

İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

**KOMPAKT GRAFİTLİ DÖKME DEMİRİN DELİK DELME İŞLEMİNİN
İNCELENMESİ VE SICAKLIK MODELİNİN OLUŞTURULMASI**

DOKTORA TEZİ

Ali Taner KUZU

Makina Mühendisliği Anabilim Dalı

Makina Mühendisliği Programı

ARALIK 2016

İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

**KOMPAKT GRAFİTLİ DÖKME DEMİRİN DELİK DELME İŞLEMİNİN
İNCELENMESİ VE SICAKLIK MODELİNİN OLUŞTURULMASI**

DOKTORA TEZİ

**Ali Taner KUZU
(503102015)**

Makina Mühendisliği Anabilim Dalı

Makina Mühendisliği Programı

Tez Danışmanı: Doç. Dr. Mustafa BAKKAL

ARALIK 2016

İTÜ, Fen Bilimleri Enstitüsü'nün 503102015 numaralı Doktora Öğrencisi Ali Taner KUZU, ilgili yönetmeliklerin belirlediği gerekli tüm şartları yerine getirdikten sonra hazırladığı “KOMPAKT GRAFİTLİ DÖKME DEMİRİN DELİK DELME İŞLEMİNİN İNCELENMESİ VE SICAKLIK MODELİNİN OLUŞTURULMASI” başlıklı tezini aşağıda imzaları olan jüri önünde başarı ile sunmuştur.

Tez Danışmanı : **Doç. Dr. Mustafa BAKKAL**
İstanbul Teknik Üniversitesi

Jüri Üyeleri : **Prof. Dr. Mehmet DEMİRKOL**
İstanbul Teknik Üniversitesi

Prof. Dr. Haydar LİVATYALI
Yıldız Teknik Üniversitesi

Doç. Dr. Murat ÇELİK
Boğaziçi Üniversitesi

Doç. Dr. Turgut GÜLMEZ
İstanbul Teknik Üniversitesi

Teslim Tarihi : 15 Kasım 2016
Savunma Tarihi : 16 Aralık 2016





Eşime ve aileme,



ÖNSÖZ

Tez çalışmamın, planlanmasından sonuçlanmasına kadar ki tüm sürecinde değerli bilgilerini ve desteğini benden esirgemeyen danışmanım ve değerli hocam Doç.Dr. Mustafa BAKKAL'a ve University of Michigan'da 1 yıl yanında çalışma fırsatı bulduğum değerli hocam Prof. Dr. Albert Shih'e teşekkürlerimi sunarım. Çalışma sırasında bana her zaman yardımcı olan Yrd. Doç. Dr. Umut KARAGÜZEL ve Ar. Gör. Azmi TİMUR'a, birlikte çalışma fırsatı bulduğum proje arkadaşım Kaveh Rahimzadeh BERENJİ ve Wenwu Wu'ya, teknisyenlerimiz Osman ÇELEBİ ve Erdal DİNÇ'e yardımlarından dolayı teşekkürler ederim.

Hayatım boyunca her zaman manevi desteklerini ve güvenlerini hissettirerek bana güç veren biricik eşim Ayşe Özge ZOR KUZU'ya, babam Mustafa KUZU'ya, annem Aliye KUZU'ya, abim Ahmet KUZU'ya ve ablam Ebru KUZU'ya sonsuz sevgilerimi ve teşekkürlerimi sunarım.

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

Aralık 2016

Ali Taner Kuzu
(Yüksek Makine Mühendisi)



İÇİNDEKİLER

Sayfa

ÖNSÖZ	vii
İÇİNDEKİLER	ix
KISALTMALAR	xi
SEMBOLLER	xiii
ÇİZELGE LİSTESİ.....	xv
ŞEKİL LİSTESİ.....	xvii
ÖZET	xxi
SUMMARY	xxv
1. GİRİŞ	1
2. LİTERATÜR ARAŞTIRMASI	3
2.1 Dökme Demirler.....	3
2.1.1 Kompakt Grafitli Dökme Demirlerin Mekanik ve Fiziksel Özellikleri.....	5
2.1.2 Kompakt Grafitli Dökme Demirin İşlenebilirliği	8
2.2 Delik Delme	11
2.3 Talaşlı imalatta sıcaklık oluşumu.....	14
2.4 Soğutma/yağlama Sistemleri ve Minimum Miktarda Yağlama.....	19
3. DELİK DELME İŞLEMİNİN GEOMETRİSİ VE MEKANİĞİNİN İNCELENMESİ	23
3.1 Ortogonal (Dik) Kesme Mekanîği	23
3.2 Eğik Kesme Mekanîği.....	31
3.3 Delik Delme İşleminde Kesme Kuvvetlerinin Modellenmesi	33
3.3.1 Radyal ağız bölgesi	34
3.3.2 Ana kesici ağız bölgesi	35
3.4 Derin delik delme işleminde kesme kuvvetlerinin modellenmesi ve modelin doğrulanması	42
3.4.1 Matkabın geometrik modelinin oluşturulması	42
3.4.2 Kesme katsayılarının belirlenmesi	43
3.4.3 Kesme kuvvetlerinin belirlenmesi	46
3.5 Delik Delme İşleminde Kesme Kuvvet Modelin Doğrulanması	47
3.6 Derin Delik Delme İşleminde Kesme Kuvvetlerinin Modellenmesi ve Modelin Doğrulanması	49
4. DELİK DELME İŞLEMİNDE SICAKLIĞIN DENEYSEL OLARAK İNCELENMESİ VE TEMEL ISI TRANSFERİ MODELİNİN OLUŞTURULMASI	53
4.1 Delik delme işleminde sıcaklık oluşumu	53
4.2 Delik delme işleminde iş parçasındaki sıcaklık dağılımının modellenmesi	55
4.2.1 Geometrik modelin oluşturulması.....	55
4.2.2 Malzeme özelliklerinin belirlenmesi.....	55
4.2.3 Radyal ağız ve kesme kenarında oluşan ısı yüklerinin hesaplanması.....	56
4.2.4 Matkabın yan yüzeyinde oluşan ısı yükü ve MQL'in ısı transfer katsayısının tersine ısı transferi yöntemi ile hesaplanması	57

4.2.5 Delik delme ve MQL ile derin delik delme sıcaklık modelleri.....	58
4.3 Delik delme ve derin delik delme işlemlerinde iş parçası sıcaklık dağılımının doğrulanması	60
4.3.1 Kuru şartlarda delik delme işleminde iş parçasındaki sıcaklık dağılımının elde edilmesi.....	61
4.3.2 MQL ile derin delik delme işleminde iş parçasındaki sıcaklık dağılımının elde edilmesi.....	68
5. DELİK DELME TAKIMINDAKİ SICAKLIK DAĞILIMININ MODELLENMESİ	75
5.1 Isıl yüklerin hesaplanması:.....	76
5.2 Isı transfer katsayısının hesaplanması:	77
5.3 Sonlu elemanlar modeli:.....	80
5.4 Deneysel Doğrulama	82
6. KGDD MALZEMESİNİN İŞLENEBİLİRLİĞİNİN DENEYSEL İNCELENMESİ	87
6.1 Delik delme işleminde işlenebilirliğin incelenmesi	87
6.1.1 Deney düzeneği	87
6.1.2 Deney Tasarımı	92
6.1.3 Sonuçlar.....	92
6.1.3.1 Takım ömrü ve takım aşınması	92
6.1.3.2 Talaş morfolojisi	96
6.1.3.3 Talaş hızı	98
6.1.3.4 Takım sıcaklık analizi:	100
6.2 Derin delik delme işleminde işlenebilirlik testleri	101
6.2.1 Deney düzeneği ve incelenen işlenebilirlik parametreleri	101
6.2.2 Sonuçlar.....	105
7. BULGULAR	113
8. SONUÇLAR VE ÖNERİLER.....	119
KAYNAKLAR.....	121
EKLER	129
ÖZGEÇMİŞ	135

KISALTMALAR

ML	: Minimum miktarda yağlama
EK	: Elemanter kesici takım
KGD	: Kompakt grafitli dökme demir





SEMBOLLER

b	: Talaş genişliği
h	: Kesilmemiş talaş kalınlığı
Ø	: Kayma açısı
α	: Talaş açısı
F_s	: Kayma kuvveti
β	: Ortalama sürtünme katsayısı
F_c	: Bileşke kuvvet
F_t	: Teğetsel kuvvet
F_f	: İlerleme kuvveti
F_r	: Radyal kuvvet
F_n	: Normal kuvvet
τ_s	: Kayma gerilmesi
F_u	: Sürtünme kuvveti
F_v	: Sürtünme kuvvetinin normal bileşeni
V	: Kesme hızı
V_c	: Talaş hızı
V_s	: Kayma hızı
L_c	: Kayma düzleminin genişliği
F_{t_c}	: Teğetsel kesme kuvveti
F_{f_c}	: İlerleme kesme kuvveti
F_{t_e}	: Teğetsel kenar kuvvet
F_{f_e}	: İlerleme kenar kuvveti
K_{t_c}	: Teğetsel kesme kuvvet katsayısı
K_{f_c}	: İlerleme kesme kuvveti katsayısı
K_{r_c}	: Radyal kesme kuvveti katsayısı
K_{t_e}	: Teğetsel kenar kuvvet katsayısı
K_{f_e}	: İlerleme kenar kuvveti katsayısı
K_{r_e}	: Radyal kenar kuvvet katsayısı
$\dot{\iota}$	: Eğiklik açısı
η	: Talaş kayma açısı
2K_t	: Koniklik açısı
2ω	: Matkabın özünün eni
Ψ_c	: Çisel kenar açısı
r(z)	: Radyal çap
L_p	: Matkapın hatve



ÇİZELGE LİSTESİ

Sayfa

Çizelge 2.1 : Dökme demirlerin sınıflandırılması [3].....	4
Çizelge 2.2 : Kır dökme demir, KGDD ve küresel grafitli dökme demirin fiziksel ve mekanik özelliklerinin sayısal aralığı [8].....	6
Çizelge 2.3 : Dökme demirler içindeki değişik fazların ısı iletkenlikleri [12].	7
Çizelge 2.4 : Kır dökme demir, KGDD ve küresel grafitli dökme demirin fiziksel ve mekanik özellikleri karşılaştırılması [6].	7
Çizelge 2.5 : Literatürdeki KGDD delik delme ile ilgili çalışmaların özetlenmesi...	11
Çizelge 2.6 : Delik delme, tornalama ve frezeleme işlemleri için takım, iş parçası ve talaşa geçen ısı paylaşım oranları [38].....	15
Çizelge 3.1 : Çalışmada kullanılan matkaba ait geometrik özellikler.	42
Çizelge 3.2 : Dik kesme testlerinde kullanılan parametreler.	44
Çizelge 3.3 : Kuvvet modeli ve deneysel ölçümlerin karşılaştırılması.	49
Çizelge 3.4 : Kuvvet ölçümlerinde seçilen değişkenler.....	50
Çizelge 3.5 : Derin delik delme kuvvet modeli sonuçları.	52
Çizelge 4.1 : KGDD malzemenin mekanik ve fiziksel özellikleri.	56
Çizelge 4.2 : Delik delme testlerinde kullanılan test parametresi.....	61
Çizelge 4.3 : Hesaplanan duvardaki ısı akısı ve ısı taşınım katsayısı.....	65
Çizelge 4.4 : Karekök hataları, maksimum hatalar ve ortalama hatalar.	67
Çizelge 4.5 : Delik delme testlerinde kullanılan test parametreleri.	68
Çizelge 4.6 : Hesaplanan duvardaki ısı akısı ve ısı taşınım katsayısı.....	69
Çizelge 4.7 : Karakök hataları, maksimum hatalar ve ortalama hatalar.	72
Çizelge 5.1 : Heslisel soğutma kanalında ve serbest yüzeylerde hesaplanan ortalama ısı transfer katsayıları (W/m^2K).....	80
Çizelge 6.1 : Üç delik delme testi.	92
Çizelge 6.2 : Talaşların görülme sıklığı.....	97
Çizelge 6.3 : Sıcaklık değişimleri (unit: $^{\circ}C$).....	100
Çizelge 6.4 : İşlenebilirlik testlerinde kullanılan kesme parametreleri.	101
Çizelge 6.5 : XRD ölçüm parametreleri.	103
Çizelge 6.6 : Delik etrafındaki faz dağılımları.	109
Çizelge 6.7 : 3 farklı kesme parametresi için talaşların incelenmesi.....	109
Çizelge 6.8 : XRD ile ölçülen kalıntı gerilme sonuçlarını.....	111



ŞEKİL LİSTESİ

Sayfa

Şekil 2.1 : İç yapı fotoğrafları a) Küresel grafitli dökme demir b)Kompakt grafitli dökme demir c) Kır dökme demir [7].	5
Şekil 2.2 : Dökme demirlerde talaş oluşum mekanizması [22].	9
Şekil 2.3 : Farklı talaşlı imalat proseslerinin işlem adetlerinin (sol) ve işlem sürelerinin (sağ) karşılaştırılması [28].	12
Şekil 2.4 : Helisel matkap geometrisi.	13
Şekil 2.5 : Talaşlı imalatla oluşan ısının takım, iş parçası ve talaşa dağılım modeli.	16
Şekil 2.6 : a)Almanya’da kullanılan soğutucuların dağılımı, b) Örnek bir üretim için soğutucu maliyeti [71].	20
Şekil 2.7 Soğutma (yağlama) sistemleri şematik olarak sınıflandırılması [69].	21
Şekil 3.1 : Dik kesme modeli.	24
Şekil 3.2 : İkinci deformasyon bölgesindeki sürtünme davranışı.	25
Şekil 3.3 : Dik kesme işleminde kuvvet dengesi modeli.	25
Şekil 3.4 : Talaş hız diyagramı.	27
Şekil 3.5 : Kesme katsayılarının hesap akış diyagramı.	29
Şekil 3.6 : Eğik kesme modeli.	32
Şekil 3.7 : Radyal ağız bölgesinin kuvvet model akış diyagramı.	34
Şekil 3.8 : Kesici kenar için kuvvet ve tork hesap akış diyagramı.	36
Şekil 3.9 : Elemanter kesici takım.	37
Şekil 3.10 : Helisel matkabın geometrisi [92].	38
Şekil 3.11 : Helisel matkabın üstten görünüşü [92].	39
Şekil 3.12 : Eğiklik, helis, talaş ve efektif talaş açısının değişimi.	43
Şekil 3.13 : TPUN 160304 insert.	43
Şekil 3.14 : Dik kesme testi düzeneği ve dik kesme testinin şematik gösterimi.	45
Şekil 3.15 : Ölçülen ve modellenen kesme kuvvetinin zamana göre değişimi.	48
Şekil 3.16 : Kuvvet ölçüm düzeneği.	49
Şekil 3.17 : V_c 25 m/dk kesme hızında farklı ilelemelerdeki kuvvet ve tork grafiği.	50
Şekil 3.18 : V_c 50 m/dk kesme hızında farklı ilelemelerdeki kuvvet ve tork grafiği.	51
Şekil 3.19 : V_c 75 m/dk kesme hızında farklı ilelemelerdeki kuvvet ve tork grafiği.	51
Şekil 4.1 : Delik delme işleminde kesme işlemi sırasındaki ısı kaynakları.	54
Şekil 4.2 : Delik dibindeki ısı akısı ve delik duvarındaki ısı akısının derinliğe göre değişimi (10mm çapındaki bir matkap için) [61].	55
Şekil 4.3 : 2 boyutlu geometrik model.	58
Şekil 4.4 : a) Isı kaynağının hareketi, b) ısı kaynağının takım üzerindeki değişimi.	59
Şekil 4.5 : Isı kaynakları ve MQL’in sıcaklık modeline etkisi.	60
Şekil 4.6 : Delik delme sıcaklık ölçüm test düzeneği.	62
Şekil 4.7 : Her üç parametre için hesaplanan itme kuvveti, tork ve güç değerleri.	63
Şekil 4.8 : Kesici kenardan iş parçasına geçen ısının değişimi a) V_c 50 m/dk f 0.15 mm/dev, b) V_c 100 m/dk f 0.15 mm/dev and c) V_c 100 m/dk f 0.3 mm/dev.	64

Şekil 4.9 : Ölçülen ve hesaplanan kenar sıcaklıklarının karşılaştırılması a) V_c 50 m/dk f 0.15 mm/dev, b) V_c 100 m/dk f 0.15 mm/dev ve c) V_c 100 m/dk f 0.3 mm/dev.	66
Şekil 4.10 : Maksimum sıcaklıklar ve sıcaklık dağılımları.	67
Şekil 4.11 : Derin delik delme sıcaklık ölçme test düzeneği	69
Şekil 4.12 : Kesici kenardan iş parçasına geçen ısının değişimi a) V_c 25 m/dk f 0.15 mm/dev, b) V_c 50 m/dk f 0.15 mm/dev ve c) V_c 75 m/dk f 0.1 mm/dev.	70
Şekil 4.13 : MQL Derin delik delme sıcaklık model sonuçları a) V_c 25 m/dk f 0.15 mm/dev, b) V_c 50 m/dk f 0.15 mm/dev ve c) V_c 75 m/dk f 0.1 mm/dev.	71
Şekil 4.14 : Farklı zaman adımlarında MQL Derin delik delme sıcaklık model dağılımları a) V_c 25 m/dk f 0.15 mm/dev, b) V_c 50 m/dk f 0.15 mm/dev ve c) V_c 75 m/dk f 0.1 mm/dev.....	73
Şekil 4.15 : Yüzeyden 120 mm mesafeye kadar sıcaklık dağılımının değişimi a) V_c 25 m/dk f 0.15 mm/dev, b) V_c 50 m/dk f 0.15 mm/dev c) V_c 75 m/dk f 0.1 mm/dev ve d) Duvardaki sıcaklık dağılımı (radyal uzaklık 5 mm).	74
Şekil 5.1 : Derin delik delme prosesindeki ısı kaynakları.	75
Şekil 5.2 : Takımdaki sıcaklıkların hesaplama adımları.....	76
Şekil 5.3 : Havanın geometrik modeli ve sınır şartları.	78
Şekil 5.4 : Soğutma kanallarındaki basınç ve hız değişimi.	78
Şekil 5.5 : Takımın serbest yüzeyi üzerinde ısı transfer katsayılarının uygulandığı bölgeler.	80
Şekil 5.6 : Sonlu elemanlar mesh ağı.....	81
Şekil 5.7 : Uygulanan ısı yükler.	81
Şekil 5.8 : Sıcaklık ölçüm deney düzeneği.	82
Şekil 5.9 : Kesme hızı 25,12 m/dk ve 0.15 mm/dev ilerleme kesme parametresi için ısı paylaşım oranları.....	83
Şekil 5.10 : Ölçülen ve hesaplanan sıcaklıkların karşılaştırılması a) kuru şartlarda b) hava ile soğutma şartlarında.....	84
Şekil 5.11 : Sıcaklık dağılımları at a) kuru (50 mm derinlik) ve b) Hava ile soğutma (100 mm derinlik) (unit: K).	85
Şekil 5.12 : 25m/dk kesme hızı 0,15 mm/dev ilerleme hızındaki aşınma ve sıcaklık modelinin karşılaştırılması.....	85
Şekil 6.1 : Matkabın: a) üstten, b) yandan, ve c) eğik görünümü.	88
Şekil 6.2 : a) Delik delme test düzeneği, b) KGDD plaka c) deliklerin detaylı gösterimi ve d) KGDD plakanın boyutları.....	88
Şekil 6.3 : KGDD iş parçası mikro yapısındaki grafitlerin dağılımı.	89
Şekil 6.4 : Modifiye edilmiş takım tutucunun teknik resmi, modifiye edilmiş takım tutucu, ve adaptör ve plastik tüpü bağlantılarının detaylı gösterimi.	90
Şekil 6.5 : Yüksek hızlı kamera kullanılarak talaş hızının hesaplanması: a) $n-1$ anında talaşın yeriand b) n anında talaşın yeri. Hata! Yer işareti tanımlanmamış.	
Şekil 6.6 : Termal elemanların yerleri.	92
Şekil 6.7 : Aşınmış takımların üstten görünüşü: a) Deney I, Test #1 (1500. delik), b) Deney. II, Test #1 (3000. delik) ve c) Deney. III, Test #2 (2700. delik).	93
Şekil 6.8 : Maksimum takım aşınmaları (Tests #1 and #2) of Deney I, II ve III.....	94
Şekil 6.9 : A, B, C, D ve E noktalarındaki serbest yüzey aşınmaları a) Deney I (Test #1), b) Deney II (Test #1) ve c) Deney III (Test #2).	95

Şekil 6.10 : Üç farklı talaş tipinin SEM fotoğrafları: a) Spiral Talaş, b) Üçgen talaş ve c) Dört kenarlı talaş.....	96
Şekil 6.11 : Talaş boyutun belirlenmesi için çekilen talaş SEM fotoğrafları.	97
Şekil 6.12 : Ortalama talaş yüzey alanı.	98
Şekil 6.13 : Ortalama talaş hızları ve yüksek hızlı kamera görüntüleri (birim: mm).	99
Şekil 6.14 : Ortalama talaş hızının derinliğe göre değişimi.....	100
Şekil 6.15 : Derin delik delme sonrası alınan kesitteki sertlik ölçüm yerleri a) parça üzerinde b) şematik olarak gösterilmiştir.....	101
Şekil 6.16 : Aşınma test düzeneği	102
Şekil 6.17 : Kalıntı gerilme ölçüm pozisyonları.....	103
Şekil 6.18 : Stresstech XStress 3000 G2R- XRD cihazı.	103
Şekil 6.19 : XRD ölçüm eksenleri.	104
Şekil 6.20 : Artık gerilme test düzeneği.	104
Şekil 6.21 : Sertlik değerlerinin bar diyagramında karşılaştırılması.	105
Şekil 6.22 : Sertlik dağılımları a) V_c 25 m/dk f 0.15 mm/dev, b) V_c 50 m/dk f 0.15 mm/dev ve c) V_c 75 m/dk f 0.1 mm/dev.	106
Şekil 6.23 : KGDD iç yapı fotoğrafları.	108
Şekil 6.24 : Yüzey pürüzlülüğü değerleri.	110
Şekil 6.25 : Serbest yüzey aşınma sonuçları.....	110
Şekil 6.26 : Kalıntı gerilmenin üç muhtemel profili.....	112
Şekil 7.1 : Takım ve iş parçasına geçen ısının toplam açığa çıkan ısıya oranının kesme hızı ve ilerleme cinsinden değişimi a) takım b) iş parçası.	116
Şekil 7.2 : Takıma ve iş parçasına geçen ısının toplam açığa çıkan ısıya oranının sabit 0,15 mm/dev ilerleme değerinde rölatif çapa bağlı değişimi.....	117
Şekil 7.3 : Takım ve iş parçasında kesici ağız ve radyal ağızda 100 mm derinlikte delik delinmesi esnasında meydana gelen kesme işleminden kaynaklı toplam güç ve işin kesme hızı ve ilerlemeye göre değişimi a) takım b) iş parçası.	118
Şekil A.1 : 0.05 mm/dev ilerleme hızı için kayma gerilmesi, kayma açısı ve sürtünme açısının kesme hızı ve talaş açısına bağlı değişimi.....	130
Şekil A.2 : 0.1 mm/dev ilerleme hızı için kayma gerilmesi, kayma açısı ve sürtünme açısının kesme hızı ve talaş açısına bağlı değişimi.....	131
Şekil A.3 : 0.15 mm/dev ilerleme hızı için kayma gerilmesi, kayma açısı ve sürtünme açısının kesme hızı ve talaş açısına bağlı değişimi.....	132
Şekil A.4 : 0.2 mm/dev ilerleme hızı için kayma gerilmesi, kayma açısı ve sürtünme açısının kesme hızı ve talaş açısına bağlı değişimi.....	133



KOMPAKT GRAFİTLİ DÖKME DEMİRİN DELİK DELME İŞLEMİNİN İNCELENMESİ VE SICAKLIK MODELİNİN OLUŞTURULMASI

ÖZET

Otomotiv sanayii uzunca bir süredir kullanıcının artan performans beklentisini karşılamaya çalışırken, bir yandan da kapsamı her geçen gün genişleyen çevreyi korumaya yönelik kanunlara da uyma zorunluluğuna bir arada cevap vermeye çalışmaktadır. Bu kanunlardan özellikle emisyon standardındaki kirlletici miktarlarındaki büyük düşüş beklentisi daha verimli yanmayı sağlayacak motor teknolojilerinin geliştirilmesini gerekli kılmaktadır. Özellikle dizel gövdelerinde, egzoz manifoldunda ve silindir kafalarında önceden kullanılan kır dökme demir yerine bugün daha iyi mekanik özelliklere sahip kompakt grafitli dökme demirin kullanımı bu amaca yöneliktir. Kompakt grafitli dökme demir, kır dökme demire göre sahip olduğu yüksek çekme dayanımı, aşınma ve korozyon dayanımı sayesinde daha büyük basınçlara dayanabildiğinden daha iyi bir yanma ortamı oluşturmaktadır. Ayrıca bu özellikleri sayesinde elde edilen hafiflik de diğer bir avantajdır.

Bu iyi özelliklere alaşıma ilave edilen magnezyum, titanyum ve krom gibi alaşım elementleri ile ulaşılrken, bu elementler işlenebilirlik özelliklerini olumsuz yönde etkilemektedir. Kullanılan malzemenin verimli yanma sağlaması yanında diğer yönleriyle de ekonomik olması günümüz koşullarının vazgeçilmez zorunluluğudur. Yoğun talaşlı imalat içeren bu motor bileşenlerinin ekonomik üretimi ancak, yüksek işlenebilirlikle sağlanabilmektedir. Bunun için uygun süreç parametrelerinin belirlenmesi ve takım aşınmasının azaltılması bu konuda atılması gereken ilk adımlardır. Takım aşınmasını arttıran yüksek deformasyon miktarı, sürtünmeye bağlı yüksek kesme sıcaklığı ve talaşın kesme bölgesinden uzaklaştırılamaması, özellikle motor gövde ve parçalarındaki soğutma ve yağlama kanallarının açılmasında kullanılan derin delik delme uygulamalarında işlenebilirliğin düşmesine neden olmaktadır. Bu yüzden kesme sırasında meydana gelen sıcaklık dağılımının ve sıcaklığın zamanla değişiminin bilinmesi, buna uygun soğutma ve yağlama yöntemi ile kesme parametrelerinin seçilmesi işlenebilirlik özelliklerini geliştirme açısından oldukça önemlidir. Yapılan çalışmada talaşın uzaklaştırma probleminden dolayı sadece hava kullanımının diğer yöntemlerden daha verimli olduğu bulunmuştur.

Minimum miktarda yağlama (MQL) sistemi otomotiv güç aktarma organlarının talaşlı üretimi dahil, son dönemde gittikçe yaygınlaşan bir sistemdir. Bu sistem imalat maliyetlerini düşürmesi ve muadillerine göre çevreye daha duyarlı olması sebebiyle tercih edilmektedir. MQL sisteminde çok az miktarda yağ ve hava karışımını basınçlı bir şekilde takım ile iş parçasının temas ettiği bölgeye uygulanır. MQL sisteminin temel olarak 3 fonksiyonu vardır; yağlama, soğutma ve talaşı uzaklaştırma. Çok az miktarda hava yağ karışımı kesme bölgesine yollandığı için soğutma hızı geleneksel sulu kesmeye göre daha az olacaktır. Özellikle derin delik delme gibi yüksek enerji gerektiren talaşlı imalat uygulamalarında bu durum bazı sorunlara yol açması beklenebilir. Bu sorunlar yüksek ısınmadan dolayı ısıl çarpılma (distorsiyon) ve

toleransların sağlanamaması olarak sıralanabilir. Bu durum, güç aktarma organları gibi parçaların yağ deliklerinin açılması sırasında sıkı geometrik toleransların sağlanmasını zorlaştırır.

Matkap takımları, radyal ağız ve kesme ağız olmak üzere iki ana kesme bölgelerinden meydana gelir. Radyal ağız matkabın ortasında yer alır ve matkabın iş parçası üzerinde merkezlemesi görevini görür. Matkap radyal ağız, genellikle büyük talaş açısına sahip olduğu için iş parçası malzemesi, kesilme yerine kazınarak (ploughing action) aşırı plastik deformasyona uğrar. Radyal ağız düzgün ve istikrarlı bir kesim sağlanmasından sorumlu iken, kesme ağız matkabın asıl kesme işleminde rol oynamaktadır. Bu tezde, kesme kuvveti, kesme işleminin gerçekleştiği bu iki ana bölgede; kesme ağız ve radyal ağız için ayrı ayrı modellenmiştir. Matkap radyal ağız kuvvet modeli bölüm 3.3.1'de açıklanmıştır. Buradaki kuvvetler ayrıca batma (indentation) ve dik kesme bölgeleri olarak iki ayrı alan için hesaplanmıştır. Kesme ağızının kuvvet modeli ise bölüm 3.3.2'de eğik kesme mekaniği kullanılarak hesaplanmıştır. Daha sonra tüm bu bölgeden oluşan kuvvetler toplanarak toplam kesme kuvveti hesaplanmıştır. Eğik kesme mekaniğine geçiş için gereken parametreler, kesme açısı, kayma gerilmesi ve sürtünme açısı, dik kesme testlerinden elde edilmiştir. Dik kesme testler geniş talaş açısı ve kesme hızı aralığında yapılmıştır. Diferansiyel kesme kuvvetleri dik kesme testlerinden elde edilen veriler kullanılarak ve eğik kesme dönüşüm yaklaşımından yararlanarak hesaplanmıştır. Mekanistik kuvvet modeli delik delme testleri ile doğrulanmıştır.

Delme işlemi sırasında iş parçası sıcaklıklarının bilinmesi/modellenmesi, artık gerilme, boyutsal hata ve mikro sertlik değerleri gibi ürün kalitesini etkileyen parametreleri etkilediği için önemlidir. Tezin 4. bölümünde iş parçasının sıcaklık dağılımını elde etmek için hareketli ısı kaynağı modeli ile ısı transferi modeli oluşturulmuştur. Isı geçişi problemi Abaqus 6.10 yazılımı kullanılarak çözülmüştür. Sonlu elemanlar analizinde iş parçası, 2 boyutlu simetrik model olarak modellenmiştir. Delik delme işlemi sırasında ısı akısı ilgili elemanlara uygulanmış ve takip eden çözüm adımında bu elemanlar silinerek bir alttaki gruba ısı akısı uygulanmıştır. Bu durum, hareketli ısı kaynağı ve talaş kaldırma işlemini ifade etmektedir. Çalışmada ısı yükleri modelden elde edilen kuvvet ve moment değerleri yardımı ile hesaplanmış ve sonlu elemanlar yazılımında sınır şartı olarak kullanılmıştır. Buna ek olarak matkabın zırhındaki sürtünmeden kaynaklanan ısı oluşumu ters ısı transferi yöntemi ile hesaplanmıştır. Ters ısı transferi yöntemi üç kısımdan oluşur: test verilerin toplaması, direkt çözüm ve tersine çözüm. Test verileri gömülü termal elemanlar yardımı ile toplanmıştır. Direkt çözüm ABAQUS sonlu elemanlar yazılımı ile çözülürken tersine çözüm MATLAB kullanılarak yapılmıştır. Derin delik işleminde MQL'den kaynaklanan soğutma etkisi ve delik delme prosesinden kaynaklı yan duvarlardaki ısı oluşumu tersine ısı transferi metodu ile hesaplanmıştır. Bu değerler, sonlu elemanlar yöntemine başlangıç koşulu ve sınır değerleri olarak girilmiş ve ısı dağılımları hesaplanmıştır. Sıcaklık modellerini doğrulamak için delik delme işlemi esnasında oluşan sıcaklıklar gömülü termal eleman yöntemi ile ölçülmüştür.

5. bölüm matkaptaki sıcaklıkların modellenmesi ile ilgilidir. Takımdaki sıcaklık oluşumunun temel nedeni takım talaş yüzeyi ile talaşın birbirine sürtmesidir. Diğer nedenler ise matkabın zırhındaki sürtünme ve boşaltma kanalındaki sıcak talaştır. Çalışmada bu etkiler dikkate alınmamıştır. Delik delme işlemlerinde takım ve iş parçasını soğutmak ve talaşı uzaklaştırmak için soğutucu akışkan kullanılabilir. Bu çalışmada takımı soğutmak için 6 bar basınçlı hava kullanılmıştır. 3D zamana bağlı ısı transferi probemini çözmek ve takımdaki sıcaklık dağılımını elde etmek için

ABQAUŞ sonlu elemanlar yazılımı kullanılmıştır. Bu modelde, talaş ve takımın talaş yzeyi temas alanı 5 eşit bzygeye ayrılmış, radyal ağız ise tek bzyge olarak incelenmiştir. Bu altı bzygede meydana gelen ısı oluşumu Shaw'nun ısı paylaşım oranı kullanarak hesaplanıp ilgili alanlara uygulanmıştır. Matkabın deliğı dışında kalan bzygesine $20 \text{ W/m}^2\text{K}$ ısı taşınım katsayısı uygulanmıştır. Matkabın içinden geçen hava ise ANSYS CFX yazılımı ile modellenmiş ve helisel soğutma kanalı yzeyine ve matkabın serbest yzeyine uygulanmıştır. Geliştirilen model matkabın serbest yzeyine gzymlen termal elemanlar yardımı ile kuru ve hava kullanılan testler için doğrulanmıştır.

6. bzyümde delik delme ve derin delik delme işlemi için işlenebilirlik çalışması yapılmıştır. Bzyüm 6.1'de yzysek verimli delik delme işlemi için KGDD'nin işlenebilirliğı incelenmiştir. Bu çalışmada 4 mm çapında kaplamalı karbzyr takım kullanılmış ve testler 26,5 mm/s ilerleme hızında gerçekleştirilmiştir. Zy farklı kesme akışkanı ile 2 tekrarlı testler gerçekleştirilmiştir. Kesme akışkanları kuru, hava ve MQL olarak seçilmiş ve bu koşullarda sırası ile maksimum 1740, 3150 and 2948 adet delik açılmıştır. Çalışmada ayrıca talaş şekli, boyu ve hızı hesaplanmıştır. Sonuçlar gzystermiştir ki sadece hava kullanarak verimli bir KGDD delik delme işlemi yapmak mzymkzyndzyr ve talaşın uzaklaştırılması ve soğutma takım zmyry için en zzyemli faktzyrlerdir. Bzyüm 6.2'de ise derin delik delmede işlenebilirlik 10 mm çapındaki kaplamasız karbzyr takım kullanılarak incelenmiştir. Bu kısımda takım aşınması, sertlik ve artık gerilmenin kesme parametreleri ile değışimi incelenmiştir.



