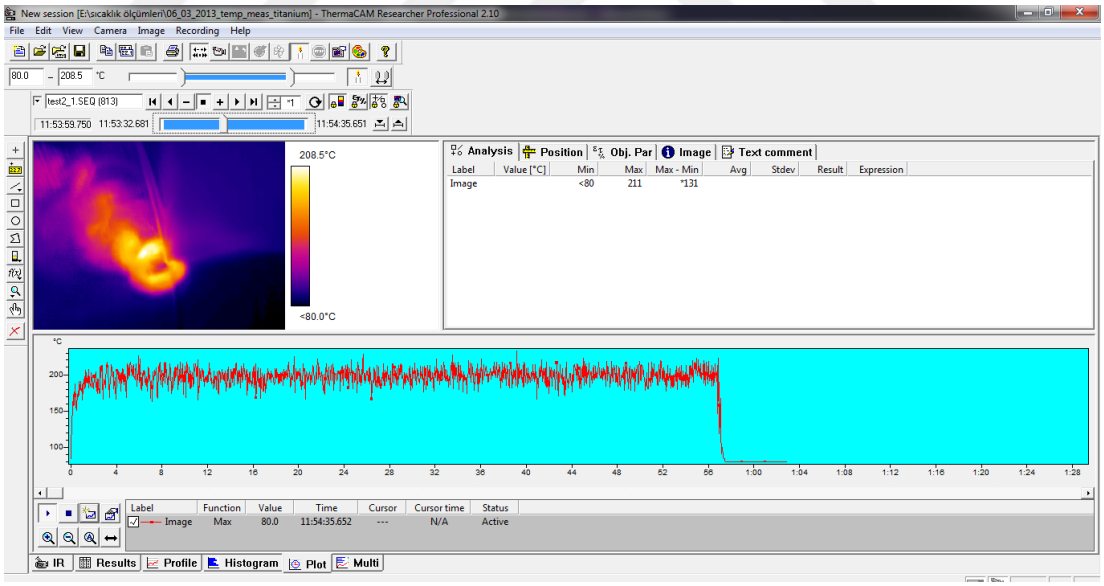
Ti6Al4V en yaygın kullanılan titanyum alaşımlarının başında gelir özellikle havacılık ve medikal sektöründe oldukça tercih edilen bir malzemedir. Titanyumun yüksek özgül dayanımı, korozyon direnci ve biyo-uyumlu olması gibi özellikleri bu kadar tercih edilmesinin en önemli nedenleridir. Titanyumun en yaygın üretim yöntemlerinden biri talaşlı imalattır; fakat malzemenin kimyasal olarak çok aktif olması ve ısıl iletkenlik katsayısının çok düşük olması nedeniyle talaşlı imalatı oldukça zordur. Tüm bu nedenlerle titanyumun kesme sıcaklığının belirlenmesi oldukça önem taşımaktadır.

Titanyum alaşımı (Ti6Al4V) ile ilgili testlerde talaş açısı 5^0 olan kaplamasız karbür takım kullanılmıştır. Aşağıda verilen Çizelge 6.1'de testlerde kullanılan işlem parametreleri sıralanmıştır. İlk dört testte kesme hızının kesme sıcaklığı üzerine etkisi araştırılmıştır. Sonraki dört test ilerleme miktarının etkisini verirken son deneyde ise paso miktarının kesme sıcaklığı üzerine etkisi deneysel olarak incelenmiştir. Ayrıca istatistiksel ve deneysel anlamda hataların önüne geçebilmek için deneyler iki kez tekrarlanmıştır.

Çizelge 6.1 : Titanyum alaşımı(Ti6Al4V) için kesme sıcaklığı test matrisi.

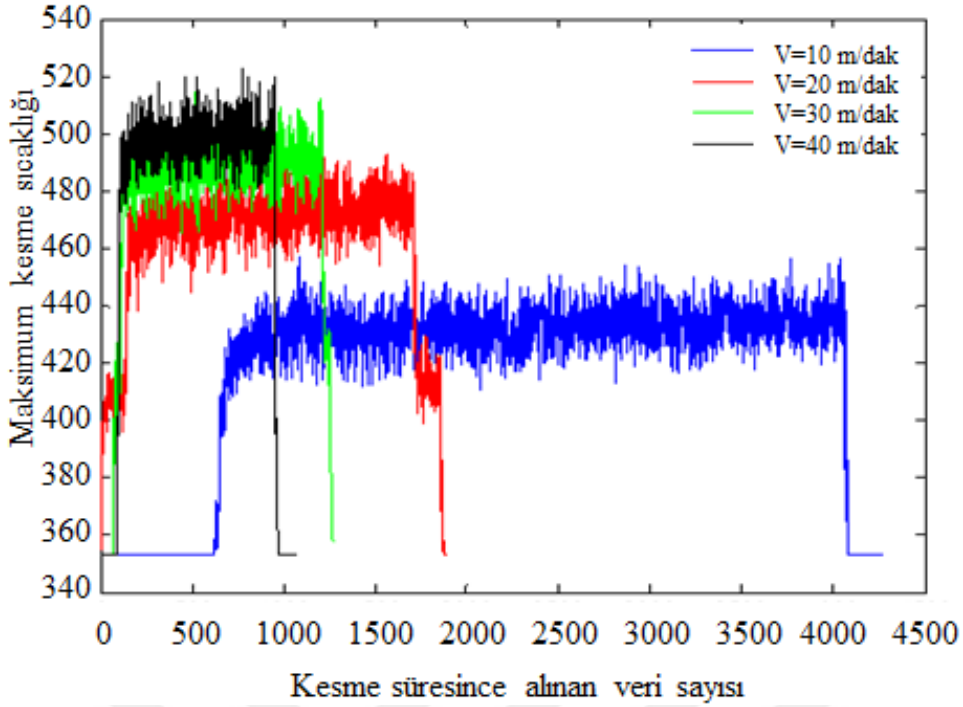
Test No:	V_c (m/dak)	f (mm)	*doc* (mm)
1	10	0.1	0.2
2	20	0.1	0.2
3	30	0.1	0.2
4	40	0.1	0.2
5	30	0.05	0.2
6	30	0.15	0.2
7	30	0.2	0.2
8	30	0.25	0.2
9	30	0.1	0.1
10	30	0.1	0.15
11	30	0.1	0.25
12	30	0.1	0.35

Şekil 6.11'de titanyum alaşımının talaşlı imalatı sırasında alınan bir ısıl görüntü verilmiştir. Kullanılan ThermaCam isimli yazılım sayesinde kesme sıcaklıkları istenilen bölgede incelenebilmekte ve kayıt edilebilmektedir. Daha sonra toplanılan bu veriler MatLab 'a aktarılarak kesme boyunca sıcaklıklar farklı durumlar için incelenmiştir.



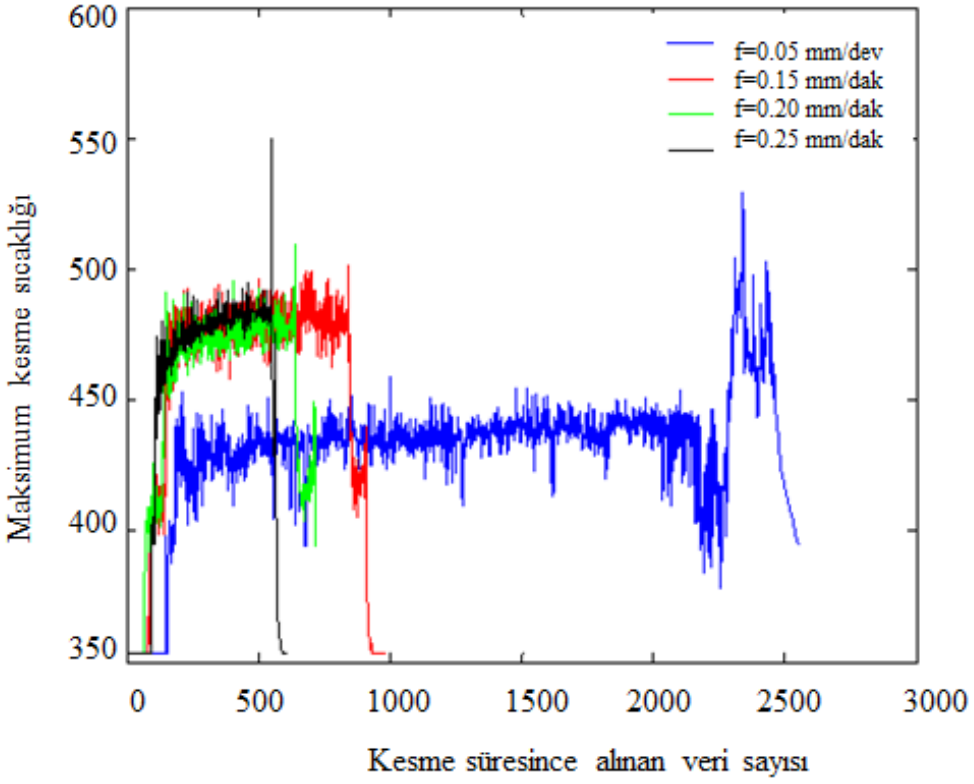
Şekil 6.11 : Titanyum alaşımının kesilmesi sırasında alınan ısıl görüntüsü.

Şekil 6.12'de kesme hızı ile kesme sıcaklıkları arasındaki ilişki verilmiştir. Kesme sıcaklıkları kesme süresince elde edilen maksimum değerleri yansıtmaktadır. Şekilden de görüleceği gibi kesme hızının artması ile beklenildiği gibi kesme sıcaklıkları da artmıştır.



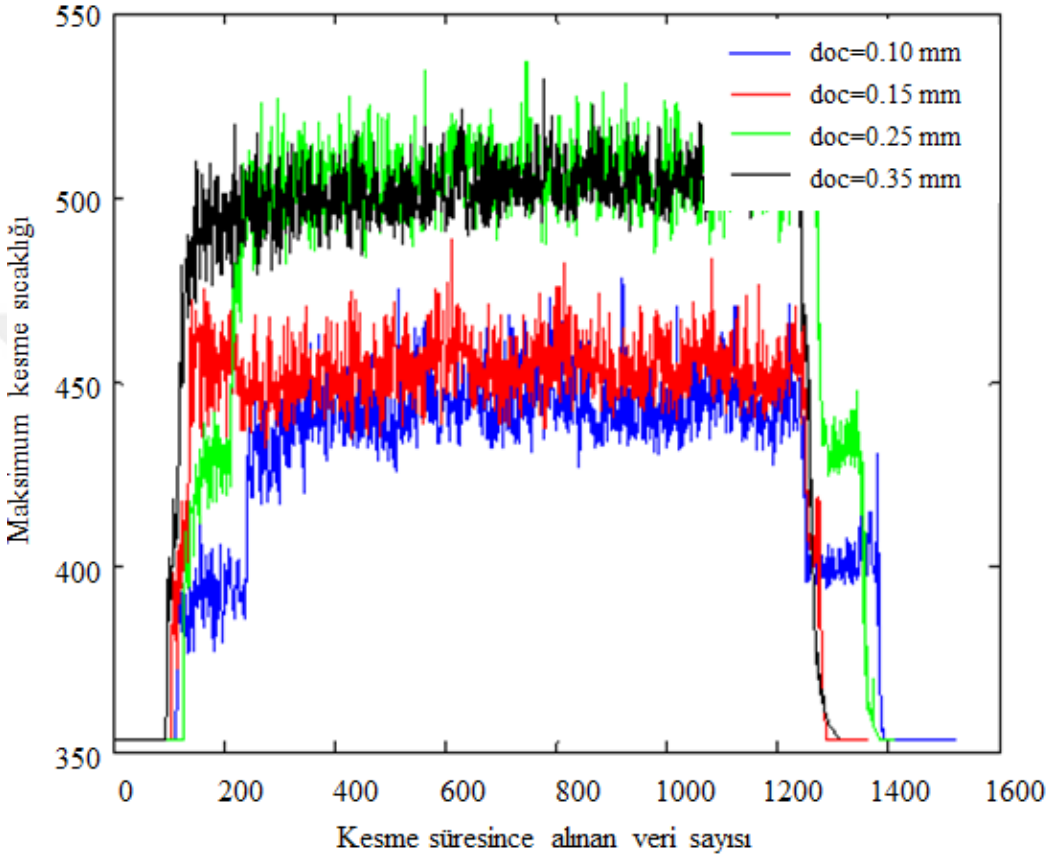
Şekil 6.12 : Ti6Al4V için kesme hızları ile sıcaklığın değişimi.

Şekil 6.13'te aynı malzeme için kesme sıcaklıkları ve seçilen ilerleme miktarı arasındaki ilişkiyi vermektedir. Bu ilişki Şekil 6.13'te de görüleceği gibi kesme hızlarında olduğu kadar belirgin bir ilişki olmamakla beraber ilerleme ile kesme sıcaklığının bir miktar arttığı söylenebilir.



Şekil 6.13 : Ti6Al4V için ilerleme ile sıcaklığın değişimi.

Son olarak Şekil 6.14'te titanyum malzeme için kesme sıcaklığının paso miktarı ile değişimini vermektedir. Paso miktarı ile kesme sıcaklığının arttığı görülmektedir. Yalnız Şekilden de görüleceği gibi poso miktarı 0.1 ve 0.15 mm iken bir birine yakın sonuçlar çıkarken paso miktarı 0.25 mm ye arttığında sıcaklıklar da artmıştır. 0.35 mm değerinde ise 0.25 mm dekine benzer bir sonuç elde edilmiştir.



Şekil 6.14 : Ti6Al4V için paso miktarı ile sıcaklığın değişimi.

6.1.3 Paslanmaz Çelik (AISI 304) için kesme sıcaklığı testleri

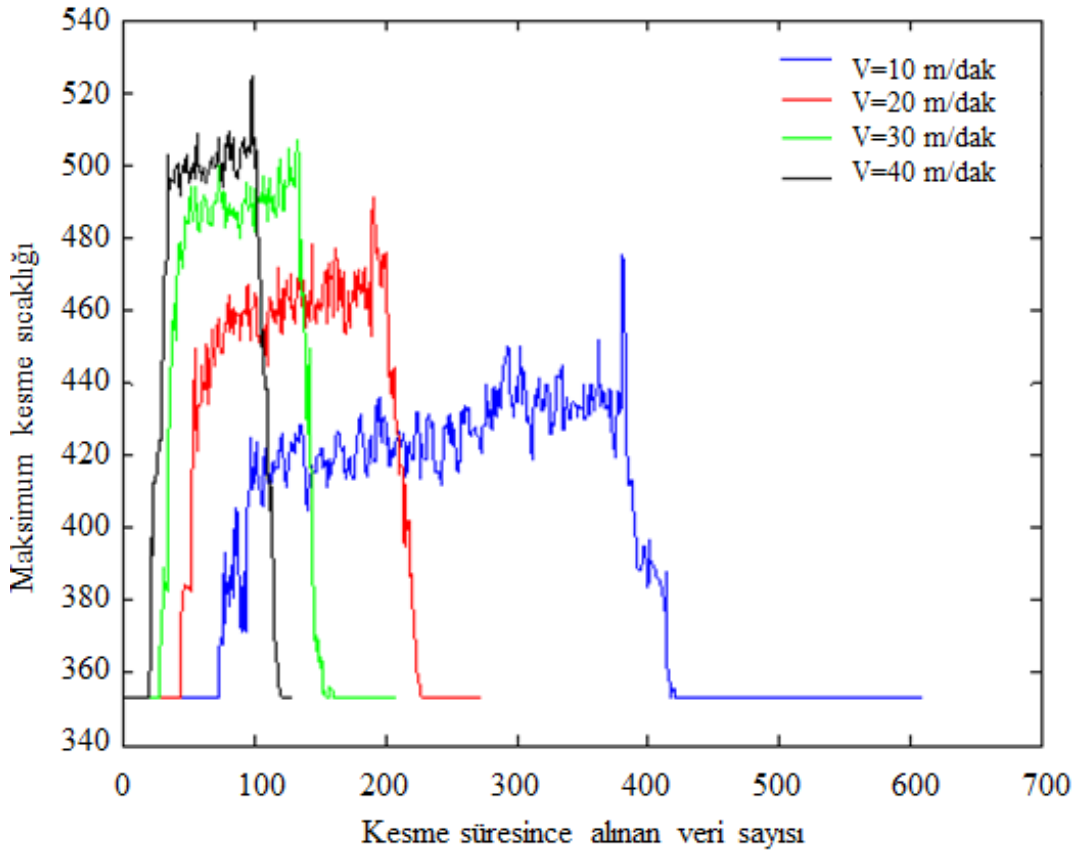
Titanyum alaşımına benzer şekilde paslanmaz çelik malzeme için de deneyler yapılmıştır. Deneyde kullanılan kesme parametreleri Çizelge 6.2'de verilmiştir. Deney için seçilen parametreler literatüre uygun bir şekilde malzeme için genel anlamda kullanılan parametreler arasından seçilmiştir.