INVESTIGATION AND THERMAL MODELLING OF COMPACTED GRAPHITE IRON DRILLING

SUMMARY

The automotive industry has been trying to meet the demanding user expectations for a long time besides expanding environmental protection regulations. The most stringent regulation is the emission limitations. The engine designers spend huge energy to improve their technology in order to have a more effective combustion process in engines. However, this is not the only solution method for reducing emission, engine material change and creating same power with lighter engine weight is also another curative solution for this purpose. Nowadays, compacted graphite iron (CGI) is used instead of gray cast iron due to its better mechanical properties in the diesel engine blocks, exhaust manifold and cylinder heads. The higher tensile strength, better corrosion and wear resistance of CGI providing a more efficient combustion environment than that of gray cast iron.

By the help of alloying elements such as magnesium, titanium and chromium, CGI has improved mechanical properties. However, some alloys deteriorate the machinability significantly. The economical attainability and efficiency of the engine is the inevitable necessity of the present-day. An economic production of the engine can only be achieved with high machinability of the selected material. The knowing the cutting tool temperature distribution, selection of the appropriate cutting parameters and cooling/lubrication method are significantly crucial for understanding and improving the machinability characteristics of CGI.

In this dissertation, CGI drilling and deep hole drilling were covered in seven chapters. First two chapters refer to state of the art on CGI drilling process. Chapter 3 includes cutting mechanics of drilling process and force model development. The workpiece and tool temperature distribution were developed in Chapter 4 and chapter 5, respectively. The machinability analysis results were presented in Chapter 6. Finally, all results were summarized in Chapter 7.

Solid twist drill bits consisting two main cutting regions: the cutting lips and the chisel edge. The chisel edge is located at the center position, which strategically provides the necessary center position for the workpiece. The chisel edge influences the provision of a smooth and stable cutting. In most instances, the chisel edge has a large rake angle influencing the plastic deformation through the integration of inward indentation and the consequent ploughing of the material. Cutting lips are identified as the primary cutting edges of the drill, vital for the cutting process. Oblique cutting mechanics are regarded as the cutting lips due to the variation of the rake and inclination angle. The identification of rake and inclination angles are vital in the calculation of cutting forces and torque along the cutting lip. Because of the different cutting behaviors, cutting forces were analyzed at the chisel and cutting lips separately. In chapter 3 section 3.3.1, the study incorporates an analysis of the thrust force and torque at the chisel edge

through the division of the chisel edge into two parts. The indentation mechanism was integrated within the center of the chisel where the tool plows the material, and orthogonal cutting mechanics were incorporated within the cutting region between the center of the drill and the chisel edge-lip intersection. In chapter 3 section 3.3.2, using the discretizing method, thrust force and torque were evaluated for each element employing oblique cutting mechanics. The force and torque values for all elementary cutting tools were determined utilizing orthogonal-to-oblique transformation. The approach used in the force modeling considers the cutting force coefficient and the cutting velocity of each segment. The required parameters for calculating cutting force coefficients, shear angle, shear stress and friction angle were obtained from orthogonal tube cutting experiments. Orthogonal tests were performed using a range of rake angles and cutting speeds. The force model was experimentally verified for the chisel and cutting lip sections.

The drilling process is one of the widely used machining processes to assemble manufactured parts. During the drilling process, temperature distribution in the workpiece is an important parameter as it adversely affects product quality including residual stress, dimensional error and the hardness of the machined surface. Therefore, thermal modeling is critical for the correct understanding of the process. In Chapter 4, the study utilized the transient heat transfer problem with a moving heat source model in the determination of the temperature distribution of the workpiece. The development of a direct solution to the problem was realized through a numerical process that integrates ABAQUS commercial software. The workpiece was developed as a 2D axis-symmetric model. The heat load variation was estimated for the chisel and cutting lip by using force and torque values that are calculated by a mechanistic model in Chapter 3. To obtain workpiece temperature distribution, calculated heat loads were employed in finite elemental analysis. Additionally, the heat load from the drill margin to the workpiece was calculated by an inverse heat transfer method, and it was integrated to the thermal model in dry drilling condition. The inverse heat transfer method has three main steps: Collecting experimental data, direct solution, and inverse solution. Experimental data were collected by embedded thermocouples. The direct problem was then solved via Abaqus, and the inverse problem was solved using MATLAB. Temperature measurement experiments were performed to confirm the thermal model of dry drilling. After that temperature distribution of CGI workpiece was modeled under internal MQL condition. Heat fluxes at the margin, accumulated hot chips on the spiral drill flute, and the heat convection coefficient of the air-oil mixture were calculated using the inverse heat transfer method as well.

The temperature distribution model of drill bit was covered in Chapter 5. The main reason of temperature rise on the tool is the friction between tool rake face and chip. The other reasons are the friction on the margin and the hot chip in the flute, which their effects on heat input were neglected in this dissertation. Accordingly, cooling and/or lubrication fluid can be applied in order to cool the drill and workpiece, and evacuate the hot chips. In this study, 6 bar air was used to cool the workpiece by heat convection during deep-hole drilling. Abaqus Standard Commercial Software was used to solve 3D transient heat transfer problems to predict temperature distribution of drill. In the finite element model, the contact surface between rake face and chip were divided by five partitions on the cutting lip region and one partition on the chisel region. Heat loads for six different partitions were estimated by Shaw's heat partition equation and heat flux was applied to divided surfaces. The heat transfer coefficient of air was set to 20 W/m²K and applied to free surfaces except hole surfaces. The heat

transfer coefficient of air was calculated by using ANSYS CFX and applied to helical cooling hole surface and drill flank surfaces. The developed thermal model was verified by using embedded thermocouples for dry and using air, and good agreements were obtained between experimental and predicted temperature results.

In chapter 6, the machinability of CGI was investigated for drilling and deep hole drilling cases. In section 6.1, the high-throughput and sustainable drilling of compacted graphite iron was studied. CGI drilling experiments were conducted using a 4 mm diameter coated carbide drill at 26.5 mm/s feed rate. In two repeated tests under three lubrication conditions: dry, dry with through-the-drill compressed air, and through-the-drill MQL, the drills were able to produce a maximum of 1740, 3150 and 2948 holes, respectively, before the breakage of the drill. The Joule-Thomson effect due to the expansion of high pressure air from through-the-drill holes at the drill tip, chip shape, chip size, and chip speed were also investigated. Results indicate that dry machining of CGI is technically feasible and chip evacuation and advanced tool cooling are important factors that affect drill life for high-throughput sustainable dry drilling of CGI. In section 6.2, the machinability studied for deep hole drilling case. Experiments were conducted using a 10 mm diameter uncoated carbide drill at different cutting parameters. The change of hardness, tool wear, microstructure and residual stress according to cutting parameters were observed.



1. GİRİŞ

Otomotiv sanayiinin karşısındaki önemli sorunların başında, artan müşteri istekleri ve bunlarla çelişen yasal kısıtlamalar yer almaktadır. Bunu sağlayan önemli bir teknolojik yenilikte kompakt grafitli dökme demir (KGDD) motor gövde ve parçaların kullanımı olmuştur. Ancak uygun motor yanma şartlarını sağlayarak, her iki isteğe de cevap veren KGDD'in işlenebilmeleri kır dökme demire göre daha zordur. İşlenebilirlik sorunu, gelişen talep ile birlikte talaşlı imalat işleminden yüksek üretkenlik ve üretilen parça kalitesinin artması gibi isteklerin önünde aşılması gereken önemli bir engel olarak durmaktadır. Bu engel aşıldığı takdirde, imalatçı isteklerin karşılanmasını sağlayacak şekilde talaş kaldırma işlemindeki kesme hızı ve ilerleme ile takım ömürlerinin de artması beklenmektedir.

Kesme hızı ve ilerlemedeki artış direkt olarak kesme sırasındaki ısı oluşumunun artmasına ve bu sebeple kesme sıcaklıklarının artmasına neden olmaktadır. Kesme sırasında oluşan yüksek sıcaklıklar sadece boyutsal toleransların ve yüzey bütünlüğünün (surface integrity) bozulmasını değil aynı zamanda takım ömrünün de azalmasına neden olmaktadır.

Talaşlı imalatta sıcaklığın olumsuz etkisinden kurtulmak için genel olarak kesme sıvıları kullanılmaktadır. Kesme sıvısı kullanımı kesme bölgesindeki sıcaklığın düşürülmesinin yanı sıra, talaş kesme bölgesinden uzaklaştırıp, takım ile iş parçası arasındaki sürtünmenin azalmasına yardımcı olmaktadır. Buna rağmen kesme sıvılarının maliyet artırıcı olumsuz ekonomik etkileri yanında, bertarafı sırasında çevreye verilen zarar, tezgah operatörünün sağlığına etkileri, üretim sahasında kapladığı yer ve kullanım sonrası temizlenme ihtiyacı gibi olumsuzlukları da mevcuttur. Bazı işlemlerde kesme sıvısının maliyetleri toplam talaşlı imalat işleminde önemli bir yer kaplar. 2. Bölümde de bahsedileceği gibi Klocke ve Eisenblätter'in yaptıkları çalışmada kesme sıvılarının maliyeti kimi durumlarda kesici takımlardan daha fazladır. Bu sebeple talaşlı imalat işlemlerinde kesme sıvısının kullanımını azaltmak veya hiç kullanmamak büyük bir maliyet kazancı sağlayacaktır. Bu sebeple

son yıllardada kuru kesme, kriyojenik kesme ve minimum miktarda yağlama sistemleri (MQL) ile kesme gibi alternatif yollar denenmektedir.

Minimum miktarda yağlama sistemi’de kesme sıvısı kullanımını azaltıcı yöntemlerden bir tanesidir. Minimum miktarda yağlama sistemlerinde kesme bölgesine çok az miktarda aerosol (hava ve yağ karışımı) gönderilir. Burada kesme sıvısının debeisi 50 ile 500 ml/saat civarındadır. Minimum miktarda yağlama bazı araştırmacılar tarafından kuruya yakın (near-dry) kesme veya mikro-yağlama olarak adlandırılmaktadır. Özellikle taşlama ve derin delik delme gibi yüksek enerjilerin olduğu talaşlı imalat işlemlerinde yoğun şekilde kesme sıvısının kullanıldığı düşünülürse minimum miktarda yağlama ile bu işlemler için büyük miktarda tasarruf elde edilebileceği öngörülmektedir.

Bu çalışmada KGDD malzemesinin derin delik delme işleminin belli kesme parametreleri için minimum miktarda yağlayıcı kullanılarak işlenmesi sırasında oluşan ısının iş parçasına olan etkileri ve takımda ve iş parçasında oluşan sıcaklık değişimleri incelenmiştir. Ardından tersine ısı transferi yöntemini (inverse heat transfer model) kullanılarak sıcaklık değişimlerini verecek bir sonlu elemanlar modeli geliştirilmiştir. Tersine ısı modelinde önce takım ve/veya iş parçasının belli bölgelerine termal elemanlar bağlanarak sıcaklıklar ölçülmüş aynı anda da derin delik delme işleminde oluşan kuvvet ve moment değerleri ölçülmüştür. Çalışmada, delik dibinde oluşan ısı akısı analitik yöntemler ile delik çeperlerinde oluşan ısı akısı ise tersine ısı transferi yönetimi ile modellenip kontrol noktalarındaki sıcaklık ölçümleri ile doğrulanmıştır. Bu model sayesinde takımda oluşan sıcaklık dağılımları ve mertebeleri uygulamadan önce tahmin edilebilmiştir. Bu doktora tezinde geliştirilen model kullanılarak ısı etkilerden dolayı bozulan deliklerin hataları gibi işleme toleransını olumsuz etkileyen parametrelerin önceden tahmini yapılabilecek ve böylece uygun kesme parametrelerinin seçimi gerçekleştirilebilecektir.

Çalışmanın son kısmında ise KGDD’in derin delik delme işleminde işlenebilirliğine ait testler yapılmıştır. Bu testlerle, derin delik delme operasyonundan sonra parça yüzeyinde meydana gelen mekanik ve metalurjik değişikliklerin saptanması, kalıntı gerilme mertebe ve yönlerinin belirlenmesi ve takım aşınmasının incelenmesi amaçlanmıştır.

2. LİTERATÜR ARAŞTIRMASI

2.1 Dökme Demirler

Dökme demirler, endüstride kullanılan önemli mühendislik malzemelerinden biridir. Döküm yöntemi ile üretilen ürünlerin %70'i dökme demirlerden oluşmaktadır [1]. Bunun sebebi mekanik ve ısı özelliklerinin kolaylıkla değiştirilebilir olması ve maliyetlerinin ucuzluğudur. Dökme demirleri karbon oranı ağırlıkça %2'den çok olan demir-karbon (Fe-C) alaşımlarıdır. Karbon, alaşımda grafit veya karbür fazı olarak bulunur. Dökme demirlerin üretiminde kullanılan diğer önemli bir element ise silisyumdur ve alaşımın içinde %1-3 aralığında bulunabilmektedir [2].

Dökme demirlerin sınıflandırılması bir çok şekilde gerçekleştirilebilmektedir. Bilinen en eski sınıflandırma şekli kırılma karakteristiğidir. Bu sınıflandırma sistemine göre kırılan yüzeyde beyaz renk oluşuyorsa buna beyaz dökme demir, gri renk oluşuyorsa buna kır dökme demir denmektedir. Kırılma yüzeylerindeki bu renk farklılıkları kırık yüzey oluşumunun farklı olmasından kaynaklanır. Beyaz dökme demir, demir karbür tabakası boyunca kırıldığı için yüzey beyaz görülmektedir, kır dökme demirde ise kırılma grafit fazında gerçekleşir. Bir diğer sınıflandırma yöntemi ise grafit fazının matristeki şekline bağlı olarak yapılmaktadır. Bu sınıflandırmaya göre dökme demirler; lamelli grafitli dökme demir, küresel grafitli dökme demir, kompakt grafitli dökme demir ve temper dökme demir olarak adlandırılır. Metal matrisin yapısına göre ise; ferritik, perlitik, martenzitik ve beyritik dökme demirler olarak sınıflandırılırlar. Günümüzde en yaygın sınıflandırma yöntemi ticari adlarına göre yapılmaktadır; en çok bilinenleri kır dökme demir, küresel grafitli dökme demir, beyaz dökme demir ve temperlenmiş dökme demirdir. Bu çalışmada, iş parçası olarak kullanılan kompakt grafitli dökme demir özellik olarak kır dökme demir ile küresel grafitli dökme demirin arasında bir yerde kalmaktadır. Bunun sebebi metal matris içindeki grafit fazının kır dökme demirdeki lamelli yapıdan daha kompakt olması fakat küreselde olmamasından kaynaklanmaktadır. Bahsedilen sınıflandırma yönteminin özetlenmiş hali çizelge 2.1'de verilmiştir [3].

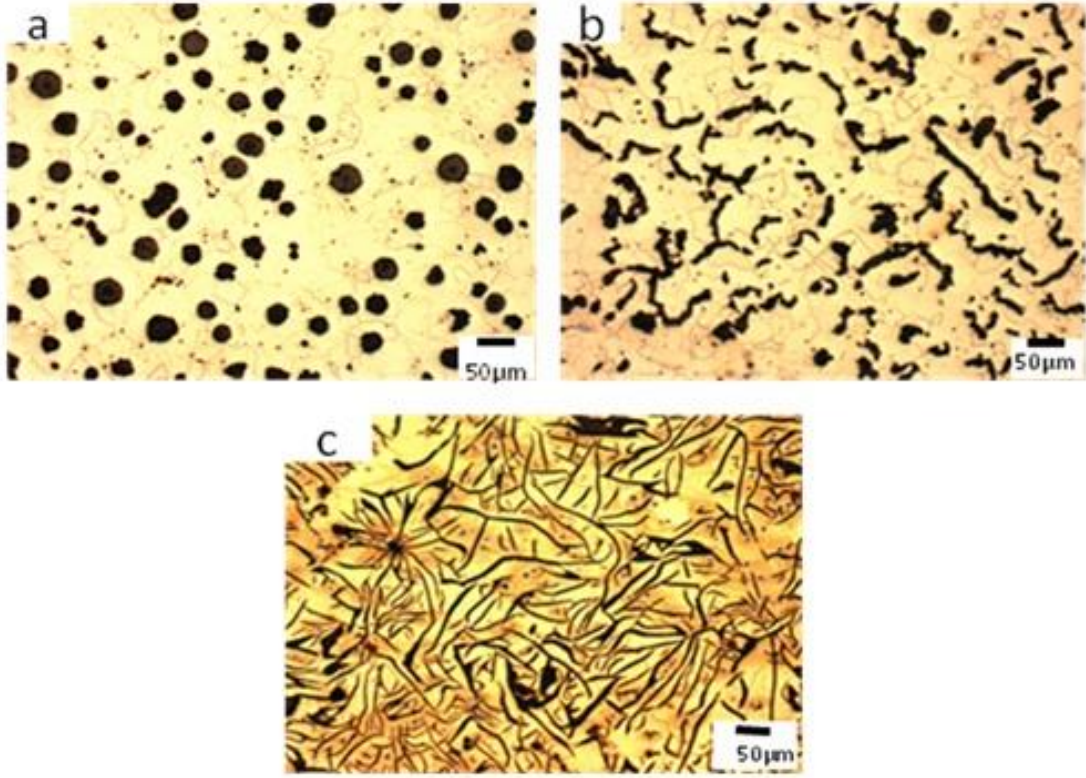
Çizelge 2.1 : Dökme demirlerin sınıflandırılması [3].

Ticari Sınıflandırma	Karbon fazı	Ana Faz*	Kırılma Yüzeyi
Kır dökme demir	Lamelli grafit	P	Gri
Küresel grafitli dökme demir	Küresel grafit	F, P, O	Gümüş gri
Kompakt grafitli dökme demir	Vermaküler grafit	F, P	Gri
Beyaz dökme demir	Fe ₃ C	P, M	Beyaz
Temperlenmiş dökme demir	Temper grafit	F, P	Gümüş gri
Östemperleniş dökme demir	Küresel grafit	O	Gümüş gri

* P: Perlit, F: Ferrit, M: Martenzit, O: Ostenit

Son yıllarda emisyon oranları binek araç ve hafif ticari araçlar için sınırlandırmaya gidilmiştir. Euro 6 emisyon standartlarına göre binek araçlarda 2006 yılında 160 g/km olan CO₂ emisyon seviyesi 2020 yılında 95 g/km olarak belirlenmiştir. Hafif ticari araçlarda ise bu miktar 2012 yılında 180 g/km iken 2020 yılında 147 g/km olarak belirlenmiştir. Emisyon oranları ile ilgili olarak ağırlaşan çevreyi korumaya yönelik kanunlar otomotiv firmalarını imalatla parça ağırlıklarını azaltmaya itmiştir. Bu doğrultuda firmalar motor bloklarında kullanılmak üzere yeni malzeme arayışlarına girmişlerdir. KGDD, sıklıkla kullanılan kır dökme demire son yıllarda güçlü bir alternatif olmuştur. Bunun sebebi KGDD kullanarak motorlarda kır dökme demire göre daha yüksek yanma basınçları ve daha hafif tasarımlar elde edilmesidir [4], [5]. Şekil 2.1’de kır dökme demir, KGDD ve küresel grafitli dökme demirin içyapıları karşılaştırılmıştır. Kır dökme demir lamel şeklinde grafit fazına sahip iken KGDD’de grafit fazı kır dökme demire göre daha kısa, kalın, yuvarlak köşeli ve birbirleri ile bağlantılıdır. Küresel grafitli dökme demir ise küre şeklinde grafit fazına sahiptir. KGDD’de ise solucana benzer grafit fazı komşularıyla birleş konumdadır. Yuvarlak kenarlı ve düzensiz engebeli karmaşık grafit morfolojisi sonucunda grafit ve demir matris arasında güçlü bir adezyon kuvveti bağlanır. KGDD solucanımsı grafit yapısıyla çatlak oluşumu ve ilerlemesini engellemesi ve daha iyi mekanik özelliklerinden dolayı kır dökme demire güçlü bir alternatiftir [6].

Üst paragrafta açıklandığı gibi KGDD’nin kır dökme demirden farkı, grafit fazının morfolojisidir. Bu farktan dolayı KGDD kır dökme demire göre daha iyi mekanik özellikler ve yorulma mukavemeti gösterir. Bu üç dökme demir malzemesinin mekanik özellikleri detayları ile ilgili bölümlerde açıklanmıştır.



Şekil 2.1 : İç yapı fotoğrafları a) Küresel grafitli dökme demir b)Kompakt grafitli dökme demir c) Kır dökme demir [7].

2.1.1 Kompakt Grafitli Dökme Demirlerin Mekanik ve Fiziksel Özellikleri

Çizelge 2.2’de kır dökme demir, KGDD ve küresel grafitli dökme demirin mekanik özelliklerinin değerleri karşılaştırılmıştır [8]. Bu çizelgede dökme demirlerin cinsine göre alabileceği en büyük ve en küçük mekanik özellik değerleri olarak verilmiştir. Malzemelerin mekanik özellikleri, iç yapılarına doğrudan bağlıdır. Kompakt grafitli dökme demir grafit fazının morfolojisinden dolayı kır dökme demire göre daha yüksek küresel grafitli dökme demire göre daha düşük mekanik özelliklere sahiptir. Bunun başlıca nedeni grafit fazının küreselliğidir. Küreselliği %10-15 arttırarak çekme dayanımı 1.5 kat arttırılabilir [6]. Aynı şekilde grafit fazının küreselliğini arttırarak dökme demirlerin elastik modüllerini de arttırılabilir. Kompakt grafitli dökme demir ve küresel grafitli dökme demir ana fazdan bağımsız olarak kır dökme demirin aksine lineer elastik özellik gösterir. Küresel grafitli dökme demirin oransal limiti (proportional limit) kompakt grafitli dökme demirden daha fazladır. Kompakt grafitli dökme demirin akma dayanımının çekme dayanımına oranı aynı kompozisyondaki küresel grafitli dökme demire göre daha yüksektir ve bu değer 0,72 ile 0,82 arasında değişmektedir. Bu durum KGDD malzemesinin daha fazla yük taşıyabilmesini sağlar [9].

Çizelge 2.2 : Kır dökme demir, KGDD ve küresel grafitli dökme demirin fiziksel ve mekanik özelliklerinin sayısal aralığı [8].

Özellikler	Birim	Kır	Kompak	Küresel
Çekme Dayanımı	MPa	150-450	250-575	350-900
Elastisite Modülü	GPa	66-143	130-160	159-176
Brinell Sertlik Değeri	BHN	156-277	179-269	160-360
Yüzde Kopma Uzaması	%	1	1-3	2-22
Isıl İletkenlik Katsayısı	(W/m-K)	36-57	36-47	31-37

Kompakt grafitli dökme demirin darbe özellikleri küresel grafitli dökme demire, kır dökme demirden daha yakındır. Altstetter ve Nowicki kır, KGDD ve küresel grafitli dökme demire V çentiği açılmış bir Charpy numunesi kullanarak oda sıcaklığı ve 100°C’de darbe testi yapmışlardır [10]. Bu testler sonucunda sıcaklığın kır dökme demirin darbe dayanımını az etkilediği, buna karşılık KGDD’de sıcaklık artışı ile beraber kırılma enerjisinin %25’lik bir artış gösterdiği belirlenmiştir. Küresel grafitli dökme demirde ise bu artış %100 olmuştur. Aynı test -40°C’de tekrarlığında ise her üç malzemenin kırılma enerjisinde %10’luk bir azalma söz konusudur. Charpy testleri çentiksiz numuneler ile gerçekleştirildiğinde KGDD’nin darbe değerleri kır dökme demirin 4 katı kadar bulunmuştur. Bu durum KGDD’nin kır dökme demir ile karşılaştırıldığında daha az çentik duyarlılığına sahip olduğunu göstermektedir [10]. Bunun başlıca sebebi grafit fazının daha yuvarlak morfolojiye sahip olmasıdır.

KGDD’nin yorulma dayanım oranı (yorulma dayanımının statik çekme dayanımına oranı) yaklaşık olarak 0.45 olarak bulunmuştur ve matris yapısındaki değişikliklerin bu oranı etkilemediği gözlenmiştir [6]. Bu oranının küresel grafitli dökme demir ve düşük fosforlu kır dökme demirle benzer olduğu görülmüştür. 0,25 mm yarı çaplı kök ve V çentik bulunan yorulma testi örneğinde kompakt grafitli dökme demirin yorulma dayanımı 1,75 oranında azalmıştır. Bu dayanım azaltıcı faktör çentiksiz yorulma dayanımı örneğinin çentikli yorulma dayanımı örneğine oranı olarak hesaplanmıştır. Ayrıca, bu faktör küresel grafitli dökme demir içinde benzer olduğu gözlenmiştir [11]. Bu çalışmalar, kompakt grafitli dökme demirin darbe ve yorulma dayanım özelliklerinin kır dökme demirden daha iyi olduğunu küresel grafitli dökme demire ise benzer veya daha düşük özelliklere sahip olduğunu göstermektedir. Bunun sebebi kır dökme demirdeki keskin uçlu grafit tanelerinin yerel gerilme yığılması yaratmasıdır.

Kompakt grafitli dökme demirin ısı iletkenliği kır dökme demirden daha düşük olsa da küresel grafitli demirle kıyaslandığında, küresel grafitli dökme demirden daha

fazladır. Bunun sebebi grafitin yapısından kaynaklanmaktadır. Grafitin yapısı ve karbon içeriğinin ısı iletkenliğe etkisi özellikle dökme demirler için çok önemlidir. Bunun yanında dökme demirin matrisi de ısı iletkenlik için önemli bir faktördür ve diğer dökme demirlerde olduğu gibi, KGDD'nin içeriğindeki perlit miktarının artması da ısı iletkenliği artıracaktır. Uzun ve lamelli grafit fazı ısının daha kolay iletilmesini sağlarken, genellikle etrafı ferrit fazı ile çevrilmiş grafit fazının ısı iletimi zayıftır. Çizelge 2.3'te dökme demirler içindeki mikro yapıdaki fazların ısı iletkenlikleri verilmiştir. Grafitin karakteristik özelliği yüksek ısı iletkenliğe sahip olmasıdır. Görüldüğü gibi 0-100°C aralığı için lamelli grafit fazının ısı iletkenliği küresel grafitli dökme demirin 4-5 katı kadarken, ferrit ve perlit fazından 4-8 kat daha fazladır. Buna bağlı olarak, lamelli grafit miktarı arttıkça dökme demirin ısı iletkenliğinin arttığını söylenebilir.

Çizelge 2.3 : Dökme demirler içindeki değişik fazların ısı iletkenlikleri [12].

Faz yapısı Sıcaklık	Isı iletkenlik (W/(m-K))		
	0-100° C	500° C	1000°C
Küresel grafit	85	-	-
Lamelli grafit	293-419	84-126	42-63
Ferrit	71-80	42	29
Perlit	50	44	40
Sementit	7	-	-

Çizelge 2.4'te kır dökme demir, KGDD ve küresel grafitli dökme demirin mekanik özellikleri KGDD'nin özellikleri %100 olarak kabul edilerek karşılaştırılmıştır. Çizelgeden açıkça anlaşılmaktadır ki KGDD, kır dökme demir ile küresel grafitli dökme demirin arasında mekanik ve fiziksel özelliklere sahiptir

Çizelge 2.4 : Kır dökme demir, KGDD ve küresel grafitli dökme demirin fiziksel ve mekanik özellikleri karşılaştırılması [6].

	Kır dökme demir	Kompakt grafitli dökme demir	Küresel grafitli dökme demir
Çekme dayanımı	%55	%100	%155
Akma dayanımı	-	%100	%155
Elastisite modülü	%75	%100	%110
Yorulma dayanımı	%55	%100	%125
Sertlik	%85	%100	%115
Darbe sönümü	%285	%100	%65
Isı iletkenlik Katsayısı	%130	%100	%75

2.1.2 Kompakt Grafitli Dökme Demirin İşlenebilirliği

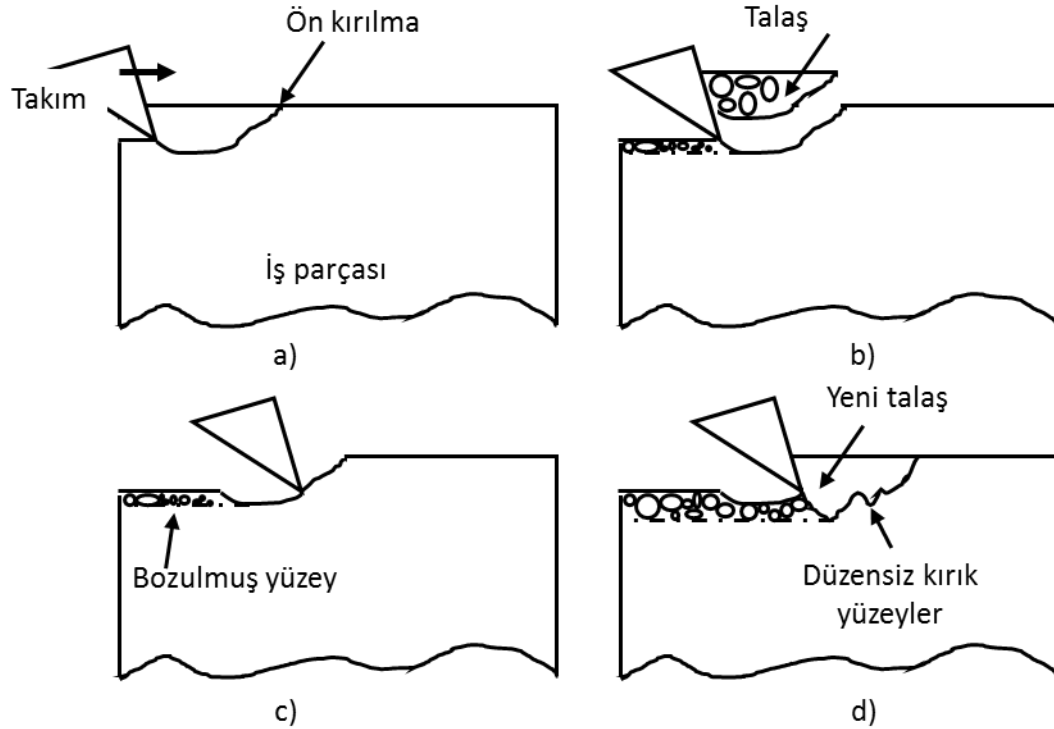
KGDD malzemesinin elde ediliş yöntemi ve iç yapısı malzemenin işlenebilirlik özelliklerindeki belirlemektedir. Malzemenin içyapısı içindeki grafit fazının transformasyonu, lamelli yapıdan kompakt hale geçmesi, küreselleşmeye yardımcı olan magnezyum elementinin katılması ile gerçekleşir [13, 14]. Magnezyum miktarının %0,010 ve %0,012 arasında tutulmasıyla kompakt grafit yapı oluşturulabilmektedir. Döküm işleminde bileşimin kontrolü zor olduğundan, küreselleşme önleyici bir element olan titanyumun %0,1 ve 0,2 oranlarında katılması yüksek magnezyum oranlarında bile kompakt grafit yapının oluşması sağlayabilmektedir. Fakat titanyum ilavesinin bir dezavantajı, sert titanyum karbür ve karbonitrür parçacık çökmesine neden olarak işlenebilirliği olumsuz yönde etkilemesidir. Bu nedenle titanyum yoğun işleme gerektiren silindirik blokları ve silindir kafalarında kullanılmamaktadır.

Yapılan çalışmalara göre KGDD malzemesinin işlenmesindeki takım ömürleri kır dökme demirin işlenmesindeki göre daha kısadır [15, 16]. En büyük fark imalat operasyonlarında, yüksek kesme hızlarında görülmektedir. KGDD'nin işlenmesi sırasında yüksek kesme hızlarında takımın kır dökme demirin işlenmesindekinden daha fazla aşınmasının temel sebebi, aşınmayı azaltan MnS tabakasının artık oluşmamasıdır [17]. MnS takım ile iş parçası arasında yağlayıcı bir tabaka oluşturarak sürtünmeyi ve dolayısı ile aşınmayı azaltmaktadır. Özellikle kesme parametreleri işleme sırasında çok iyi seçilmelidir. Çalışmalar göstermiştir ki karbür takımlarla düşük hızlarda kesme, KGDD malzemenin işleme verimliliğini arttırmaktadır [18], [19]. KGDD malzemesinin işlenmesindeki diğer zorluk ise daha önce de bahsedildiği gibi içyapıdaki değişikliklerdir. Bunlar malzemenin fiziksel özelliklerini ve dolayısıyla işlenebilirliğini etkilemektedirler. Malzemenin kesintindeki ince kısımlar, kısa lamellar arası mesafe ve yüksek küresel grafit fazı bulundurma eğilimindedirler bu da delik delme ve frezeleme gibi operasyonları zorlaştırmaktadır. Bu işlemlerde takım aynı kesme çevriminde farklı malzemeleri kesiyormuş gibi davranır [20]. Sonuç olarak KGDD işlenebilmesi için geliştirilecek takımların kesme sırasında malzemenin farklı bölgelerinde farklı fiziksel özellik taşıyabileceğini dikkate alarak tasarlanması gerekmektedir.

Dawson ve arkadaşları işlenebilirliğe etki eden faktörleri aşağıdaki gibi sınıflandırmışlardır.

- Grafit şeklinin etkisi
- İçyapıdaki perlitin etkisi
- Kimyasal elementlerin etkisi (Sb, Mn, Si, S, Ti, Cr);
- İnküzyonların etkisi

Dökme demirlerin işlenmesi sırasında oluşan talaşların oluşumu grafit fazının varlığına ve şekline bağlıdır. Grafit, iç yapı içinde süreksizlikler ve gerilme yığılmaları oluşturur. Bütün bunlar düşük mekanik özelliklere neden olup dolaylı olarak talaş kaldırma işlemine yardımcı olurlar. Dökme demirler için talaş oluşum mekanizmaları Şekil 2.2’de gösterilmiştir [21, 22]. Buna göre başlangıçta takım malzemeye baskı yapar ve takımın alt kısmında çatlak başlar ardından kesici kenarına doğru ilerler (a). Takımın ilerlemesi ile beraber bir kısım malzeme parçadan ayrılır. Bazı özel durumlarda kır dökme demirde olduğu gibi bir kısım malzeme kopar ve bunun sonucunda geçici olarak takım ve iş parçası arasındaki temas bir sonraki talaş oluşumuna kadar kaybolur (c). Kopan bu malzemelerin katkısıyla iş parçasında yüksek pürüzlülük değerleri ortaya çıkar (d). Küresel grafitli dökme demirde ise plastik şekil değişimi daha fazladır ve kopan parçacık daha azdır. KGDD için talaş oluşumu ise kır dökme demir ile küresel grafitli dökme demirin arasındadır.



Şekil 2.2 : Dökme demirlerde talaş oluşum mekanizması [22].

Dawson ve arkadaşları yaptıkları araştırmada perlit oranının KGDD'in işlenebilirliğine olan etkisini araştırmışlardır [14]. Yapılan çalışmada Cu ve Sn elementleri kararlılık amacıyla içyapıya eklenmiş ve %100 perlit elde etmek için yapı Mn elementi ile dengelenmiştir. Testler 150 ve 250 m/dk'lık kesme hızlarında karbür takımla gerçekleştirilmiştir. 150 m/dk, kesme hızında takım ömrü beklenenden farklı bir şekilde %75'lik perlit oranında en yüksek çıkmıştır. %100 perlit üretmek için kullanılan Mn elementinin bulunduğu iş paraçalarının işlendiği takımlarda takım ömrünün düştüğü gözlenmiştir [14]. Perlit miktarı bir miktar düşürüldüğünde ise takım ömründe bir artış görülmüş ve düşük kesme hızında daha yüksek takım ömrü elde edilmiştir.

Sülfür, mangan elementi ile beraber mangan sülfür (MnS) bileşiğini yapar. Boehs yaptığı çalışmada görmüştür ki MnS ferritik temper dökme demirde talaşın kolay kırılmasından dolayı işlenebilirliği arttırmaktadır [4]. MnS inklüzyonları yağlayıcı olarak davranmasından dolayı kır dökme demirin ve otomat çeliğinin işlenebilirliğini arttırmaktadır. Özellikle yüksek kesme hızlarında MnS, takım yüzeyine tutunmasından dolayı oksidasyona ve difüzyona karşı bir koruma sağlar. Fakat KGDD malzeme için MnS'in bu iyi özelliklerinden bahsedilmesi ne yazık ki söz konusu değildir çünkü KGDD içinde sülfür çok az miktarda bulunmaktadır. Ayrıca artık sülfür magnezyum ile bileşik oluşturur ve mangan ile birleşemez [22, 23].

Delik delme otomotiv endüstrisinde en fazla kullanılan talaşlı imalat işlemidir [24], bu işlem KGDD malzemesi için dört farklı makalede ele alınarak incelenmiştir. Alves ve arkadaşlarının yaptıkları çalışmada, kesme sıvısına sülfür bazlı bir katkı koyulduğu zaman takım ömürleri iki kat artmaktadır [25]. Mocellin ve arkadaşlarının yaptıkları çalışmada ise beş farklı perlit oranındaki KGDD iş malzemesi olarak kullanılmıştır [22]. Perlit oranının artması ile aşınmanın arttığı ve %100 perlite oranına sahip KGDD malzemenin kır dökme demire göre %44 daha az işlenebilirlik gösterdiği gözlenmiştir. Oliveria ve arkadaşları KGDD delik delme işleminde farklı matkap geometrilerinin etkilerini incelemiş ve yuvarlatılmış matkap ucunun en yüksek takım ömrü verdiği gözlenmiştir [24]. Pavia ve arkadaşları ise takım kaplamalarının takım aşınmasına olan etkisini araştırmışlardır [26]. Bu 4 farklı çalışmada kullanılan kesme parametreleri Çizelge 2.5'te özetlenmiştir.

Çizelge 2.5 : Literatürdeki KGDD delik delme ile ilgili çalışmaların özetlenmesi.

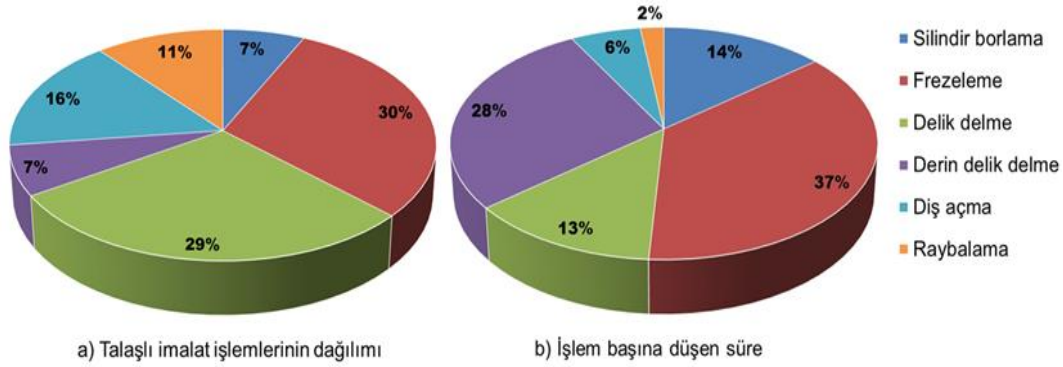
Ref.	İlerleme Hızı (mm/dk)	Matkap Çapı (mm)	L/D	Takım Kaplaması	Kesme Hızı (m/dk)	İlerleme (mm/dev)	Yağlama
[25]	350	10	2	TiAlN	110	0.1	Sulu
[22]	637	10	2.2	TiAlN	80	0.25	Kuru
[24]	637, 716, 796	6	5	TiAlN	80, 90, 100	0.15	Sulu
[26]	254, 478	10	2	TiAlN/TiN, AlCrN, TiSiN/AlCrN	80, 150	0.1	Sulu

2.2 Delik Delme

Delik delme, en çok kullanılan talaşlı imalat işlemlerinden biridir. Delik delmenin öneminin daha iyi anlaşılabilmesi için iki örnek çok çarpıcı olur: Nükleer enerji reaktörlerindeki tek bir ısı değiştiricisinin soğutma tüpüne montaj edilebilmesi için 16.000 adet sıkı toleranslarda delik delinmesi gerekmektedir [27], ayrıca uçak kanatlarına ise 45.000’den fazla delik açılır. Endüstrideki bu uygulamalarda yüksek delik kalitesi ve güvenilirlik istenir. Genellikle delik delme operasyonları son işlem adımı olduğu için yapılacak bir hata üretilen parçanın hurdaya çıkmasına ve maliyetlerin artmasına neden olacaktır [27]. Bu neden ile delik delme operasyonunun optimize edilmesi imalat ve montaj maliyetlerini de düşürecektir [28].

Şekil 2.3’te talaşlı imalat sektöründe faaliyet gösteren 145 şirket arasında farklı talaşlı imalat işlemleri ile ilgili yapılan bir araştırmanın sonucu verilmiştir. Bu araştırmaya göre talaşlı imalat işlemleri içinde delik delme en fazla sayıda işlem için kullanılmaktadır ve en uzun işleme zamanını almaktadır [28]. Delme operasyonlarının hepsi bir arada ele alınırsa bütün işlemler içinde %36 ile tek başına en çok gerçekleştirilen işlem olduğu görülmektedir. Şekil 2.3’teki delik delme işleminin kendi içindeki dağılımdan, delik delme işlemlerinin %7’si l/d (derinlik çap oranı) oranının 12’den (derin delik delme oranını belirleyen kesin bir bilgi yoktur) büyük olduğu durumlarda yani derin delik delme işlemi için gerçekleştiği görülmektedir. İşlem süresi açısından, derin delik delmenin %28 ile frezeleme işleminden sonra en uzun zaman alan işlem olduğu görülmektedir. Delik delme işlemi, ısıtma işlemleri ve yüzey kaplama işlemleri ürüne, en son yapılan işlemler olduğu için özel dikkat gerektirirler. İşlem

sırasında hata yapılması durumunda ürün kendisinden beklenen fonksiyonu yerine getiremez ve/veya yüksek miktarda ekonomik kayıp meydana gelir [29].

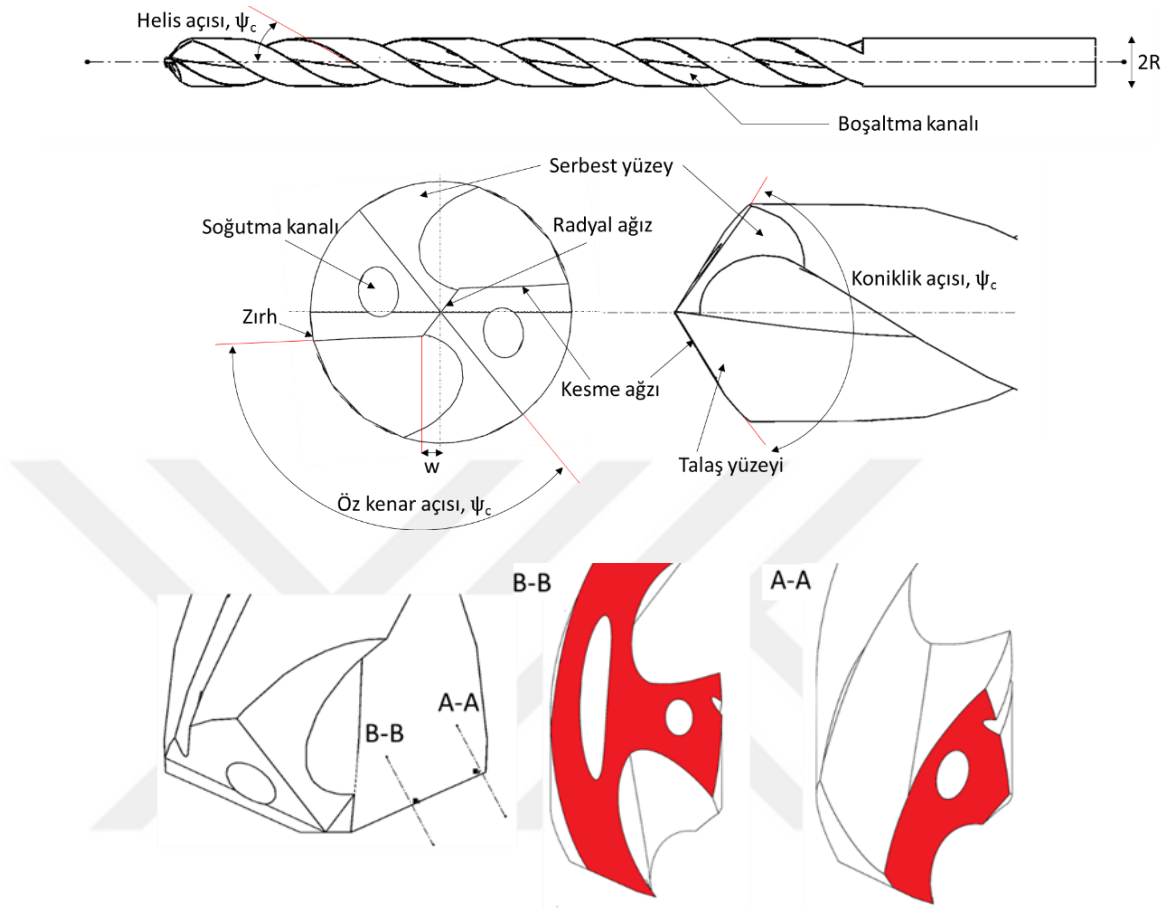


Şekil 2.3 : Farklı talaşlı imalat proseslerinin işlem adetlerinin (sol) ve işlem sürelerinin (sağ) karşılaştırılması [28].

Delik delme işleminde l/d oranı 5-10'ten büyük olduğu zaman gerçekleşen delik delme işlemine, “derin delik delme işlemi” denir. Derin delik delme işlemi özellikle otomotiv, demiryolu ve enerji sanayinde sıklıkla kullanılan işlemlerden olup dökme demirlere ve yüksek alaşımlı çeliklere sıklıkla uygulanırlar [27]. İki tip derin delik delme işlemi vardır. Bunlardan biri namlu delme (gun drilling), diğeri ise helisel takımla derin delik delme (deep twist drilling) olarak adlandırılır. Bu çalışmada, helisel matkap ile delik delme ve derin delik delme işlemi yapıldığı için bundan sonraki kısımda helisel delik delmeden bahsedilecektir.

Delik delme de kullanılan helisli bir matkap Şekil 2.4'te gösterilmiştir. Matkapla talaş kaldırma işleminde iki etkin bölge vardır. Bunlar matkabin merkezinde yer alan radyal ağız (matkabin özü - chisel edge) ve kesme kenarıdır (cutting lip). Kesme işleminin gerçekleştiği bu kenarlarda talaş açısı ve eğiklik açısı farklılık gösterir. Kesme kenarında eğiklik açısı matkabin çevresine doğru artarken, talaş açısı genellikle negatif değerlerden pozitif değerlere doğru artış gösterir. Kesme kenarı Şekil 2.3'teki kesme kenarından alınan A-A ve B-B kesitinde bu farklılık belirgin bir şekilde görülmektedir. Dış yüzeye yakın A-A kesitindeki talaş açısı, kesme kenarının ortasından alınan B-B kesitindeki talaş açısından daha küçüktür. Matkabin radyal ağzında ise talaş açısı çok yüksektir bu yüzden bazı bölgelerde kesmenin aksine yüksek plastik deformasyon ile malzeme şekil değiştirir. İki kesme kenarlarının arasında kalan açığı “koniklik açısı” adı verilir. Matkabı dış sayısı kadar boşaltma kanalı çevreler. Boşaltma kanalları kesme işlemi yapmazlar sadece talaşların kesme bölgesinden uzaklaşmasına yardımcı

olurlar. Matkabin öz genişliği (2ω) ile gösterilir ve matkabin özü ve kesme kenarı öz kenar açısını (ψ_c) oluşturur.



Şekil 2.4 : Helisel matkap geometrisi.

Delik delme işleminde karşılaşılan en büyük problemlerden biri talaşın uzaklaştırılmasıdır. Bu problem derin delik işleminde delme derinliğinin yüksek olmasından dolayı daha önemlidir. Delik delme işlemi sırasında oluşan talaş kesme kenarından delik çıkışına kadar takımla beraber kesme bölgesinde sıkışır. Talaşın çıkış mesafesi talaşların birbirine veya helise yapışması halinde daha da uzar. Derin delik delme işleminde soğutma sistemi ve uygulanma şekil (takımın içinden veya dışarıdan) bu problemin aşılmasında önemli bir kriterdir. Soğutma sisteminin ana amacı, kesme kenarını soğutmak, yağlamak ve oluşan talaşı kesme bölgesinden uzaklaştırarak; talaş, kesici takım ve delik duvarı arasındaki sürtünme etkisini azaltmaktır. Zayıf soğutmadan dolayı sürtünmenin çok yükseldiği ve talaş sıkışmasının gerçekleştiği durumlarda, yüksek burulma momentleri oluşarak matkabin kırılmasına neden olabilir [29, 30].

Delik delme sırasında kullanılan kesme şartları ve kesme parametreleri işlemin kalitesini etkiler. Kesme hızı delik delme işleminde takım ömrünü etkileyen en önemli proses parametrelerinden biridir. Kesme hızının artması (talaş kaldırma hızını artırmasına rağmen) artan sıcaklıklar ile birlikte takım ömrünü azaltmaktadır. Alverio ve arkadaşlarının 390 alüminyum iş parçası kullanarak yaptıkları deneylerde görülmüştür ki, kesme hızını arttırmak takım ömrünü 3 kat düşürmektedir [31]. Kelly ve Cotterall proses parametrelerinin iş parçasında meydana gelen sıcaklık değişimlerine etkisini araştırmak için ısıtıcı elemanlar yardımı ile delik duvarına 0.3 mm uzaklıktan sıcaklık artışlarını ölçmüştür [32]. Yaptıkları çalışmada kesme hızı ve ilerleme hızının artması ile birlikte iş parçasındaki sıcaklığın arttığı gözlemlenmiştir. Ancak artan ilerleme ile birlikte ısı transfer için gerekli zaman azalacağından iş parçasındaki sıcaklık artışları azalacaktır. Kalidas tarafından kuru delik delme işlemi sırasında yapılan çalışmada da ilerleme hızının artması ile iş parçasındaki sıcaklık artışının daha az olduğu gösterilmiştir [33]. Aynı şekilde Özçelik ve Bağcı ise yaptıkları çalışmada Taguchi methodu kullanılarak kesme hızı ve ilerleme hızının delik delme sırasında oluşan kesme sıcaklıklarına olan etkisi araştırılmıştır [34]. Yapılan bu çalışmada da ilerlemenin artması ile sıcaklıkların düştüğü gözlemlenmiştir. Strenkowski yaptığı çalışmada üç boyutlu bir delik delme modeli kurmuş ve matkap ucu sıcaklığının belirlenmesi ile takım ömrü ve performansının öngörülebileceğini belirtmiştir [35]. Zeilmann ve Weingaertner yaptığı deneylerde harici ve dahili minimum miktarda yağlama sistemleri kullanıldığı zaman delik delme işlemi sırasında oluşan sıcaklıkları incelemişler ve Ti6Al4V iş parçası ile yapılan çalışmada harici sistemle kesme sırasında oluşan iş parçasındaki sıcaklıklar %50 daha fazla ölçülmüştür [36]. Uueda, minimum miktarda yağlama sistemi kullanarak tornalama, frezeleme ve delik delme operasyonlarında oluşan kesme sıcaklıklarını infrared ısıtıcı kamera ile ölçmüştür. AISI 1045 karbon çeliği ile yaptığı çalışmada, sıcaklıklar kuru kesme ile yapılan işleme göre 430 °C'den 330 °C'ye düşmüştür [37].

2.3 Talaşlı imalatta sıcaklık oluşumu

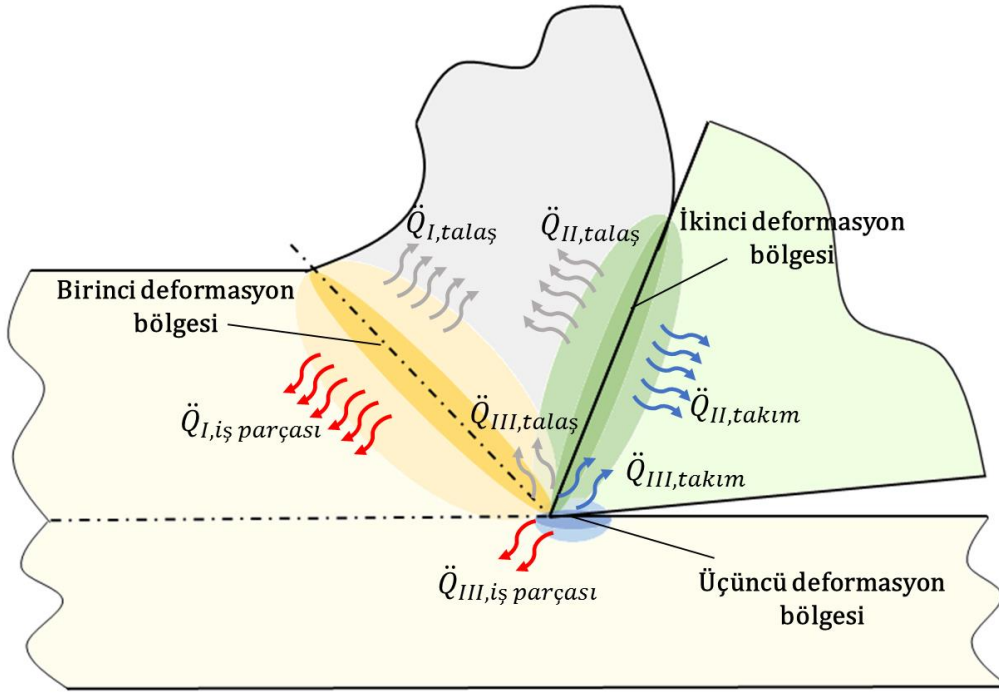
Talaşlı imalat prosesi sırasında meydana gelen deformasyon ve sürtünmelerden dolayı ısı açığa çıkar. Açığa çıkan bu ısı takım, talaş ve iş parçası tarafından paylaşılır ve bu elemanlarda sıcaklık artışına neden olur. Isının ne kadarı hangi elemana transfer olduğu hala tartışılan bir konudur. Sölter ve Gulpak yayınladıkları makalede delik

delme, tornalama ve frezeleme işlemleri için paylaşılan ısıları Çizelge 2.6'daki gibi derlemiştirler [38]. Bu çizelgeden de anlaşılacağı üzere verilen paylaşım oranları geniş bir aralığa sahiptir. Bu oranları proses parametreleri, takım ve iş parçasının malzeme özellikler ve kesme koşulları etkilemektedir. İş parçasına en fazla ısı delik delme operasyonunda geçmektedir, bu delik delme operasyonun kapalı bir ortamda gerçekleşmesinden kaynaklanır ve delik etrafındaki yüzey özelliklerini etkiler.

Çizelge 2.6 : Delik delme, tornalama ve frezeleme işlemleri için takım, iş parçası ve talaşa geçen ısı paylaşım oranları [38].

	Delik delme (%)	Tornalama (%)	Frezeleme (%)
Takım	5 – 15	2.1 – 18	5.3 – 10
İş parçası	10 – 35	1.1 – 20	1.3 – 25
Talaş	55 – 75	74.6 – 96.3	65 – 74.6

Talaşlı imalat işleminin kesme mekanizmasında 3 farklı deformasyon bölgesi oluşur. Bu bölgeler ve bu bölgelerde meydana gelen ısı paylaşımları Şekil 2.5'te verilmiştir. Birinci deformasyon bölgesi plastik şekil vermenin gerçekleştiği, takımın iş parçasına batması ile talaşın oluşumuna neden olan ana bölgedir. Bu bölgede oluşan ısı kayma (shear) deformasyonundan kaynaklanmaktadır ve oluşan ısı çoğu talaş ile birlikte atılır. Geriye kalan ısı ise iş parçasının sıcaklığını artırır. Birinci bölgede oluşan talaş, takım talaş yüzeyi boyunca takıma sürtünerek akar ve bu bölgede ikinci deformasyon bölgesini meydana getirir. Talaş bu bölgeye ilk temas ettiği zaman yapışma sürtünmesi meydana gelirken, bu bölgeden sonra talaş takım üzerinden kaymaya başlar kayma sürtünme bölgesi denir. Oluşan ısı bir kısmı talaş ile atılırken, kalan kısmı takım ve soğutucu sıvı tarafından paylaşılır. Burada meydana gelen ısı kesme hızının artması ile artar. Talaşın kalkması ile yeni oluşan yüzeyin takımın serbest yüzeyi ile sürtünmesinden üçüncü deformasyon bölgesi oluşur. Bu bölgedeki deformasyon mekanizması diğer bölgelerdekinden biraz daha karmaşık ve anlaşılması zordur. Diğer bölgelere kıyasla bu bölgede oluşan ısı miktarı çok daha azdır ve takım, talaş ve iş parçası tarafından paylaşılır. Bu yüzden bölgede oluşan ısı genellikle ihmal edilir.



Şekil 2.5 : Talaşlı imalatta oluşan ısının takım, iş parçası ve talaşa dağılım modeli.

Sıcaklık artışı talaşlı imalatın verimini etkileyen en önemli faktörlerden biridir. Sıcaklık artışı ile beraber takım aşınmaları artar (dolaylı olarak takım ömrü düşer) [39], takım ve iş parçası genişler buna bağlı olarak istenilen tolerans değerlerine ulaşamayabilir [32], iş parçasının içyapı özellikleri değişebilir [40] ve yüzey ve yüzeyin altında artık gerilme [41] meydana gelebilir. Bu neden ile sıcaklık dağılımının talaşlı imalat yöntemi yapılmadan tahmin edilmesi yukarıda bahsedilen etkilerin azaltılması için önlem alınması veya tahmin edilmesi bakımından önemlidir. Fakat kesme mekaniğinin kompleks oluşu, ısının kesme bölgesindeki dağılımının ve yoğunluğunun hesaplanmasının zorluğu, malzeme özelliklerinin sıcaklık ile değişmesi ve mekanik etkilerin yanında dinamik etkilerinde işin içinde olması sıcaklık dağılımının hesaplanmasını zorlaştırmaktadır. 20. Yüzyılın başından başlayarak yapılan teorik ve deneysel çalışmalar ile bu problem anlaşılmaya ve daha az hata ile çözülmeye başlansa da tam olarak çözülebilmemiş değildir.

Talaş kaldırma sırasında kesme ortamındaki sıcaklıkların modellenmesi için analitik ve sayısal metotlar kullanılmaktadır. Kesme işlemi sırasında oluşan sıcaklıkların bulunması ile ilgili ilk kapsamlı çalışmalar 20. yüzyılın ortalarında başlamış ve ilk çalışmalar Trigger ve Chao tarafından gerçekleştirilmiştir [42]. Bu çalışmada ısının kesme düzleminde olduğu ve varsayılmış ve iş parçasının yüzeyi ve işlenmiş yüzey adiabatik sınır şartı ile tanımlanmıştır. Trigger ve Chao 2 yıl sonra yaptıkları modeli

geliştirmişler ve bu çalışmada takım ve iş parçasını yarı sonsuz olarak modelleyip sıcaklıkların sonsuz geometri için iki katı olduğunu varsaymışlardır [43]. İlk çalışmada plastik şekil değiştirmeden kaynaklanan enerjinin bir kısmının ısı enerjisine dönüştüğü kabulü yapılırken, ikinci çalışmada hepsinin ısı enerjisine dönüştüğü kabul edilmiştir. Loewen ve Shaw, Trigger ve Chao'nun modelini değiştirerek yeni bir model geliştirmiştir [44]. Bu modelde hareketli ısı kaynağı Trigger ve Chao'nun yaklaşımının aksine talaşa dik yönde değil kayma yönünde hareket etmektedir. Leone, Loewen ve Shaw'un modeline benzer bir model geliştirmiştir. Bu modelin farkı, ısı kaynağının kesme hızına paralel olmasıdır [45]. Daha sonraki yıllarda Young ve Liou Weiner'in sıcaklık modelini geliştirerek sıcaklıkları tahmin etmişlerdir [46]. Dawson ve Malkin, Weiner'in modelini adiabatik sınır şartlarını konveksiyon sınır şartları ile değiştirerek uygulanmış ve sıcaklık dağılımını hesaplamıştır [47]. Moufki ve arkadaşları yaptıkları çalışmada dik kesme şartı için temas bölgesindeki ortalama sıcaklıkları modellemişlerdir. Bu modelde birinci deformasyon bölgesinde termomekanik model kullanılmış ve ikinci bölgede sürtünmenin sıcaklık ile olan değişimi de dikkate alınmıştır [48].

Bilgisayar teknolojilerinin gelişmesi ile analitik yöntemlerin yanında sayısal modeller kullanılmaya başlanmıştır. Tay ve arkadaşları bu konudaki sonlu elemanlar yöntemini kullanan ilk çalışmalardan birini yapmışlardır ve dik kesmede sıcaklık dağılımlarını modellemişlerdir [49]. Muraka ve arkadaşları'da sonlu elemanlar yöntemini ile ilgili öncü çalışmalardan birini yapmışlardır ve kesme hızı, soğutucu sıvı gibi proses parametrelerinin sıcaklık üzerine olan etkilerini araştırmışlardır [50]. Sonlu elemanlar modeli kullanılarak detaylı sıcaklık dağılım sonuçları elde edilebilmektedir fakat bu yöntemde sınır şartlarının ve malzeme özelliklerinin çok dikkatli seçilmesi gerekmektedir. Zamanla sadece talaş kaldırma üzerine analizler yapan paket programlar piyasada yer almaya başlamıştır. Bu yöntemlerin hepsinde talaş kaldırma sırasında üretilen ısıнын bilindiği kabulüyle başlanmaktadır.

Deneyisel yöntemlerle sayısal yöntemlerin birleşimi olan tersine ısı transferi yöntemleri son yıllarda giderek yaygınlaşmaya başlamışlardır. Tersine ısı transferi yöntemi uzun yıllardır bilinen bir metot olmasına rağmen talaşlı imalat uygulamalarında kullanımı son 20 yıl içinde olmuştur. Tersine ısı transferi yöntemi hem iş parçası hem de takımdaki sıcaklıkların dağılımı deneyisel sonuçların optimizasyonu ile elde edilebilmektedir. Bu yöntemin tornalama [51–53], frezeleme

[54, 55], taşlama [56–58] ve delik delme[59–61] gibi işlemler için uygulaması literatürde farklı çalışmalarda yer almaktadır.

Hemen hemen tüm ısı modelleri tornalama işlemine dayanmaktadır ve araştırmacıların çok az kısmı delik delmede iş parçası ve matkap sıcaklık dağılımlarının modellenmesi üzerinde çalışmışlardır. Watanebe sonlu farklar methodunu kullanarak delik delme işlemi sonrasında iş parçasında meydana gelen çarpılmaları modellemiştir [62]. Bono ise ölçülen moment ve kuvvet değerlerini kullanarak “adveksiyon ısı paylaşım modeli”ni kullanarak ısı yüklerini hesaplamıştır [63]. Kalidas ve arkadaşları tersine ısı iletimi yöntemini kullanarak matkap radyal ağzı kenarında, kesici kenarda ve matkabın zırhındaki ısı akılarını hesaplamış ve kuru ve sulu kesme şartları için sıcaklıkları modellemiştir [64]. Tai ve arkadaşları ise tersine ısı iletimi yöntemini kullanarak matkabın alt yüzeyi ve yan yüzeylerindeki ısı akılarını derin delik delme işlemi için modellemiştir [61]. Tüm bu modellerin ortak noktası ısı yükleri ölçülen kuvvet ve moment değerlerinden veya ölçülen sıcaklıkları yardımı ile tersine ısı transferi yöntemi ile hesaplamasıdır.

Başarılı bir sıcaklık ölçümü için ölçüm yönteminin şu özelliklere sahip olması beklenir: a) Beklenen sıcaklık aralıklarında kullanılabilmesi, b) Yeterli ölçüm hassasiyetine sahip olması, c) İstenilen çözünürlükte sonuç vermesi, d) Sıcaklık değişimlerine istenen hızda cevap verebilmesi. Talaş kaldırma sırasında iş parçası ve takımın oluşan sıcaklıkların bulunması için pek çok farklı deneysel metod bulunmaktadır. Literatürde en sık kullanılan sıcaklık ölçme metodları maddeler halinde aşağıdaki gibi özetlenebilir.

- *Takım – iş parçası ısı eleman yöntemi:* Bu yöntem kullanılarak iş parçası ve takım ısı elemanın iki elemanı olarak kullanılır ve aradaki sıcaklık değişimine göre akım değişimi kalibre edilerek kesme bölgesindeki ortalama sıcaklık ölçülür [65]. Bu yöntemde en önemli sorun takım ve iş parçası arasındaki elektro motor kuvvetlerinin sıcaklığa bağlı olarak değişimlerinin kalibrasyonudur. Bu iki elemanın tezgâhtan yalıtılması ve kalibrasyonun doğru bir şekilde yapılması yöntemin doğru uygulanmasında çok önemlidir.
- *Gömülü termal eleman yöntemi:* Bu yöntemin dezavantajı kesme bölgesinden belli uzaklıktaki sıcaklığı ölçmesidir [61]. Deliğin pozisyonundan veya ısı elemandan dolayı doğruluk problemleri oluşabilmektedir. Termoelemandan kaynaklanan en büyük problem yüksek sıcaklıklarda sıcak değişimine geç cevap vermesinden kaynaklanmaktadır.

- *Tek kablo termal eleman yöntemi:* Yöntemde iş parçası ikiye bölünerek araya termal eleman yerleştirilerek sıcaklıklar ölçülür [66]. Bu yöntemde her bir pasoda sadece tek bir ölçüm alınabilir.
- *Kızıl ötesi (Infrared, IR) termometreler ile sıcaklık ölçümü:* Bu yöntem ile ölçüm alınacak yüzeye temas olmadan hızlı bir şekilde noktasal ölçüm alınabilir [67]. Buradaki en büyük problem sıcaklık ile değişen emisivite değerlerinin doğru seçimidir.
- *Kızıl ötesi termal kamera ile sıcaklık ölçümü:* Kızıl ötesi kameralar sıcaklık dağılımının zamana bağlı olarak ölçülebildiği sistemlerdir [68]. Bu sistemlerde sıcaklık ölçmedeki zorluklar, emisivitenin seçimi ve işlemin doğasından kaynaklanan kesme bölgesini sürekli olarak görme zorluğudur.

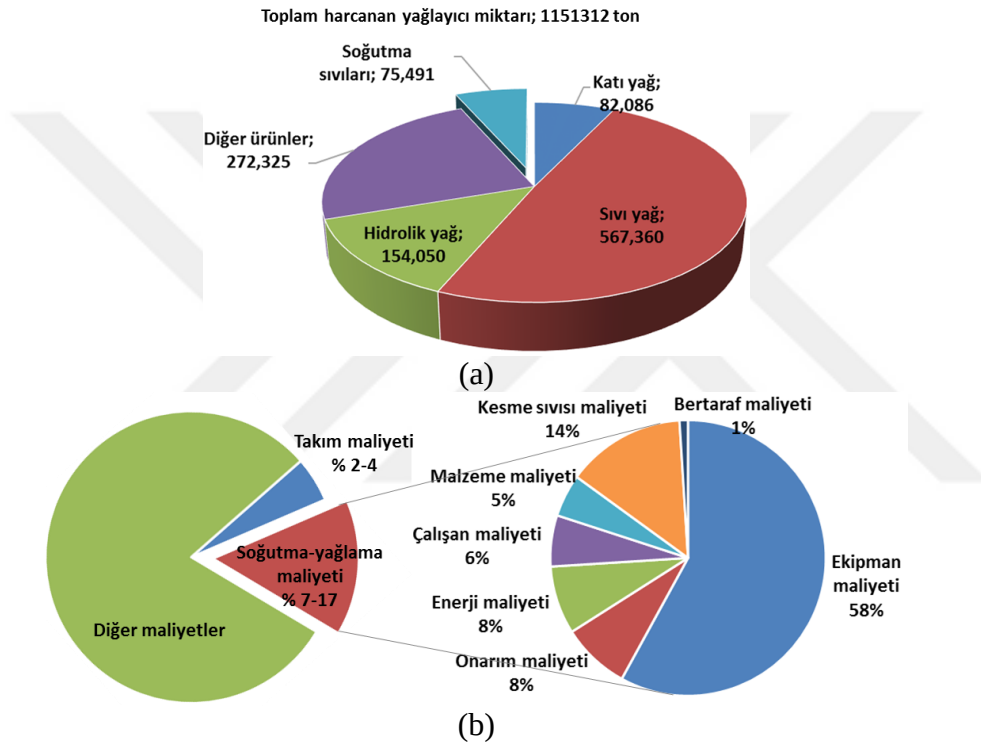
Bu incelemelerde de görülebileceği gibi kesme ortamındaki herhangi bir noktanın yerini yeterli doğrulukta ve güvenilirlikte ölçebilen bir deneysel metot bulunmamaktadır. Bu çalışmada delik delmede kesme bölgesinin termal kamera ile görüntülenmesinin zorluğu ve diğer yöntemlerdeki belirsizliklerden dolayı gömülü ısı eleman yardımı ile sıcaklıklar ölçülmüştür.