Şekil 6.15'te 304 paslanmaz çelik için farklı kesme hızlarında sıcaklık verileri görülmektedir. Bilindiği üzere kesme sıcaklığını etkileyen en önemli parametre kesme hızıdır. Bunun nedeni kesme hızının artması ile birlikte üretilen enerjinin artmasıdır. Bu enerjinin çok büyük bir kısmı (yaklaşık %95) ısı enerjisine dönüşür. Şekil 6.15'te de bu etki görülebilmektedir. Net bir şekilde kesme hızı ile birlikte sıcaklık artmaktadır. Şekil 6.15 dikkatli bir şekilde incelenirse kesme sıcaklığındaki artış ile

kesme hızındaki artışın orantılı olduğu görülecektir. Bunun nedeni üretilen enerjinin kesme hızının doğrusal bir fonksiyonu olmasıdır.

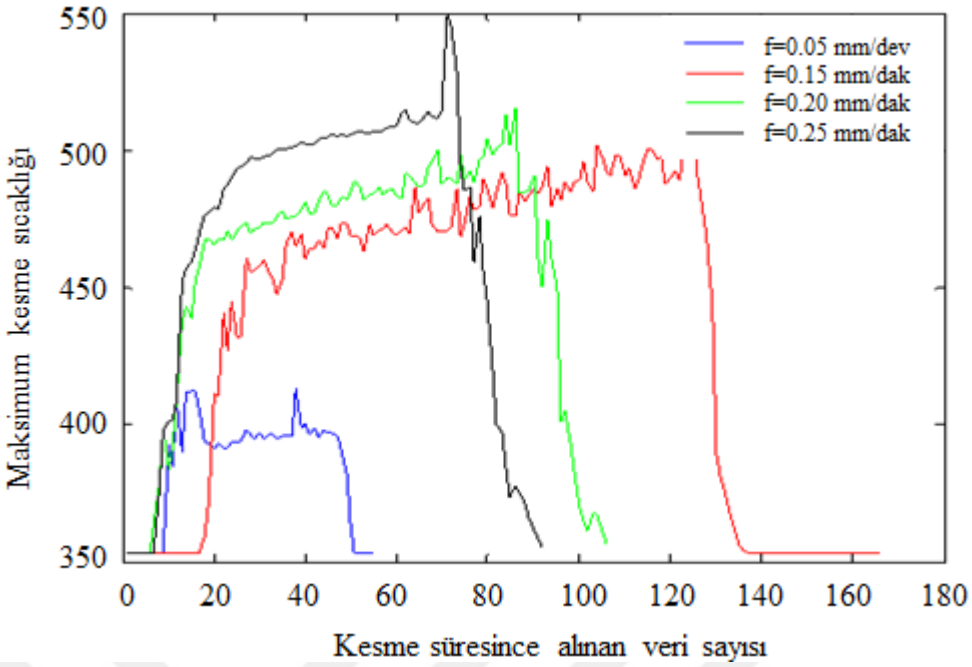
Çizelge 6.2 : Paslanmaz Çelik (AISI 304) için kesme sıcaklığı test matrisi.

Test No:	V_c(m/dak)	*f*(mm/dev)	*doc*(mm)
1	20	0.1	0.25
2	40	0.1	0.25
3	60	0.1	0.25
4	80	0.1	0.25
5	40	0.05	0.25
6	40	0.15	0.25
7	40	0.2	0.25
8	40	0.25	0.25
9	40	0.1	0.1
10	40	0.1	0.15
11	40	0.1	0.2
12	40	0.1	0.3



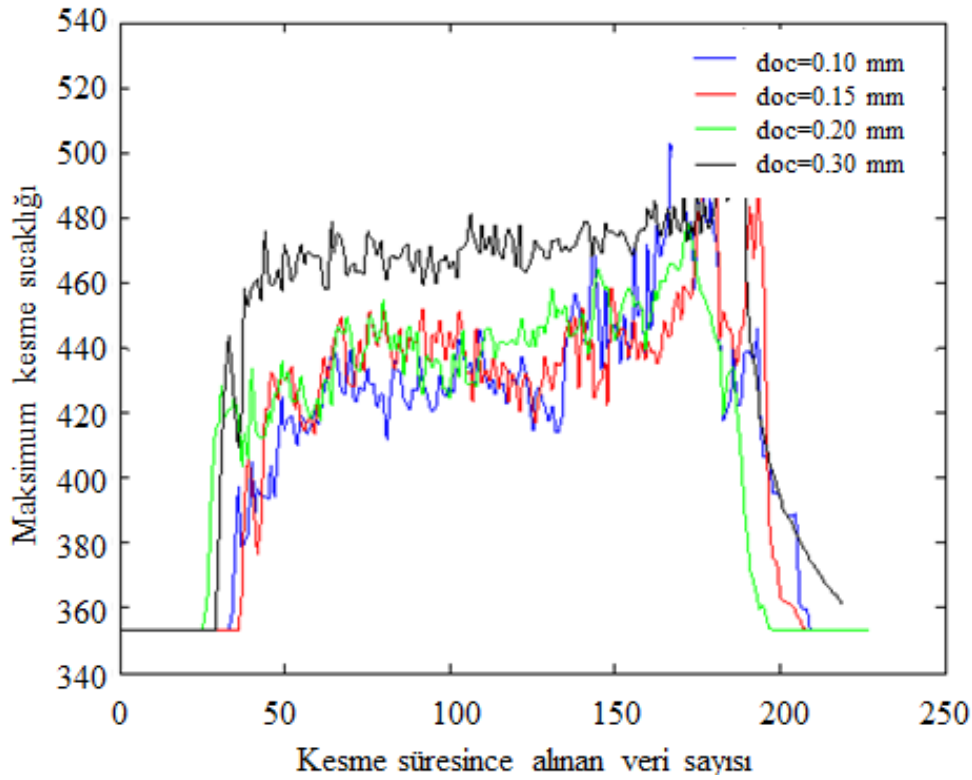
Şekil 6.15 : AISI 304 için kesme sıcaklığının kesme hızı ile değişimi.

Şekil 6.16'da paslanmaz çelik için kesme sıcaklığının ilerleme miktarına göre değişimi verilmiştir. Titanyumun aksine ilerlemenin artışı ile kesme sıcaklığında belirgin bir artış vardır.



Şekil 6.16 : AISI 304 için kesme sıcaklığının ilerleme ile değişimi.

Şekil 6.17'de paslanmaz çelik malzeme için kesme sıcaklığının paso miktarı ile değişimi verilmiştir. Titanyum malzemeye benzer şekilde bu malzeme için de paso miktarı ile net bir sıcaklık artışı görülmemiştir. Sonuç olarak testlerle de doğrulandığı gibi kesme sıcaklığını asıl etkileyen parametre kesme hızı olarak düşünülebilir.



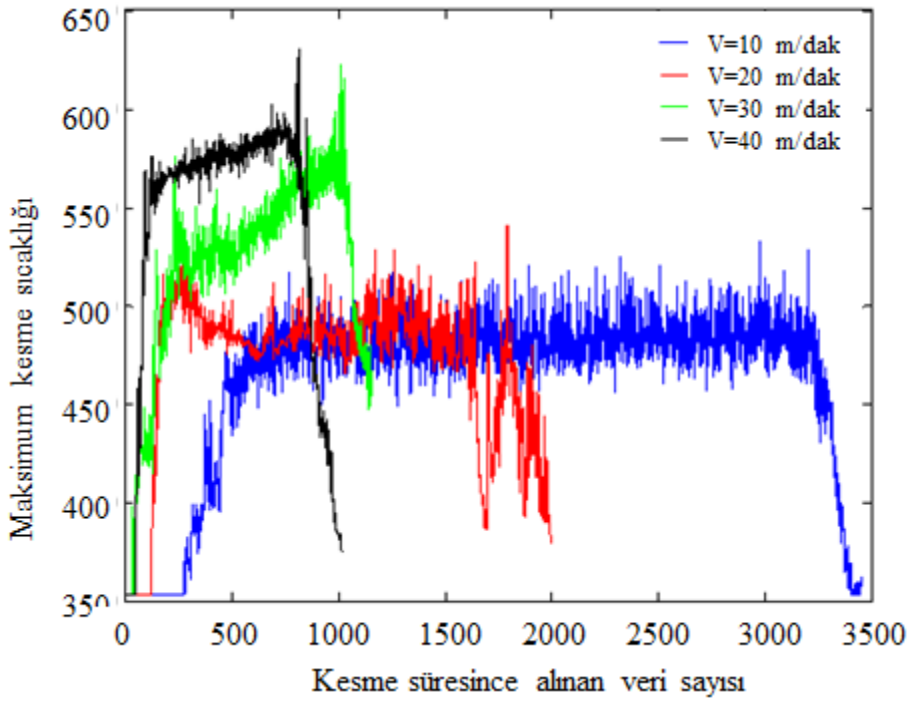
Şekil 6.17 : AISI 304 için kesme sıcaklığının paso ile değişimi.

6.1.4 Inconel 718 için kesme sıcaklığı testleri

Inconel 718 bir ostenitik nikel alaşımıdır ve yüksek sıcaklıklara dayanımı nedeniyle süper alaşım olarak adlandırılır. Genel anlamda yüksek sıcaklıklarda bile dayanımını koruduğundan ve ısıl iletkenliği düşük olduğundan talaşlı işlenebilirliği oldukça düşüktür. Bu nedenle bu malzeme üzerinde yapılan sıcaklık testleri önemli bilgiler sağlamaktadır. Çizelge 6.3'te deneylerde kullanılan proses parametreleri görülmektedir. Diğer deneylerde olduğu gibi dört farklı kesme hızı, ilerleme ve paso değeri kullanılmıştır.

Çizelge 6.3 : Inconel 718 için kesme sıcaklığı test matrisi.

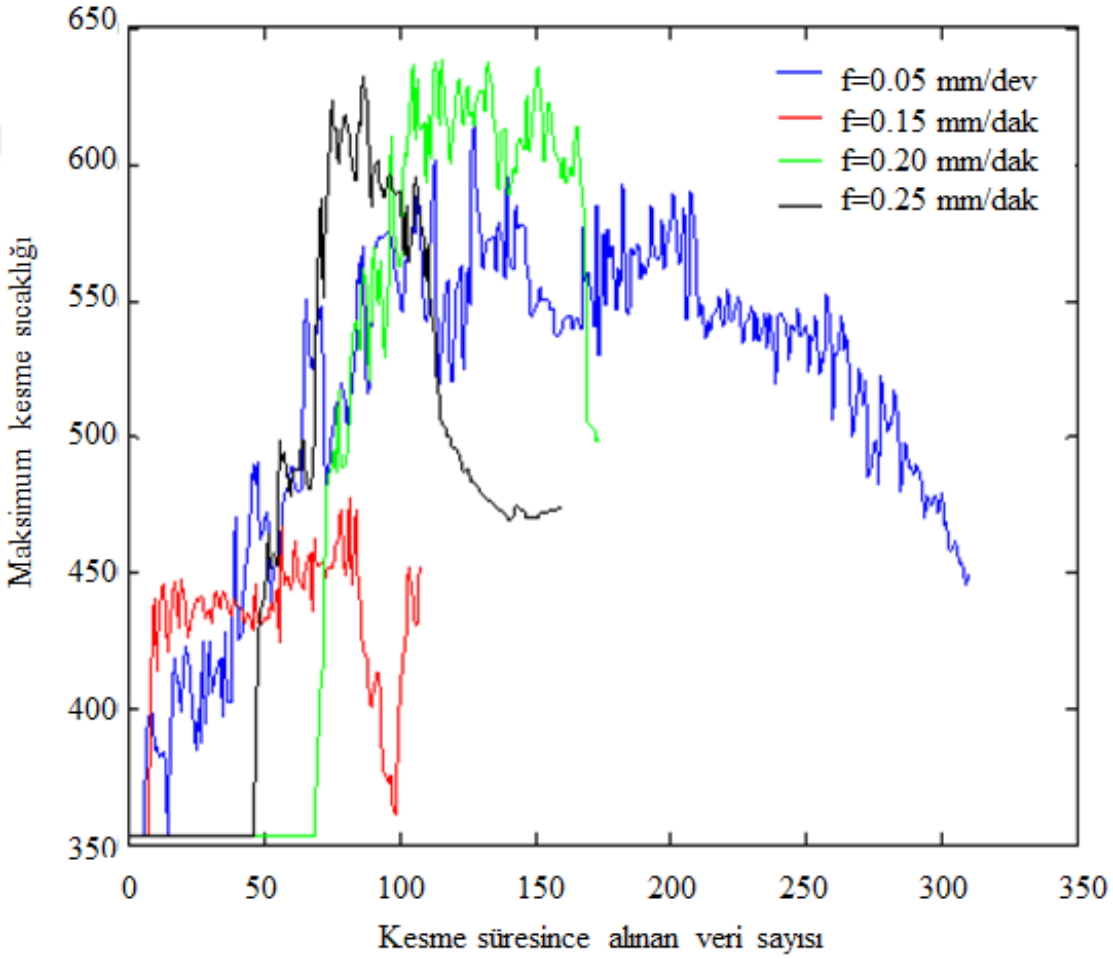
Test No:	V_c(m/dak)	*f*(mm/dev)	*doc*(mm)
1	10	0.1	0.2
2	20	0.1	0.2
3	30	0.1	0.2
4	40	0.1	0.2
5	30	0.05	0.2
6	30	0.15	0.2
7	30	0.2	0.2
8	30	0.25	0.2
9	30	0.1	0.1
10	30	0.1	0.15
11	30	0.1	0.25
12	30	0.1	0.3



Şekil 6.18 : Inconel 718 için kesme sıcaklığının kesme hızı ile değişimi.

Şekil 6.18 Inconel malzeme için kesme hızı ve kesme sıcaklığı arasındaki ilişkiyi vermektedir. Diğer malzemelerde olduğu gibi kesme hızı ile sıcaklık artmaktadır yalnız V_c=20 m/dak için bu durum sağlanamamaktadır. Bunun deneyden kaynaklanan bir hata olduğu düşünülmektedir.

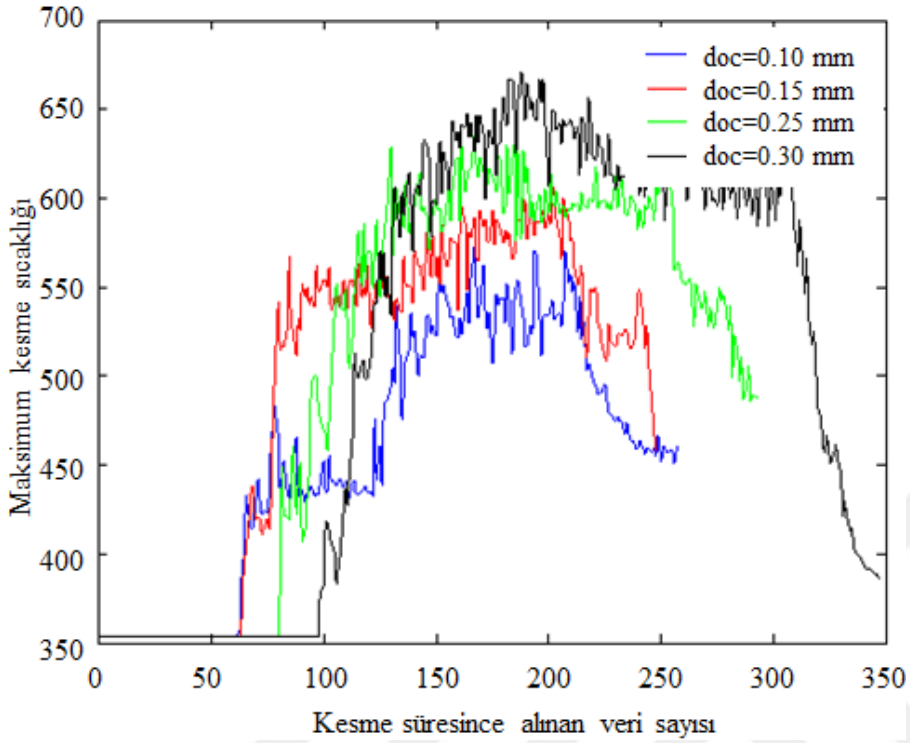
Şekil 6.19 Inconel 718 malzeme için ilerleme ve kesme sıcaklığı arasındaki değişimi göstermektedir. Verilerde oldukça büyük farklılıklar görülmektedir beklenilenin aksine düşük ilerleme miktarında yüksek kesme sıcaklıkları elde edilmiştir. Bu nedenle ilerleme deneylerinin tekrarlanması düşünülmektedir.