2.4 Soğutma/yağlama Sistemleri ve Minimum Miktarda Yağlama

21. yüzyılın sonlarına doğru talaşlı imalat ile birlikte soğutma teknolojisi kullanılmaya başlanmıştır. Yeni geliştirilen takım malzemeleri yüksek hızlarda malzemelerin işlenmesine olanak sağlamışlardır. Fakat kesici ağızda sıcaklıkların artmasına buna bağlı olarak takım malzemesinin zayıflaması ve kesme kapasitesinin düşmesi gibi büyük bir problemi de beraberinde getirmiştir. Sıcaklıkları azaltmak için ilk çözüm olarak basınçlı su kullanılmış, daha sonraları ise mineral yağların kullanılması hızlı bir şekilde yaygınlaşmıştır. Son zamanlarda takım ömrünü arttırması, boшта geçen işleme zamanı azaltması, hassasiyeti ve yüzey kalitesini arttırmasından ötürü kesme sıvısının kullanılması bir zorunluluk haline gelmiştir.

Soğutma sıvıları depolanmasındaki zorluklar, insan ve çevre sağlığına kötü etkileri, yüksek temizleme ve piyasa maliyetlerinden dolayı son zamanlarda çok tartışılan bir konudur. Çevreye olan etkilerine ek olarak kesme sonrası bu parçaların temizlenme zorunluluğu üretim zamanını ve maliyeti arttırmaktadır [69]. Çevre bilinci ve endüstriyel işletmeler üzerinde artan maliyet baskıları çoğu işleme süreçlerinde kullanılan geleneksel soğutma sıvılarına eleştirel bir bakış açısı getirmiştir. İş

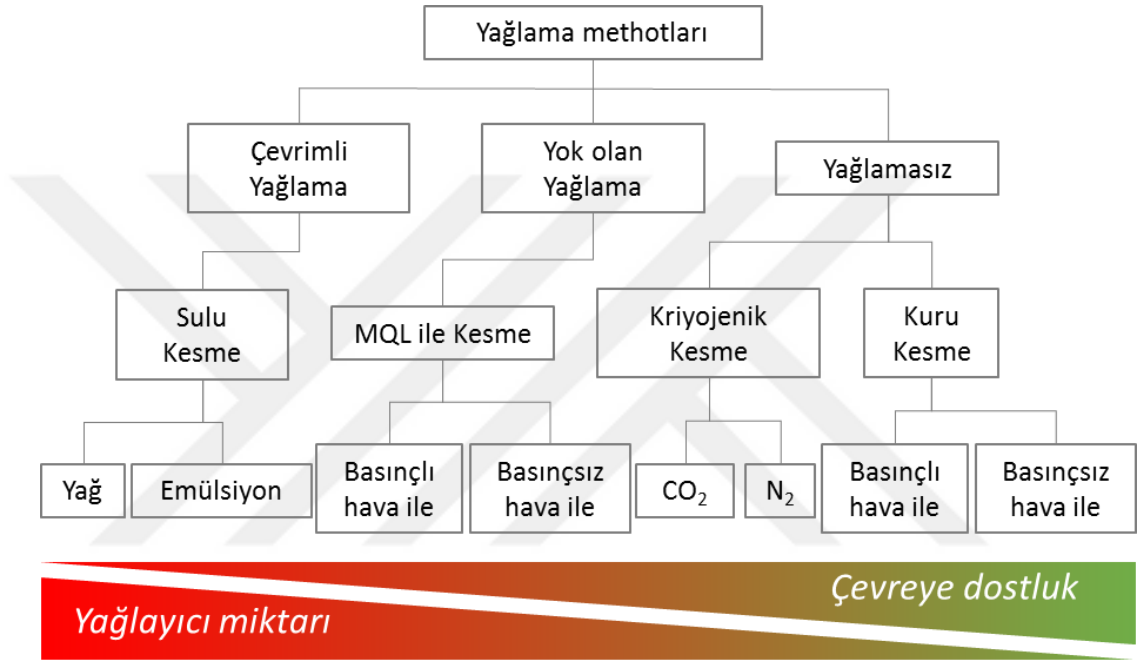
parçasına bağlı olarak soğutucu sıvı kullanımının maliyeti bütün parçayı üretmek için gerekli maliyetin %7 ile 17 arasında olabilmektedir [70, 71]. Pek çok çalışmada soğutucu akışkan olarak sıvı kullanıldığı için soğutucu sıvı terimi kullanılmış bazı çalışmalarda ise yanlış olmasına rağmen aynı anlamda sadece soğutucu (coolant) veya yağlayıcı (lubricant) deyimleri de kullanılmaktadır. 1994 yılında yapılmış bir çalışmaya göre ekonomi ve çevreyle ilgili olarak zararlarından bahsedilen kesme sıvılarının kullanılma miktarı Şekil 2.6'da gösterilmiştir [71]. Görüldüğü gibi Almanya'da 1994 yılında 1151312 ton soğutucu kullanılmıştır. Aynı çalışmaya göre 1994 yılında kullanılan soğutucuların 75491 tonu soğutma sıvısıdır.



Şekil 2.6 : a)Almanya'da kullanılan soğutucuların dağılımı, b) Örnek bir üretim için soğutucu maliyeti [71].

Şekil 2.7'de soğutma (yağlama) sistemleri şematik olarak sınıflandırılmıştır. Şekilde verildiği gibi 3 farklı soğutma yöntemi vardır. Bunlar; çevrimli yağlayıcılar (circulate lubrication) yani sulu kesme işlemi, az miktarda yağlayıcı kullanımı yani minimum miktarda yağlama sistemleri (MQL) ve kuru kesmedir [69]. Geleneksel sulu kesme işlemlerinde yağlayıcı olarak emülsiyon ve yağ kullanılır. MQL sistemlerinde ise soğutucu sıvı olarak yağ ve hava karışımı yani aerosol kullanılır. Geleneksel sulu kesme yöntemlerinde daha fazla kesme sıvısı uygulandığı için daha kesme sırasında yüksek soğutma hızları elde edilir. Fakat yüksek miktarda kesme sıvısı kullanılmasından dolayı çevreye ve firmaya daha fazla zarar verirler. Kuru kesme

işleminde ise soğutma sıvısı kullanılmadığı için işlem sırasında kesme sıcaklıkları çok yüksek seviyelere çıkmaktadır. Sıcaklıklardaki bu artış takım ömrünü kısaltmaktadır. MQL sistemi kullanılarak işlem sırasında kullanılan yağlayıcı miktarı azaltılır ve geleneksel sulu kesme kadar olmasa da takım ve iş parçası sıcaklıkları düşürülür. Sonuç olarak soğutma sistemlerinde soğutucu sıvı miktarını azaltmak çevreye ve firmalara ekonomik yönden büyük katkı sağlayacaktır bu sebeple MQL sistemi gelişmekte olan ve akademik çalışmalar bakımından da popüler bir konu olmasına rağmen ülkemizde hala yaygınlaşamamıştır [69].



Şekil 2.7 : Soğutma (yağlama) sistemleri şematik olarak sınıflandırılması [69].

Genellikle imalat operasyonuna ve iş emrine göre işlemlerde emülsiyon veya yağ kullanılmaktadır. Emülsiyon yüksek miktardaki su miktarından dolayı ısı transfer özellikleri çok iyi olup ısıyı çok iyi uzaklaştırır. Sadece yağ kullanımı ise yüksek miktarda yağlayıcı özellik istendiği dişli çark üretimi ve kılavuz çekme gibi işlemlerde kullanılır. Talaşın kesme bölgesinden uzaklaştırılma kabiliyeti ise her iki yöntemde de iyidir. Soğutucu olarak sadece sıkıştırılmış hava kullanıldığında ise akışkanın yağlayıcı özelliği kaybolacaktır [70]. MQL sisteminde isehava+yağ ikili sistemin iyi özellikleri birlikte kullanılmaya çalışılmaktadır.

MQL sistemi çok az miktarda yağ bazlı yağlayıcı ile basınçlı havanın karışımın pulvarize damlacıklar halinde kesme bölgesine yönlendirilmesi prensibi ile çalışır. MQL' de yağlayıcı akış hızı tipik olarak 10-100 mL/saat'tir. Bu miktar geleneksel sulu kesmeye nazaran yirmi bin kat daha azdır [72]. Böylece sulu kesmeye göre çok daha

az miktarda kesme sıvısı kullanılmış olur. MQL sistemi ile kesme yapmanın bir diğer avantajı ise talaş ve iş parçası neredeyse kuru bir şekilde kaldırıldığından talaşın geri dönüşüm maliyetlerinin düşük olmasıdır [73].

MQL sisteminin işlem sırasında uygulanabilmesi için iş parçasının kimyasal içeriği ve içyapısı çok iyi bilinmelidir. Soğutma sıvısındaki azalma abrasif aşınmaya pozitif yönde etki eder. Soğutma sıvısındaki azalmadan dolayı talaş, iş parçası ve takımdaki sıcaklıklar artacaktır. Sıcaklık artışı ile beraber plastik yumuşamaya ve ortamdaki sert parçacıkların talaş veya iş parçasına gömülmesine neden olabilir. Bu sert parçalar abrasif aşınmaya neden olur [70]. Farklı talaşlı imalat işlemleri için güvenli ve tatmin edici sonuçlar elde edebilmek amacı ile ihtiyaç duyulan soğutma sıvısı miktarı değişecektir. MQL sistemini uygulamak için sıcaklık oluşumu, talaşın uzaklaştırılması ve kinematik koşullar dikkate alınmalıdır [70].

MQL sistemi dünyada otomotiv endüstrisinde yaygın bir şekilde kullanılmaktadır. Ford Motor prizmatik alüminyum parçaların üretiminde, aktarma yuvalarının %100'ünde ve diğer güç aktarma organlarının işlenmesi sırasında MQL kullanılmaktadır. Fakat krank millerinin yağ deliklerinin açılması gibi bazı imalatlarda takım ömründeki azalma ve iş parçasında meydana gelen distorsiyondan dolayı MQL sistemi bu işleme uygulanamamıştır [29].

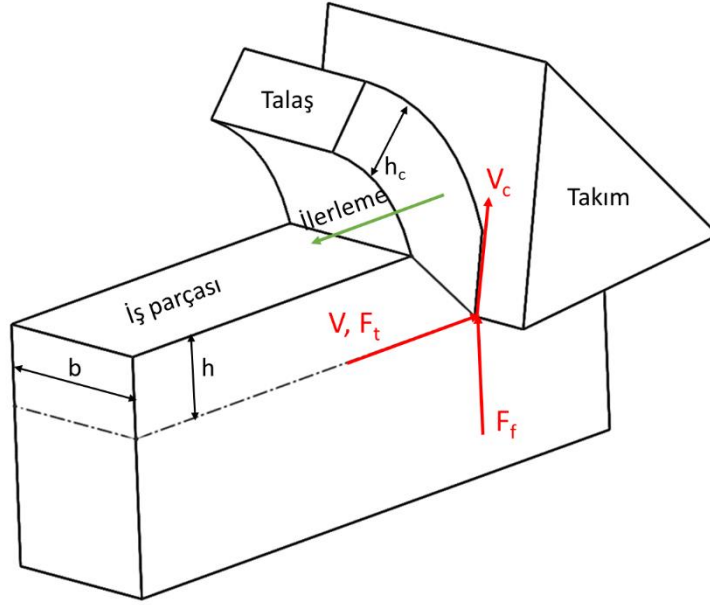
MQL sisteminin delik delme [74–77], freze ile işleme [78–81], tornalama [82–85] ve taşlama [86–89] gibi talaşlı imalat işlemleri için uygulamaları üzerinde çalışmalar literatürde günümüzde artan bir şekilde yer almaktadır. Bu çalışmaların sonuçları göstermiştir ki, eğer uygun MQL sistemi ve kesme parametreleri seçilir ise yağlama, takım ömrü ve yüzey kalitesi bakımından geleneksel sulu kesmedeki performans çok daha ekonomik olarak yakalanabilir.

3. DELİK DELME İŞLEMİNİN GEOMETRİSİ VE MEKANİĞİNİN İNCELENMESİ

Talaşlı imalat proseslerinde takımın iş parçasına göre hareketine göre iki farklı kesme işlemi gerçekleşir. Takımın ilerleme yönü kesici ağıza dik ise bu işleme “ortogonal (dik) kesme”, kesici ağız 90 dereceden farklı bir açıda kesiyor ise "eğik kesme" denmektedir. Helisel matkap ile delik delme işlemlerinde kesme mekaniği eğik kesme şeklinde gerçekleşmesine rağmen çalışmadaki kuvvet modeli mekanistik yaklaşım ile incelendiğinden dolayı çalışmada öncelikle dik kesme mekaniğinden bahsedilmiştir. Ardından matkabın radyal ağız ve kesme ağzı için kuvvetlerin nasıl modellendiği irdelenmiştir.

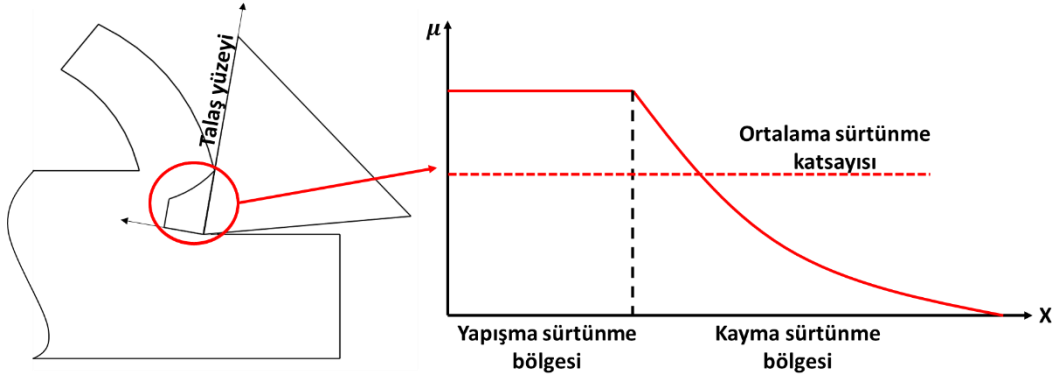
3.1 Ortogonal (Dik) Kesme Mekaniği

Ortogonal (dik) kesme işleminde kesici takımın ilerleme yönü kesici ağıza dik yönde olarak hareket eder ve talaş kaldırma işlemi gerçekleşir. Pratikte, dik kesme yoğun bir şekilde kullanılmamasına rağmen özellikle akademik çalışmalarda kesme mekaniğinin daha iyi anlaşılması için kullanılır. Dik metal kesmenin en basit formu olduğu için malzemelerin kesme mekaniğinin anlaşılmasında çok yararlıdır. En basit hali ile dik kesme işlemi Şekil 3.1’de gösterilmiştir. Resimde görülen b , talaş genişliği ve h , kesilmemiş talaş kalınlığını ifade eder. Kesme işlemi sırasında plastik deformasyon ile beraber oluşan talaşın kalınlığı artar, Şekil 3.1’de kesilmiş talaşın kalınlığı h_c ifadesi ile gösterilmiştir. Kesme sırasında birbirine dik iki farklı yönde kesme kuvvetleri oluşur. Bunlar F_t , teğetsel kuvvet ve F_f , ilerleme kuvvetleridir.



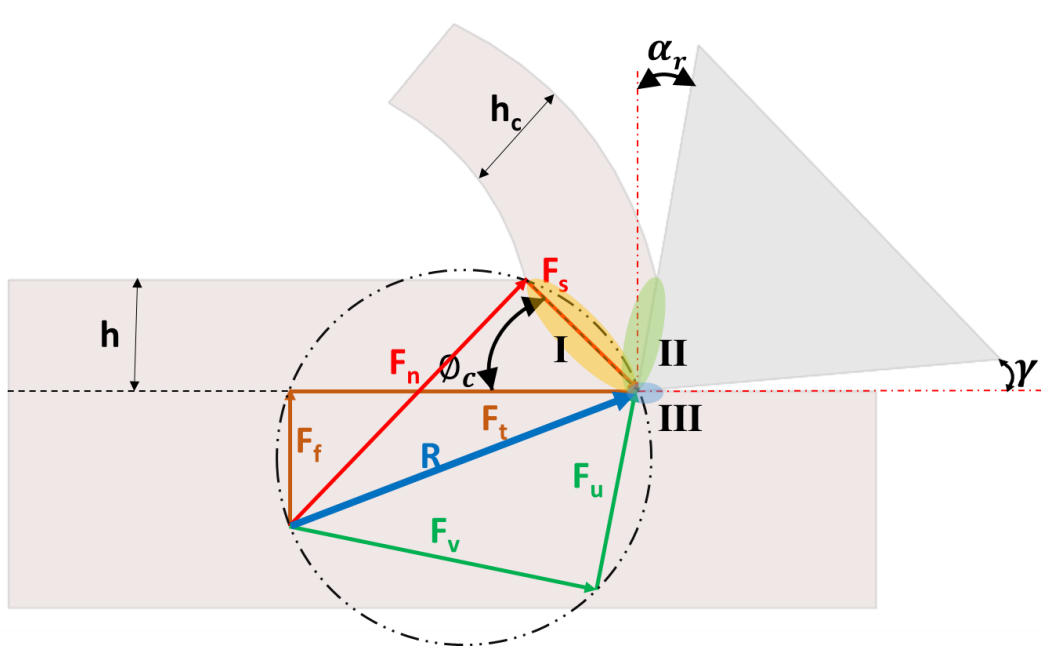
Şekil 3.1 : Dik kesme modeli.

Dik kesme mekaniğinde bölüm 2.3'te anlatıldığı gibi 3 farklı deformasyon bölgesi oluşur (Şekil 2.5). Birinci deformasyon bölgesi plastik şekil vermenin gerçekleştiği, takımın iş parçasına batması ile talaşın olduğu bölgedir. Birincil deformasyon bölgesinin analizinde 2 temel yaklaşım mevcuttur. Bunlardan ilki 1945 yılında Merchant tarafından ortaya atılan ve kesme bölgesini ince bir düzlem (thin plane) olarak kabul eder [90]. Diğer yöntem ise 1959 yılında Oxley ve Palmer tarafından ortaya konan kalın kesme bölgesi (thick shear zone) yaklaşımıdır [91]. Bu yaklaşım plastisite kurallarını kullanarak birincil bölgedeki deformasyonları anlamaya çalışır ve özellikle mikro işleme yöntemlerinin modellenmesinde kullanılır. İkinci deformasyon bölgesinde ise talaş ilk temas ettiği zaman yapışma sürtünmesi meydana gelirken, bu bölgeden sonra talaş takım üzerinden kaymaya başlar. Yapışma sürtünme bölgesinde malzemenin kayma gerilmesi sürtünme gerilmesine eşittir. Şekil 3.2'de görüldüğü üzere yapışma sürtünme bölgesinde sürtünme katsayısı sabitken, kayma sürtünme bölgesinde sürtünme katsayısı sıfıra doğru azalmaktadır. Yapışma sürtünme bölgesinin uzunluğu ve kayma sürtünme katsayısının hesaplanması çok zor olduğu için yapılan çalışmaların çoğunda ortalama sürtünme katsayısı kullanılır. Talaşın takıma ait talaş yüzeyi ile temas uzunluğu iş parçasının malzemesine, takımın geometrisine ve kesme hızına bağlıdır.



Şekil 3.2 : İkinci deformasyon bölgesindeki sürtünme davranışı.

Şekil 3.3'te dik kesme mekaniğinde Merchant kuvvet çemberi olarak da bilinen kuvvet dengesi gösterilmiştir. Burada kayma (makaslama, kesme) açısı ϕ , kesme düzlemi ile kesme hızının arasında kalan açı olarak tanımlanmıştır. Talaş açısı α , takımın talaş yüzeyi ile kesilmiş yüzeyin normali ile yaptığı açı ile belirlenir. Boşaltma açısı, γ (serbest yüzey açısı) ise takımın serbest yüzeyi ile işlenmiş yüzey arasında kalan açıya denir.



Şekil 3.3 : Dik kesme işleminde kuvvet dengesi modeli.

Birinci bölgedeki kuvvetler incelendiğinde F_s , kayma kuvveti geometriden

$$F_s = F_c \cos(\phi + \beta - \alpha) \quad (3.1)$$

şeklinde elde edilir. Burada β , ortalama sürtünme katsayısıdır. Kayma gerilmesi ayrıca ilerleme ve teğetsel kuvvet cinsinden de,

$$F_s = F_t \cos(\emptyset) - F_f \sin(\emptyset) \quad (3.2)$$

şeklinde ifade edilir. Aynı şekilde kayma düzlemine etki eden normal kuvvet iki farklı şekilde,

$$F_n = F_c \cos(\emptyset + \beta - \alpha) \quad (3.3)$$

$$F_n = F_t \sin(\emptyset) - F_f \cos(\emptyset) \quad (3.4)$$

hesaplanır. Kesme düzleminde meydana gelen kayma gerilmelerinin τ_s uniform bir şekilde dağılım gösterdiği düşünülür ise talaş kaldırma işlemi sırasında meydana gelen kayma gerilmesi (3.5) numaralı ifade ile bulunur.

$$\tau_s = \frac{F_s}{A_s} \quad (3.5)$$

A_s kayma düzleminin alanını vermektedir ve

$$A_s = b \frac{h}{\sin(\emptyset)} \quad (3.6)$$

(3.6) numaralı denklem ile hesaplanır. İkinci bölgede ise takımın talaş yüzeyine kesme kuvvetinin 2 farklı bileşeni etki eder. Bunlar F_u sürtünme kuvveti ile F_v sürtünme kuvvetinin kuvvetinin normal bileşenidir. F_u ve F_v kuvvetleri Merchant çemberinden ilerleme ve teğetsel kuvvetler cinsinden Denklem (3.7) ve (3.8)'deki gibi yazılabilir.

$$F_v = F_t \sin(\alpha) - F_f \cos(\alpha) \quad (3.7)$$

$$F_u = F_t \cos(\alpha) + F_f \sin(\alpha) \quad (3.8)$$

Talaş yüzeyinde meydana gelen sürtünme katsayısı

$$\mu_a = \tan\beta = \frac{F_u}{F_v} \quad (3.9)$$

formülü ile bulunur. Kayma bölgesinde şekil değişiminden kaynaklı güç (P_s) ve takımın talaş yüzeyinde sürtünmeden kaynaklanan (P_u) harcanan güçler bu bölgeye etkiyen kuvvet ve hızların çarpımı ile elde edilir.

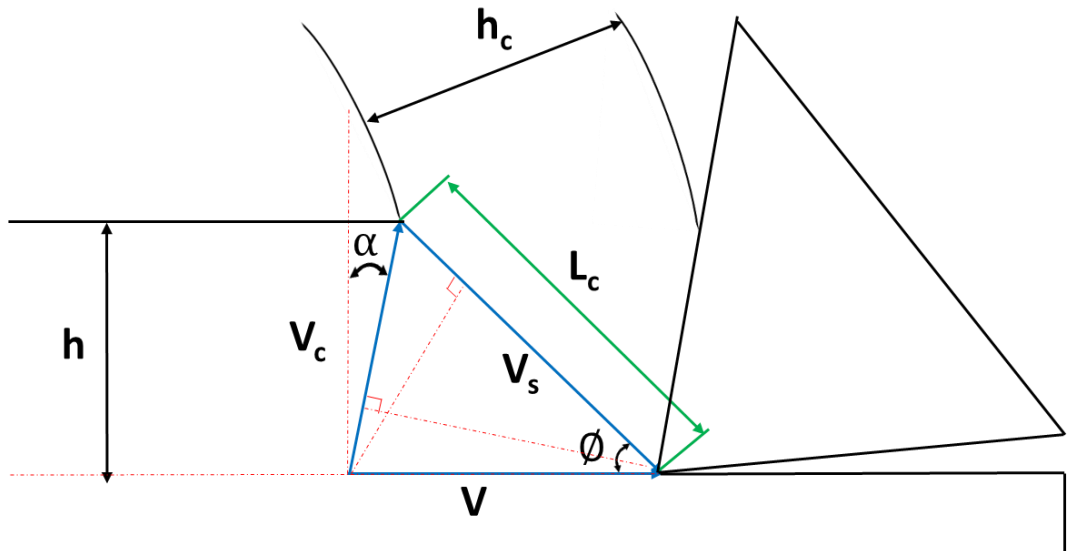
$$P_s = F_s V_s \quad (3.10)$$

$$P_u = F_u V_c \quad (3.11)$$

Talaş kaldırma işlemi için toplam harcanan iş, bu iki bölgede harcanan güçlerin toplamına eşittir. Toplam harcanan enerji dik kesme işlemi için,

$$P_t = F_t V \quad (3.12)$$

formülü ile bulunabilir. Harcanan güçlerin bulunması için kullanılan V_c talaş hızı ve V_s kayma hızının, kesme hızı V , ile olan ilişkisi Şekil 3.4'teki hız diyagramında verilmiştir.



Şekil 3.4 : Talaş hız diyagramı.

Geometrik olarak V_c ve V_s (3.13) ve (3.14) numaralı formüller ile bulunabilir.

$$V_s = V \frac{\cos(\alpha)}{\sin(\emptyset - \alpha)} \quad (3.13)$$

$$V_c = r_c V = V \frac{\sin(\emptyset)}{\cos(\emptyset - \alpha)} \quad (3.14)$$

Kesilmiş talaş, h_c ile kesilmemiş talaşın, h oranı talaş kalınlıkları oranı olarak adlandırılır ve

$$r_c = \frac{h}{h_c} \quad (3.15)$$

formülü ile hesaplanır.

Bu oran talaşlı imalat sırasında talaşın oluşması sırasında kayma işleminin gerçekleştiği düzlemin pratikte anlaşılmasına yardımcı olur. Bu oran yardımı ile ölçmenin neredeyse imkansız olduğu kayma açısı teorik olarak,

$$\emptyset = \tan^{-1} \frac{r_c \cos(\alpha)}{1 - r_c \sin(\alpha)} \quad (3.16)$$

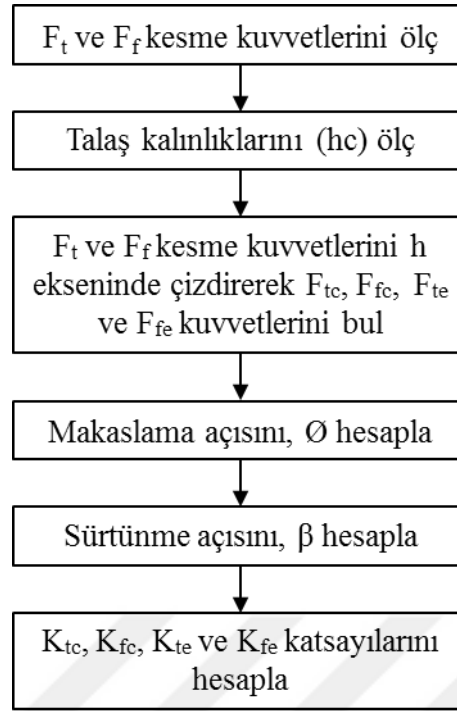
hesaplanabilir.

Şekil 3.4'deki kayma düzleminin genişliği L_c ise

$$L_c = \frac{h}{\sin(\emptyset)} = \frac{h_c}{\cos(\emptyset - \alpha)} \quad (3.17)$$

formülünden hesaplanır.

Dik kesme işlemi uygulamada pek karşımıza çıkan bir proses değildir. Bu yöntem ile iş parçası ve takım çifti için bir kesme veri tabanı oluşturularak bu çift için eğik kesme mekaniğine uygun farklı kesme işlemleri için kesme kuvvetleri tahmin edilebilmektedir. Bu testler sayesinde farklı kesme şartları için kayma açısı $\emptyset$, ortalama sürtünme katsayısı β ve kayma gerilmesi τ_s bulunarak bunlara bağlı kesme katsayıları yardımı ile kesme kuvvetleri modellenebilmektedir. Kesme katsayılarının belirlenme adımları Şekil 3.5'te adım adım verilmiştir.



Şekil 3.5 : Kesme katsayılarının hesap akış diyagramı.

Takımın uç yarıçapının etkisini elimine etmek için ince et kalınlığına sahip boru şeklinde bir numune kesme testine tabi tutulur. Bu testler boyunca takıma gelen $F_x = F_t$ ve $F_z = F_f$ kuvvetleri ölçülür ve her farklı kesme parametresi için talaş kalınlıkları ölçülür. Ölçülen F_t ve F_f kuvvetleri birinci ve ikinci bölgeden gelen kesme ile ilgili olan kuvvet ve üçüncü bölgeden gelen sürtünme kaynaklı kuvvet olmak üzere iki bileşenden oluşmaktadır. Üçüncü bölgede oluşan kesme kuvvetlerine kenar kuvveti denir ve teğetsel kenar kuvveti F_{te} ve ilerleme kenar kuvveti F_{fe} şeklinde ifade edilir.

$$F_t = F_{tc} + F_{te} \quad (3.18)$$

$$F_f = F_{fc} + F_{fe} \quad (3.19)$$

Ölçülen kesme kuvvetleri kesilmemiş talaş kalınlığı ekseninde grafiğe aktarılır ve lineer regresyon yapılarak bir doğru grafiği elde edilir. Bu grafiğin sıfır noktasını kestiği kuvvetin üçüncü bölgeden kaynaklanan kenar kuvveti olduğu varsayımı yapılır. Kayma kuvveti F_s (3.6) denkleminin (3.5) nolu denklemde yerine koyulması ile

$$F_s = \tau_s A = \tau_s b \frac{h}{\sin(\emptyset)} \quad (3.20)$$

numaralı denklem elde edilir. (3.1) ve (3.20) numaralı denklemlerinden bileşke kesme kuvveti F_c ; kayma gerilmesi, sürtünme ve kayma açısı, kesme genişliği ve ilerleme cinsinden;

$$F_c = \frac{F_s}{\cos(\emptyset + \beta - \alpha)} = \tau_s b h \frac{1}{\sin(\emptyset) \cos(\emptyset + \beta - \alpha)} \quad (3.21)$$

elde edilir. Teğetsel ve ilerleme kuvvetleri bileşke kuvvet cinsinden şu şekilde yazılabilir;

$$F_{t_c} = F_c \cos(\beta - \alpha) \quad (3.22)$$

$$F_{f_c} = F_c \sin(\beta - \alpha) \quad (3.23)$$

Teğetsel ve ilerleme kuvvetini kesme genişliği, ilerleme, talaş, kayma ve sürtünme açısı cinsinden yazmak için (3.21) nolu denklem (3.22) ve (3.23) nolu denklemde yerine yazılırsa

$$F_{t_c} = b h \left[\tau_s \frac{\cos(\beta - \alpha)}{\sin(\emptyset) \cos(\emptyset + \beta - \alpha)} \right] \quad (3.24)$$

$$F_{f_c} = b h \left[\tau_s \frac{\sin(\beta - \alpha)}{\sin(\emptyset) \cos(\emptyset + \beta - \alpha)} \right] \quad (3.25)$$

elde edilir. Teğetsel kesme kuvvet katsayısı K_{t_c} ve ilerleme kuvveti katsayısı K_{f_c} , F_{t_c} ve F_{f_c} kesme kuvvetlerinin talaş genişliği ve kesilmemiş talaş kalınlığına bölünmesi ile denklem (3.26) ve (3.27) numaralı denklemlerden elde edilir.

$$K_{t_c} = \tau_s \frac{\cos(\beta - \alpha)}{\sin(\emptyset) \cos(\emptyset + \beta - \alpha)} \quad (3.26)$$

$$K_{f_c} = \tau_s \frac{\sin(\beta - \alpha)}{\sin(\emptyset) \cos(\emptyset + \beta - \alpha)} \quad (3.27)$$

Kenar katsayıları ise kesilmemiş talaş kalınlığına bağlı olmaması sadece talaş genişliğini bağlı olmasından dolayı F_{te} ve F_{fe} kuvvetlerinin bu değere bölünmesi ile bulunur.

$$K_{t_\varepsilon} = \frac{F_{t_\varepsilon}}{b} \quad (3.28)$$

$$K_{f_\varepsilon} = \frac{F_{f_\varepsilon}}{b} \quad (3.29)$$

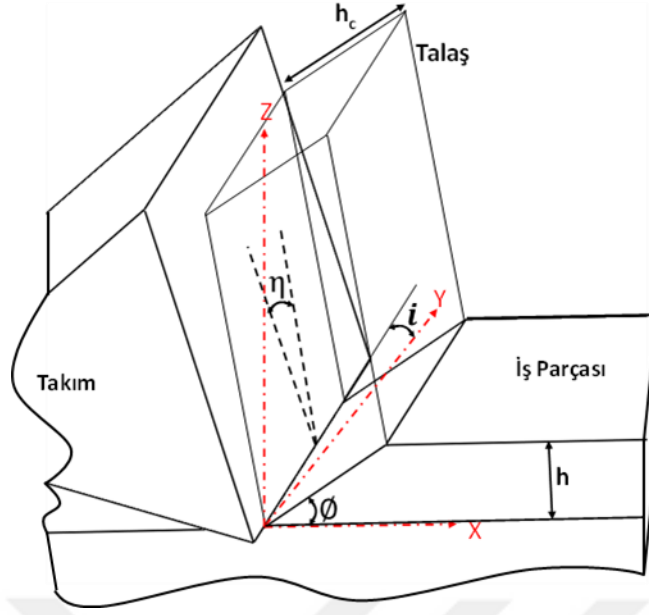
Sonuç olarak teğetsel ve ilerleme yönünde kesme kuvvetleri (3.30) ve (3.31) no'lu denklemden elde edilir. Görüldüğü gibi eğer takım-iş parçası malzeme çifti için kesme katsayıları değerleri biliniyor ise kesme kuvvetleri dik kesme için proses parametrelerine bağlı olarak hesaplanabilmektedir. (3.30) ve (3.31) numaralı formüllerde verilen b talaş genişliği pratikte paso olarak, h kesilmemiş talaş genişliği ise takımın devir başına ilerleme miktarı olarak adlandırılır.

$$F_t = K_{t_c} b h + K_{t_\varepsilon} b \quad (3.30)$$

$$F_f = K_{f_c} b h + K_{f_\varepsilon} \quad (3.31)$$

3.2 Eğik Kesme Mekaniği

Delik delme operasyonunda dik kesme mekaniği kullanıldığından dik kesme mekaniğinden elde edilen kesme katsayıları eğik kesme mekaniğinde kullanılmak üzere dönüştürülmelidir. Bu amaçla dik kesme mekaniğinde olduğu gibi eğik kesmenin normal düzlemdeki kesme mekaniğine uygun olduğu varsayımı yapılır. Bu sebeple bütün kuvvet ve hız vektörleri bileşenlerini normal düzleme iz düşürmek gerekir. Şekil 3.6'da eğik kesmede ϕ , eğiklik açısı ve η , talaş açısı gösterilmiştir.



Şekil 3.6 : Eğik kesme modeli.

Eğik kesmede eğiklik açısından dolayı radyal yönde yeni bir kuvvet ortaya çıkar. F_c bileşke kesme kuvveti; teğetsel yönde (F_t), ilerleme yönünde (F_f) ve radyal yönde (F_r) üç kuvvetten meydana gelir. Kesme hızının kesme düzlemine eş doğrusal olduğu ve talaş kalınlıkları oranının r_c , dik kesmede ki talaş oranına eşit olduğu varsayımı ve geometrik ilişkilerin kurulması ile kesme kuvvet bileşenleri F_{tc} , F_{fc} , F_{rc} , denklem (3.32), (3.33) ve (3.34)'ten hesaplanabilir [83].

$$F_{tc} = b \cdot h \cdot \frac{\tau_s}{\sin(\phi_n)} \frac{\cos(\beta_n - \alpha_n) + \tan(i) \tan(\eta) \sin(\beta_n)}{\sqrt{(\cos^2(\phi_n + \beta_n - \alpha_n) + \tan^2(\eta) \sin^2(\beta_n))}} \quad (3.32)$$

$$F_{fc} = b \cdot h \cdot \frac{\tau_s}{\sin(\phi_n) \cos(i)} \frac{\sin(\beta_n - \alpha_n)}{\sqrt{(\cos^2(\phi_n + \beta_n - \alpha_n) + \tan^2(\eta) \sin^2(\beta_n))}} \quad (3.33)$$

$$F_{rc} = b \cdot h \cdot \frac{\tau_s}{\sin(\phi_n)} \frac{\cos(\beta_n - \alpha_n) \tan(i) - \tan(\eta) \sin(\beta_n)}{\sqrt{(\cos^2(\phi_n + \beta_n - \alpha_n) + \tan^2(\eta) \sin^2(\beta_n))}} \quad (3.34)$$

Yukardaki formüllerde b talaş genişliği h ise kesilmemiş talaş kalınlığını (ilerleme) ifade eder. Bu değerler yukarıda da bahsedildiği gibi kullanıcı tarafından seçilen değerlerdir. Dik kesme testlerinden elde edilen ϕ kayma açısı, β sürtünme açısı ve τ_s kayma gerilmeleri kullanılarak eğik kesmedeki kuvvetler modellenebilir. Kesme kuvvet denklemlerinde kesilmemiş talaş genişliği h ve talaş genişliği b ile ilgili kısım

atıldığında geriye kalan denklem kesme katsayılarını ifade eder. Kesme, ilerleme ve radyal yöndeki bu katsayılar denklem (3.35), (3.36), (3.37)'de ifade edilmiştir. Bu formüllerdeki n alt indisi açılarının normal düzleme iz düşürülmüş değerleridir.

$$K_{t_c} = \frac{\tau_s}{\sin(\phi_n)} \frac{\cos(\beta_n - \alpha_n) + \tan(i) \tan(\eta) \sin(\beta_n)}{\sqrt{(\cos^2(\phi_n + \beta_n - \alpha_n) + \tan^2(\eta) \sin^2(\beta_n))}} \quad (3.35)$$

$$K_{f_c} = \frac{\tau_s}{\sin(\phi_n) \cos(i)} \frac{\sin(\beta_n - \alpha_n)}{\sqrt{(\cos^2(\phi_n + \beta_n - \alpha_n) + \tan^2(\eta) \sin^2(\beta_n))}} \quad (3.36)$$

$$K_{r_c} = \frac{\tau_s}{\sin(\phi_n)} \frac{\cos(\beta_n - \alpha_n) \tan(i) - \tan(\eta) \sin(\beta_n)}{\sqrt{(\cos^2(\phi_n + \beta_n - \alpha_n) + \tan^2(\eta) \sin^2(\beta_n))}} \quad (3.37)$$

Bu katsayılar yardımı ile dik kesme mekaniğindeki benzer olarak (3.30) ve (3.31) nolu denklemlere benzer olarak (3.38), (3.39) ve (3.40) numaralı denklemlerdeki gibi kesme kuvvet bileşenleri modellenenir.

$$F_t = K_{t_c} b h + K_{t_s} b \quad (3.38)$$

$$F_f = K_{f_c} b h + K_{f_s} b \quad (3.39)$$

$$F_r = K_{r_c} b h + K_{r_s} b \quad (3.40)$$

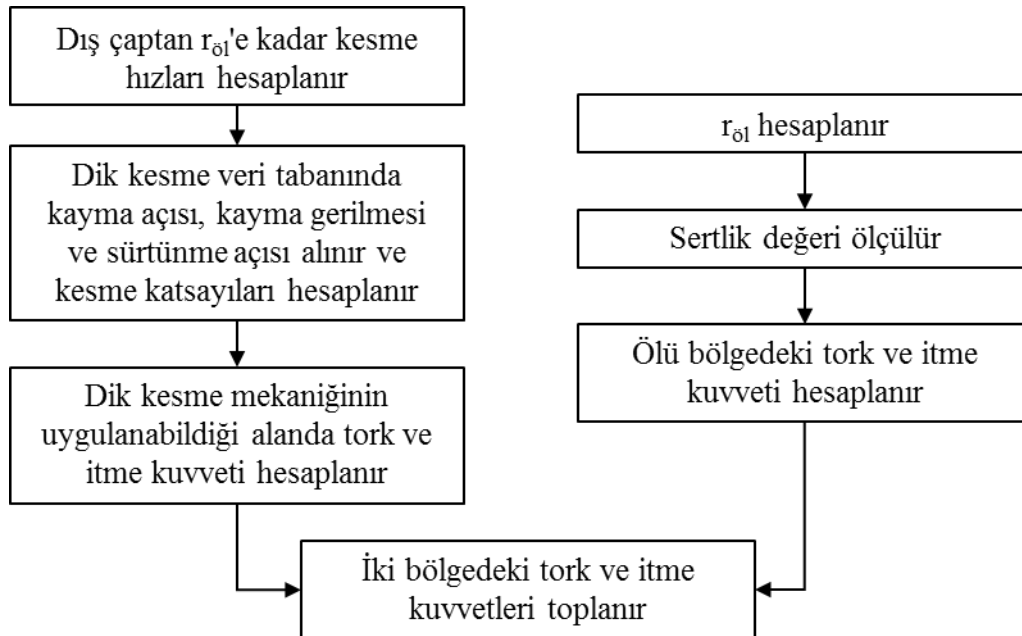
3.3 Delik Delme İşleminde Kesme Kuvvetlerinin Modellenmesi

Delik delmede kuvvet modelini oluşturmak için matkap geometrisine ve dik kesme testlerinden elde edilen kesme katsayılarına ihtiyaç vardır. Kuvvet modelinin gerçekleştirilmesi için gerekli olan w matkabın radyal ağız eni, $r(z)$ radyal çap, L_p matkabın hatve uzunluğu (pitch uzunluğu) ve κ_t matkabın koniklik açısı matkap geometrisinden; kayma gerilmesi, kayma açısı ve sürtünme açısı ise dik kesme testlerinden elde edilir. Stabler'ın talaş akışı (chip flow) teorisine göre talaş akış açısını eğiklik açısı ile aynı değerde alabiliriz ($\eta = i$). O zaman $\alpha_r = \alpha_n$ ve $\theta_c = \theta_n$ olacaktır. Daha önce dik kesme testlerinden elde edilen sürtünme açısı β , kullanılarak sürtünme açısını bulup eğik kesme katsayılarını akış diyagramında olan formüllerden bulunabilir. Matkabın kesici kısmı radyal ağız bölgesi ve ana kesici ağız olarak ikiye

ayrılır. Bu iki kesme bölgesi birbirinden farklı geometrik özelliklere ve bu nedenle de farklı kesme şartlarına sahiptir. Aşağıda bu 2 bölgede oluşan kesme kuvvetleri ayrı ayrı incelenmiştir.

3.3.1 Radyal ağız bölgesi

Matkabın radyal ağız bölgesi, matkabın çapının küçük bir kısmını oluşturması ve merkeze çok yakın olmasından dolayı kesme işleminin etkinliği çok azdır, genel olarak literatürde etrafındaki malzemeyi sabanlama (kazıma) mekanizması ile yanlara ittirdiğinden bahsedilmektedir. Bu yüzden matkabın radyal ağız bölgesi Brinell sertlik deneyi gibi incelenmektedir. Yeni tip matkaplarda radyal ağız bölgesi taşlanarak inceltirilerek sabanlama etkisinin azaltılması amaçlanmaktadır. Çalışmada kullanılan matkapta bu şekilde üretilmiş bir matkaptır. Radyal ağız bölgesindeki kuvvetler iki farklı bölgede incelenmiştir. Bunlar batmanın gerçekleştiği “ölü bölge” ve dik kesme mekanizmasına uygun eğiklik açısının sıfır olduğu bölgedir. Çalışmada kullanılan matkabın radyal ağızındaki talaş ve eğiklik açısı taşlama geometrisinden ötürü sıfırdır, bu sebeple dik kesme mekanizması itme kuvvetinin modellenmesinde kullanılmıştır. Çalışmada radyal ağız bölgesindeki kesme kuvvetlerinin modellenmesinde kullanılan akış diyagramı Şekil 3.7’de adım adım verilmiştir.



Şekil 3.7 : Radyal ağız bölgesinin kuvvet model akış diyagramı.

Matkabın ölü bölgesinin davranışı Brinell sertlik deneyine benzer olduğu düşünülürse bu bölgedeki malzemeyi itme kuvveti,

$$F_{z_{ch1}} = F_{th_1} = A_{ch} H_B \quad (3.41)$$

formülünden bulabilir. Bu formülde A_{ch} matkap ölü bölgesinin taradığı alanı ve H_B iş parçasının Brinell sertliğini temsil etmektedir. Matkabın ölü bölgenin iş parçasına nüfuz ettiği alan aşağıdaki formülden hesaplanabilir.

$$A_{ch} = \frac{2r_{öl}c}{\sin(2\pi - \psi_c) \cos(\kappa_t)} \quad (3.42)$$

burada c matkabın devir başına ilerleme hızını [mm/devir] ifade etmektedir. Kesme mekaniğinden ise itme kuvveti dik kesme deneylerinden elde edilen verilere göre elde edilmiştir. Radyal ağız bölgesinde kesici kenarın eğiklik açısı sıfır derecedir bu sebeple dik kesme mekaniği yaklaşımı matkabın bu bölümüne uygulanabilir,

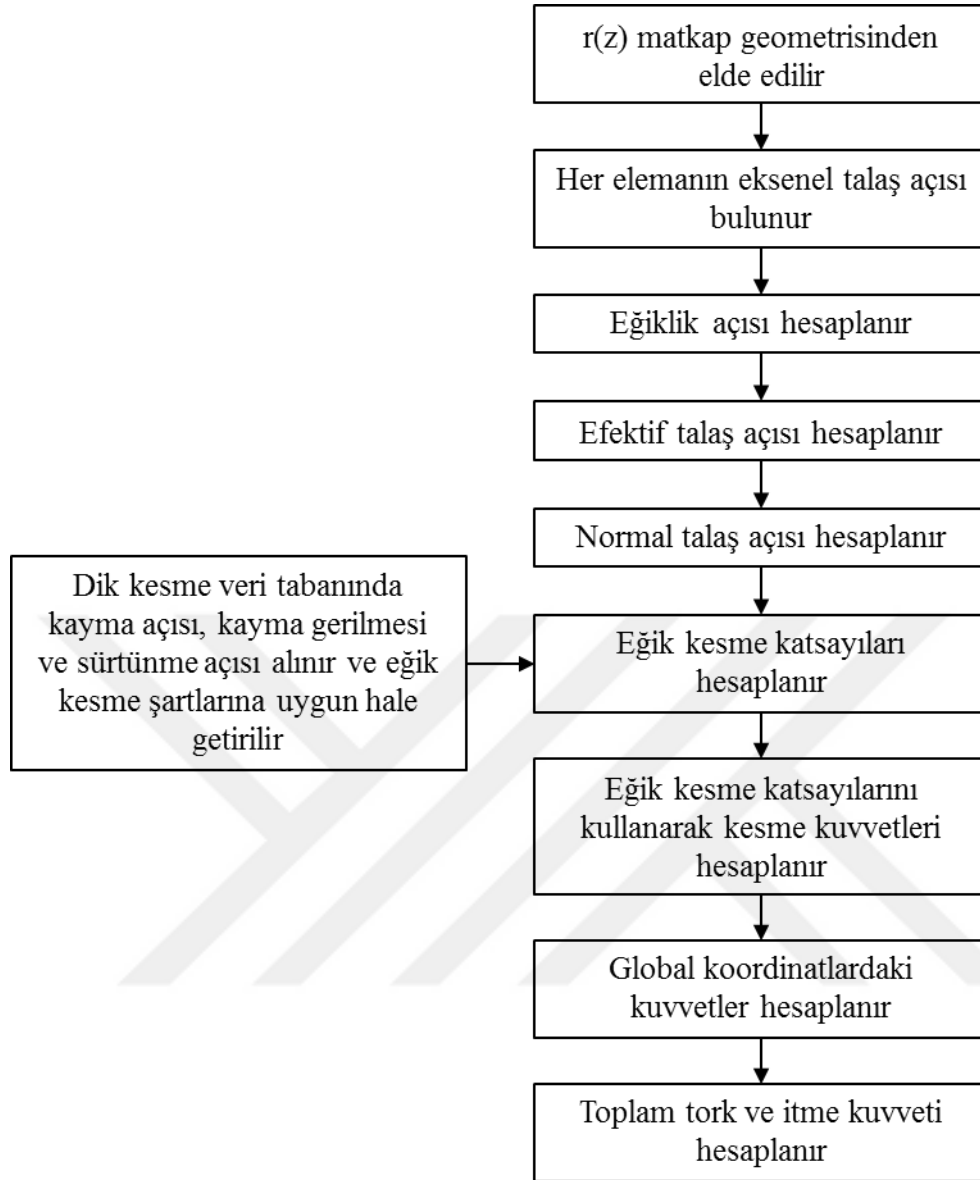
$$F_{z_{ch2}} = F_{th_2} = K_{fc}bh + K_{fe}b \quad (3.43)$$

formülünden elde edilir. Radyal ağız bölgesindeki toplam itme kuvveti ise (3.41) ve (3.43) nolu formüllerin toplamından elde edilir.

$$F_{th} = F_{th_1} + F_{th_2} \quad (3.44)$$

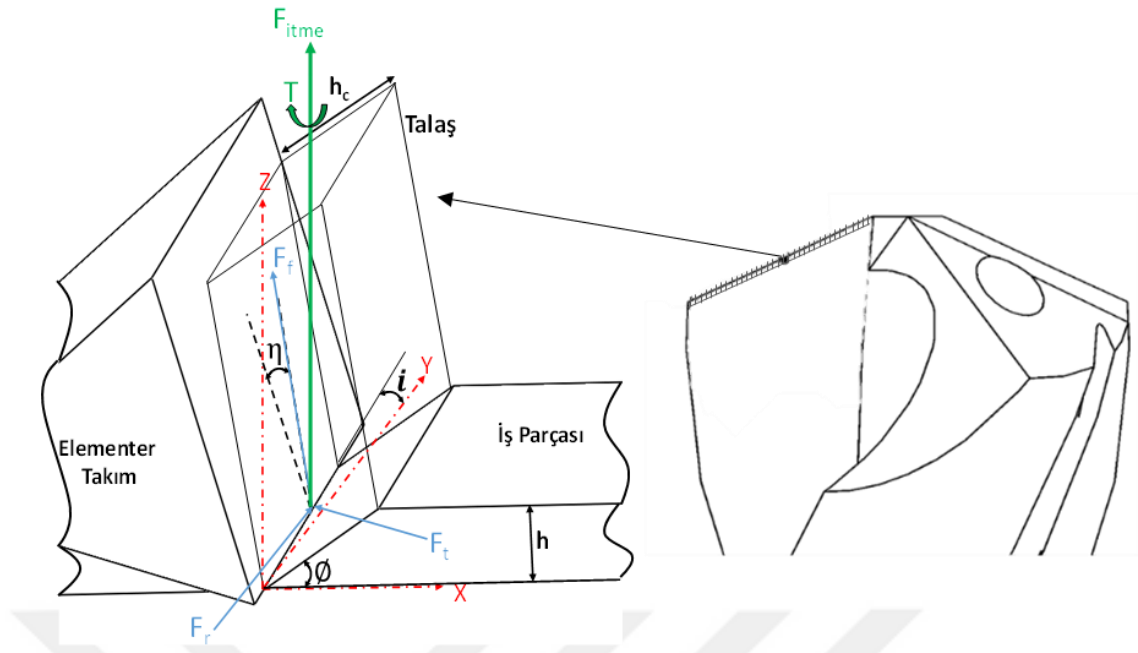
3.3.2 Ana kesici ağız bölgesi

Matkapta kesici ağız geometrisi oldukça çok karmaşıktır. Dik kesme mekaniğinden eğik kesme mekaniğine geçiş için gerekli matkap kesme kenarları üzerinde oluşan helis açısı, normal talaş açısı ve eğiklik açısının değerleri bilinmelidir. Kesme ağızlarının en alt kısmından “a” (kesme ağızının matkabın özü ile birleştiği yer) en üst kısmına “b” (kesme ağızının helisin başlangıcı ile kesiştiği nokta) hareket ettiğimiz zaman çap da değişir. Çapın değişmesi o noktadaki helis açısı, normal talaş açısı ve eğiklik açısının da değişmesine neden olur. Şekil 3.8’de ana kesme kenarı yada kesici kenar için kesme kuvvetlerinin ve momentlerin hesaplanması için akış diyagramı verilmiştir.



Şekil 3.8 : Kesici kenar için kuvvet ve tork hesap akış diyagramı.

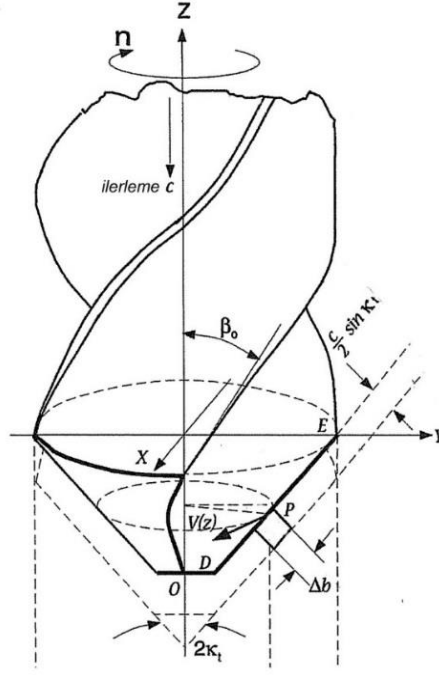
Matkabın kesici kenarının geometrisinden ötürü eğiklik açısı ve talaş açısı değişkenlik gösterir, bu nedenle kesici ağız üzerindeki her bir nokta farklı şartlarda kesme yapar. Çalışmada kesici ağız n tane küçük elemana ayrıldı ve bunlara elemanter kesici kenar ismi verildi. Her elemanter kesici kenarın eğiklik açısı, talaş açısı ve bunlara bağlı olarak kesme katsayıları farklı olduğu için bu değerler her bir elemanter kesici takım için hesaplandı. Şekil 3.9’da elemanter kesici takıma etkiyen kesme kuvvetleri gösterilmiştir.



Şekil 3.9 : Elementer kesici takım.

Kesici kenardaki kesme kuvvetleri matkap geometrisinden $r(z)$ 'i bulduktan sonra $\theta(z)$ ve (i) eğiklik açısını tüm elemanter kesici kenarlar için bulunur. κ_t ve L_p değerini kullanarak helis açısı ve efektif talaş açısını elde ederek normal talaş açısı (α_n) bulunur. Katsayıları kullanarak matkabın üç yönde olan teğetsel, radyal ve ilerleme kuvvetleri hesaplanıp global koordinat sistemine dönüştürülür. Her elementer kesici kenar için hesaplanan bu kuvvetleri toplayarak dikey kuvvet ve moment hesaplanabilir. Kesme kuvvetinin ve momentin modellenmesi için uygulanacak yöntem aşağıda detaylandırılmıştır.

Matkap kesme kuvvetlerini elde etmek için kartezyen koordinat sistemini matkap geometrisine dönüştürmemiz gerekir. Bunun için koordinasyon merkezini Şekil 3.10'da görüldüğü gibi matkabın en alt noktasına taşınır. $z = 0$ noktası matkap özü ile kesme kenarının kesiştiği noktadır. $z = 0$ noktasından yukarı doğru çıkıldıkça o noktadaki kesici kenarın açıları değişecektir.



Şekil 3.10 : Helisel matkabın geometrisi [92].

Eğer Şekil 3.10'daki P noktası kesme kenarı üzerinde bir keyfi nokta olarak düşünülürse, bu noktanın kordinatları formül (3.45) ve (3.46)'daki gibi hesaplanacaktır.

$$x(z)=r(z)\cos(\theta(z)) \quad (3.45)$$

$$y(z)=r(z)\sin(\theta(z)) \quad (3.46)$$

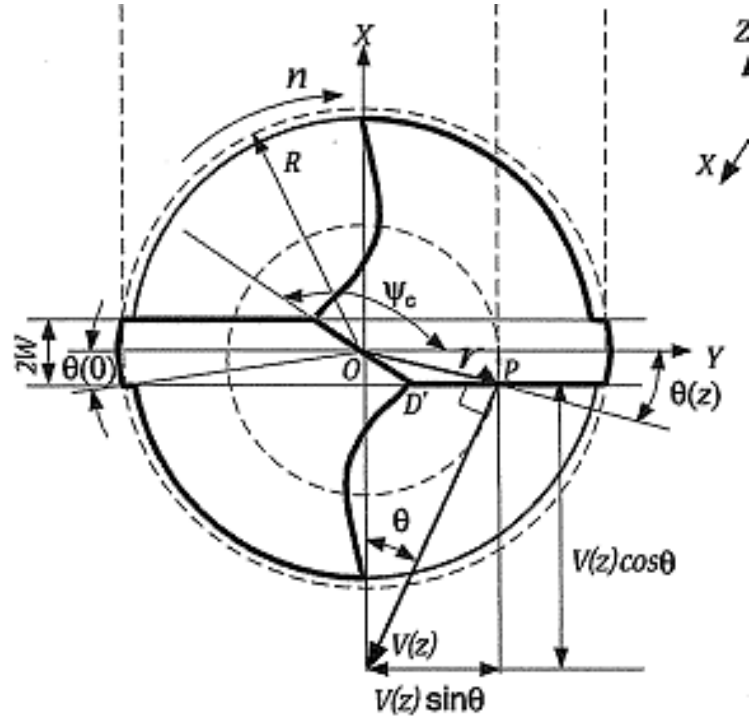
P noktasındaki elemanter kesici takımın merkezden uzaklığı yani yarı çapı denklem (3.47)'den hesaplanır.

$$r(z) = \sqrt{\omega^2 + [\omega^2 \cot(\pi - \psi_c) + z \tan \kappa_t]^2} \quad (3.47)$$

$\theta(z)$ açısı geometriden elde edilen açıdır. Böylece P noktası için z yüksekliğindeki helis açısı

$$\arctan(\beta(z)) = \frac{2\pi r(z)}{L_p} \quad (3.48)$$

olarak hesaplanır. Formül (48)'deki L_p hatve (pitch) uzunluğudur. Şekil 27'de P noktasının yeri matkabın üst görünüşünden gösterilmiştir.



Şekil 3.11 : Helisel matkabın üstten görünüşü [92].

Kesme hızı (V) z yüksekliğindeki kesme kenarına diktir ve XY düzleminde kesme hızının x ve y yönündeki bileşenleri Şekil 3.11'de gösterilmiştir. Kesme hızının x yönündeki bileşeni denklem (3.49) ve y yönündeki bileşeni denklem (3.50)'dan hesaplanır.

$$V_x(z) = V \cdot \cos\theta(z) \quad (3.49)$$

$$V_y(z) = V \cdot \sin\theta(z) \quad (3.50)$$

Eğik kesme mekaniğinde eğiklik açısı kesme hızı ile kesme kenarına dik eksenin yaptığı açıdır. Kesme kenarı üzerine kesme hızının iz düşümü (3.51) ve (3.52) numaralı formüllerden bulunur.

$$V_t = V_y \sin\kappa_t = V \sin\theta(z) \sin\kappa_t \quad (3.51)$$

$$\sin i = \frac{V_t}{V} = \sin\theta(z) \sin\kappa_t \quad (3.52)$$

Böylece matkap eğiklik açısı, her bir elemanter kesici takımın z yüksekliğine göre elde edilir. Elde edilen eğiklik açısı üç boyutlu kuvvetlerin hesaplanmasında kullanılacaktır.

Matkabın kesme kenarı üzerindeki talaş açısı z yüksekliğine bağlı bir fonksiyon ile değişecektir. Talaş açısı Armarego ve Brown'ın çalışmalarına göre aşağıdaki formüllerden hesaplanır. γ_d açısı kesme hızının kesme kenarına dik ve paralel olan iki bileşeninin arasındaki açıdır.

$$\tan \gamma_d = \frac{V_y \cos \kappa_t}{V_x} = \tan \theta(z) \cos \kappa_t \quad (3.53)$$

α_f efektif talaş açısı olarak tanımlanmıştır ve şu şekilde hesaplanır.

$$\tan \alpha_f = \frac{\tan \beta_z \cos \theta(z)}{\sin \kappa_t - \tan \beta_z \sin \theta(z) \cos \kappa_t} \quad (3.54)$$

Normal düzlemdeki talaş açısı efektif talaş açısından γ_d açısının çıkarılması ile elde edilir.

$$\alpha_n = \alpha_f - \gamma_d \quad (3.55)$$

Matkap geometrisi karmaşık olduğu için geometrik ilişkiler kullanarak kesme kuvvetleri hesaplanır. Her bir elemanter takımın kesme kenarı dz uzunluğunda ve Δb enindedir. Bu elemanların her biri, bir eğik kesme ağzı olarak düşünülerek kesme kenarı modellenmiştir. Bu elemanların yarattıkları kuvvetlerin toplamı kesme ağzının toplam kuvvetleri ile eşittir.

Bu elemanların her biri $dA(z)$ alanı kadar talaş kaldırır ve $dA(z)$ şu şekilde hesaplanır.

$$dA(z) = \Delta b \cdot h \quad (3.56)$$

Şekil 3.10'da görüldüğü gibi Δb ve h matkap geometrisinden elde edilir

$$h = \frac{c}{2} \sin \kappa_t \quad (3.57)$$

$$\Delta b = \frac{dz}{\cos \kappa_t} \quad (3.58)$$

Dik kesme katsayıları kullanılarak elde edilen eğik kesme katsayıları (3.35), (3.36) ve (3.37) numaralı denklemler yardımı ile hesaplanır. Her bir elemanter kesici takım için hesaplanan kesme katsayıları, dA ve Δb kullanılarak denklem (3.59), (3.60) ve (3.61)'tan teğetsel yönde (kesme hızı yönünde) $dF_t(z)$, ilerleme yönünde $dF_f(z)$ ve radyal yönlerde $dF_r(z)$ elde edilir.

$$dF_t(z) = K_{tc}(z) dA + K_{te} \Delta b \quad (3.59)$$

$$dF_f(z) = K_{fc}(z) dA + K_{fe} \Delta b \quad (3.60)$$

$$dF_r(z) = K_{rc}(z) dA + K_{re} \Delta b \quad (3.61)$$

Daha öncede bahsedildiği gibi konumun değişmesi ile birlikte helis açısı, normal talaş açısı ve eğiklik açısının değişir ve böylece kesme kuvvetleri de kesici ağız boyunca değişir. K_{te} , K_{fe} ve K_{re} deneylerden elde edilmiştir ve K_{tc} , K_{fc} ve K_{rc} dik kesme mekaniğinden eğik kesme mekaniğine geçiş denklemlerinden bulunur. Hesaplanan $dF_t(z)$, $dF_f(z)$, $dF_r(z)$ kuvvetleri (3.62), (3.63) ve (3.64) numaralı denklemler ile X, Y, Z yönündeki kuvvetler hesaplanır.

$$dF_x(z) = [dF_f \sin \gamma_d - dF_t \cos \theta - dF_r \sin i] \quad (3.62)$$

$$dF_y(z) = [dF_r (\sin i \cdot \sin \gamma_d \cdot \cos \kappa_t) - dF_f \cos \gamma_d \cdot \cos \kappa_t - dF_t \sin \theta] \quad (3.63)$$

$$dF_z(z) = [dF_f \cos \gamma_d \cdot \sin \kappa_t - dF_r (\cos i \cdot \cos \kappa_t + \sin i \cdot \sin \gamma_d \cdot \sin \kappa_t)] \quad (3.64)$$

Toplam itme kuvveti ve moment formül (3.65) ve (3.66)'teki gibi hesaplanır.

$$F_{th_1} = 2 \sum_{m=1}^M dF_z(z) \quad (3.65)$$

$$T_1 = 2 \sum_{m=1}^M dF_t(z).r(z) \quad (3.66)$$

3.4 Derin delik delme işleminde kesme kuvvetlerinin modellenmesi ve modelin doğrulanması

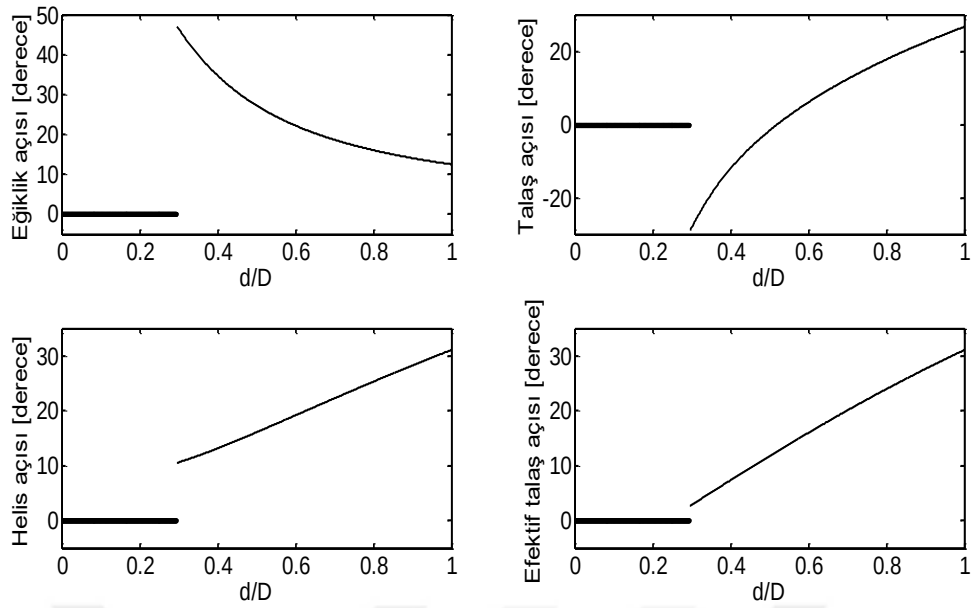
Yukarıda bahsedilen kesme modelinin uygulanabilmesi için kesme kenarı ve matkabın özü küçük elemanlara bölünmüş ve bu elemanlara elemanter kesici takım (EKT) adı verilmiştir. Kesme kenarlarının EKT'lere ayrılmasının sebebi kesme kenarı üzerindeki farklı noktalardaki takım açılarının ve kesme hızlarının farklı olmasıdır. Açılarının değişkenlik göstermesinin sebebi matkabın geometrik özellikleridir. Çalışmada kullanılan 2 ağızlı helisel matkabın geometrik özellikleri çizelge 3.1'de verilmiştir.

Çizelge 3.1 : Çalışmada kullanılan matkaba ait geometrik özellikler.

Geometrik özellikler	Kısaltmalar	Değerler
Helis açısı	B	30 °
Koniklik açısı	K _t	118 °
Hatve uzunluğu	L _p	50 mm
Matkap çapı	D	10 mm
Radyal ağız açısı	Ψ	120 °
Radyal ağız uzunluğu	2w	2,55 mm
Öz çapı, çekirdek	CD	3 mm

3.4.1 Matkabın geometrik modelinin oluşturulması

Kuvvet modelinde kullanılmak üzere öncelikle takım geometrisinin detaylı olarak modellenmesi gereklidir. Şekil 3.12'de helis açısı (3.28 numaralı denklem), eğiklik açısı(3.52 numaralı denklem), talaş açısı (3.54 numaralı denklem) ve efektif talaş açısının (3.55 numaralı denklem) merkezden olan uzaklığa göre değişimi verilmiştir. Yapılan hesapların sonucunda görüldüğü gibi merkezden matkabın dışa doğru gidildikçe eğiklik açısı 45°'den 12°'ye azalırken, talaş açısı -30°'dan 30°'ye kadar efektif talaş açısı ile helis açısı 12°'den 32°'ye kadar artmaktadır.

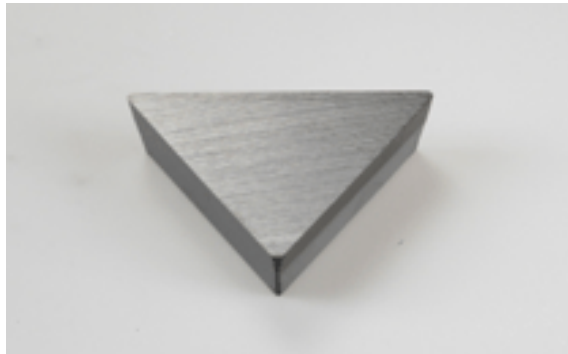


Şekil 3.12 : Eğiklik, helis, talaş ve efektif talaş açısının değişimi.

Şekil 3.12'de elde edilen bu eğriler de kesme kenarlarını elemanter kesici takımlara ayırmanın sonucun doğruluğu açısından ne kadar önemli olduğunu göstermektedir. Şekilden anlaşılacağı üzere matkabın dış yüzeyine doğru gidildikçe eğiklik açısı düşmekte iken talaş açısı çok geniş bir aralıkta -30° 'den 30° 'ye doğru çıkmaktadır. Takımın dönme hızı sabit olduğuna göre her bir elemanter kesici takımın (EKT) merkezden uzaklığına göre kesme hızları da basit bir şekilde hesaplanabilir.