Şekil 6.19 : Inconel 718 için kesme sıcaklığının ilerleme ile değişimi.

Şekil 6.19'da paso miktarı ile kesme sıcaklığı değişimi Inconel malzemesi için verilmiştir. Paslanmaz çelikte olduğu gibi paso miktarı ile kesme sıcaklığında net bir artış vardır. fakat paso değerleri birbirine yakın olduğundan bu artış değeri çok yüksek olmamaktadır. Yine de elde edilen sonuçlara göre paso miktarı ve kesme sıcaklığı arasındaki ilişki, kesme sıcaklığı ve kesme hızı arasındaki ilişki kadar net değildir.

Buradan hareketle kesme sıcaklığında en önemli parametrenin kesme hızı olduğu sonucuna varılabilir.



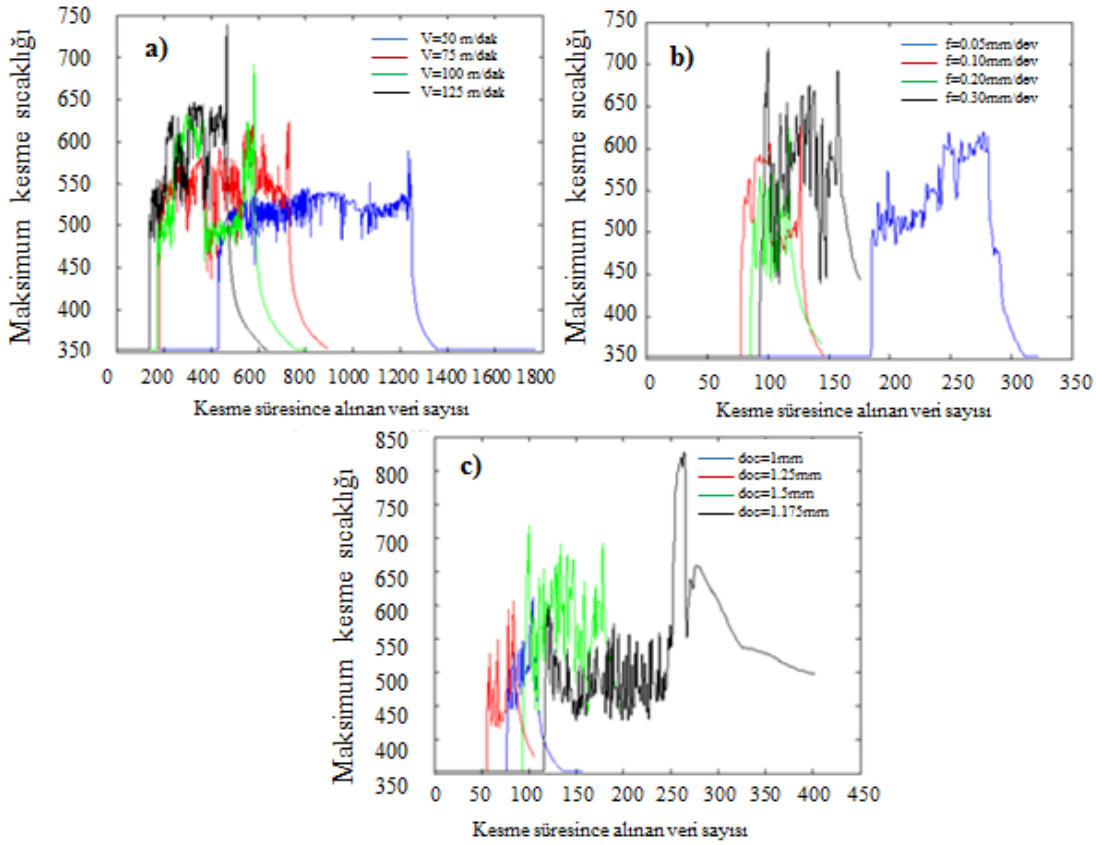
Şekil 6.20 : Inconel 718 için kesme sıcaklığının paso ile değişimi.

6.1.5 Çelik (AISI 1050) için kesme sıcaklığı testleri

Basit karbonlu AISI 1050 çeliği ile gerçekleştirilen sıcaklık deneyleri ilk elde ettiğimiz sonuçları yansıtmaktadır. Bu deneyler tek tekrarla gerçekleştirilmiştir. Çizelge 6.4'te deneylerde kullanılan deney matrisi görülmektedir. Şekil 6.21'de ise elde edilen kesme sıcaklığı sonuçları bir bütün olarak görülebilir.

Çizelge 6.4 : AISI 1050 çeliği için kesme sıcaklığı test matrisi.

Test No:	V_c**(m/dak)**	***f*(mm)**	***doc*(mm)**
1	50	0.1	1.5
2	75	0.1	1.5
3	100	0.1	1.5
4	125	0.1	1.5
5	100	0.05	1.5
6	100	0.1	1.5
7	100	0.2	1.5
8	100	0.3	1.5
9	100	0.3	1
10	100	0.3	1.25
11	100	0.3	1.5
12	100	0.3	1.75



Şekil 6.21 : AISI 1050 için sıcaklık sonuçları a)kesme hızı b)ilerleme c)paso.

Şekil 6.21 incelendiğinde verilerin çok sağlıklı olmadığı görülecektir yalnızca kesme hızı ile kesme sıcaklığı arasında bir çıkarımda bulunabilinir. Görüldüğü gibi kesme hızı arttığında genel anlamda sıcaklık da artmaktadır. Fakat diğer şekillerden bir çıkarım yapmak mümkün değildir.

Yukarıda çeşitli işparçası malzemeleri için verilen kesme sıcaklıkları sonuçları genel olarak yorumlandığında şu sonuç ortaya çıkmaktadır. Kesme sıcaklıkları kesme hızı ile birlikte artarken ilerleme ve paso değerinin belirgin bir etkisine rastlanmamıştır. Kesme hızının bu belirgin etkisi şu şekilde açıklanmaktadır: Kesme hızı artışı ile sisteme giren enerji artmakta bu da ortaya çıkan sıcaklıkların artmasına neden olmaktadır. Ancak şekillere tekrar bakıldığında bu artışın doğrusal olmadığı görülecektir bunun nedeni ise şöyle açıklanabilir: talaşlı imalatta ortaya çıkan enerjinin büyük bir kısmı (yaklaşık %95) ısıya dönüşmektedir. Bu enerji ise kesme kuvveti ve hızının bir fonksiyonudur; ancak burada kesme kuvveti de sıcaklığın bir fonksiyonudur dolayısı ile hız arttıkça enerji ve sıcaklık artar bu da malzemeyi yumuşatarak kesme kuvvetinin düşmesine yol açar ancak sonuçta bu azalma ortaya

çıkan enerjinin azalmasına yol açacak bir düşüş değildir. Bu da bize sıcaklıklardaki artışın neden doğrusal olmadığını açıklar.

Bundan sonraki kısımlarda süreksiz kesmede yani frezeyle tornalamada kesme sıcaklığı modelinden ve deneysel olarak sıcaklık ölçüm çalışmalarından bahsedilecektir. Özellikle süreksiz kesmede sıcaklık ölçme çalışmalarında yukarıda anlatılan deneysel çalışma bir temel oluşturmuş ve yapılan çalışma bu çalışmaların üzerine inşa edilmiştir.

6.2 Süreksiz Kesmede Gerçekleştirilen Takım Sıcaklığı Modeli

Kesici takım sıcaklığının modellenmesi talaşlı imalatta süreç modelleme başlığında önemli bir yer tutmaktadır. Bunun nedeni kesme sıcaklıklarının üretkenliği oldukça etkilemesidir. Kesme sırasında oluşan sıcaklıklar hem difüzyonu arttırarak takım aşınmasını hızlandırır hem de kesilen parça bütünlüğünü etkileyerek parça kalitesini belirler. Bu nedenle kesme sırasında oluşan sıcaklıkların önceden bilinmesi ve parametrelerin buna göre seçilmesi süreç tasarımında önemli bir yer tutar.

Kesme sırasında oluşan ısı kesme kuvvetleri ve kesme hızı kullanılarak hesaplanabilir. Daha önceki raporlarda belirtildiği gibi frezeyle tornalama sırasında oluşan kesme kuvvetleri geliştirilen model ile hesaplanabilmektedir. Bu durumda kesme işleminde ortaya çıkan ısı Q , talaşlı imalat sırasında yapılan mekanik işin tamamının ısıya dönüştüğü kabulü ile şu şekilde hesaplanabilir:

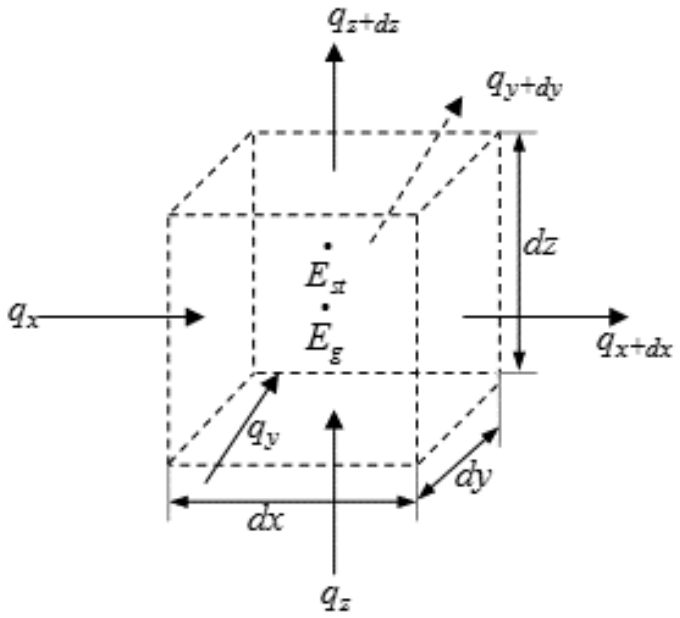
$$Q = F_R.V_c \tag{6.1}$$

Burada F_R bileşke kuvvet, V_c ise kesme hızıdır.

Takım sıcaklık alanını hesaplamak için kontrol hacminde enerji dengesini açıklayan termodinamiğin ilk yasası başlangıç noktası olarak kullanılabilir:

$$E_i + E_g - E_o = \Delta E_{st} \tag{6.2}$$

Burada E_i ve E_o sırasıyla kontrol hacmine giren ve çıkan mekanik ve ısı enerjileridir. E_g kontrol hacminde üretilen ısı olup, E_{st} ise kontrol hacminde depo edilen enerji terimini göstermektedir.



Şekil 6.22 : Kartezyen koordinatlarda diferansiyel kontrol hacmi.

Şekil 6.22 kartezyen koordinatlarda kontrol hacmini göstermektedir. Şekil 6.22'ye göre kontrol hacminde bir sıcaklık gradyanı olursa, ısı bütün yüzeylerden iletimle transfer edilir. Bu durumda x,y,z eksenleri boyunca ısı iletimi, q_x, q_y ve q_z ile gösterilmiş olup bunlar belirtilen yüzeylere diktir. Karşı yüzeylerdeki ısı iletimi terimleri ise Taylor serilerini kullanarak bulunabilir:

$$q_{x+dx} = q_x + \frac{\partial q_x}{\partial x} dx$$
$$q_{y+dy} = q_y + \frac{\partial q_y}{\partial y} dy \qquad (6.3)$$
$$q_{z+dz} = q_z + \frac{\partial q_z}{\partial z} dz$$

Frezeyle tornalama kesikli bir süreçtir dolayısı ile kontrol hacminde depolanan enerji zamanla değişir. Bu durumda enerji depolama terimi:

$$\dot{E}_{st} = \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} dxdydz \qquad (6.4)$$

Burada ρ ve c_p sırasıyla kesici takımın yoğunluğu ve ısı kapasitesidir. Denklemler (6.3) ve (6.4) , enerji korunum denkleminin içine yerleştirilirse şu elde edilir:

$$(q_x + q_y + q_z) - (q_x + \frac{\partial q_x}{\partial x} dx + q_y + \frac{\partial q_y}{\partial y} dy + q_z + \frac{\partial q_z}{\partial z} dz) = \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} dxdydz \tag{6.5}$$

Burada q_x, q_y ve q_z Fourier Isı İletim Yasası ile ifade edilebilirler:

$$\begin{aligned} q_x &= -kdydz \frac{\partial T}{\partial x} \\ q_y &= -kdxdz \frac{\partial T}{\partial y} \\ q_z &= -kdxdy \frac{\partial T}{\partial z} \end{aligned} \tag{6.6}$$

Buarada k kesici takımın ısı iletim katsayısıdır. Son olarak denklem 6.6, 6.5 in içine yerleştirilir ve takımın termal özeliklerinin homojen ve zamandan bağımsız olduğu kabulunü yaparsak, kartezyen koordinatlarda 3 boyutlu ısı yayınım denklemini şu şekilde elde edebiliriz:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = \frac{\rho c_p}{k} \frac{\partial T}{\partial t} \tag{6.7}$$

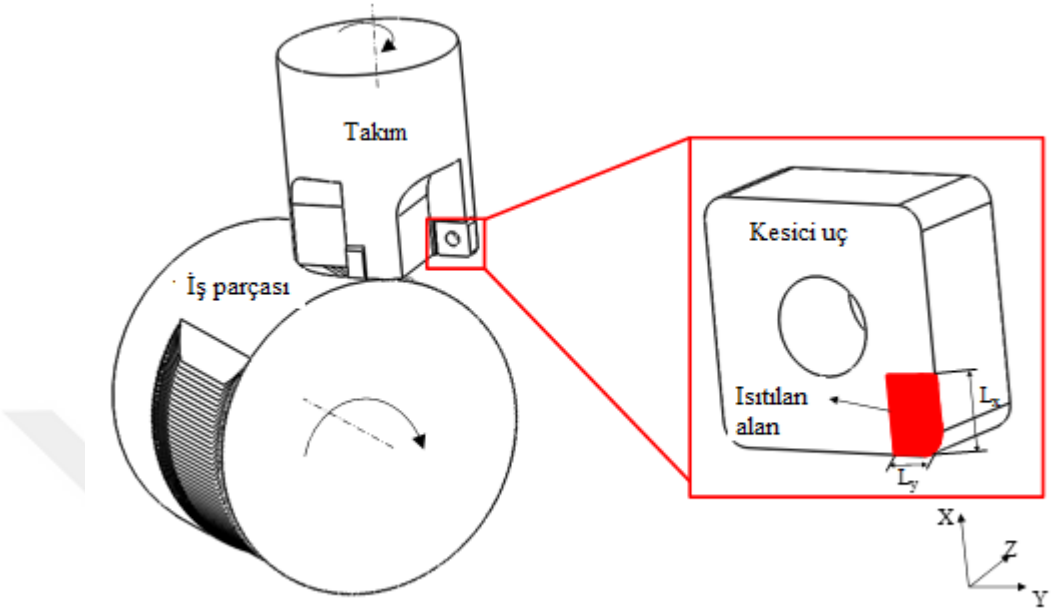
Frezeyle tornalama operasyonunda kesici takım döngüsel ısınma ve soğuma süreçlerine maruz kalır, takım üzerinde bu döngüye maruz kalan alan Şekil 6.23'te gösterilmektedir. Bu durumda denklem 6.7 için sınır şartları şu şekilde verilebilir:

$$-k \frac{\partial T}{\partial z} = q(x, y, t) \quad z = 0;\ 0 \le x \le L_x,\ 0 \le y \le L_y \tag{6.8}$$

Burada L_x ve L_y Şekil 6.23'te görülen ısıtılan alanın boyutlarıdır, $q(x,y,t)$ ise yüzeye uygulanan ısı akısını temsil etmektedir. Diğer tüm sınır şartları yalıtılmış kabul edilmektedir ve takımın ilk sıcaklığı oda sıcaklığı olarak kabul edilmiştir.

Denklem 6.7 analitik ve numerik olarak çözülebilir. Numerik çözümler genellikle uzun sürelere ihtiyaç duyarlar. Bu nedenle analitik çözümler daha pratiktir fakat her durum için analitik çözüm yoktur bu nedenle bazı basitleştirmelere ve kabullere başvurulur. Bu noktada incelenen durum için kesici takım yarı sonsuz bir dikdörtgen şeklinde kabul edilirse, yukarıdaki denklem Green fonksiyonları (GF) yardımı ile çözülebilir. Bu halde Green fonksiyonu θ_G , takım üzerinde *x, y, ve z,*

koordinatlarındaki bir noktanın t zamanındaki sıcaklığını $x = x_p$, $y = y_p$, $z = 0$ noktasında bulunan ve enerjisini $t=\tau$ anında salan noktasal bir ısı kaynağının sonucu olarak vermektedir.