3.4.2 Kesme katsayılarının belirlenmesi

Kaplamasız karbür ve KGDD iş parçası çifti için kesme veri tabanı oluşturmak amacı ile dik kesme testi yapılmıştır. Dik kesme testlerinde, KGDD iş parçalarının çapı 60 mm ve et kalınlığı 2 mm olacak şekilde tormalanmıştır. Testlerde Şekil 3.12'de gösterilen talaş kırıcısız TPUN 160304 plaket takımlar kullanılmıştır.



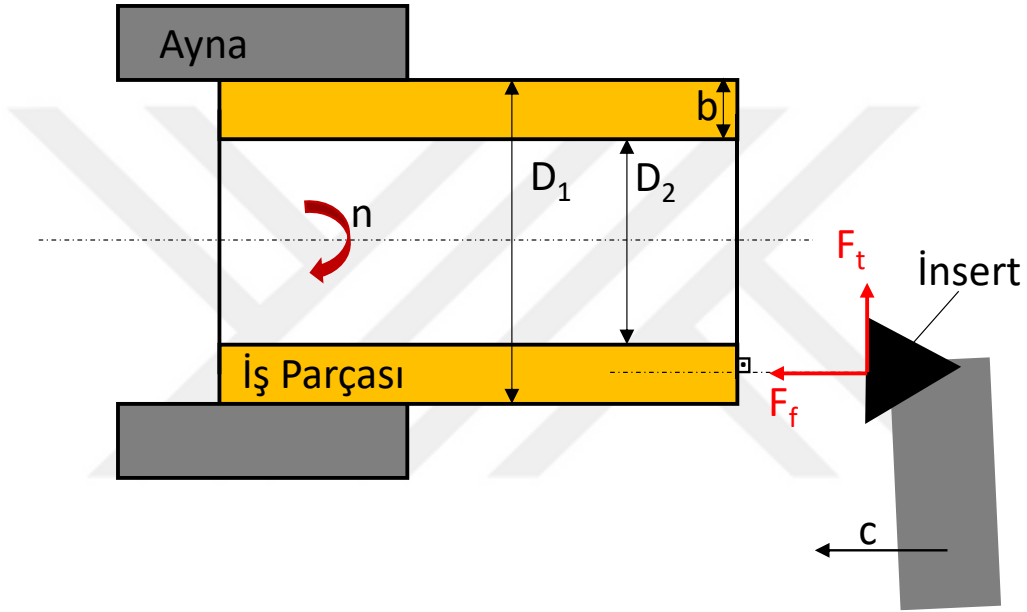
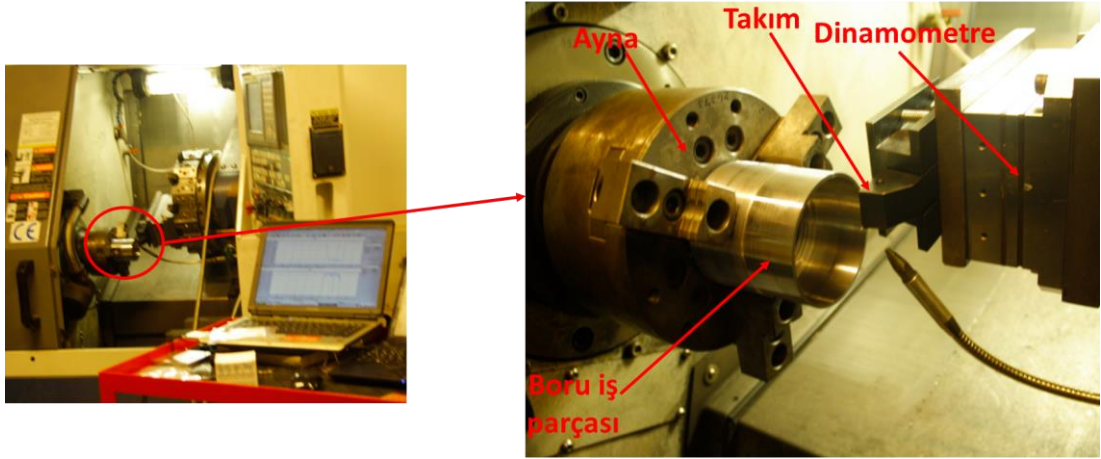
Şekil 3.13 : TPUN 160304 insert.

Dik kesme testlerinde kullanılan kesme parametreleri çizelge 3.2’de verilmiştir. Çalışmada kullanılan matkabin talaş açısı kesici kenar boyunca -30° ile 30° derece arasında değişmektedir. Bu sebeple dik kesme testlerinde de talaş açısı bu değerler arasında seçilmiştir. Kesme hızı için 12,5 ve 125 m/dk arasında 5 farklı değer, ilerleme için ise 0,05 ve 0,2 mm/dev arasında 4 farklı değer seçilmiştir.

Çizelge 3.2 : Dik kesme testlerinde kullanılan parametreler.

Değişkenler	Birim	Değer
Talaş Açısı	$^{\circ}$	-30; -20; -10; 0; 10; 20; 25; 30
Kesme Hızı	m/dk	125; 100; 75; 50; 12,5
İlerleme	mm/dev	0,05; 0,1; 0,15; 0,2

Dik testlerde kullanılan deney düzeneği ve oluşan kuvvetler ve takımın ilerleme yönü şematik olarak Şekil 3.13’te verilmiştir. Testler YCM GT200A CNC tornada gerçekleştirilmiş, X (F_t) ve Z (F_f) yönündeki kesme kuvvetler Kistler 9257BA dinamometre yardımı ile ölçülmüştür. Kesme kuvvetleri ölçüldükten sonra (3.1) ve (3.29) numaralı arasındaki denklemler kullanılarak dik kesme mekanığına uygun olarak denklem (3.67) ve (3.78) numaraları arasındaki denklemler kullanılarak her bir ilerleme (kesilmemiş talaş kalınlığı) değeri için kayma gerilmesi, kayma açısı ve sürtünme açısı değerleri talaş açısının ve kesme hızının fonksiyonu şeklinde bulunmuştur. Dik kesme testlerinde elde edilen sonuçlar ekler bölümünde verilmiştir.



Şekil 3.14 : Dik kesme testi düzeneği ve dik kesme testinin şematik gösterimi.

0,05 mm kesilmemiş talaş kalınlığı için elde edilen kayma gerilmesi, kayma açısı ve sürtünme açısının talaş açısı ve kesme hızının fonksiyonu şeklindeki ifadeler aşağıdaki şekilde elde edilmiştir.

$$\tau_{h=0,05} = 336 + 0,031\alpha_n + 0,194V \quad (3.67)$$

$$\phi_{n_{h=0,05}} = 16,24 + 0,2375\alpha_n + 0,03266V \quad (3.68)$$

$$\beta_{n_{h=0,05}} = 27,21 + 0,5513\alpha_n - 0,006033V \quad (3.69)$$

0,1 mm kesilmemiş talaş kalınlığı için elde edilen kayma gerilmesi, makaslama açısı ve sürtünme açısının talaş açısı ve kesme hızının fonksiyonu şeklinde ifadeleri;

$$\tau_{h=0,1} = 405,3 + 0,583\alpha_n - 0,02149V \quad (3.70)$$

$$\phi_{n_{h=0,1}} = 20,29 + 0,2512\alpha_n + 0,02631V \quad (3.71)$$

$$\beta_{n_{h=0,1}} = 25,71 + 0,4947\alpha_n + 0,03854V \quad (3.72)$$

0,15 mm kesilmemiş talaş kalınlığı için elde edilen kayma gerilmesi, makaslama açısı ve sürtünme açısının talaş açısı ve kesme hızının fonksiyonu şeklinde ifadeleri;

$$\tau_{h=0,15} = 433,6 + 1,373\alpha_n + 0,319V - 0,09191\alpha_n^2 + 0,004828\alpha_n V - 0,002772V^2 \quad (3.73)$$

$$\phi_{n_{h=0,15}} = 22,02 + 0,2582\alpha_n + 0,03011V \quad (3.74)$$

$$\beta_{n_{h=0,15}} = 25,55 + 0,4521\alpha_n + 0,03401V \quad (3.75)$$

0,2 mm kesilmemiş talaş kalınlığı için elde edilen kayma gerilmesi, makaslama açısı ve sürtünme açısının talaş açısı ve kesme hızının fonksiyonu şeklinde ifadeleri;

$$\tau_{h=0,2} = 424,9 + 0,1898\alpha_n - 0,07412V \quad (3.76)$$

$$\phi_{n_{h=0,2}} = 24,47 + 0,2548\alpha_n + 0,02108V \quad (3.77)$$

$$\beta_{n_{h=0,2}} = 26,57 + 0,4728\alpha_n + 0,02287V \quad (3.78)$$

3.4.3 Kesme kuvvetlerinin belirlenmesi

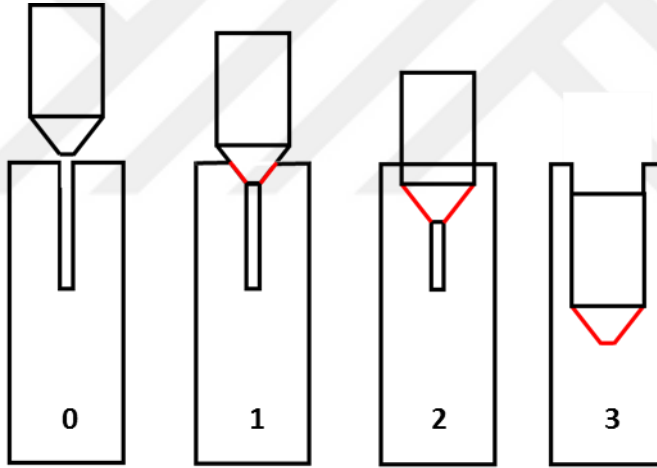
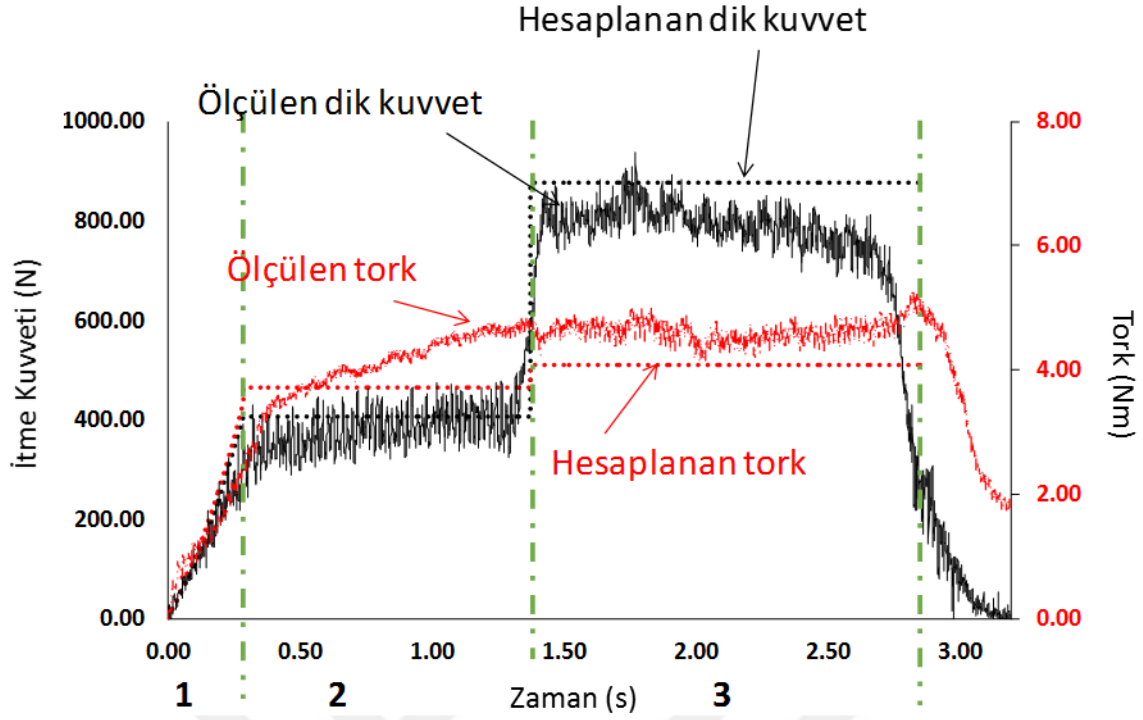
EKT'lerin kesme hızı ve talaş açısı bilindiğine göre 0,05-0,1-0,15-0,2 mm kesilmemiş talaş kalınlıkları için denklem (3.67-3.77)'den kayma gerilmesi, makaslama açısı ve sürtünme açısı hesaplanabilir. Eğer kesilmemiş talaş kalınlığı değeri bu değerler arasındaysa, örneğin kesilmemiş talaş kalınlığı, h 0,12 mm/dev ise bu değer 0,1 ve 0,15 mm/dev değerleri arasında olduğu için interpolasyon ile bulunur. Kesilmemiş talaş kalınlığı denklem (3.57)'dan seçilen ilerleme değerine göre hesaplanır ve buna

göre dik kesme mekaniğinden eğik kesme mekaniğine geçiş ile bulduğumuz (3.35), (3.36) ve (3.37) numaralı denklemler yardımı ile kesme katsayıları bulunur. Daha sonra her bir EKT için bu işlem tekrarlandıktan sonra kesme kuvvetleri (3.58, 3.59) ve (3.60) numaralı denklemlerden bulunur.

3.5 Delik Delme İşleminde Kesme Kuvvet Modelin Doğrulanması

Kuvvet modellemenin doğruluğunması için kuru şartlarda Spinner-VC 650 CNC dik işleme merkezinde KGDD iş parçası ve karbür takım için 2 farklı ilerleme değeri için itme kuvveti ve moment ölçülmüştür. Ölçümler 4 eksen tabla tipi Kistler Type 9272 dinamometre yardımı ile ölçülmüştür. Çalışmada kullanılan KGDD malzemesinin yoğunluğu 7150 kg/m^3 , ısı iletkenliği 39 W/mK ve özgül ısı 475 J/kg-K 'dir. Doğrulama testlerinde kullanılan KGDD 30 mm çapında ve 50 mm uzunluğunda silindirik çubuk numuneler kullanılmıştır. Kesme ağzı ve matkabın özünden kaynaklı kesme kuvvetlerini ayırt edebilmek için matkabın öz bölgesinin çapına eşit olan 3 mm çapında pilot delik delinmiştir. Böylece ilk delik delme sırasında ölçülen kuvvetler kesme kenarındaki kuvvetleri gösterirken bütün matkabın delik delmesi sırasında oluşan kuvvetler kesme kenarı ve matkap özü bölgesinin toplamı olmaktadır.

Şekil 3.15'de kesme hızı 100 m/dk ve ilerleme hızı 0,15 mm/dev için ölçülen ve hesaplanan kesme kuvvetleri gösterilmiştir. Görüldüğü üzere 1 bölgede sadece kesme kenarı kısmi olarak iş parçasını keserken 2. bölgede tam temas sağlanmıştır bu ölçülen kuvvetin kesme kenarından kaynaklandığını göstermektedir.



- 1: Kesme kenarı kısmi temas
 2: Kesme kenarı tam temas
 3: Kesme kenarı ve radyal ağız tam temas

Şekil 3.15 : Ölçülen ve modellenen kesme kuvvetinin zamana göre değişimi.

3 bölgede ölçülen kuvvet ise hem Radyal ağız (chisel) hem de kesme kenarından kaynaklanmaktadır. toplam kuvvetten 2. bölgede bulunan kesme kenarından gelen kuvvet çıkarılırsa matkabın özünden elde edilen kuvvet bulunmuş olur. Modellenen itme kuvveti ile matkap özü bölgesinden elde edilen itme kuvveti ve moment birbirine %5-10 oranında oldukça yakındır.

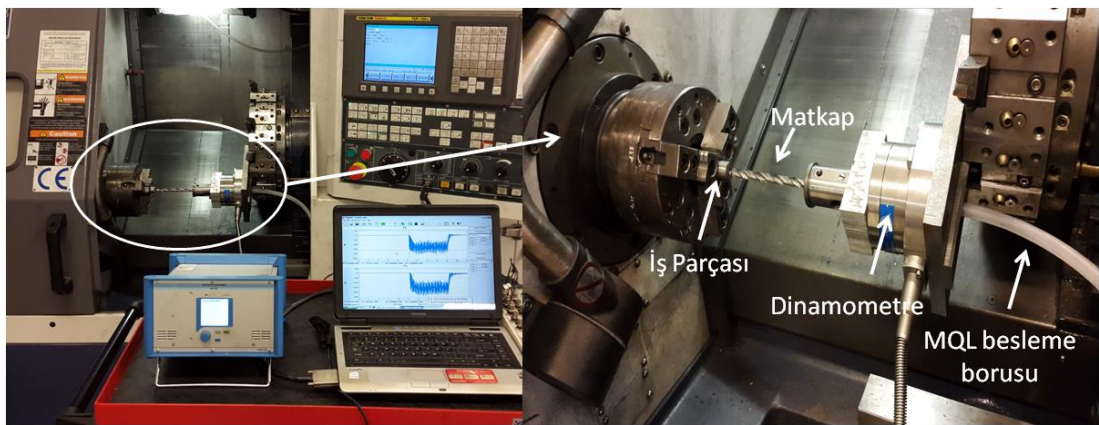
Doğrulama işlemi 3 farklı kesme hızı ve 2 farklı ilerleme değeri için tekrarlanmış ve elde edilen sonuçlar çizelge 3.3'te gösterilmiştir.

Çizelge 3.3 : Kuvvet modeli ve deneysel ölçümlerin karşılaştırılması.

Vc [m/dk]	f [mm/dev]	h [mm/diş]	Ölçülen Kuvvet [N]			Hesaplanan Kuvvet [N]		
			Kesici Kenar	Radyal ağız	Top.	Kesici Kenar	Radyal ağız	Top.
100	0,116	0,05	350	340	690	335	416	751
75	0,116	0,05	360	350	710	365	384	750
50	0,116	0,05	250	340	590	335	416	751
100	0,233	0,1	660	760	1420	564	716	1280
75	0,233	0,1	710	730	1440	506	725	1232
50	0,233	0,1	630	770	1400	454	743	1197

3.6 Derin Delik Delme İşleminde Kesme Kuvvetlerinin Modellenmesi ve Modelin Doğrulanması

Derin delik delme işleminde kesme kuvvetlerinin ölçümü YCM GT200A CNC torna ile gerçekleştirilmiştir. Deney düzeneği şekil 3.16'da verilmiş olup, testlerde kesici akışkan olarak MQL kullanılmıştır. MQL girişi direkt olarak matkabın şaftına bağlanmış ve dinamometre tornanın taretine bir ara eleman yardımı ile monte edilmiştir. Sabit matkap ise dinamometreye özel olarak tasarlanan bir bağlama elemanı ile sabitlenmiştir. Kuvvet ve moment ölçümleri delik delme testinde olduğu gibi Kistler 9272 dinamometre ile yapılmıştır.



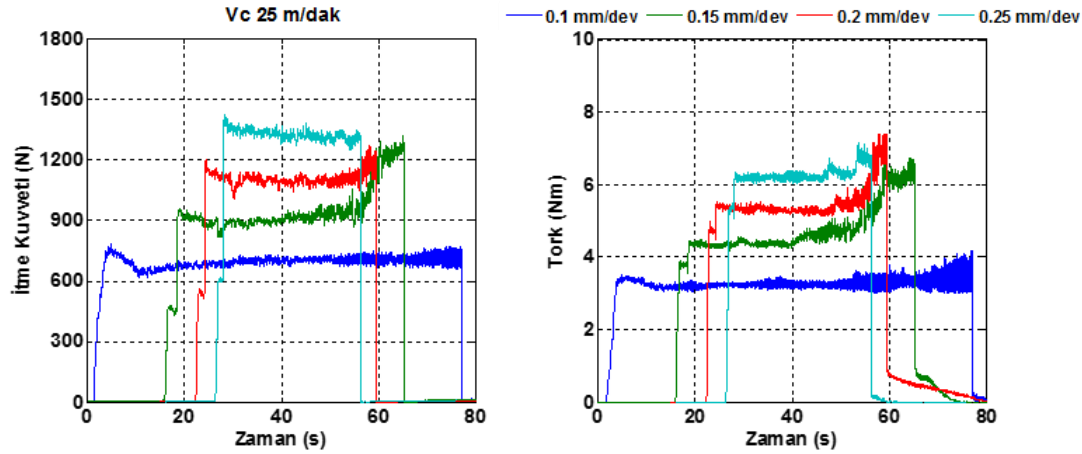
Şekil 3.16 : Kuvvet ölçüm düzeneği.

Çizelge 3.4'te derin delik delme kuvvet ölçümlerinde kullanılan MQL ve kesme parametreleri özetlenmiştir. Testlerde kullanılan matkap geometrisi delik delme testlerinde kullanılan takım ile aynı geometriye sahiptir.

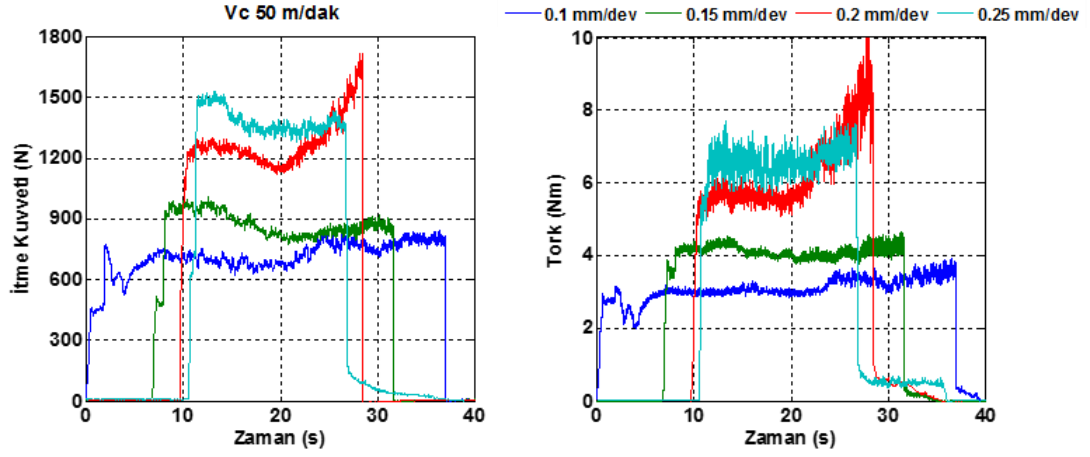
Çizelge 3.4 : Kuvvet ölçümlerinde seçilen değişkenler.

MQL özellikleri	Birim	
Hava Basıncı	[bar]	6
Yağ Debisi	[ml/saat]	100
Yağın Viskozitesi (40°)	[mm ² /s]	47
Yoğunluk (20°)	[g/ccm]	0.92
Tutuşma Sıcaklığı		265°
Kesme Parametreleri		
Kesme Hızı	[m/dk]	25, 50, 75
Dönme hızı	[dev]	796, 1592, 2388
İlerleme	[mm/dev]	0.1, 0.15, 0.2, 0.25

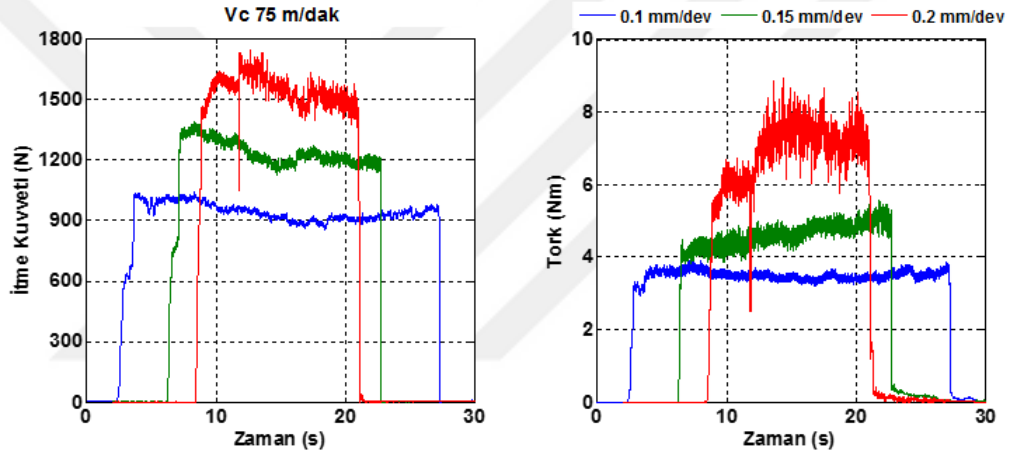
Şekil 3.17-19 arasında farklı kesme hızlarında ilerlemenin etkisi görülmektedir. Buna göre kesilmemiş talaş kalınlığının (ilerleme) artması ile kesme yükleri artmakta ve buna bağlı olarak tork ve itme kuvvetleri de artmaktadır. Testler sırasında kesme hızı 25 m/dk hızında ilerleme 0.15 ve 0.2 mm/dev olduğu zaman ve kesme hızı 50 m/dk hızında ilerleme 0.1 ve 0.2 mm/dev olduğu zaman talaş sıkışmasına bağlı kuvvet artışı gözlenmiştir.



Şekil 3.17 : V_c 25 m/dk kesme hızında farklı ilerlemelerdeki kuvvet ve tork grafiği.



Şekil 3.18 : V_c 50 m/dk kesme hızında farklı ilelemelerdeki kuvvet ve tork grafiği.



Şekil 3.19 : V_c 75 m/dk kesme hızında farklı ilelemelerdeki kuvvet ve tork grafiği.

Çizelge3.5’de hesaplanan ve ölçülen test sonuçları verilmiştir. Görüldüğü gibi özellikle kesme hızı 25 ve 50 m/dk olduğu zaman kesme kuvvetleri ortalama %5 hata ile bulunmuştur. Tork değerleri ise ortalama %10 hata ile modellenmiştir.

Çizelge 3.5 : Derin delik delme kuvvet modeli sonuçları.

Kesme Parametreleri		İtme Kuvveti		Tork		Hata	
Kesme Hızı	İlerleme	Hesaplanan	Ölçülen	Hesaplanan	Ölçülen	İ.K.	T.
[m/min]	[mm/rev]	[N]		[Nm]		[%]	
25	0.10	712	700	3.9	3.5	1.7	11.4
25	0.15	897	900	4.9	4.2	0.3	16.0
25	0.20	1072	1100	5.9	5.2	2.5	13.3
25	0.25	1234	1320	6.9	6.2	6.5	11.3
50	0.10	689	690	3.9	3.0	0.3	30.7
50	0.15	885	860	4.9	4.1	2.7	18.4
50	0.20	1077	1210	5.9	5.7	11.0	3.9
50	0.25	1255	1350	7.0	6.8	7.2	2.4
75	0.10	686	900	4.0	3.7	24.1	6.8
75	0.15	892	1210	4.9	4.5	26.2	9.3
75	0.20	1099	1510	6.0	6.7	27.1	11.0

İ.K : İtme Kuvveti (N)

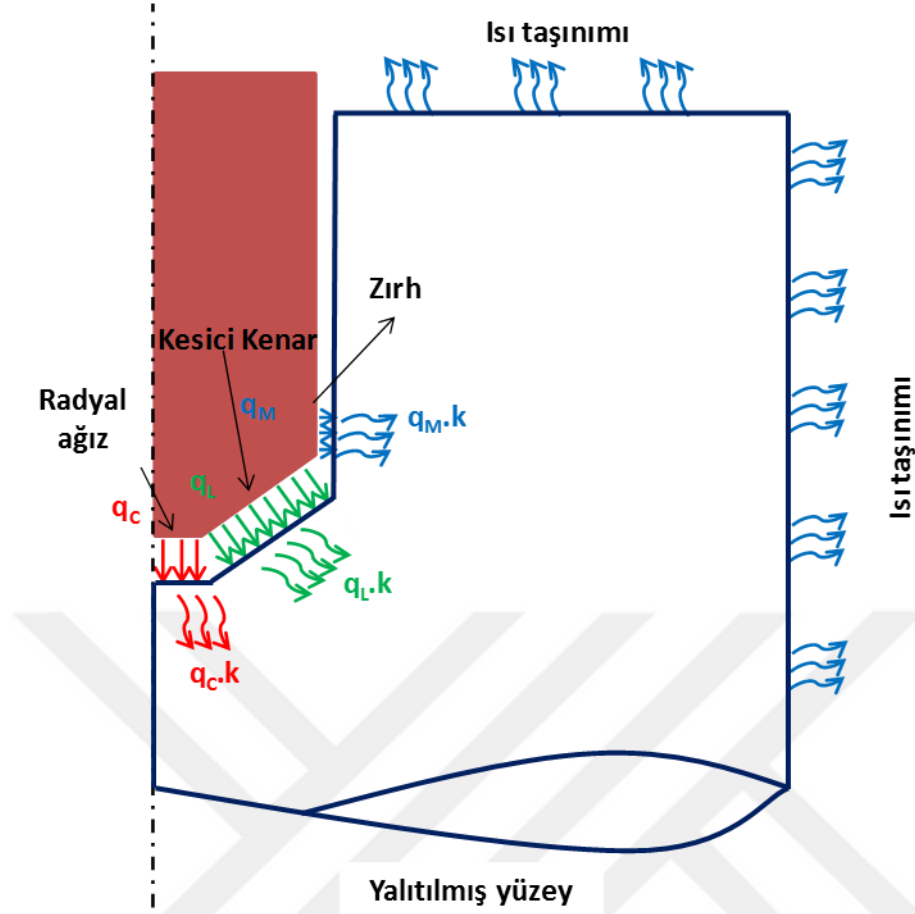
T. : Tork (Nm)

4. DELİK DELME İŞLEMİNDE SICAKLIĞIN DENEYSEL OLARAK İNCELENMESİ VE TEMEL ISI TRANSFERİ MODELİNİN OLUŞTURULMASI

Sıcaklık talaşlı imalatın verimini etkileyen en önemli faktörlerden biridir. Sıcaklık artışı ile beraber takım aşınmaları artar (dolaylı olarak takım ömrü düşer), takım ve iş parçası genişir buna bağlı olarak istenilen tolerans değerlerine ulaşamayabilir, iş parçasının içyapı özellikleri değişebilir ve yüzey ve yüzeyin altında artık gerilme meydana gelebilir. Talaşlı imalat işlemi sırasında sıcaklıklarının bilinmesi/modellenmesi bu gibi faktörlerin kesme işlemi öncesi tahmin edilmesi ve uygun kesme parametrelerinin seçilmesi bakımından çok önemlidir. Hemen hemen tüm ısı modelleri tornalama işlemine dayanmaktadır ve araştırmacıların çok az kısmı delik delmede iş parçası ve matkap sıcaklık dağılımlarının modellenmesi üzerinde çalışmışlardır. İş parçası sıcaklıklarının modellenmesi üzerinde yapılan çalışmalar literatür kısmında da belirtildiği gibi Watanebe [62], Bono [63], Kalidas [64] ve Tai [61] tarafından geliştirilmiştir. Tüm bu modellerin ortak noktası ısı yükleri ölçülen kuvvet ve moment değerlerinden veya ölçülen sıcaklıkları yardımı ile ters ısı iletimi yöntemi ile hesaplamasıdır. Bu çalışmada kuvvet ve moment model değerleri kullanılarak ısı yükleri hesaplanmış ve MQL den kaynaklanan soğutma etkisi ve delik delme prosesinden kaynaklı yan duvarlardaki ısı oluşumu tersine ısı transferi metodu ile hesaplanmıştır. Bu değerler sonlu elemanlar yöntemine başlangıç koşulu ve sınır değerleri olarak girilmiş ve ısı dağılımları hesaplanmıştır. Hesaplama adımları aşağıda detaylı bir şekilde anlatılacaktır.

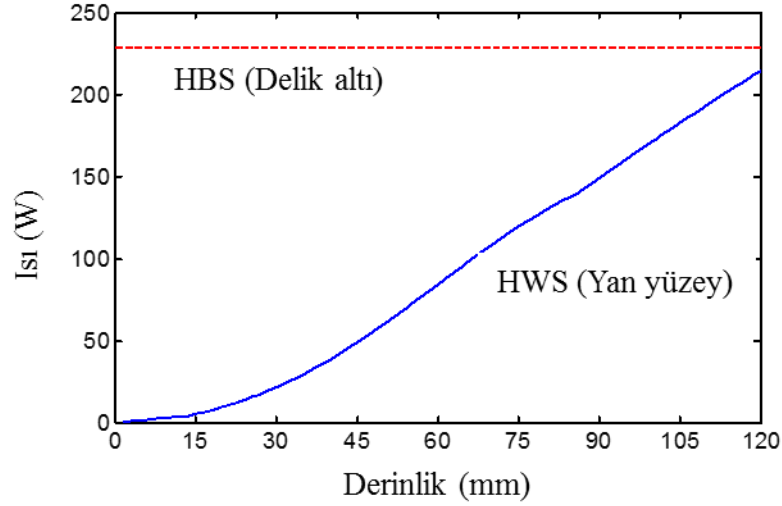
4.1 Delik delme işleminde sıcaklık oluşumu

Delik delme işleminin modellenmesinde kullanılan sınır şartları ve simetrik iş parçasının geometrisi Şekil 4.1’de verilmiştir. Burada q_C radyal ağızda oluşan ısıyı, q_L kesme ağızında oluşan ısıyı, q_M matkabın zırhında oluşan ısıyı, k ise ısı paylaşım oranını göstermektedir.



Şekil 4.1 : Delik delme işleminde kesme işlemi sırasındaki ısı kaynakları.

Sıcaklık oluşum kaynaklarından birincisi matkabın radyal ağız denilen kısmıdır. Diğer ısı kaynağı ise esas kesmenin meydana geldiği kesme ağzıdır. Üçüncü kaynak ise matkabın yan yüzeylerinin (margin) delinmiş deliğin çevresine çarpması ve sıcak talaşın helis boyunca taşınması sırasında meydana gelir. Üçüncü ısı kaynağının, delik delme prosesinde etkisi oldukça azdır. Fakat derin delik delme işlemlerinde sadece takım ucundaki ısı akısını dikkate almak ısı modellemede hata miktarını arttırmaktadır. Hata miktarının artmasının sebebi derinlik-çap oranının 6-7 kat olduğu zaman delik duvarında oluşan ısı akısının delik dibinde oluşan ısı akısının yaklaşık olarak yarısı olmasından kaynaklanır. Şekil 4.2’de Tai ve arkadaşlarının yapmış oldukları bir çalışmadan alınan grafik bunu daha iyi açıklamaktadır [61]. Şekildeki HBS delik alt yüzeyinden kaynaklı ısı oluşumunu HWS ise delik duvarlarından kaynaklı ısı oluşumunu göstermektedir. Bu çalışmada delik alt yüzeyindeki ısı oluşumu öz ve kesme ağzının ayrı ayrı modellenmesi ile değil ortak etkileri alınarak modellenmiştir.



Şekil 4.2 : Delik dibindeki ısı akısı ve delik duvarındaki ısı akısının derinliğe göre değişimi (10mm çapındaki bir matkap için) [61].

Talaşlı imalat işleminde yüksek sıcaklıkların zararlı etkilerinden kurtulmak için takım ve iş parçası takımın içinden veya dışından soğutucu bir akışkan yardımı ile soğutulmaktadır. Bu soğutucu akışkan taşınım ile takımı ve iş parçasını soğutmakta ve delik delme prosesi sırasında talaşın kesme bölgesinden uzaklaşmasına yardımcı olmaktadır.

4.2 Delik delme işleminde iş parçasındaki sıcaklık dağılımının modellenmesi

4.2.1 Geometrik modelin oluşturulması

Çalışmada kullanılan iş parçası kolay modellenebilmesi açısından dairesel kesitli olarak seçilmiş ve bu nedenle 2 boyutlu eksenel simetrik geometriye sahip bir şekilde oluşturulmuştur. Modelin 2 boyutlu olması hem çözümün daha az yer kaplamasına hem de daha hızlı çözülmesine olanak sağlamıştır. Modelde matkabın iş parçası ile temas ettiği kısma ısı akısı uygulanmıştır. İş parçasının üst kısmına paralel olarak oluşturulan matkabın öz kısmının yarısı (radyal ağız) 2, 118° eğimli olan matkabın kesici ağız ile iş parçasının tamamını ifade eden çizgi ise 5 eşit parçaya ayrılmıştır.

4.2.2 Malzeme özelliklerinin belirlenmesi

Sıcaklıkların modellenmesinde malzemenin sıcaklığa bağlı fiziksel ve mekanik özelliklerinin bilinmesi önemlidir. Çizelge 4.1'de çalışmada kullanılan KGDD malzemenin mekanik ve fiziksel özellikleri verilmiştir. Özellikle ısı malzeme özellikleri iş parçasının sıcaklıklarının modellenmesinde çok önemlidir. Isı iletim

katsayısı sıcaklığa bağlı olarak girilirken yoğunluk ve ısı kapasitesi sabit olarak girilmiştir.

Çizelge 4.1 : KGDD malzemenin mekanik ve fiziksel özellikleri.

Fiziksel Özellikler				Mekanik Özellikler			Termal Özellikler			
Yoğunluk [kg/dm ³]		Isıl Genleşme Katsayısı [μm/K]		Elastiklik Modülü [GPa]		Poisson oranı	Isı Kapasitesi [J/kg.K]		Isı iletim katsayısı [W/m.K]	
T	ρ	T	A	T	E	N	T	Cp	T	Λ
20	7,15	100	11	23	140	0,26	100	475	23	39
		400	12,5	100	135				100	39
				400	130				400	38

4.2.3 Radyal ağız ve kesme kenarında oluşan ısı yüklerinin hesaplanması

Çalışmada delik delme sırasında oluşan iş parçalarına geçen ısı akıları Bono ve Ni'nin 2001 yılında yapmış oldukları çalışmadan yola çıkarak bulunmuştur (2001). Bono ve Ni iş paçasına ve matkaba geçen ısı akısı her bir elemanter kesici uç için

$$q''_{işparçası} = \frac{(1-r)(Tw + F_z V_f)}{\pi(r_{dış}^2 - r_{iç}^2)} \quad (4.1)$$

şeklinde hesaplanır. Burada r sürtünmeden kaynaklı ısı oluşumunun toplam ısı oluşumuna oranını verir ve denklem 4.2'deki gibi hesaplanır. Bu ifade de T tork, w hız, $r_{dış}$ bir elemanter kesici takımın merkezden en uzak, $r_{iç}$ ise bir elemanter kesici takımın merkezden en yakın uzaklığını ifade eder.

$$r = \frac{F_u V_{talaş}}{Tw + F_z V_f} \quad (4.2)$$

Talaş hızı $V_{talaş}$,

$$V_{talaş} = V \frac{\cos(i) \sin(\phi)}{\cos(\eta) \cos(\phi - \alpha)} \quad (4.3)$$

şeklinde hesaplanır. Sürtünme kuvveti F_u ise aşağıdaki formülden hesaplanır.

$$F_u = \frac{(\cos(\alpha) \cos(\eta))F_t + (\sin(\alpha)F_f}{\cos^2(\alpha) \cos(i) \cos(\eta) + \sin(\alpha)(\sin(i) \sin(\eta) + \sin(\alpha) \cos(i) \cos(\eta))} \quad (4.3)$$

4.2.4 Matkabın yan yüzeyinde oluşan ısı yükü ve MQL'in ısı transfer katsayısının tersine ısı transferi yöntemi ile hesaplanması

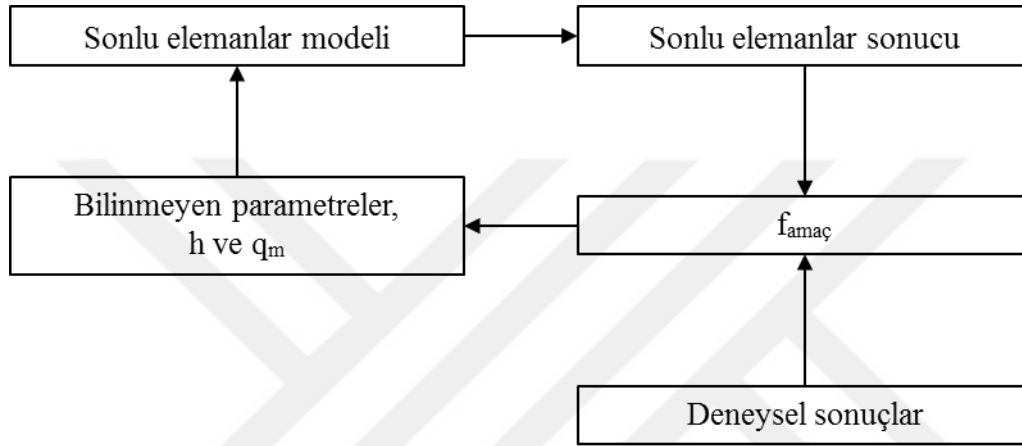
Delik delme işleminde matkabın yan yüzeylerinde meydana gelen ısı akısı ve derin delik delme şartlarında kullanılan MQL'in taşınım yoluyla soğutma etkisi çalışmada tersine ısı transferi yöntemi ile hesaplanmıştır. Matkabın yan bölgesinden, deliğe geçen ısı akısı tersine ısı yöntemi kullanılarak modellenmiştir. Bu yöntemde ısı akısı üstel olarak azaldığı ve 1 mm sonrasında sabit kaldığı varsayımı ile çözüm yapılmıştır. Burada oluşan ısı akısı

$$q_m = q_{ma} \cdot e^{-q_{mb}} \quad (4.4)$$

olarak varsayılmıştır. Formülde q_{ma} ve q_{mb} ısı akısı sabitlerdir ve her bir kesme parametresi için farklılık göstermektedir. Bu problem ısı akısının ve geometrinin, talaş kaldırma işlemini ve bu işlem sırasında oluşan ısı akısını modelleyecek şekilde değiştiği N farklı zamana bağlı ısı geçişi probleminin çözümünün birleştirilmesi ile çözülmüştür. Tersine ısı geçişi yöntemi aslında temelde bir optimizasyon probleminin çözülmesidir. Bu optimizasyon probleminde (4.5) numaralı formülde verilen amaç fonksiyonu minimuma indirilmeye çalışılmaktadır. Burada $T_{deneysel}$ deneyler sonucunda elde edilen sıcaklık verilerini, $T_{sayisal}$ sayısal çözümlerin sonucunda elde edilen sıcaklık değerlerini gösterir. Amaç fonksiyonu iki noktadan alınan deneysel sıcaklık değerleri ile o noktanın sayısal çözümdeki sıcaklık değerlerinin toplamıdır. Tersine ısı transferi yönteminde ilk olarak rastgele bir ısı akısı tahmin edilir. Bu tahmin edilen ısı akısına göre sayısal çözümün sonuçları ve deneysel veriler karşılaştırılır ve eğer amaç fonksiyonu istenilen değere düşmezse yeni bir ısı akısı tahmin edilir ve bu işlem amaç fonksiyonu istenilen değere getirilene kadar devam ettirilir.

$$f_{amaç} = \int_{t_0}^{t_f} (|T_{deneysel} - T_{sayisal}|) dt \quad (4.5)$$

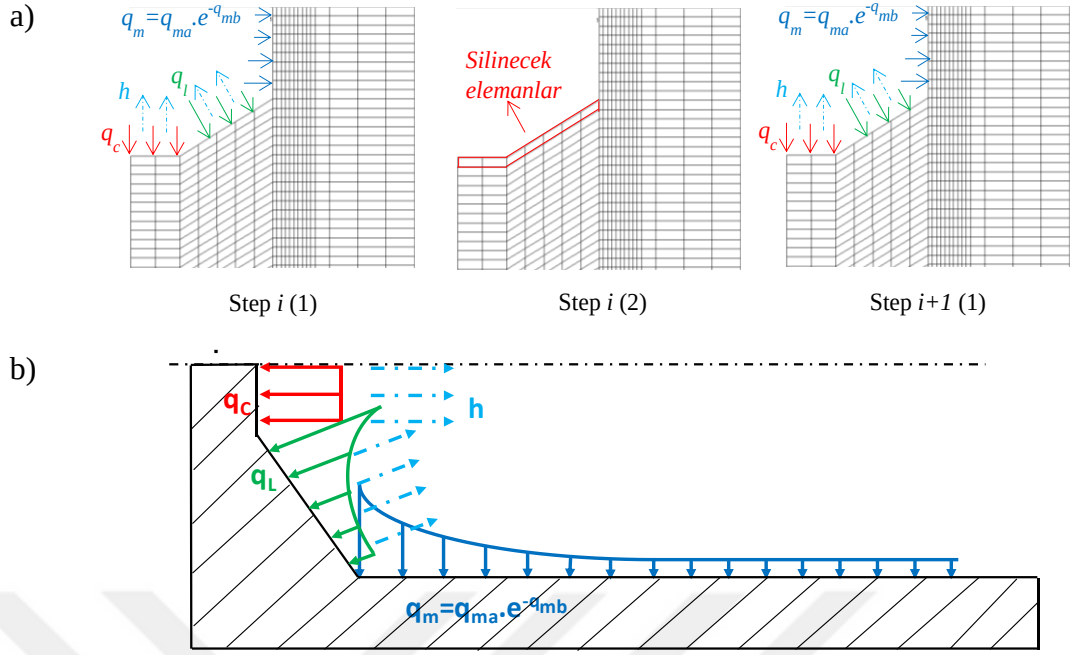
Çalışmada yan yüzeylerdeki sürtünmeden kaynaklı ısı akısının ve MQL'in ısı transfer katsayısının nasıl hesaplandığı Şekil 4.4'te şematik olarak verilmiştir. Yukarıda da açıklandığı gibi öncelikle ABAQUS sonlu elemanlar programı ile zamana bağlı sayısal bir çözüm yapıp bu çözüm deney ile elde edilen sonuçlar ile karşılaştırılıp bir amaç fonksiyon değeri elde edilir. En küçük amaç fonksiyonunu verecek h ve q_m değerleri MATLAB'in optimizasyon toolbox'ı kullanılarak (fmincon komutu) elde edilir ve bulunan bu sonuçlar ABAQUS yazılımına girdi olarak verilerek iş parçasındaki sıcaklık dağılımı hesaplanır.



Şekil 4.3 : 2 boyutlu geometrik model.

4.2.5 Delik delme ve MQL ile derin delik delme sıcaklık modelleri

Modelin hem kuru şartlarda delik delme hemde MQL ile derin delik delme işlemi için doğrulanmıştır. Isı transferi problemi ABAQUS sonlu elemanlar yazılımı ile çözülmüş, delik delme işleminde 12160, derin delik delme işleminde ise 10563 eleman kullanılmıştır. Eleman tipi olarak ise DCAX4 element seçilmiştir. Her bir çözüm adımı takımın ilerleme hızına bağlı olarak değişmektedir. Bu problemin en önemli özelliği talaş kaldırma işleminin sayısal modele aktarılmasıdır. Delme işlemi sırasında kesilen metaller iş parçasından takımın hareketi ve/veya soğutucu akışkan etkisi ile uzaklaştırılır. Talaş oluşması ve uzaklaşmasının modellenenebilmesi için her zaman adımının çözümünden sonra ısı kaynağının uygulandığı elemanlar analizden çıkartılmıştır. Her zaman adımı kendi içinde bir çözümü barındırmaktadır ve bir çözüm adımının çıktısı kendinden sonra gelen çözüm adımının başlangıç şartı olarak kabul edilmiştir, böylece analizin devamlılığı sağlanmıştır. Bu durum şekil 4.4'de şematik gösterilmiştir.



Şekil 4.4 : a) Isı kaynağının hareketi, b) ısı kaynağının takım üzerindeki değişimi.

Şekil 4.4'te görüldüğü gibi bir sonraki zaman adımında ısı kaynağı ilerlediği zaman, ısı kaynağının ilerlediği bölümde elemanlar analizden çıkarılmıştır ve kırmızı çizgilerle gösterildiği gibi iş parçasının bir önceki zaman adımındaki sıcaklık dağılımı, bir sonraki zaman adımı için başlangıç koşulu olarak uygulanmıştır. Burada ısı akısı üç farklı bölgeye uygulanırken matkabın radyal ağzı ve kesme ağzı ile temas eden elemanlara MQL'in soğutma etkisini vermek için h ısı transfer katsayısı tanımlanmıştır. Takımın, yani ısı kaynağının ilerlemesi düz bir ilerleme olarak değil, parçalı bir hareket olarak modellenmiştir. Isı kaynağının hareketli olarak modellenebilmesi için yukarıda açıklandığı üzere zaman adımı sayısı kadar çözüm yapılmalıdır. Sıcaklık modelinde zaman adımı delme parametrelerine ve adım (step) sayısına bağlı olarak değişmektedir. Zaman adımı sayısı işlem süresinin adım sayısına bölünmesi ile bulunmaktadır. Adım sayısına i denirse zaman adımı t_i denklem 4.6'dan bulunabilir.

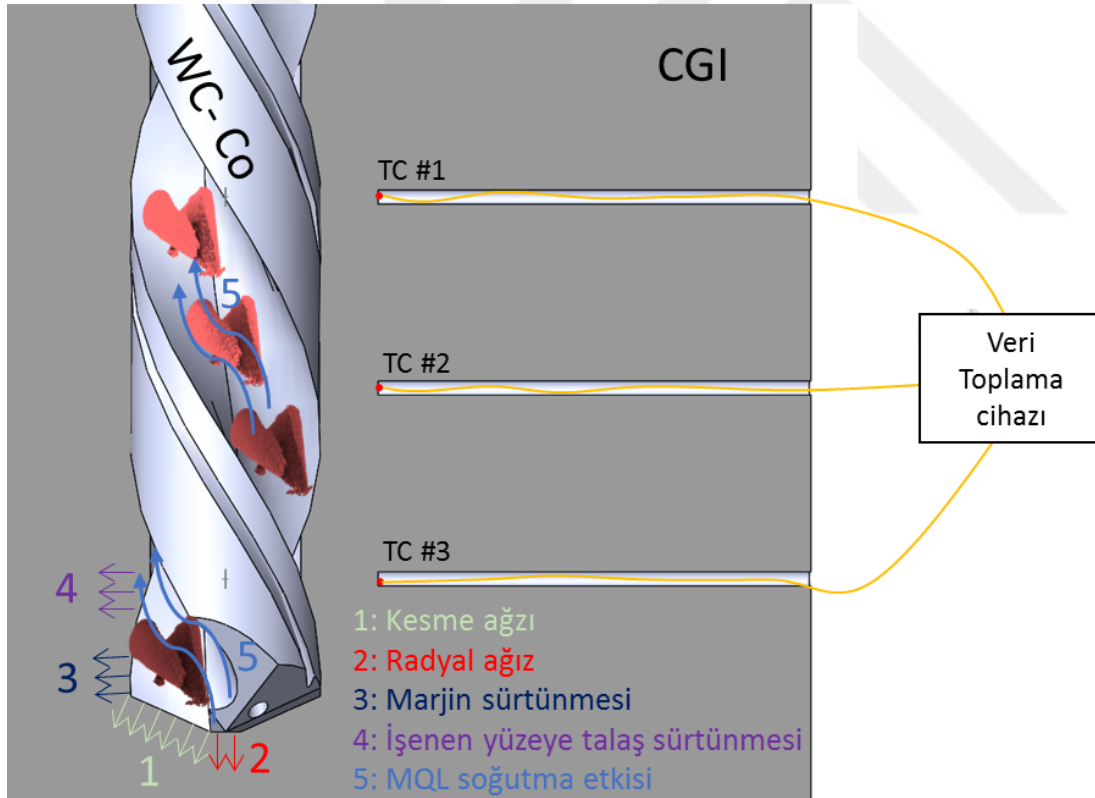
$$t_i = \frac{t}{i} \quad (4.6)$$

$$t = \frac{L_z \cdot \pi \cdot d}{1000 \cdot f_n \cdot n \cdot V_c} \quad (4.7)$$

Denklem 4.7'deki t toplam i zamanını L_z , delik derinliğini, f_n , ilerleme miktarını, n diş sayısını ve V_c kesme hızını ifade etmektedir.

4.3 Delik delme ve derin delik delme işlemlerinde iş parçası sıcaklık dağılımının doğrulanması

Geliştirilen model kuru şartlarda delik delme işleminde ($l/d=3$) ve MQL kullanarak derin delik delme işleminde ($l/d=10$) doğrulanmıştır. Delik delme testleri dik, derin delik delme testleri ise yatay olarak gerçekleştirilmiştir. Modellerde Şekil 4.5'te gösterilen ısı kaynakları dikkate alınarak çözülmüştür. Delik delme testlerinde sadece numara ile gösterilen MQL'in soğuma etkisi modelde dikkate alınmamışken derin delik delme simülasyonunda bu etki dikkate alınmış ve ters ısı transferi yöntemi ile ısı taşınım katsayısı hesaplanmıştır. Doğrulama ve sıcaklık dağılımlarının edilişine dair işlem basamakları aşağıdaki başlıklarda anlatılmıştır.



Şekil 4.5 : Isı kaynakları ve MQL'in sıcaklık modeline etkisi.

4.3.1 Kuru şartlarda delik delme işleminde iş parçasındaki sıcaklık dağılımının elde edilmesi

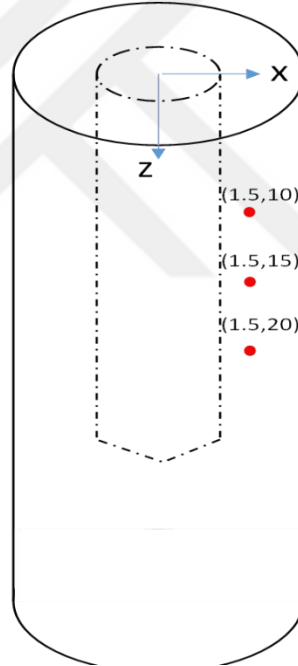
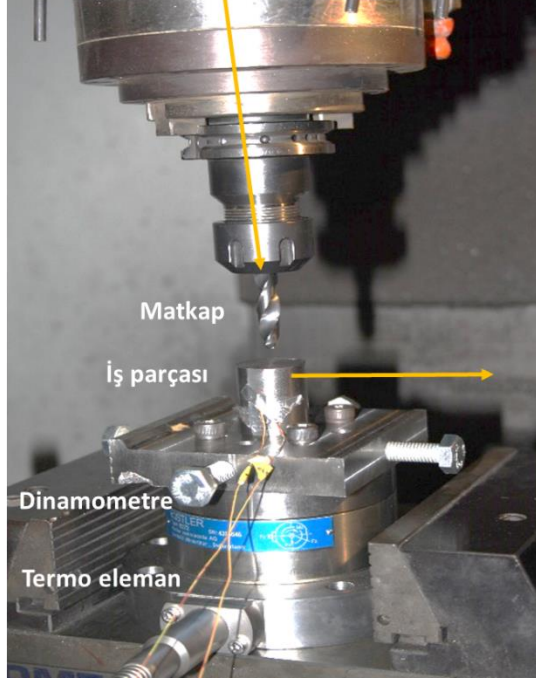
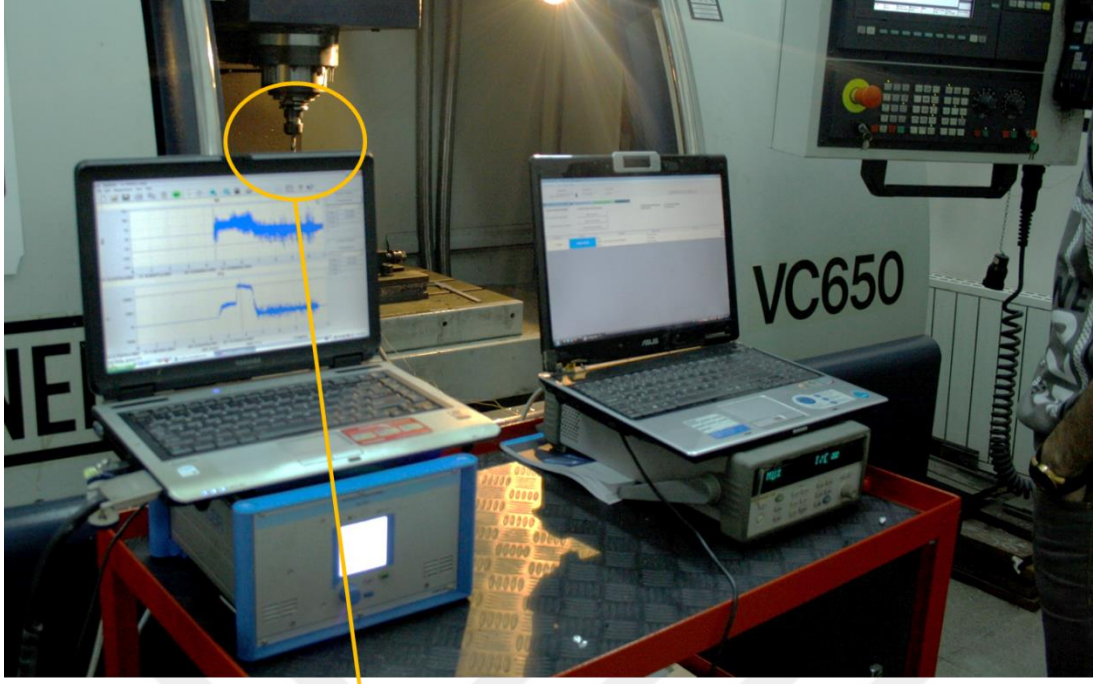
Modelin doğrululanması amacı ile delik delme testi sırasında sıcaklık ölçümleri yapılmıştır. Çalışmada kesme kuvvet modelinde de kullanılan ve geometrik özellikleri Çizelge 3.1’de verilen 10 mm çapında kaplamasız karbür matkap kullanılmıştır. Çalışmada kullanılan matkap derin delik delme testlerinde kullanılan matkap ile de aynı geometrik özelliklere sahiptir. Deneylerde 30 mm çapında ve 50 uzunluğunda numuneler 1 mm çapına sahip bir matkap ile termo elemanların bağlanması için delinmiştir. Delik delinirken yüzeyden 10, 15 ve 20 mm aşağıdaki konumlarda ve deliğe 1.5 mm mesafeden K-tipi termo eleman yardımı ile sabitlenmiştir. Sıcaklıklar 50 Hz hızında ölçülmüş ve sonuçlar karşılaştırılmıştır. Deney düzeneği Şekil 4.6’da verilmiştir.

Delik delme testlerinde kullanılan kesme parametreleri Çizelge 4.2’de verilmiştir.

Çizelge 4.2 : Delik delme testlerinde kullanılan test parametiri.

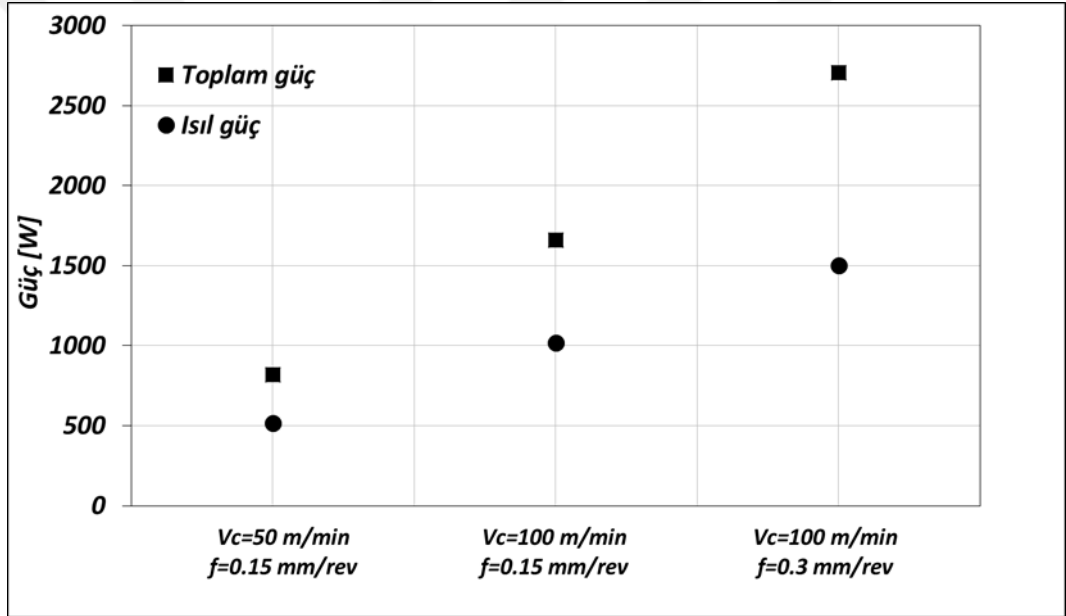
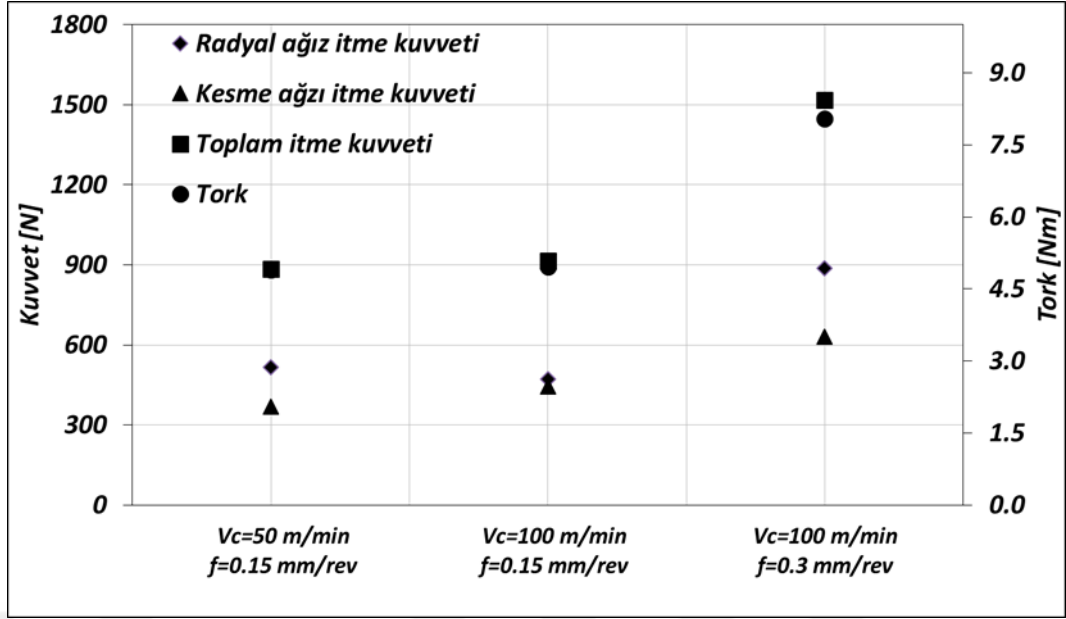
Test #	Kesme Hızı [m/dk]	İlerleme [mm/dev]
1	50	0.15
2	100	0.15
3	100	0.3

Şekil 4.7’de delik delme testlerindeki kesme parametreleri için hesaplanan itme kuvveti, tork ve güç değerleri ile toplam enerji ve iş parçasına geçen ısı enerjisinin değişimi grafikte verilmiştir. Test #1 ve Test #2’de hesaplanan kuvvet ve tork değerleri aynı olmasına rağmen Test #2’de elde edilen güç 2 kat daha fazladır; bu fark daha yüksek çevresel hızdan kaynaklanmaktadır.



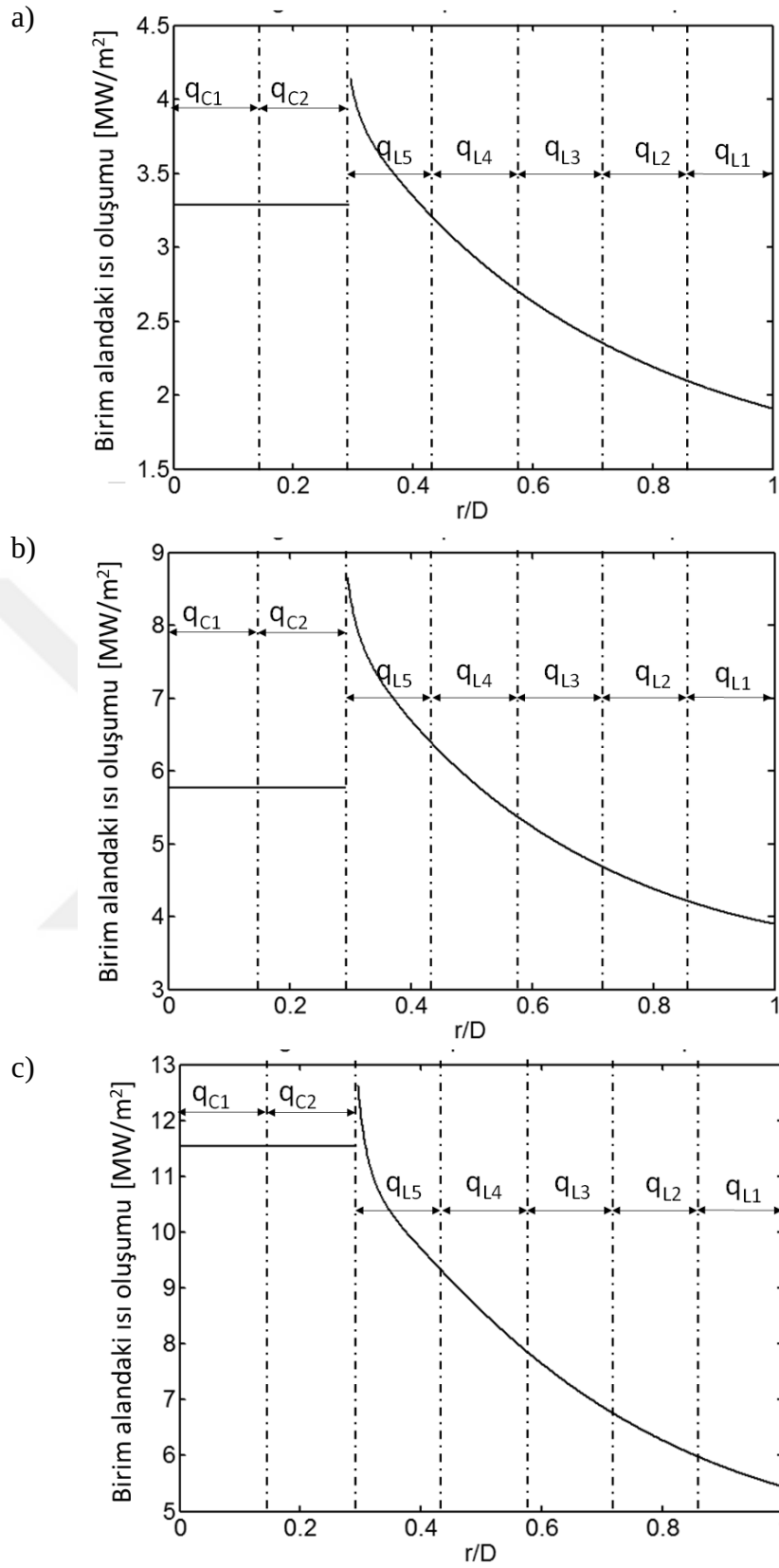
Şekil 4.6 : Delik delme sıcaklık ölçüm test düzeneği.

Aynı şekilde Test #3'te ilerleme iki kat arttırıldığında güç 2 kat artmaktadır bunun sebebi ise artan talaş yüküdür. Talaş yükünün artmasına bağlı olarak kuvvet ve tork değerleride yükselmiştir.



Şekil 4.7 : Her üç parametre için hesaplanan itme kuvveti, tork ve güç değerleri.

Birim alanda oluşan ısı oluşumunun matkabın merkezinden dış yüzeyine doğru değişimi test #1, 2 ve 3 için şekil 4.8’de verilmiştir. Matkabın öz bölgesinde oluşan ısı sabit olduğu varsayımı yapılmıştır. Birim alanda oluşan ısı miktarının yüksek tork değerlerinin oluşup matkabın dış yüzeyinde düşmesinin sebebi bu bölgedeki elemanların yarıçaplarının merkeze yakın olanlardan büyük olmasıdır. Kesme kenarında kesme hızı ve ısı oluşumu arasında lineer bir ilişki vardır. Kesme hızının iki katına çıkması ile ısı oluşum hızı da iki katına çıkmaktadır. İlerlemenin ısı oluşumuna etkisi ise kesme hızında olduğundan daha az olmaktadır. İlerleme hızının Test #2’ye göre iki kat artırıldığı Test 3’te ısı oluşum hızı %50 oranında artmıştır.



Şekil 4.8 : Kesici kenardan iş parçasına geçen ısınn değişimi a) V_c 50 m/dk f 0.15 mm/dev, b) V_c 100 m/dk f 0.15 mm/dev and c) V_c 100 m/dk f 0.3 mm/dev.

Matkabın radyal ağız bölgesinde ise ilerlemenin etkisi kesme ağzına göre daha fazladır. Test #1’de radyal ağızda oluşan ısı 3,3 MW/m², kesme ağzında en yüksek ısı oluşumu ise 3,3 MW/m², r/D=1 de ise 1,9 MW/m²’dir. Test #2 ise Test #1’in iki katı olarak hesaplanmıştır. Test #3’de radyal ağızda Test #2’den 2 kat fazla iken kesme ağzında 1,5 kat daha fazla hesaplanmıştır.