Şekil 6.23 : Frezeyle tornalama işleminde sıcaklık oluşumu.

Burada $D = 2\sqrt{[\alpha(t-\tau)]}$

Kesici takım üzerindeki sıcaklık dağılımı ısı akısı fonksiyonu kullanılarak ve denklem 6.9'un zaman, L_x ve L_y üzerine integre edilmesi ile bulunabilir.

$$T(x,y,z,t) = \frac{\alpha}{k}\int_0^t\int_0^{L_x}\int_0^{L_y}\theta_G(x,y,z,x_p,y_p,0,D).Q(x_p,y_p,\tau)dy_p dx_p d\tau \qquad (6.10)$$

θ_G'nin L_x ve L_y boyunca integre edilmesi sonucu θ_{GR} elde edilir.

$$\theta_{GR}(x,y,z,L_x,L_y,D) = \int_0^{L_x}\int_0^{L_y}\theta_G(x,y,z,x_p,y_p,0,D)dy_p dx_p \qquad (6.11)$$

$$= \frac{1}{2\sqrt{\pi}D}\exp\left[\frac{-z^2}{D^2}\right]\theta_{GU}(x,L_x,D).\theta_{GU}(y,L_y,D) \qquad (6.12)$$

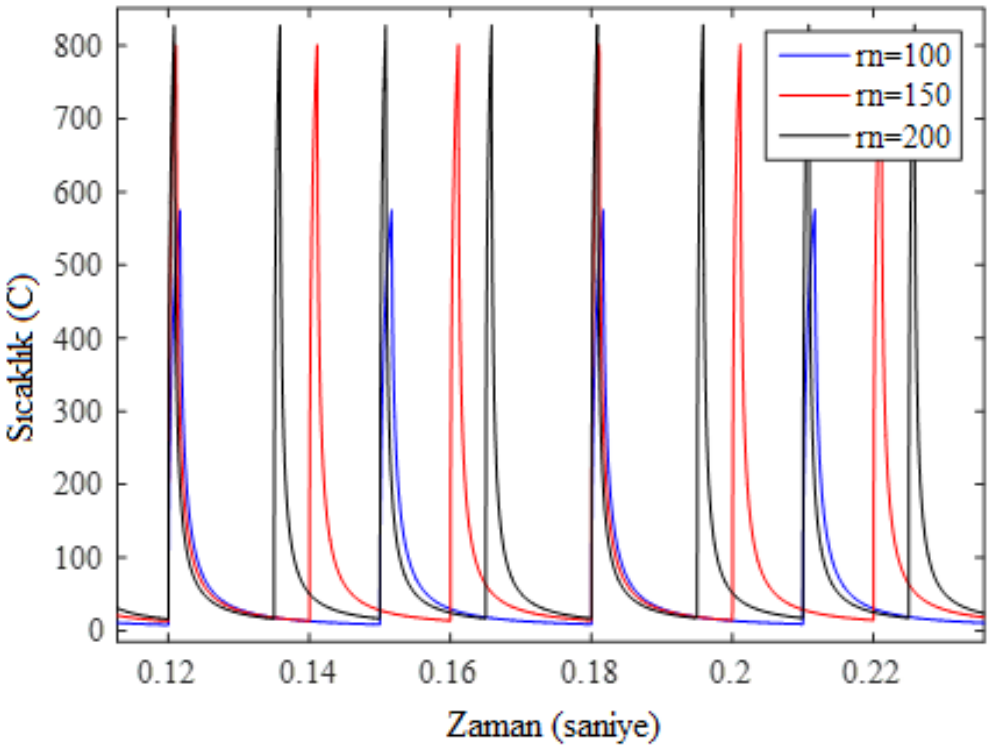
Burada $\theta_{GU}(u,L,D) = erf\left(\frac{L+u}{D}\right) + erf\left(\frac{L-u}{D}\right)$

Denklem 6.11, denklem 6.10'un içine yazılırsa kesici takım için sıcaklık dağılımı elde edilir:

$$T(x,y,z,t) = \frac{\alpha}{k}\int_0^t \theta_{GR}(x,y,z,L_x,L_y,D).q(\tau)d\tau \qquad (6.13)$$

Denklem 6.13 zamanının bir fonksiyonu olan iki adet ifade içermektedir; θ_{GR} ve $q(\tau)$. Bu durumda bu denklem zaman sarmalanması metodu ile çözülebilir.

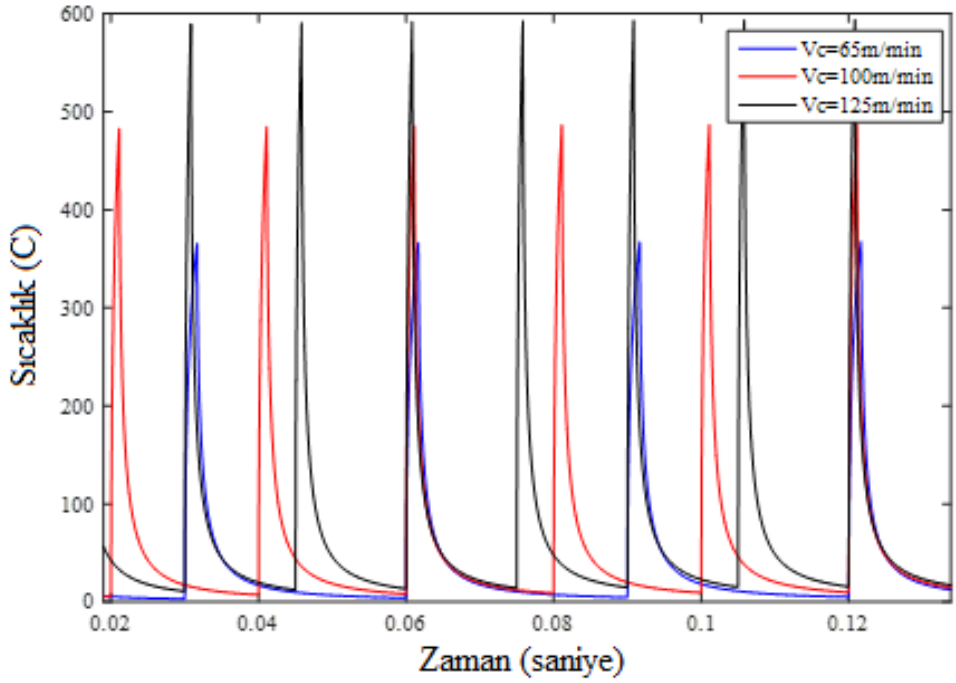
Denklem yukarıda anlatıldığı şekilde çözülmüş ve frezeyle tornalama işleminde kullanılan kimi parametrelerin kesme sıcaklığı üzerine etkisi araştırılmıştır. Analizlerde kullanılan parametreler şu şekilde özetlenebilir k=65 J/(s m ºC), α=2.5e-5 m^2/s , L_x=0.39 mm, L_y=1 mm, x=0.1 mm, y=0.2 mm z=0mm (takım yüzeyi).



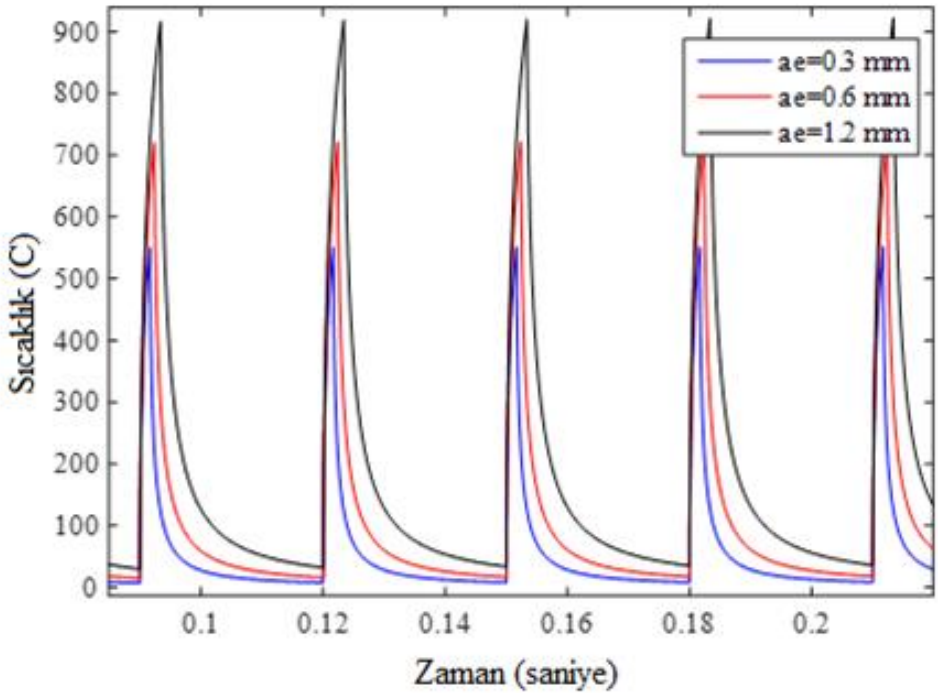
Şekil 6.24 : Hız oranlarının (r_n) kesme sıcaklığı üzerine etkisi.

Şekil 6.24 hız oranlarının kesme sıcaklığı üzerine etkisini göstermektedir. Hız oranı; takım dönme hızının, parça dönme hızına oranıdır. Hız oranı değiştikçe hem üretilen ısı miktarı hem de ısıtılan alanın büyüklüğü değişir. Bu durumda şekilden de görüldüğü üzere bu oran arttıkça maksimum sıcaklıklar artmaktadır. Burada kullanılan ısı akıları sırasıyla q_c= 1.4e8, 2.2e8 ve 2.5e8 W/m^2 , ısınma süreleri sırasıyla

τ_1= 0.003, 0.002, 0.0015 sn, soğuma süreleri ise sırasıyla τ_2=0.027, 0.018, 0.0135 sn ‘dir.



Şekil 6.25 : Kesme hızının (V_c) kesme sıcaklığı üzerine etkisi.



Şekil 6.26 : İlerlemenin kesme sıcaklığı üzerine etkisi.

Şekil 6.25 kesme hızının etkisini göstermektedir. Hatırlanacağı üzere kesme sırasında oluşan ısı, kesme hızının bir fonksiyonudur. Bu nedenle kesme hızı arttıkça bariz bir şekilde kesme sıcaklığı da artmaktadır. Burada kullanılan ısı akıları sırasıyla q_c= 0.9e8,

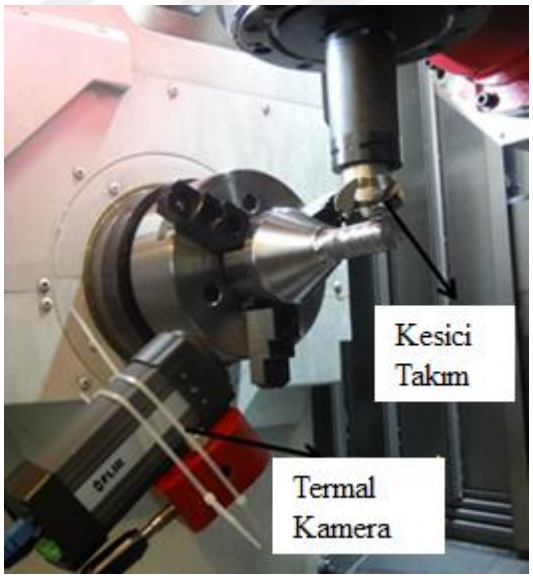
1.4e8 ve 1.75e8 W/m^2 , ısınma süreleri sırasıyla τ_1= 0.003, 0.002, 0.0015 sn, soğuma süreleri ise sırasıyla τ_2=0.027, 0.018, 0.0135 sn ‘dir.

a_e, frezeyle tornalamada işparçası dönüşü başına takımın eksenel yönde ilerlemesini ifade etmektedir. Bu değer arttıkça, kesme zamanı artmakta dolayısı ile aynı süre zarfında soğumak için takıma daha az süre kalmaktadır. Bu nedenle Şekil 6.26’dan da görüldüğü üzere a_e’nin artması ile birlikte kesme sıcaklığı artmaktadır. Burada kullanılan ısı akısı q_c= 1.4e8 W/m^2 , ısınma süreleri sırasıyla τ_1= 0.003, 0.006, 0.012 sn, soğuma süreleri ise sırasıyla τ_2=0.027, 0.024, 0.018 sn ‘dir.

6.3 Döner Sistemlerde Sıcaklık Ölçümü

6.3.1 Termal kamera ile yapılan sıcaklık ölçüm testleri

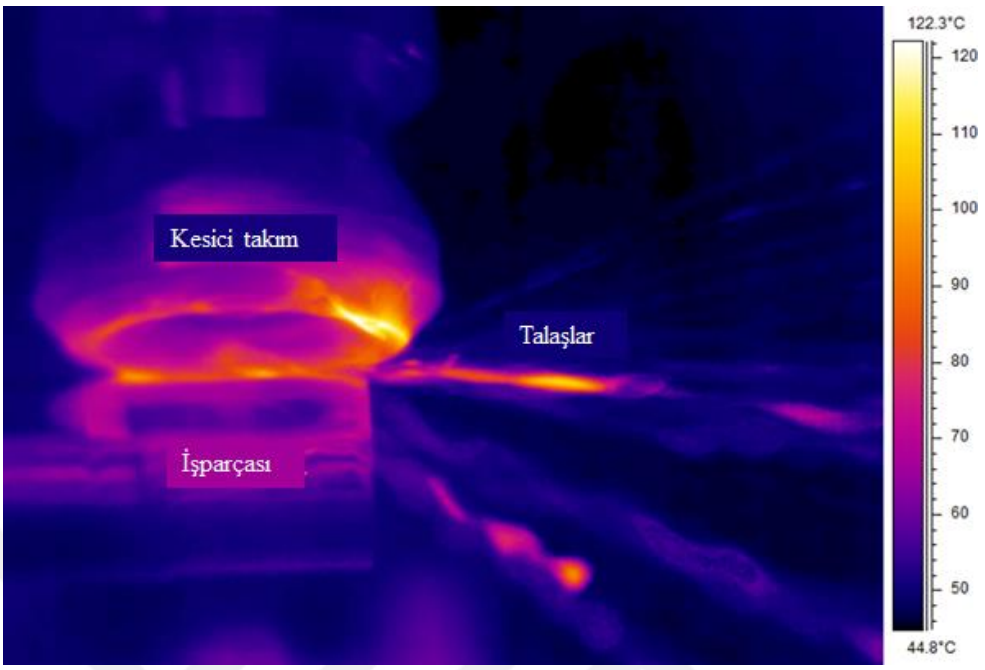
Frezeyle tornalama işleminde sıcaklık ölçümlerine termal kamera kullanılarak başlanmıştır. Termal kamera özellikleri ve yapılan ortogonal (dik) testlerden daha bölüm 6.1’de bahsedilmiştir. Frezeyle tornalama işleminde sıcaklık ölçmek için Mori Seiki NTX2000 tezgahında bazı öncü testler yapılmıştır. Şekil 6.27’de sıcaklık ölçmek amacıyla FLIR marka termal kamera ile kurulan deney düzeneği görülmektedir.



Şekil 6.27 : Frezeyle tornalamada sıcaklık ölçümü için deney düzeneği.

Kurulan deney düzeneği ile çeşitli ölçümler alınmaya çalışılmış ve farklı parametreler denenmiştir. Aşağıda Şekil 6.28‘de kesim sırasında alınan temsili bir resim görülmektedir. Termal kamera maksimum 60 Hz hızında ölçüm alabilmektedir. Bu

saniyede 60 kare termal kamera görüntüsü demektir. Şekil 6.28' de görüldüğü gibi bu hız takımın dişlerinin tam olarak görünmesine izin vermemektedir.



Şekil 6.28 : Frezeyle tornalama işleminde termal kamera görüntüsü.

Yapılan bir çok deneme sonunda termal kameranın frezeyle tornalama sırasında sıcaklıkların ölçümü açısından faydalı olmayacağı kanaati geliştirilmiştir. Bunun nedenleri:

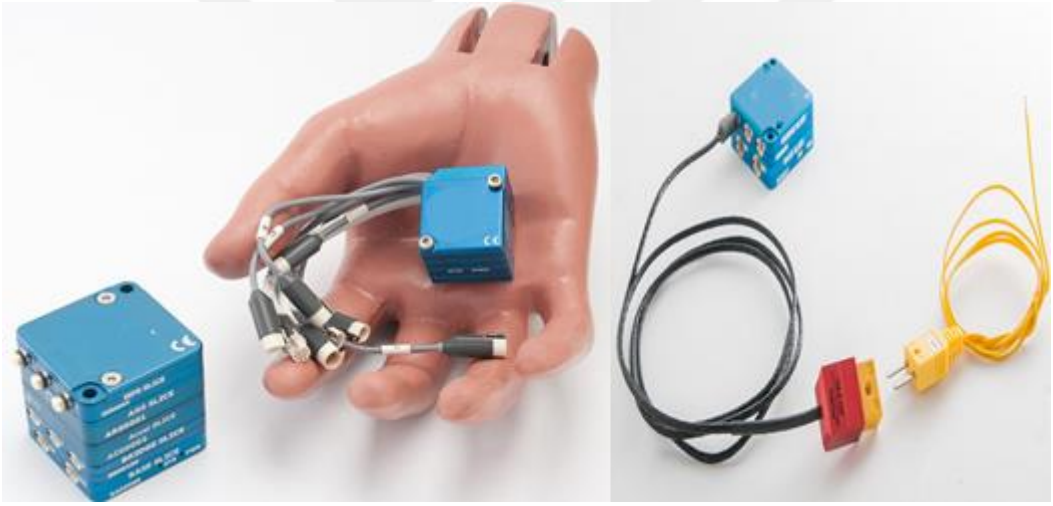
1- Kameranın kesme bölgesini görememesi (ortaya çıkan talaşların görüş alanını engellemesi ve takımın konumu)

2- Kameranın veri alma hızının (60Hz) frezeyle tornalama için uygun olmaması

Özellikle 2 numaralı nedenden ötürü işlem sırasında oluşan sıcaklıklar doğru bir şekilde ölçülememektedir. Daha önce de bahsedildiği gibi frezeyle tornalama işlemi kesikli bir işlemdir yani takımın bir dönüşü kesme olan ve olmayan zaman dilimlerinden mevcuttur dolayısı ile kullanılacak yöntemin bu zaman dilimlerini yeterli hızla görüntülecek kadar hızlı bir sistem olması gerekmektedir. Bu amaçla farklı alternatifler üzerinde durulmuştur. Frezeyle tornalama işleminde hem takım hem de iş parçası döndüğü için temaslı sıcaklık ölçüm yöntemlerinin uygulanması zor bir hal almaktadır öte yandan yukarıda anlatılan problemler nedeniyle temassız ölçüm yöntemlerinin uygulanması da oldukça problemlidir. Bu nedenle radikal bir çözüm yoluna gidilmiştir. Bu çözüm yöntemi veri toplama istemini(data aquisition) takım tutucu üzerine bağlama esasına dayanmaktadır.

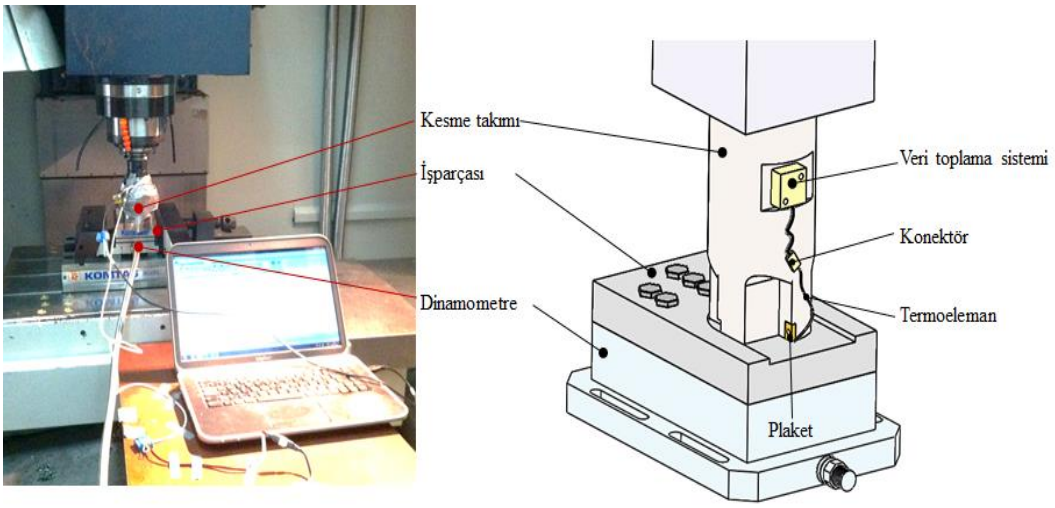
6.3.2 Minyatür veri toplama cihazı ile sıcaklık ölçüm testleri

Bir önceki bölümde anlatılan sebepler nedeniyle termal kamera ile frezeyle tornalama sırasında sıcaklık ölçmek mümkün ve pratik değildir. Bu nedenle bu problemi çözecek başka arayışlar içine girilmiştir. Bu noktada kesme sırasında takım tutucu üzerine monte edilecek bir veri toplama sistemi ile sıcaklıklar anlık bir şekilde ölçülebilir ve bunlar bir hafıza kartında depo edilebilirse bu şekilde sıcaklıkların ölçülebileceği fikri ağırlık kazandı. Böyle bir sistem arayışlarına girildi ve Şekil 6.29'da görülen sistem minyatür veri toplama cihazları satan bir firmadan temin edildi. Şekil 6.29 bu sistemin boyutlarını ve ölçümü yapacak termoelemanı göstermektedir. Şekil 6.29'dan da görüleceği üzere bu minyatür veri toplama cihazı avuç içine sığacak kadar küçük olup en önemlisi de bir adaptör yardımı ile K tipi termoelemanla iletişim kurabilmektedir. K tipi termoelemanlar 1200 °C'ye kadar ölçüm alabilirler bu da onları talaşlı imalat gibi yüksek sıcaklıkların ortaya çıktığı işlemlerde kullanılabilir kılmaktadır.



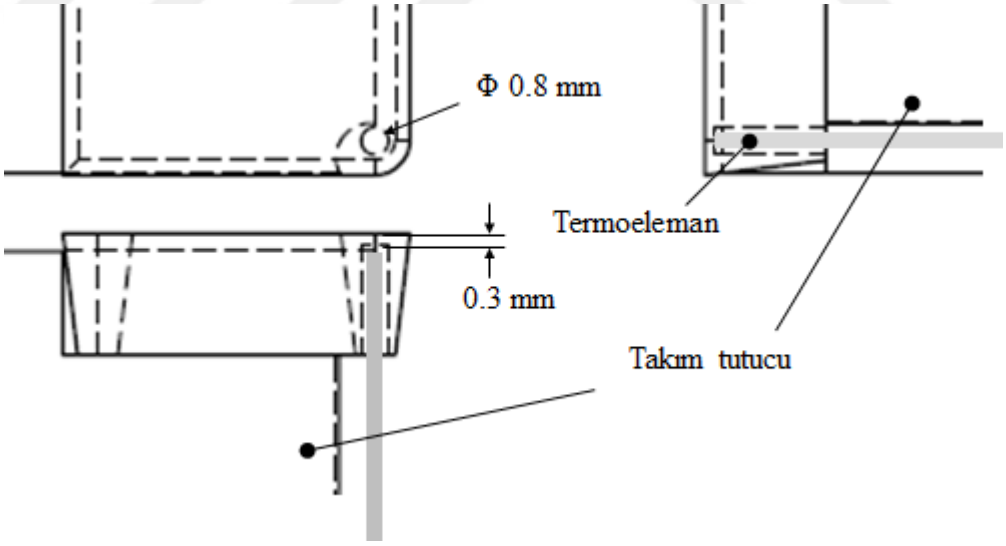
Şekil 6.29 : Minyatür veri toplama sistemi ve termoeleman [67].

Bu sistem fakülte bünyesine kazandırıldıktan sonra frezeleme sırasında sıcaklıkların ölçümü Şekil 6.30'da görülen deney düzeneği kurulmuştur. Frezeyle tornalama aslında bir tornalama işlemi olsa da süreç doğası itibari ile bir frezeleme operasyonudur. Bu nedenle testlere frezeleme işlemi ile başlanmıştır. Şekil 6.30'da görülen takım tutucu bu testler için özel olarak tasarlanmıştır. Takım tutucunun üzerinde veri toplama sistemini civatalar yardımı ile tutturabilmek için özel bir yuva bulunmaktadır. Yüksek kesme hızlarının düşük dönme hızları ile sağlanarak ölçüm sisteminin güvenliğe alınması düşünülmüştür her ne kadar cihaz 500 g ivmelere dayanacak şekilde tasarlanmış da olsa böyle bir önlemin alınmasının uygun düşünülmüştür. Bu nedenle takım tutucu 80 mm çaplı olarak tasarlanmış ve özel olarak ürettirilmiştir.



Şekil 6.30 : Kesintili kesme sırasında sıcaklık ölçümü için deney kurulumu.

Takım tutucu üzerine takılacak takma uçlar (plaket) ise kaplamasız WC olarak seçilmişlerdir. Termo elemanların plaket üzerine montajını sağlayabilmek adına takımlar üzerine EDM ile hassas bir şekilde termoeleman delikleri açılmıştır. Takım ve termoeleman yerlerine ait ayrıntılar Şekil 6.31'de görülebilir. Testlerde kullanılan K tipi termoelemanın ölçüm yaptığı nokta *x=1 mm*, *y=2mm* ve *z=0.3* olacak şekilde konumlandırılmıştır.

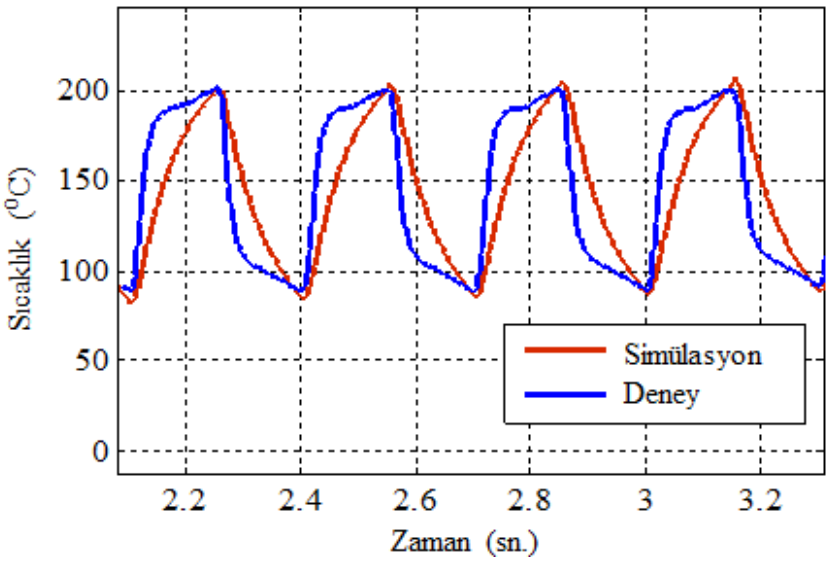


Şekil 6.31 : Testlerde kullanılan termoelemana ait detaylar.

Frezeleme testlerinde işparçası olarak AISI 1050 çeliği kullanılırken takım ise AP20F kalitesinde kaplamasız WC malzemedir. Testlerde iki farklı kesme hızı 50 m/dak ve 75 m /dak kullanılırken ilerleme *f*=0.15 mm/dev. ve paso derinliği *doc*=1mm sabit tutulmuştur. Testler kuru kesme şartları altında gerçekleştirilirken, kesme sırasında

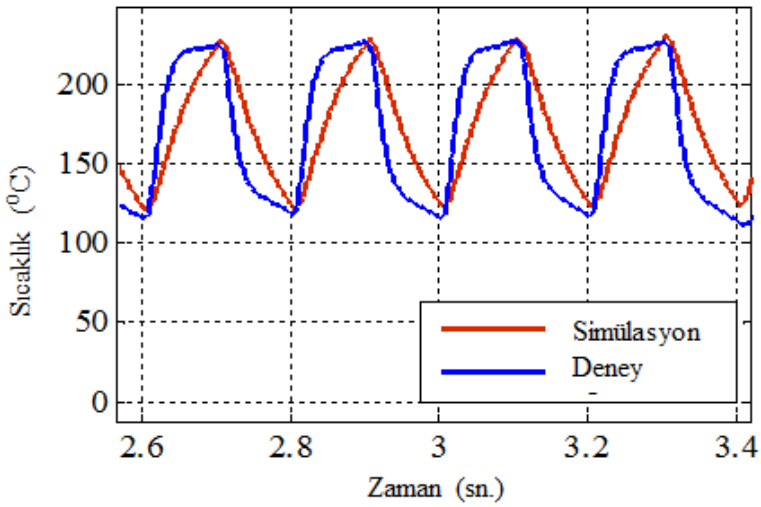
sıcaklıkların yanı sıra kesme kuvvetleri de Kistler 9257BA dinamometre yardımı ile ölçülmüştür.

Şekil 6.32 V_c=50 m/dak kesme hızı için deney sırasında ölçülen sıcaklıkların, bir önceki bölümde geliştirilen model tarafından elde edilen sonuçlarla karşılaştırılmasını vermektedir. Sonuçların birbiri ile uyumlu olduğu şekilden de görülmektedir. Bu kesme hızında takımın bir tur dönmesi için gerekli zaman periyodu 0.3 saniyedir. Deneyler takım tam kesme hali için gerçekleştirildiğinden bu durum 0.15 saniye ısınma 0.15 saniye de soğuma periyoduna işaret etmektedir. Analizde ısı akısını hesaplamak için ortalama kuvvet kullanılmış olup bu analiz için bu değer 866 N'dur. Isı paylaşım oranı ise takım için maksimum sıcaklıkları eşleştirerek % 9.6 olarak alınmıştır.



Şekil 6.32 : Geliştirilen modelin deneyle doğrulanması V_c=50 m/dak.

Diğer deney ise V_c=75 m/dak kesme hızında gerçekleştirilirken diğer parametreler sabittir. Şekil 6.33 deney ve simülasyon sonuçlarının karşılaştırılmasını vermektedir. Bu deney sırasında ölçülen ortalama kuvvet değeri 742 N olarak kaydedilmiştir. Isı paylaşım oranı bu durum için %10.3'tür. Bir önceki durumda olduğu gibi bu kesme koşullarında da maksimum ve minumum sıcaklıklar arasında oldukça iyi bir uyum vardır. Kesme hızının artması ile birlikte kesme periyodu da düşmüştür. Bu kesme hızı için ısınma periyodu 0.1 saniye soğuma periyodu 0.1 saniye olmak üzere takımın bir dönüşü toplam 0.2 saniye sürmektedir.



Şekil 6.33 : Geliştirilen modelin deneyle doğrulanması Vc=75 m/dak.

Elde edilen sonuçlar birlikte yorumlandığında görülecektir ki kesme hızı ile birlikte sıcaklık artmaktadır bunun nedeni kesme hızı ile birlikte işlemde ortaya çıkan enerjinin ve dolayısı ile ısıya dönüşen enerjinin artmasıdır. Bu durum hem model hem de geliştirilen ölçüm sistemi yardımıyla doğrulanabilmiştir. Yalnız her iki karşılaştırmada da görüleceği üzere maksimum sıcaklıklarda tam bir uyum görülürken model ve deney arasındaki artış eğilimleri uymamaktadır bunun nedeninin ölçüm sisteminin özellikleri veya modelde yapılan kimi kabullerin olabileceği düşünülmektedir. Bu nedenle ölçüm sisteminin zaman sabiti ölçülebilir ve etkisi şekillere yansıtılabilir; ayrıca modelde yapılan kabullerin de sıcaklık artış eğilimi üzerindeki etkisi araştırılabilir.

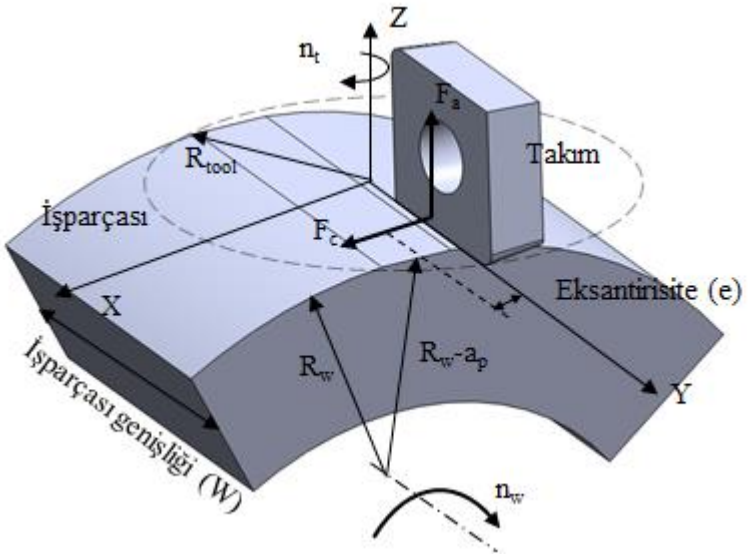
7. KAM MİLİ UYGULAMASI

Frezeyle tornalama işleminde elde edilen bilgi birikimi ile endüstriyel bir parça işlenmiştir. Şekil 7.1a'da işlenen parça görülmektedir. Bu parça otomotiv endüstrisinde kam mili olarak bilinen parçadır (Şekil 7.1b).



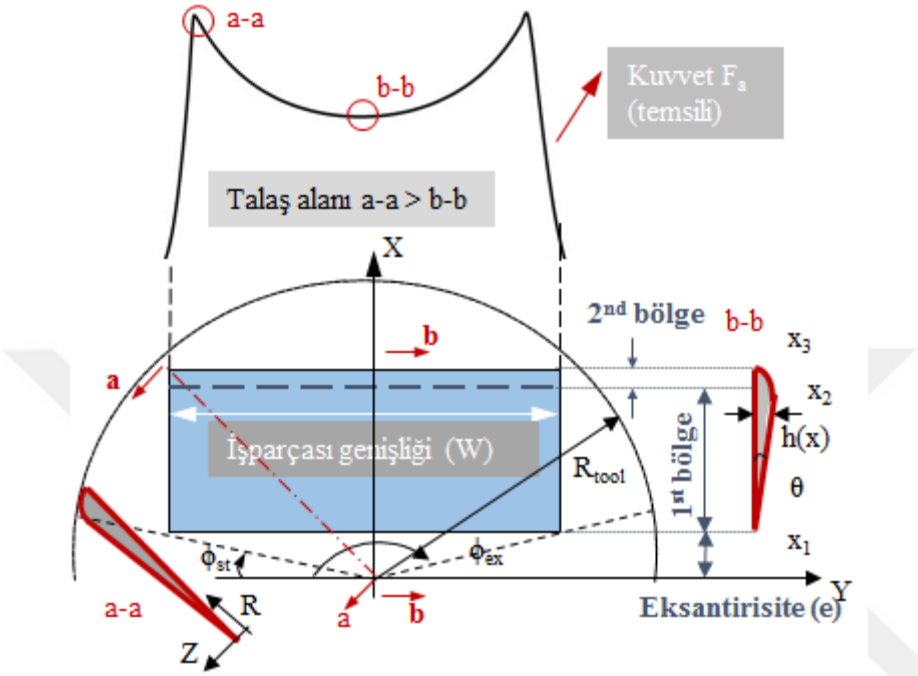
Şekil 7.1: a)Deneylerde kullanılan işparçası b)Kam mili.

Çalışmaya kuvvetlerin mekanistik modellenmesi ile başlanmıştır. Şekil 7.2'de işlemin temel kinematikleri görülmektedir.



Şekil 7.2: Kam milinin işlenmesinde geometri ve parametreler.

Bu durumda takıma etkiyen ana kuvvetler *Fc* kesme kuvveti ve *Fa* eksenel kuvvettir. Elde edilen bu kuvvetler sonrasında ısı akısının bulunmasında kullanılacaktır. Frezeyle tornalama işleminde talaş geometrisi zamanla değişmektedir. Şekil 7.3 zamanla değişen talaş geometrisini göstermektedir.



Şekil 7.3: Kesme kuvveti hesabında kullanılan talaş geometrisi.

Kuvvet hesabında ilk iş talaş geometrisinin belirlenmesidir. Bu spesifik için *W* işparçasının genişliği, (*e*) eksantrisite değeridir. Çalışmada takımın yalnızca alt tarafı kesme işlemini yapmaktadır.

Kesilmemiş talaş geometrisinin sınırları x_1,x_2 ve x_3 ile belirlenmiştir. x_1x_2 ve x_1x_3 doğruları arasında kalan açı ise θ dır.

$$\theta = \frac{2\pi}{m \cdot r_n} \tag{7.1}$$

Burada *m* kesici diş sayısını r_n ise yukarıda belirtildiği gibi hız oranlarını temsil etmektedir.

Talaş kalınlığı *h(x)* *X* ekseni boyunca değişmektedir. *h(x)* için iki ayrı bölge bulunmaktadır. Birinci bölgede *h(x):*

$$h(x) = (x - x_1)\tan\theta \quad x_1 < x < x_2 \text{ aralığı için} \tag{7.2}$$

İkinci bölgede *h(x)* işparçasının bir bölümünü oluşturur. Bu durumda:

$$h(x) = \sqrt{R_w^2 - (x-e)^2} \quad x_2 < x < x_3 \text{ aralığı için} \tag{7.3}$$

Başlama ve bitiş açıları ise şu şekilde verilebilir:

$$\begin{aligned} \phi_{st} &= \frac{\pi}{2} - a\tan\left(\frac{W/2}{e-(R_w - a_p)\tan(\theta/2)}\right) \\ \phi_{ex} &= \frac{\pi}{2} + a\tan\left(\frac{W/2}{e-(R_w - a_p)\tan(\theta/2)}\right) \end{aligned} \tag{7.4}$$

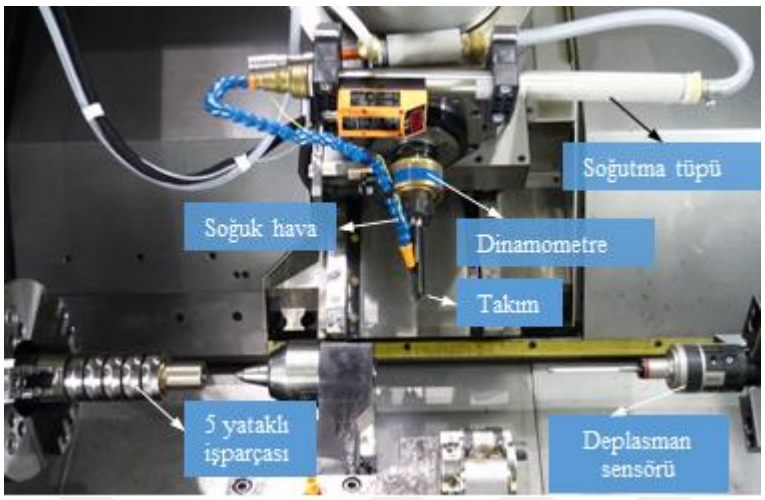
Burada R_w işparçası yarıçapı, a_p ise kesme derinliğidir. Kesme kuvveti için şematik bir gösterim Şekil 7.3'te görülmektedir. Kesme kuvvetlerinin hesabı için kesme katsayılarına ihtiyaç duyulur kesme katsayılarının bilinmesi halinde kesme kuvvetleri şu şekilde bulunabilir:

$$\begin{aligned} dF_{c,j(\varphi,z)} &= [K_{cc} h_j(\varphi_j(z)) + K_{ce}]dz \\ dF_{a,j(\varphi,z)} &= [K_{ac} h_j(\varphi_j(z)) + K_{ae}]dz \end{aligned} \tag{7.5}$$

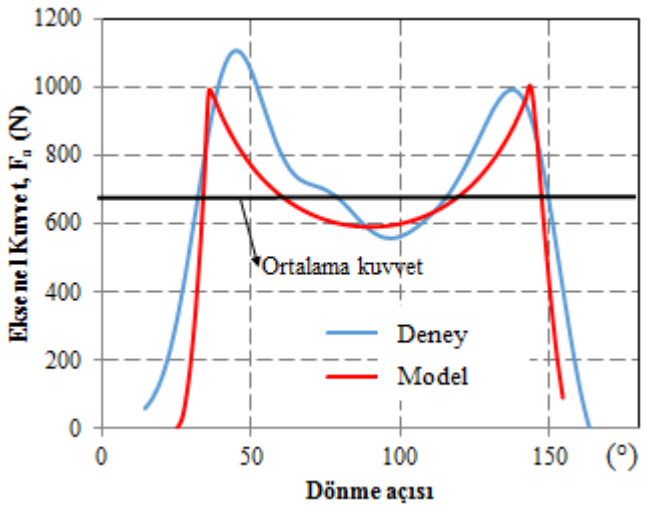
Kesme deneyleri GMX 250 takım tezgahında tek ağızlı CBN uçlar kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Kam mili malzemesi yüzeyi indüksiyon yöntemi ile sertleştirilmiş EN-GJS-600-3 küresel grafitli dökme demirdir. Malzemenin sertliği 58±2 HRC olarak ölçülmüştür. Takım yarıçapı R_t=11.8 mm iken işparçası üzerinde herbir kam mekanizmasının yarıçapı R_w=30 mm dir. İşlem parametreleri iş mili hızı n_t=6000 dev/dak, kesme derinliği a_p=0.1 mm, ilerleme f_z=0.114 mm/dev ve eksantirisite e=4.5 mm dir. Deney kurulumu Şekil 7.4'te görülebilir.

Deneyler kuru olarak ve soğutulmuş hava kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Soğutulmuş hava kullanılma nedeni takım ucunda meydana gelecek ısıl deformasyonların önlenmesidir. Deneyler sırasında Kistler dinamometre yardımı ile kuvvetler ölçülmüştür. Buna ek olarak termal kamera yardımı ile işleme başlangıç anında ve işlem bitişinde takım sıcaklıkları ölçülmüştür. Kesme sıcaklıklarının yol açtığı ısıl deformasyonları ölçmek için ise hassas bir konum sensörü kullanılmış olup, kesme işlemi başında ve sonunda deplasmanlar ölçülerek kesme işleminde ortaya

çıkan deformasyonların miktarı bulunmuştur. Kesme işleminden sonra ise yüzey pürüzlülüğü ve takım aşınması ölçülmüştür.



Şekil 7.4: Deney kurulumu.

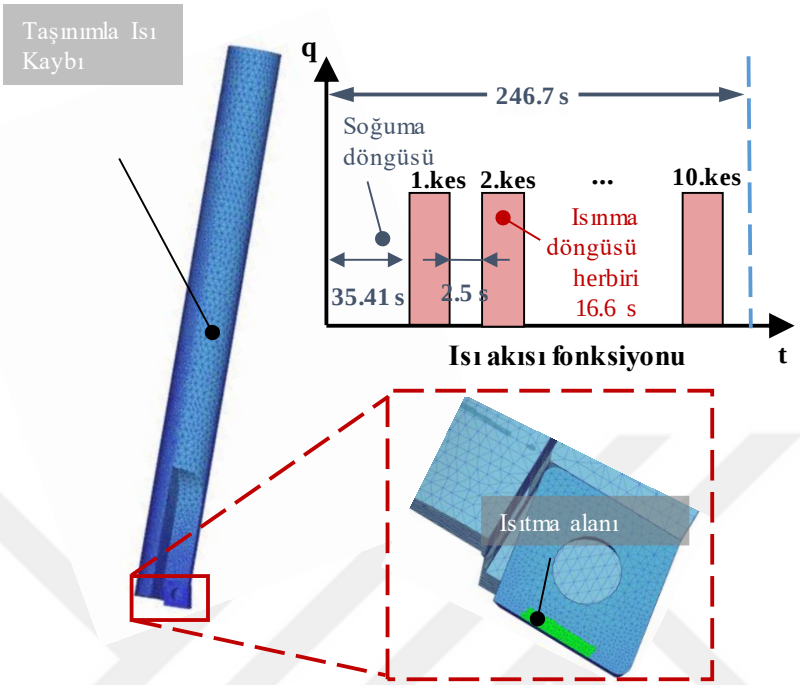


Şekil 7.5: Deneysel kesme kuvvetleri ve model ile karşılaştırılması.

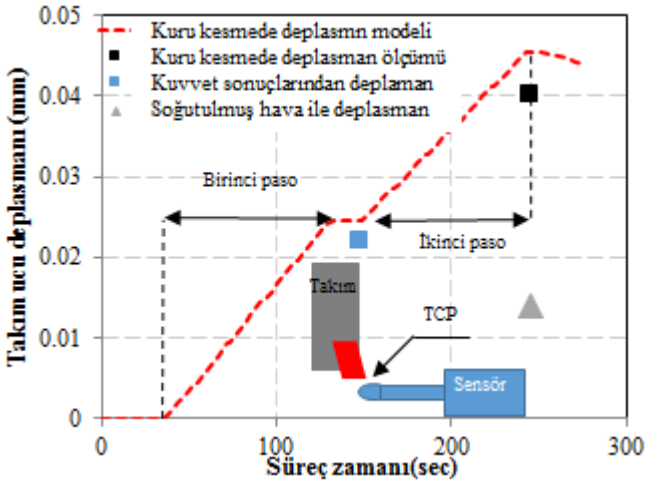
Şekil 7.5 kesme kuvvetleri ölçüm sonuçlarını ve bu sonuçların model ile karşılaştırılmasını göstermektedir. Model ile deney arasında iyi bir uyum olduğu görülmektedir. Kuvvetteki bu değişim kesit alanındaki değişimin bir sonucudur. Bundan sonraki aşamada ortalama kuvvetler kullanılarak ısı hesabı yapılmış ve bu şekilde bulunan ısı sonrasında takım ucuna uygulanmış ve bu durum FEM programında çözdürülmüştür. Şekil 7.6 FEM analizini özetlemektedir.

Yapılan ısıl analiz sonrasında takım ucunun yer değişimi (displacement) hesaplanmıştır. Yukarıda bahsedildiği üzere yer değişimleri deney başında ve sonrasında ölçülmüştür. Bu ölçümler yukarıda anlatılan ve FEM ile hesaplanan sonuçlarla karşılaştırılmıştır. Şekil 7.7'de bu karşılaştırılma görülmektedir.

Deneylerde işparçasının her 5 segmenti 2 şer kez kesildiğinden modelde de buna karşılık gelecek süre kullanılmıştır. Şekil 7.7'den de görüleceği üzere model ve deney sonuçları arasında iyi bir uyum vardır.

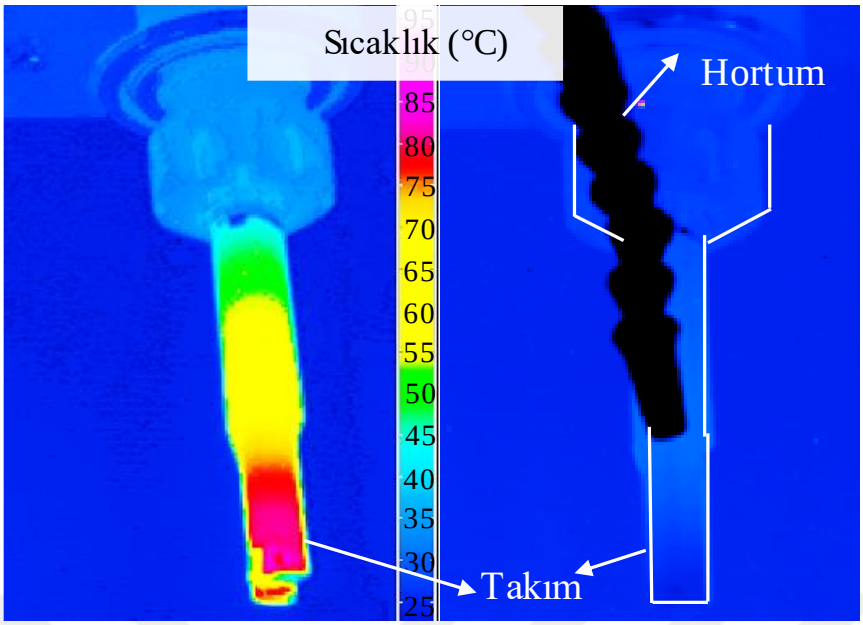


Şekil 7.6: FEM de sıcaklık analizi.



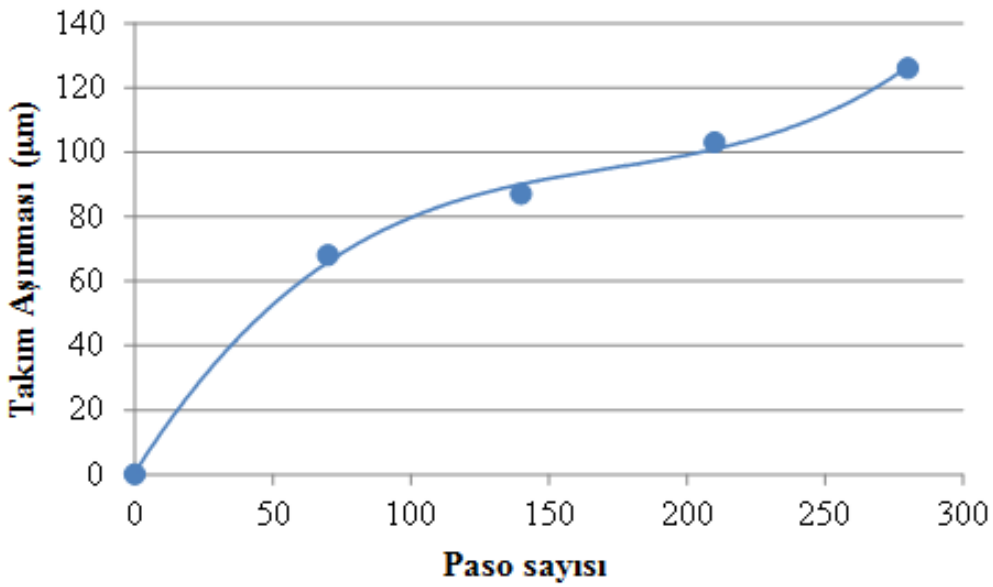
Şekil 7.7: Takım ucu deplasman analizi ve modelle karşılaştırılması.

Şekil 7.7'de verilen bir diğer sonuç ise soğutulmuş havanın yer değişimi üzerine etkisidir. Buna göre soğutulmuş hava yer değişimini oldukça azaltmıştır. Bu etkisi sıcaklık ölçüm sonuçlarından da görülmektedir. Şekil 7.8 her iki deneyin karşılaştırılmasını vermektedir.



Şekil 7.8: a) Kuru kesme b) Soğutulmuş hava ile kesme.

Kesme deneylerinden sonra ise işlem verimliğinin tespiti için yüzey pürüzlülüğü ve takım aşınması deneyleri yapılmıştır. Şekil 7.9 takım aşınması sonuçlarını göstermektedir. CBN takım ve sertleştirilmiş dökme demir kullanılarak yapılan 280 kesme sorasında takım aşınması aşağıdaki gibidir.



Şekil 7.9: Takım aşınması sonuçları.

Son olarak yüzey kalitesi ölçülmüş ve birçok ölçümün ortalaması olarak 0.1 µm bulunmuştur. Bu oldukça iyi bir yüzeye karşılık gelmektedir. Literatür incelendiğinde bu taşlamaya yakın bir yüzey elde edildiğini göstermektedir.

Sonuç olarak frezeyle tornalama yöntemi kam millerinin işlenmesinde taşlamaya alternatif olacak bir yöntem olarak sunulabilir.

8. SONUÇLAR

Bu doktora tez çalışmasında görece yeni bir talaşlı imalat tekniği olan frezeyle tornalama operasyonu için mekanik ve ısıl analizler gerçekleştirilerek süreci eniyileyecek kesme parametrelerinin belirlenmesi için bir yol sunulmaya çalışılmıştır. Bu amaçla çeşitli deneysel ve analitik araçlar kullanılarak sonuca varılmıştır. Bu sonuçlar ve işlemin endüstriye katması olası avantajları kolay takip edilebilmesi için aşağıda maddeler halinde sıralanmıştır.

- Frezeyle tornalama işleminin bazı kesme parametreleri geleneksel frezeleme ve tornalama operasyonundan farklıdır. Bu nedenle sürecin daha iyi anlaşılması için kesme geometrisinin açıkça tanımlanması önemlidir. Örnek olarak frezeyle tornalamada iki adet ilerleme hızı mevcuttur. Frezeyle tornalamada çevresel ilerleme hızı olan (f_z) geleneksel frezelemede ilerleme hızına karşılık gelirken, eksenel ilerleme hızı (a_e) ise radyal kesme derinliğine benzetilebilir.

- Kesilmemiş talaş geometrisi ve takım/işparçası temas sınırları, kesme kuvvetlerinin, kesme sıcaklığının ve kesme kararlılığının belirlenmesi için zaruridir. Bu nedenle dik, teğetsel ve eşeksenli frezeyle tornalama operasyonları için literatürde ilk kez olmak üzere kesilmemiş talaş geometrileri belirlenmiştir. Talaş geometrisi için öncelikle takım ve ardından işparçası temas alanı tanımlanmış ve takımın anlık dönme açıları için geometrik ilişkiler kullanılarak geometri analitik olarak hesaplanmıştır. Kesilmemiş talaş geometrisi için geliştirilen bu ifadeler frezeyle tornalamada kesme kuvveti, sıcaklık ve kararlılık hesaplarında kullanılabilir.

- Kesme kuvveti modeli, geliştirilen talaş geometrisine bağlı olarak, dik kesme testlerinden elde edilen veriler ve dik kesmeden-eğik kesmeye dönüşüm prosedürü kullanılarak tanımlanmıştır. Böylelikle yalnızca basit dik kesme verileri kullanılarak karmaşık bir geometriye sahip frezeyle tornalamadaki kesme kuvveti için analitik bir model elde edilmiştir. Geliştirilen modeli sınamak ve doğrulamak için r_n=100-200, a_p=0.5-1mm ve a_e=0.3-0.6mm/dev.

aralıkları için kesme testleri gerçekleştirilmiştir. Modelle elde edilen kesme kuvvetleri deneysel olarak elde edilen kuvvetlerin iyi bir uyum içinde olduğu ve kesme kuvvetlerinin a_p ve a_e'nin artmasıyla artarken, r_n'nin artmasıyla azaldığı görülmüştür. Ayrıca frezeyle tornalamada geleneksel tornalamaya göre benzer kesme koşullarında daha düşük kesme kuvvetleri elde edilmiştir. Bu çalışmanın bir sonucu olarak, frezeyle tornalama işleminin özellikle kuvvete bağlı olarak ortaya çıkan deformasyonların önemli olduğu ince cidarlı parçaların (türbin kanatları gibi) talaşlı imalatında tercih edilmesinin daha uygun olacağı sonucuna varılabilir.

- Frezeyle tornalamada talaşlı imalatı yapılan parçada ortaya çıkan kesit bir daire değil bir poligondur. Bu poligonun derecesi yani sahip olduğu kenar sayısı r_n oranına bağlıdır. Seçilen r_n oranının artmasıyla kesit poligondan daireye doğru yaklaşır. Böylece; eğer takım parçaya oranla ne kadar hızlı dönerse ortaya çıkan kesit daireye o kadar yakın olur ve bununla beraber çevresel yüzey pürüzlülüğü de azalır.
- Frezeyle tornalama işlemi yüksek MKH sağlayabilen bir işlemdir; ancak bunu yaparken üretilen parçada yüzey kalitesi de dikkate alınmalıdır; çünkü MKH'i belirleyen kesme parametreleri aynı zamanda yüzey kalitesini de belirlemektedir. Bu çalışmada MKH ve yüzey kalitesi durumları birlikte düşünülerek, kullanıcının üretkenlik ve kalite arasında seçim yapabileceği bir model geliştirilmiştir. Hem geliştirilen model hem de deneysel sonuçlara göre a_e'nin artması MKH'yi arttırır ancak çıkıntı oluşumunu da arttırır. Diğer taraftan a_e'nin belirli bir değerine kadar çıkıntı oluşumu olmadan frezeyle tornalama yapmak da mümkündür. Sonuç olarak çalışmada geliştirilen analitik ifadeler kullanılarak arzu edilen yüzey kalitesine uygun MKH seçilebilir. Ayrıca yine geliştirilen modeller kullanılarak yüzey kalitesinden ödün vermeden örneğin büyük çaplı parçaların işlenmesinde yüksek talaş kaldırma hızlarına ulaşmak mümkün olabilecektir.
- Takım ve işparçasının eşzamanlı hareketleri nedeniyle takımın işparçası üzerinde izlediği yol bir helistir ve bu da çevresel yüzey pürüzlülüğünü meydana getirir. Geliştirilen analitik modele göre a_e ve r_n'nin çevresel yüzey pürüzlülüğü üzerinde büyük bir etkisi vardır. Belirli bir a_e değerine kadar çevresel yüzey pürüzlülüğü yuvarlaklık hatasına eşittir ve r_n'nin azalmasıyla

bu değer artar. Bu da seçilen a_e değerinin daha da arttırılmasıyla çevresel yüzey pürüzlülüğünün hızlı bir şekilde artmasına neden olur.

- Çalışmada eksantirisitenin takım çapının %0-50'si arasında değişen değerlerinde talaş geometrisine olan etkisi belirlenmiştir. Buna göre eksantirisite değeri değiştikçe takım ve işparçası arasındaki temas da değişmektedir. Bu değişim analitik olarak tanımlanmış ve eksantirisite değerinin kesilmemiş talaş geometrisine etkisini gösteren bir model geliştirilmiştir.
- Dik frezeyle tornalamada talaş, takımın hem alt hem de yan yüzeyinin kesmesi ile oluşmaktadır; ancak bütün takımların alt tarafı kesme yapamaz, bu gibi durumlarda eksanitirisite değeri tanımlanmalıdır. Mevcut çalışmada geliştirilen kesilmemiş talaş geometrisi modeli kullanılarak uygun eksantirisite değeri seçilebilir.
- Eksantirisitenin kesme kuvveti üzerine etkisini belirlemek için kesme kuvveti modeli geliştirilmiş ve bu model deneysel olarak da doğrulanmıştır. Yapılan testler sonuçları eksantirisitenin artmasıyla kesme kuvvetinin azaldığını göstermektedir. Geliştirilen bu model çeşitli kesme parametrelerinin kesme kuvveti üzerine olan etkisini hızlı ve pratik bir şekilde belirlemek amacıyla kullanılabilir.
- Eksantirisitenin yuvarlaklık hatası üzerine bir etkisi bulunmazken, çıkıntı oluşumu üzerine ise önemli bir etkisi olduğu görülmüştür. Eksantirisitenin artmasıyla birlikte çıkıntı oluşumu olmadan seçilebilecek a_e değeri azalmaktadır; bu da MKH'yi azaltmaktadır.
- Frezeyle tornalama sonrası yüzey pürüzlülüğü deneyleri gerçekleştirilmiş ve silici takımın belirli bir eksantirisite değerine kadar yüzey pürüzlülüğünü iyileştirebileceği ortaya çıkmıştır. Dönme oranları olan r_n'nin ise yüzey pürüzlülüğü üzerinde büyük bir etkisi yoktur.
- Frezeyle tornalamada geleneksel tornalama işlemine göre benzer kesme koşulları altında daha uzun takım ömürleri sağlanabilir.

- Inconel 718'in talaşlı imalatı sırasında benzer kesme parametreleri altında frezeyle tornalama işlemi tornalamaya göre 2 ile 10 kat arasında daha fazla takım ömrü sağlanabildiği gösterilmiştir.
- Bir diğer nikel alaşımı olan Waspaloy'un frezeyle tornalamasında ise takım ömründeki bu artış 3-20 kat arasındadır.
- Bir titanyum alaşımı olan Ti6Al4V'nin frezeyle tornalanmasında yine benzer koşullarda geleneksel tornalamaya göre 40 kata kadar takım ömrü artışı görülmüştür.
- Takım ömrü için yapılan deneyler ayrıca soğutma koşullarının da oldukça etkili olduğunu göstermiştir. MQL ve kesme sıvısı ile yapılan testlerde kuru kesmeye göre daha uzun takım ömürleri elde edilmiştir. Bu takım ömrü sonuçları frezeyle tornalama işlemi için oldukça umut vaat etmektedir. Günümüzde çeşitli kaplama veya parametre optimizasyonu ile %10-20'lik takım ömründe artış bile büyük bir gelişme olarak sayılmaktadır. Frezeyle tornalamada elde edilen onlarca kat ömürde artış önemli bir katkı olarak düşünülmektedir.
- Eksantirisitenin de takım ömrü üzerinde önemli etkisi olduğu ve belirli bir eksantirisite değerine kadar (seçilen kesme parametreleri için bu değer 22mm'dir) eksantirisitenin artmasıyla takım ömrü artmaktadır.
- Çalışmada gerçekleştirilen kesme sıcaklığı ile ilgili araştırmada öncelikle dik kesme koşullarındaki kesme sıcaklıkları incelenmiştir. Birçok farklı malzeme için çok çeşitli kesme koşullarında kesme testleri gerçekleştirilerek termal kamera yardımı ile kesme sıcaklıkları ölçülmüştür. Sıcaklıkların ölçümü sırasında emissivite değeri kalibrasyonunun, sonuçları önemli oranda etkilediği görülmüş ve bu değer geliştirilen kalibrasyon deney düzeneği ile 25-300 °C arasında kalibre edilmiştir. Bu sayede literatüre sunulmak üzere çok önemli veriler elde edilirken, testler sonucunda kesme hızının sıcaklık üzerinde en etkili parametre olduğu görülmüştür.
- Green fonksiyonları kullanılarak frezeyle tornalama için 3 boyutlu ve zamana bağlı analitik bir takım sıcaklığı modeli geliştirilmiştir. Bu model analitik ifadeleri kullandığı için oldukça hızlı olup 1 dakikanın altında sonuç

vermektedir. Böylelikle çeşitli kesme parametrelerinin kesme sıcaklığı üzerine etkisi hızlı bir şekilde belirlenebilir.

- Geliştirilen modelin doğrulanması için kesme sıcaklıklarının termal kamera ile ölçülmesi planlanmış ama çeşitli teknik zorluklar nedeniyle termal kamera ile ölçüm gerçekleştirilememiştir. Bunun sonucunda yeni bir ölçüm yöntemi geliştirilerek döner sistemlerde sıcaklıkların istenilen çözünürlülükte anlık olarak ölçülmesi sağlanmıştır. Geliştirilen model yapılan ölçüm sonuçları ile 50 ve 75 m/dak kesme hızları için doğrulanmıştır. Böylece literatüre hem model hem de yeni ölçüm tekniği kazandırılmıştır. Belirtilmesi gerekir ki geliştirilen yeni ölçüm tekniği çok farklı kesme işlemlerinde de kullanılabilir.
- Çalışmada elde edilen birikim endüstriyel bir parça üzerinde de doğrulanmıştır. İndüksiyonla yüzeyi sertleştirilmiş kam mili malzemesi frezeyle tornalanmış ve ortaya çıkan süreç parametreleri incelenerek modellenmiştir. Bu model ısıl etkilerin takımda yol açtığı deplasmanları tahmin etmekte kullanılmıştır.

Bu doktora tezinde frezeyle tornalama operasyonu için temel bir altyapı oluşturulmuştur. Özellikle havacılık gibi kritik sektörlerde bu işlemi tercih edecek üreticiler için bir yol sunulmuş ve kesme parametrelerinin seçim stratejileri geliştirilmiştir. Bu sayede bu operasyon mekanik ve ısıl olarak tanımlanabilir. Bir talaşlı imalat sürecinde işlemin dinamiği ve sürecin kararlılığı da oldukça önemlidir. Gelecek araştırmalarda bu konu üzerine çalışmalar gerçekleştirilmesi elzemdir. Ayrıca çalışmada önerilen sıcaklık modeli kimi kabuller üzerine kuruludur bu nedenle bu modelin ayrıntılandırılması ve mümkünse her üreticinin kolaylıkla kullanabileceği bir paket yazılım haline getirilmesi önemlidir. Son olarak çalışmada geliştirilen sıcaklık ölçüm yöntemi gelecek vaad eden bir yöntemdir ve kesme sıcaklığının kritik olduğu diğer operasyonlara da uygulanabilir. Yine bu yöntem günümüzde yayılan bir akım olan sensörlerle talaşlı imalat (sensor assisted machining) için bir araç da olabilir. Bu sayede yapılan operasyonda sürekli olarak kesme sıcaklığı izlenerek süreç çıktıları analiz edilebilir.

KAYNAKLAR

[1] **Schulz, H. ve Spur, G.** (1990). High speed turn-milling—a new precision manufacturing technology for the machining of rotationally symmetrical workpieces, *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, *39.1*, 107-109.

[2] **Neagu, C., Gheorghe, M. ve Dumitrescu, A.** (2005). Fundamentals on face milling processing of straight shafts, *Journal of materials processing technology*, *166.3*, 337-344.

[3] **Filho, C. ve Martins, J.** (2012). Prediction of cutting forces in mill turning through process simulation using a five-axis machining center, The *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, *58.1-4* , 71-80.

[4] **Qiu, W., Liu, Q. ve Yuan, S.** (2015). Modeling of cutting forces in orthogonal turn-milling with round insert cutters, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 78.5-8*, 1211-1222.

[5] **Choudhury, S.K. ve Mangrulkar, K. S**. (2000). Investigation of orthogonal turn-milling for the machining of rotationally symmetrical work pieces, *Journal of Materials Processing Technology*, *99.1*, 120-128.

[6] **Choudhury, S. K. ve Bajpai, J. B**. (2005). Investigation in orthogonal turn-milling towards better surface finish, *Journal of Materials Processing Technology, 170.3*, 487-493.

[7] **Vedat, S. ve Ozay, C.** (2007). Analysis of the surface roughness of tangential turn-milling for machining with end milling cutter, *Journal of Materials Processing Technology*, *186.1*, 279-283.

[8] **Kopač, J. ve Pogačnik, M.** (1997). Theory and practice of achieving quality surface in turn milling, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, *37.5*, 709-715.

[9] **Zhu, L., Haonan, L. ve Wansan, W.** (2013). Research on rotary surface topography by orthogonal turn-milling, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, *69.9-12*, 2279-2292.

[10] **Pogacnik, M. ve Kopac, J.** (2000). Dynamic stabilization of the turn-milling process by parameter optimization, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, *214.2*, 127-135.

[11] **Calleja, A., Fernández, A., Rodríguez, A., de Lacalle, L. N. L., ve Lamikiz, A.** (2015). Turn-milling of blades in turning centres and multitasking machines controlling tool tilt angle, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, *229(8),* 1324-1336.

[12] **Trigger, K. J., ve Chao, B. T.** (1950). An analytical evaluation of metal-cutting temperatures, *Trans. ASME, 73*, 57-68.

[13] **Loewen, E. G., ve Shaw, M. C.** (1954). On the analysis of cutting tool temperatures, *Trans. ASME, 76(2),* 217-225.

[14] **Weiner, J. H.** (1955). Shear-plane temperature distribution in orthogonal cutting, *Trans. ASME, 77(8),* 1331-1338.

[15] **Radulescu, R., ve Kapoor, S. G**. (1994). An analytical model for prediction of tool temperature fields during continuous and interrupted cutting, *Journal of Manufacturing Science and Engineering, 116(2),* 135-143.

[16] **Stephenson, D. A., ve Ali, A**. (1992). Tool temperatures in interrupted metal cutting, *Journal of Manufacturing Science and Engineering, 114(2),* 127-136.

[17] **Lazoglu, I., ve Altintas, Y.** (2002). Prediction of tool and chip temperature in continuous and interrupted machining, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42(9), 1011-1022.

[18] **Sato, M., Ueda, T., ve Tanaka, H.** (2007). An experimental technique for the measurement of temperature on CBN tool face in end milling, *International Journal of Machine Tools and Manufacture, 47(14),* 2071-2076.

[19] **Armendia, M., Garay, A., Villar, A., Davies, M. A., ve Arrazola, P. J.** (2010). High bandwidth temperature measurement in interrupted cutting of difficult to machine materials, *CIRP Annals-Manufacturing Technology, 59(1),* 97-100.

[20] **Karagüzel, U., Uysal, E., Budak, E.,ve Bakkal, M.,** (2015). Analytical modeling of turn-milling process geometry, kinematics and mechanics, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. *91*, 24-33.

[21] **Kline, W. A., DeVor, R. E., ve Shareef, I. A**. (1982). The prediction of surface accuracy in end milling, *Journal of Engineering for Industry, 104(3),* 272-278.

[22] **Smith, S., ve Tlusty, J**. (1991). An overview of modeling and simulation of the milling process, *Journal of engineering for industry, 113(2),* 169-175.

[23] **Sabberwal, A. J. P., ve Koenigsberger, F.** (1961). Chip section and cutting force during the milling operation, *CIRP Ann, 10(3),* 62.

[24] **Koenigsberger, F., ve Sabberwal, A. J. P.** (1961). An investigation into the cutting force pulsations during milling operations, *International Journal of Machine Tool Design and Research, 1(1),* 15-33.

[25] **Armarego, E. J. A., ve Deshpande, N. P**. (1989). Computerized predictive cutting models for forces in end-milling including eccentricity effects, *CIRP Annals-Manufacturing Technology, 38(1),* 45-49.

[26] **Tlusty, J. ve Macneil, P**. (1975). Dynamics of cutting forces in end milling, *Ann CIRP, 24(1),* 21-25.

[27] **Altintas, Y., Spence, A., ve Tlusty, J**. (1991). End milling force algorithms for CAD systems, *CIRP Annals-Manufacturing Technology, 40(1),* 31-34.

[28] **Budak, E., Altintas, Y., ve Armarego, E. J. A.** (1996). Prediction of milling force coefficients from orthogonal cutting data, *Journal of Manufacturing Science and Engineering, 118(2),* 216-224.

[29] **Armarego, E. J. A., ve Whitfield, R. C.** (1985). Computer based modelling of popular machining operations for force and power prediction, *CIRP Annals-Manufacturing Technology, 34(1),* 65-69.

[30] **Armarego, E. J. A., ve Deshpande, N. P**. (1991). Computerized end-milling force predictions with cutting models allowing for eccentricity and cutter deflections, *CIRP Annals-Manufacturing Technology, 40(1),* 25-29.

[31] **Armarego, E. J. A., ve Deshpande, N. P**. (1993). Force prediction models and CAD/CAM software for helical tooth milling processes. I. Basic approach and cutting analyses, *The International Journal Of Production Research, 31(8),* 1991-2009.

[32] **DeVor, R. E., Kline, W. A., ve Zdeblick, W. J.** (1980). A mechanistic model for the force system in end milling with application to machining airframe structures, In Proceedings of the Eighth North American Manufacturing Research Conference, Rolla, MO, 297-303, 18-21 Mayıs.

[33] **Kline, W. A., DeVor, R. E., ve Lindberg, J. R.** (1982). The prediction of cutting forces in end milling with application to cornering cuts, *International Journal of Machine Tool Design and Research, 22(1),* 7-22.

[34] **Sutherland, J. W., ve Devor, R.** (1986). An improved method for cutting force and surface error prediction in flexible end milling systems, *Journal of engineering for industry, 108(4),* 269-279.

[35] **Smith, S., ve Tlusty, J.** (1988). Modelling and simulation of the milling process, *ASME Winter Annual Meeting Publication, 33***,** 17-26.

[36] **Budak, E., ve Tunc, L. T**. (2010). Identification and modeling of process damping in turning and milling using a new approach, *CIRP Annals-Manufacturing Technology, 59(1),* 403-408.

[37] **Armarego, E. J. A., ve Epp, C. J**. (1970). An investigation of zero helix peripheral up-milling, *International Journal of Machine Tool Design and Research, 10(2),* 273-291.

[38] **Yellowley, I**. (1985). Observations on the mean values of forces, torque and specific power in the peripheral milling process, *International Journal of Machine Tool Design and Research, 25(4),* 337-346.

[39] **Brown, R. H., ve Armarego, E. J. A.** (1964). Oblique machining with a single cutting edge, *International Journal of Machine Tool Design and Research, 4(1),* 9-25.

[40] **Stabler, G. V.** (1951). The fundamental geometry of cutting tools, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, 165(1),* 14-26.

[41] **Merchant, M. E.** (1944). Basic mechanics of the metal cutting process, *Journal of Applied Mechanics, 11(A),* 168-175.

[42] **Lee, E. H., ve Shaffer, B. W.** (1951). The theory of plasticity applied to a problem of machining, *Journal of Applied Mechanics*, *18(4)*, 405-413.

[43] **Palmer, W. B., ve Oxley, P. L. B.** (1959). Mechanics of orthogonal machining, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, *173(1)*, 623-654.

[44] **Shaw, M. C., Cook, N. H., ve Finnie, I**. (1953). The shear-angle relationship in metal cutting, *Trans. ASME, 75(2)*, 273.

[45] **Krystof, J.** (1939). Berichte uber Betriebswissenschaftliche Arbeiten, Bd., *12*, VDI Verlag, 1939.

[46] **Shamoto, E., ve Altintas, Y.** (1999). Prediction of shear angle in oblique cutting with maximum shear stress and minimum energy principle. *ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering, 121*, 399–407.

[47] **Boothroyd, G.** (1988). Fundamentals of metal machining and machine tools (Vol. 28). Crc Press.

[48] **Whitfield, R. C.** (1987). A mechanics of cutting approach for the prediction of forces and power in some commercial machining operations. University of Melbourne.

[49] **Pandey, C., ve Shan, H. S.** (1972). Analysis of cutting forces in peripheral and face milling operations. *The Internatıonal Journal Of Productıon Research, 10(4)*, 379-391.

[50] **Epp, C. J.** (1973). Mechanics of the milling process, PhD tezi, University of Melbourne.

[51] **Armarego, E. J. A., Pramanik, D., Smith, A. J. R., ve Whitfield, R. C**. (1983). Forces and power in drilling-computer aided predictions, *Journal of Engineering Production*, *6*, 149-174.

[52] **Url-1,** < http://us.dmgmori.com/products/lathes/turn-mill-complete-machining-centers/ntx/ntx2000>, data retrieved 06.05.2016

[53] **Url-2,** < https://www.kistler.com/ca/en/applications/sensor-technology/cutting-force-measurement/milling/kistlerrcdtype9171arotatingdynamometer-for-high-performance-cutting/>, data retrieved 06.05.2016

[54] **Url-3,** <http://www.sandvik.coromant.com/en-gb/ knowledge/ general_turning /selection-of-inserts/geometry-information>, data retrieved 06.05.2016

[55] **Albrecht, P.,** (1960). New developments in the theory of the metal-cutting process: part I. The ploughing process in metal cutting, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, *82.4*, 348-357.

[56] **Wang, Z. Y., ve Rajurkar, K. P**. (2000). Cryogenic machining of hard-to-cut materials, *Wear, 239(2)*, 168-175.

[57] **Seco Technical guide**, Turning Difficult-To-Machine Alloys.

[58] **Miller, S.** (1995). Advanced materials mean advanced engines, *Interdisciplinary Science Reviews*, *20(4)*, 117-129.

[59] **Boyer, R. R.** (1996). An overview on the use of titanium in the aerospace industry, *Materials Science and Engineering: A, 213(1)*, 103-114.

[60] **Ezugwu, E. O., ve Wang, Z. M.** (1997). Titanium alloys and their machinability—a review, *Journal of materials processing technology*, *68(3)*, 262-274.

[61] **Ezugwu, E. O., Bonney, J., ve Yamane, Y.** (2003). An overview of the machinability of aeroengine alloys, *Journal of materials processing technology*, *134(2)*, 233-253.

[62] **Abukhshim, N. A., Mativenga, P. T., ve Sheikh, M. A**. (2006). Heat generation and temperature prediction in metal cutting: A review and implications for high speed machining, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, *46(7)*, 782-800.

[63] **Karaguzel, U., Olgun, U., Uysal, E., Budak, E., ve Bakkal, M.** (2015). Increasing tool life in machining of difficult-to-cut materials using nonconventional turning processes, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, *77(9-12)*, 1993-2004.

[64] **Technical Information Radiant Infrared Heating** - Theory & Principles, Chromalox Technical Documents.

[65] **Cengel, Y. A., Klein, S., ve Beckman, W**. (1998). Heat transfer: a practical approach (*Vol. 141*). New York: McGraw-Hill.

[66] **Arrazola, P. J., Arriola, I., Davies, M. A., Cooke, A. L., ve Dutterer, B. S.** (2008). The effect of machinability on thermal fields in orthogonal cutting of AISI 4140 steel, *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, *57(1)*, 65-68.

[67] **Url-4,** < http://dtsweb.com/products/sliceMN.php >, data retrieved 06.05.2016

ÖZGEÇMİŞ



Ad-Soyad **:** Umut KARAGÜZEL

Doğum Tarihi ve Yeri **:** 19.06.1985 ADANA

E-posta **:** karaguzelu@itu.edu.tr

ÖĞRENİM DURUMU:

- **Lisans** **:** 2008, İstanbul Teknik Üniversitesi, Makine Mühendisliği
- **Yükseklisans** **:** 2010, İstanbul Teknik Üniversitesi, Makine Mühendisliği, Malzeme ve İmalat

MESLEKİ DENEYİM VE ÖDÜLLER:

- 2009-2016 İTÜ Makine Fakültesi'nde Araştırma Görevlisi olarak çalıştı.
- 2015-2016 SFB Transregio 96 bursu ile 3 ay Almaya'da çalışmalarda bulundu.
- 2014-2015 TÜBİTAK 2214 A bursu ile 6 ay Almanya'da çalışmalarda bulundu.

DOKTORA TEZİNDEN TÜRETİLEN YAYINLAR, SUNUMLAR VE PATENTLER:

- **Karaguzel U.,** Bakkal M., Budak E., 2012. Frezeyle Tornalama Yönteminin Süreç Modellemesi. *UTIS* , 4-5 Ekim, 2012 Ankara, Türkiye
- **Karaguzel U.,** Bakkal M., Budak E., 2012. Process modeling of turn-milling using analytical approach, *PMI 2012*, October 29-30, 2012 Nagoya, Japan.
- **Karaguzel, U.,** Bakkal, M., ve Budak, E., 2012. Process modeling of turn-milling using analytical approach. *Procedia CIRP*, 4, 131-139.
- **Karaguzel U.,** Olgun U., Uysal E., Budak E., Bakkal M., 2013. High Performance Turning of High Temperature Alloys on Multi-Tasking Machine Tools, *EMO 2013,* September 16-21, 2013 Hannover, Germany.
- Çakır E., **Karaguzel U.,** Olgun U., Ozlu E., Bakkal M., Budak E., 2013. Dik kesme durumunda kesme sıcaklığının analitik modellenmesi ve deneysel olarak

doğrulanması (Modeling of temperature distribution in orthogonal cutting and experimental verfication), *UTIS 2013*, 7-9 Kasım 2013, İzmir, Türkiye.

- Uysal, E., **Karaguzel, U.,** Budak, E., ve Bakkal, M., 2014. Investigating Eccentricity Effects in Turn-milling Operations. *Procedia CIRP*, 14, 176-181.
- Budak E., **Karaguzel U.,** Uysal E., Bakkal M., 2014. Modelling of turn milling processes for increased productivity, *The 16th International Conference on Machine Design and Production*, June 30 – July 03 2014, Izmir, Turkiye.
- Uysal E., **Karaguzel U.,** Budak E., Bakkal M., 2014. Dik frezeyle tornalama işleminde eksenler arası ofsetin etkisi ve takım ömrü, *UTIS 2014*, 23-25 Ekim 2014, Bursa, Türkiye.
- **Karaguzel, U.,** Olgun, U., Uysal, E., Budak, E., ve Bakkal, M., 2014. Increasing tool life in machining of difficult-to-cut materials using nonconventional turning processes. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 77(9-12), 1993-2004.
- **Karagüzel, U.,** Uysal, E., Budak, E., ve Bakkal, M., 2015. Analytical modeling of turn-milling process geometry, kinematics and mechanics. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 91, 24-33.
- **Karaguzel U.,** Budak E., Bakkal M., 2015. Cutting Temperature and Tool Wear in Turn-Milling, *VMPT 2015*, June 2-5 2015, Vancouver, Canada.
- Putz M., Ihlenfeldt S., **Karaguzel U.,** Semmler U., Budak E., Bakkal M., ve Wertheim R., 2016. Improving performance of turn-milling by controlling forces and thermally induced tool-center point (TCP) displacement, *Procedia CIRP*, 40, 481-485.
- **Karaguzel U.,** Budak E., Bakkal M., 2015. Frezeyle Tornalama İşleminde Kesme Sıcaklığı Modeli Ve Deneysel Olarak Doğrulanması, *UTIS 2015*, 5-7 Kasım 2015, İstanbul, Türkiye.
- **Karaguzel, U.,** Uysal, E., Budak, E., ve Bakkal, M. 2016. Effects of tool axis offset in turn-milling process, *Journal of Materials Processing Technology*, 231, 239-247.

DİĞER YAYINLAR, SUNUMLAR VE PATENTLER:

- Bakkal, M., Serbest, E., Karipçin, I., Kuzu, A. T., **Karagüzel, U.,** ve Derin, B. (2015). An experimental study on grinding of Zr-based bulk metallic glass. Advances in Manufacturing, 3(4), 282-291.
- **Karaguzel, U.,** ve Bakkal, M. Orthogonal Cutting Of Zr Based Bulk Metallic Glass By Radial Turning, *Annual International Conference on Materials Science, Metal & Manufacturing (M3 2011),* Aralık 12-13, 2011, Singapur.
- **Karaguzel, U.,** and Bakkal, M., 2011. Finite Element Simulation of Milling Bulk Metallic Glass, *6th International Conference and Exhibition on Design and Production of Machines and Dies/Molds*, June 23-26 2011, Ankara, Türkiye.