Çalışmada yan yüzeylerde takımın işlenen yüzeye sürtünmesinden ve sıcak talaşın hareketinden kaynaklı ısınma etkisi tersine ısı transferi yöntemi ile bulunmuştur. Bu etki modele denklem (4.4) belirtilen ifadedeki şekilde yansıtılmıştır. Bu denklemdeki katsayılar tersine ısı transferi yöntemi hesaplanarak Çizelge 4.3’te her bir test için verilmiştir.

Çizelge 4.3 : Hesaplanan duvardaki ısı akısı ve ısı taşınım katsayısı.

Test #	Kesme hızı [m/dk]	İlerleme [mm/dev]	MW/m ²
1	50	0.15	$q_m = 0.88.e^{-0.384}$
2	100	0.15	$q_m = 0.88.e^{-0.271}$
3	100	0.3	$q_m = 1.49.e^{-0.272}$

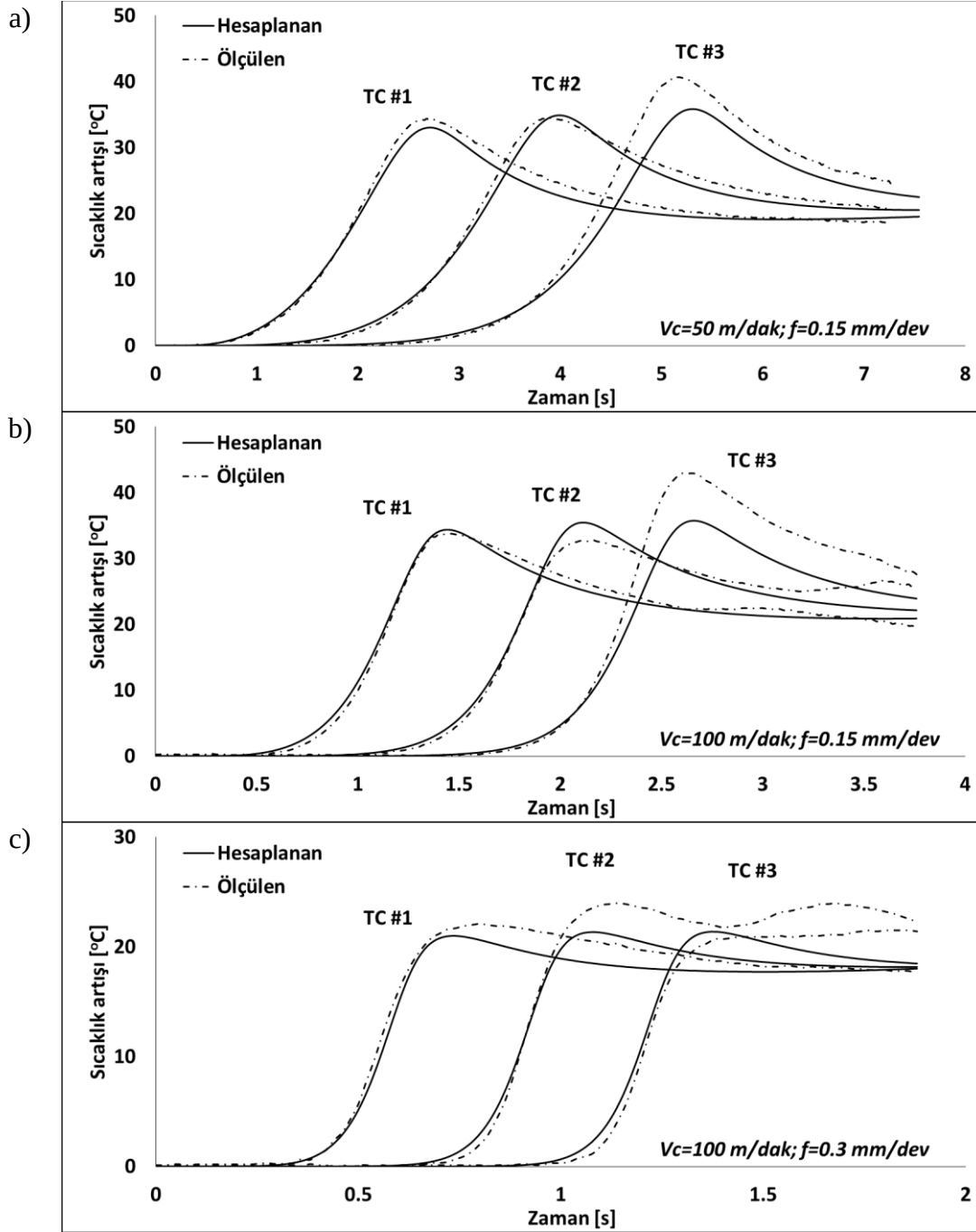
Modellenen ve ölçülen sıcaklıklar Şekil 4.9’de gösterilmiştir. Görüldüğü gibi her üç kesme parametresi içinde deneysel sonuçlar ile ölçüm sonuçları uyushmaktadır. Şekil 4.9’da verilen sonuçların daha iyi anlaşılabilmesi için karekök hataları, maksimum hatalar ve ortalama hatalar denklem 86, 87 ve 88’e göre hesaplanmış ve çizelge 4.4’de özetlenmiştir.

$$RMS = \sqrt{\frac{\sum_1^N (T_{ölçülen} - T_{hesaplanan})^2}{N}} \quad (4.8)$$

$$e_{maks} = \frac{|T_{hesaplanan} - T_{ölçülen}|_{maks}}{T_{hesaplanan}} \quad (4.9)$$

$$e_{ort} = \sum_1^N \frac{|T_{hesaplanan} - T_{ölçülen}|}{T_{hesaplanan}} / N \quad (4.10)$$

Formüllerdeki N veri sayısını ifade etmektedir.

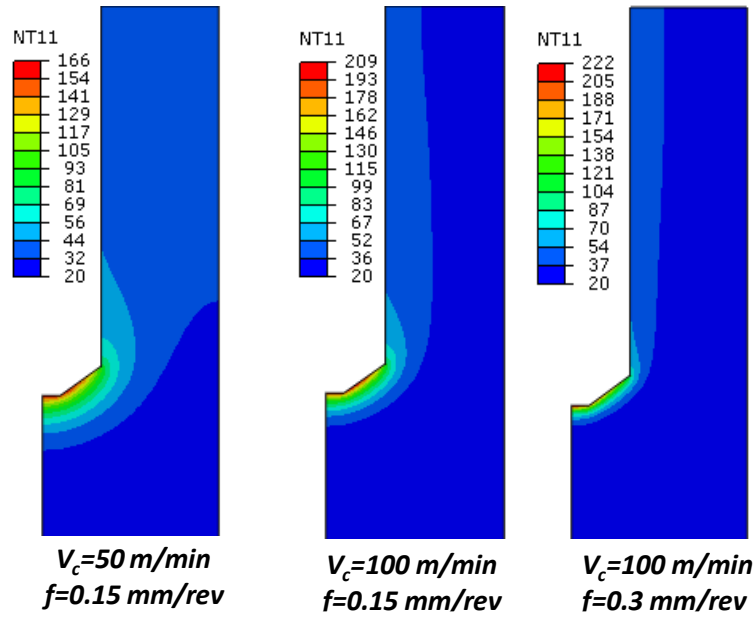


Şekil 4.9 : Ölçülen ve hesaplanan kenar sıcaklıklarının karşılaştırılması a) V_c 50 m/dk f 0.15 mm/dev, b) V_c 100 m/dk f 0.15 mm/dev ve c) V_c 100 m/dk f 0.3 mm/dev.

Çizelge 4.4 : Karekök hataları, maksimum hatalar ve ortalama hatalar.

Kesme Parametreleri	Hata	Birim	TC1 10 mm	TC2 15 mm	TC3 20 mm
V_c 50 m/dk f 0.15 mm/dev	RMS Hata	[°C]	1.1	0.9	2.4
	Maks	% Hata	5.0	4.3	13.9
	Ort.	% Hata	2.1	1.8	3.8
	R-kare	-	0.88	0.92	0.79
V_c 100 m/dk f 0.15 mm/dev	RMS Hata	[°C]	0.8	1.5	3.6
	Maks	% Hata	4.5	10.3	15.5
	Ort.	% Hata	1.7	2.5	5.4
	R-kare	-	0.98	0.94	0.71
V_c 100 m/dk f 0.3 mm/dev	RMS Hata	[°C]	0.8	2.2	0.9
	Maks	% Hata	4.7	12.3	5.6
	Ort.	% Hata	1.9	4.1	1.8
	R-kare	-	0.92	0.76	0.91

Termal eleman yardımı ile ölçülen sıcaklıklar doğrulandıktan sonra iş parçasındaki sıcaklık dağılımı elde edilmiştir. Sıcaklık dağılımları Şekil 4.10'da üç farklı test için verilmiştir. Maksimum sıcaklıklar bütün testlerde matkabın özünün olduğu kısımda gerçekleşmiştir. kesme hızı 100 m/dk ilerleme 0.3 mm/dev ile yapılan modelde sıcaklık dağılımı küçük bir alanda meydana gelmiştir, bunun sebebi işlemin çok kısa bir sürede ($t=1.89$ sn) gerçekleşmesinden dolayı ısının transfer olmaya zaman bulamaması ile açıklanabilir. Test #1'de ölçülen maksimum sıcaklık 166 °C iken, Test #2 ve Test #3'te sırasıyla 209 °C ve 222 °C'dir.



Şekil 4.10 : Maksimum sıcaklıklar ve sıcaklık dağılımları.

4.3.2 MQL ile derin delik delme işleminde iş parçasındaki sıcaklık dağılımının elde edilmesi

Çalışmanın bu kısmında sıcaklık ölçüm sistemi CNC torna tezgahına adapte edilmiştir. Burada takım dönmediği için MQL sistemini direkt olarak takımın şaft kısmından takıma monte edilmiştir. Bu sistemde ara bir eleman olmadığı için sistem sağlıklı bir şekilde çalışmaktadır. Testlerde sıcaklıkları ölçmek için pıl ile beslenebilen bir veri toplama cihazı kullanılmıştır. Bu sistem tornanın aynasına bağlanmış fakat belli bir hızdan sonra takım tezgahındaki titreşimler çok arttığı için karşı ağırlıklar ile ayna dengelenmesi yapılmıştır. Sistem Şekil 4.11'da detayları ile gösterilmiştir. A resmi ile gösterilen DTS data logger işlem sırasında zarar görmemesi için özel olarak üretilen pleksiglass kutunun içinde aynaya bağlanmıştır. İlk başta bu kutu alüminyumdan yapılmıştır fakat ağırlıkların azaltılması için malzeme değiştirilmiştir. B resminde karşı ağırlıklar ve termal elemanların bağlanması için gerekli ara eleman görülmektedir.

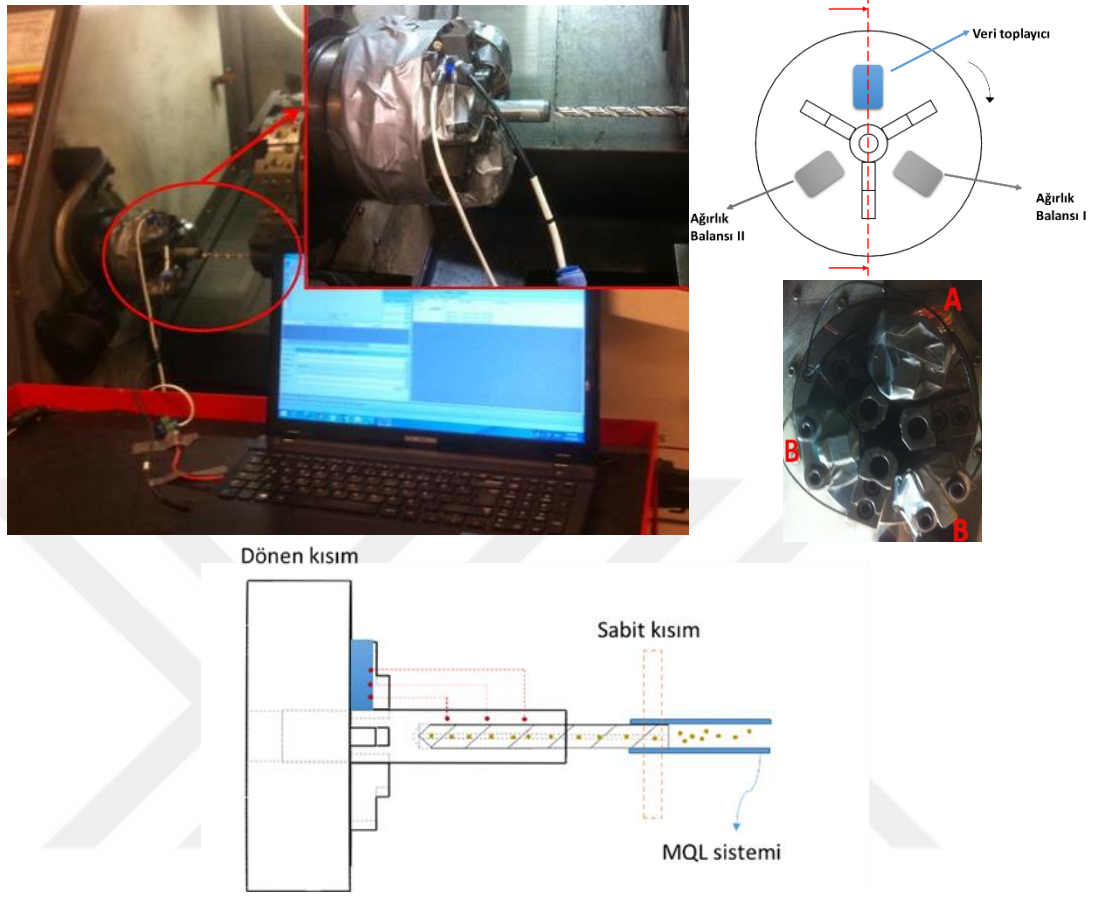
Bu çalışmada delik delme testlerinde kullanılan aynı geometriye sahip 10 mm çapında kaplamasız karbür matkap kullanılmıştır. Çalışmada kullanılan matkap derin delik delmede kullanılan matkap ile aynı geometrik özelliklere sahiptir. Deneylerde 20 mm çapında ve 200 uzunluğundaki KGDD iş parçaları 1 mm çapına sahip bir matkap ile termo elemanların bağlanması için delinmiştir. Delik delinirken yüzeyin 25 ve 75 mm altında deliğe 1.2 mm uzaklıktan K-tipi termo eleman yardımı ile sıcaklıklar 12k Hz hızında ölçülmüştür. Bu testlerde kullanılan parametreler Çizelge 4.5'de verilmiştir.

Çizelge 4.5 : Delik delme testlerinde kullanılan test parametreleri.

Test #	Kesme Hızı [m/dk]	İlerleme [mm/dev]
1	25	0.15
2	50	0.15
3	75	0.1

Birim alanda meydana gelen ısı miktarı delik delmedekine benzer şekilde çap boyunca hesaplanmış ve hesaplanan değerler Şekil 4.12'de verilmiştir. Matkabın radyal bölgesine yakın kesme kenarlarında iş parçasına geçen ısı miktarı fazla iken matkabın dışına doğru birim alandaki ısı geçişi azalmaktadır. Test #1'de radyal ağızda oluşan ısı $1,7 \text{ MW/m}^2$, kesme ağzında en yüksek ısı oluşumu ise 2 MW/m^2 , $r/D=1$ de ise 1 MW/m^2 'dir. Test #2 ise Test #1'in iki katı olarak hesaplanmıştır. Test #3'de radyal

ağızda Test #2'den biraz az, kesme ağzında ise 0,3-0,4 MW/m² daha fazla hesaplanmıştır.

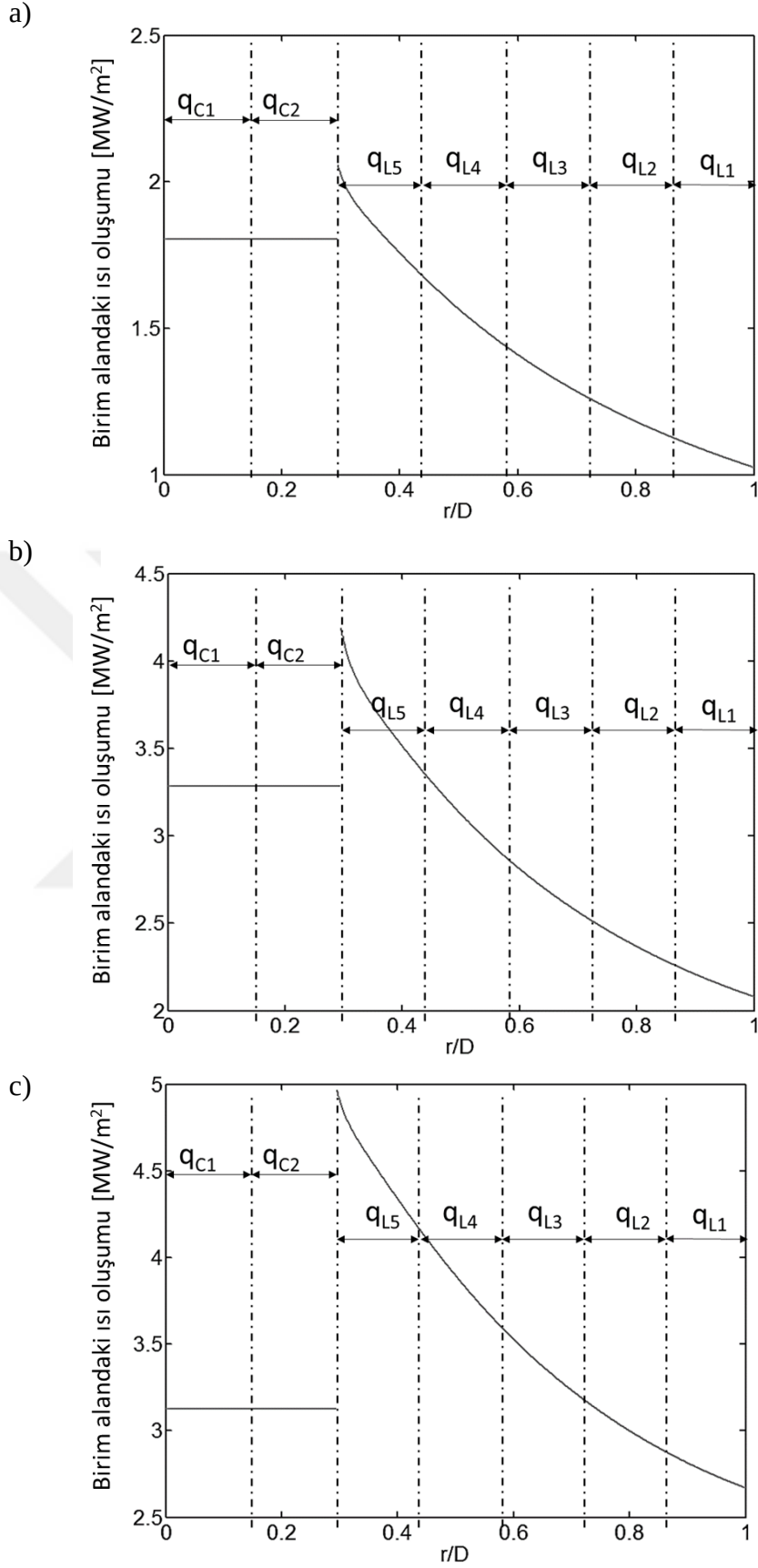


Şekil 4.11 : Derin delik delme sıcaklık ölçme test düzeneği

Çalışmada yan yüzeylerden kaynaklı ısınma etkisi ile soğutma etkisi beraber düşünülerek tersine ısı transferi yöntemi ile çözdürülmüştür. Yani yan duvarlara verilen ısı akılarında MQL'in soğutma etkisi de mevcuttur. Aynı şekilde MQL'in ısı transfer katsayısı matkabın özü ve kesme ağzının temas ettiği elemanlar için tersine ısı transferi yöntemi ile hesaplanmıştır. Bu hesaplama bütün elemanlarda sabit olduğu varsayımı ile çözdürülmüştür. Elde edilen sonuçlar Tablo Çizelge 4.6'de özetlenmiştir.

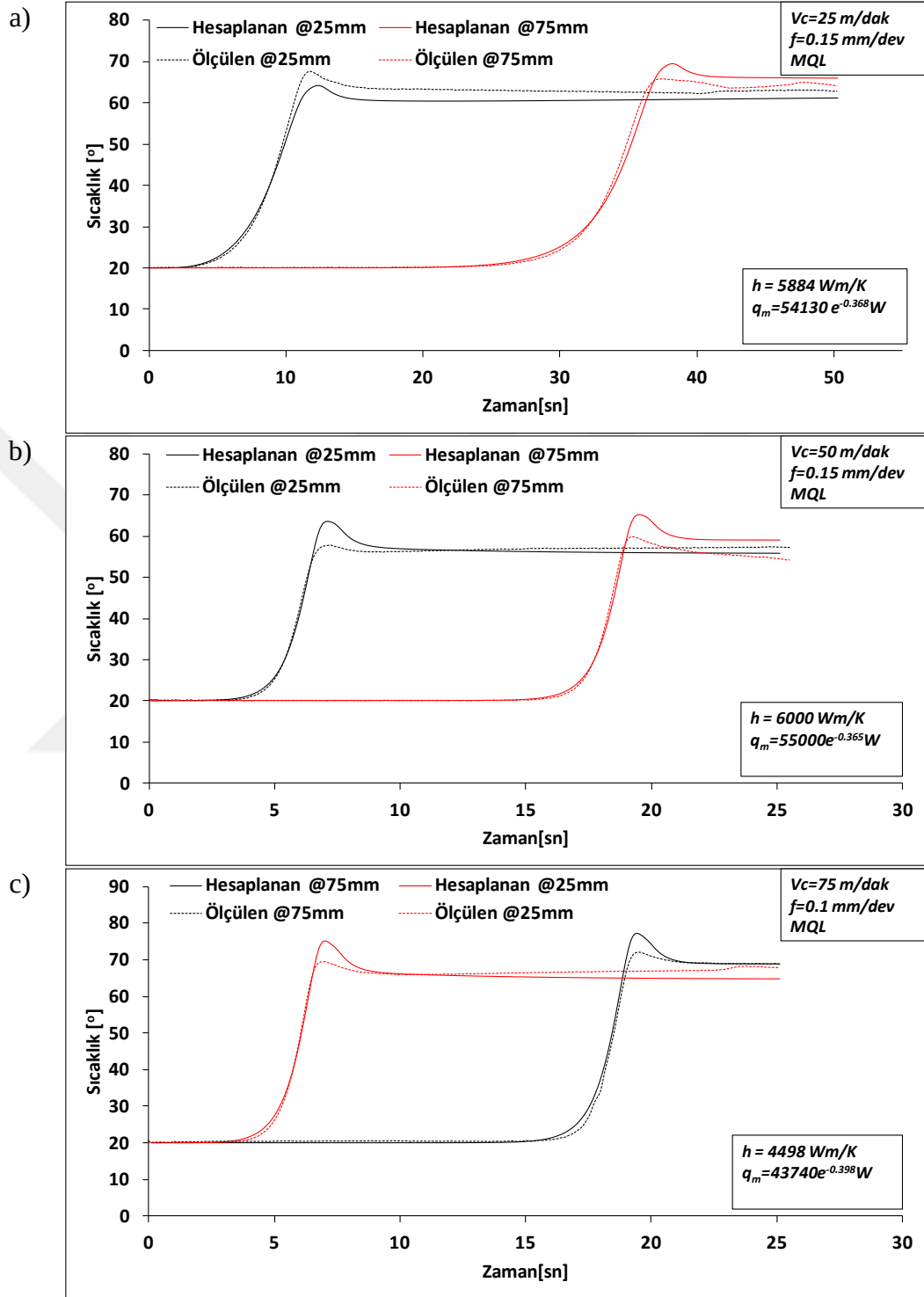
Çizelge 4.6 : Hesaplanan duvardaki ısı akısı ve ısı taşınım katsayısı.

Test #	Kesme Hızı [m/dk]	İlerleme [mm/dev]	q_{wa}	q_{wb}	h [W/m ² K]
1	25	0.15	54130	0.368	5844
2	50	0.15	55000	0.365	6000
3	75	0.1	43740	0.398	4498



Şekil 4.12 : Kesici kenardan iş parçasına geçen ısınn değişimi a) V_c 25 m/dk f 0.15 mm/dev, b) V_c 50 m/dk f 0.15 mm/dev ve c) V_c 75 m/dk f 0.1 mm/dev.

Modellenen ve ölçülen sıcaklıklar Şekil 4.12'de gösterilmiştir. Görüldüğü gibi her üç kesme parametresi içinde deneysel sonuçlar ile ölçüm sonuçları uyuşmaktadır.



Şekil 4.13 : MQL Derin delik delme sıcaklık model sonuçları a) V_c 25 m/dk f 0.15 mm/dev, b) V_c 50 m/dk f 0.15 mm/dev ve c) V_c 75 m/dk f 0.1 mm/dev.

Şekil 4.13'de verilen sonuçların daha iyi anlaşılabilmesi için karekök hataları, maksimum hatalar ve ortalama hatalar delik delmede olduğu gibi hesaplanmış ve

Çizelge 4.7’de verilmiştir. Maksimum hata ölçülen ve hesaplanan değer arasındaki fark en fazla %9-10 ile Test 2’de hesaplanmıştır. R-kare’ler karşılaştırıldığında ise Test #3’ün en fazla doğrulukla modellendiği ve Test #1 ve Test #2’nin sırası ile Test #3’ü takip ettiği anlaşılmaktadır.

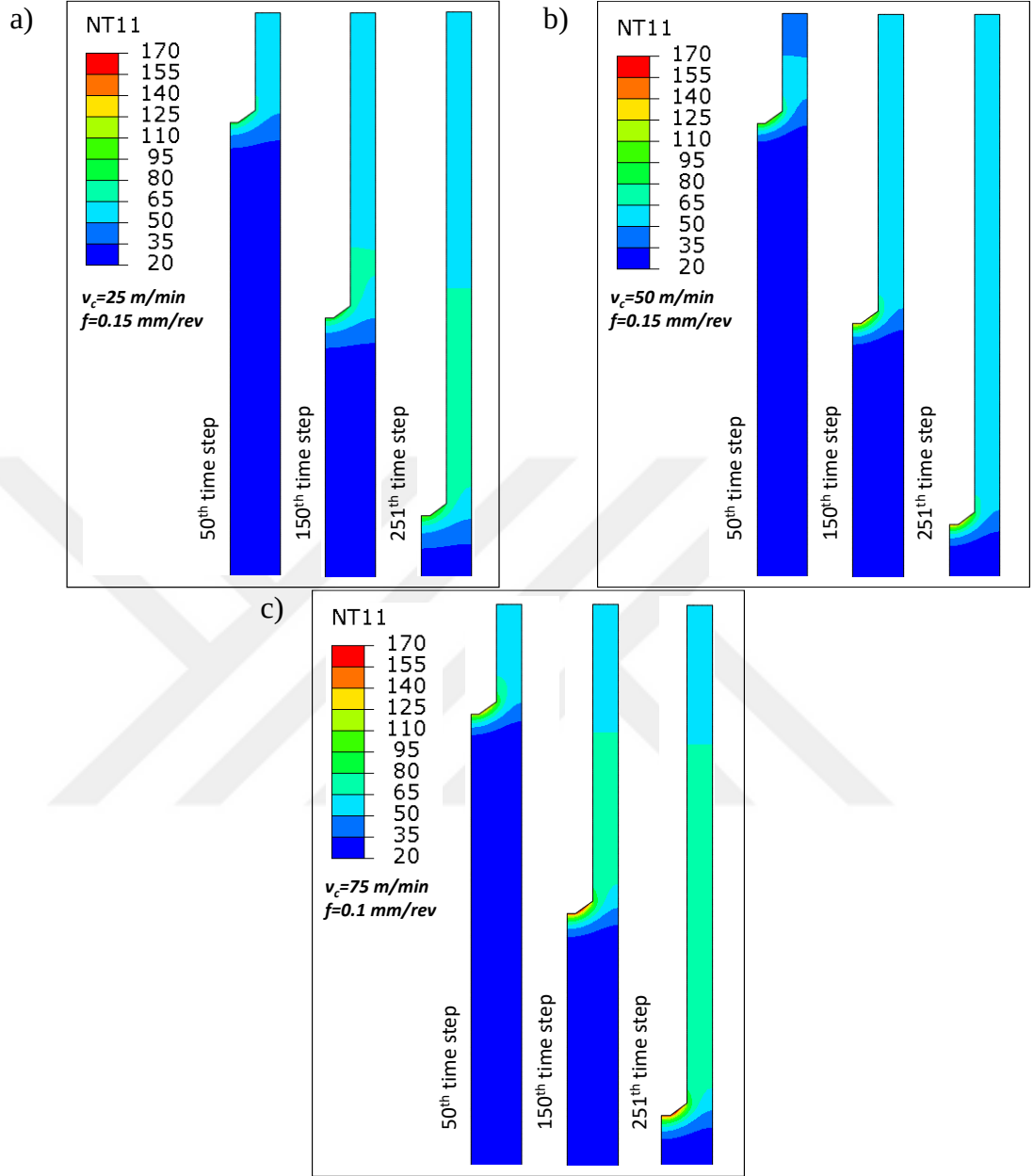
Çizelge 4.7 : Karakök hataları, maksimum hatalar ve ortalama hatalar.

Kesme Parametreleri	Hata	Birim	TC1 25 mm	TC2 75 mm
	RMS Hata	[°C]	2.42	1.25
V_c 25 m/dk f 0.15 mm/dev	Maks	% Hata	5	5
	Ort.	% Hata	3	3
	R-kare	-	0.90	0.93
	RMS Hata	[°C]	1.03	1.40
V_c 50 m/dk f 0.15 mm/dev	Maks	% Hata	10	9
	Ort.	% Hata	2	2
	R-kare	-	0.98	0.88
	RMS Hata	[°C]	3.20	1.95
V_c 75 m/dk f 0.1 mm/dev	Maks	% Hata	8	7
	Ort.	% Hata	2	2
	R-kare	-	0.95	0.94
	RMS Hata	[°C]	3.20	1.95

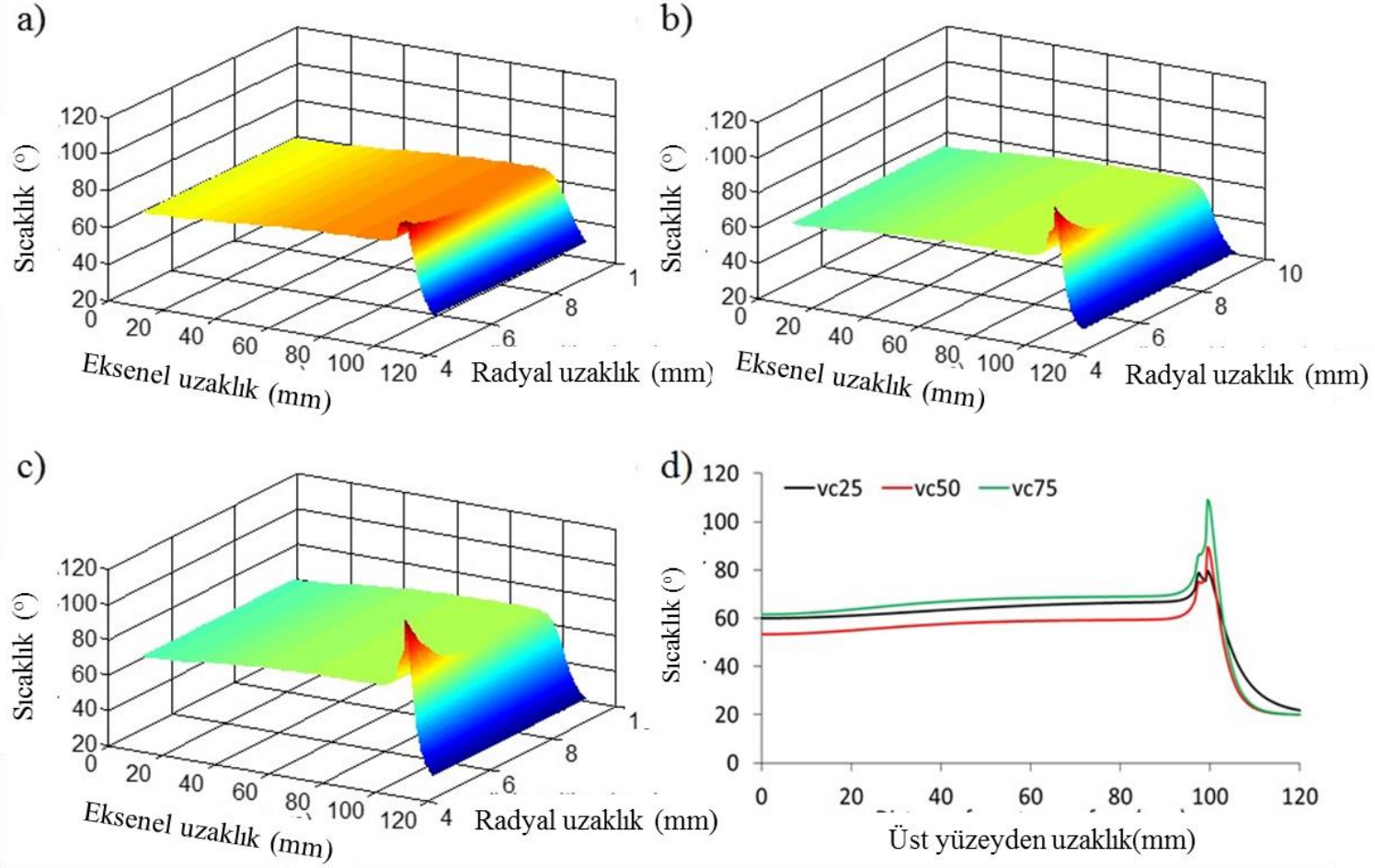
Sıcaklıklar doğrulandıktan sonra delik delme modelinde olduğu gibi sıcaklık dağılımları elde edilmiştir ve Şekil 4.14’de 3 farklı zaman adımı için kesme parametrelerin sıcaklık dağılımına etkisi verilmiştir. Maksimum sıcaklıklar benzer olarak bütün testlerde matkabın özünün olduğu kısımda gerçekleşmiştir. Şekil 4.15a, b ve c’de işlem sonundaki sıcaklıkların yüzeyden 120 mm eksenel yönde ve merkezden 10 mm radyal yöndeki dağılımları verilmiştir. Grafiklerde üst yüzey ve iş parçasının merkezinin koordinatı orjin olarak tanımlanmıştır. Sıcaklık dağılımlarına bakıldığında bir birine benzer haritalar elde edilmiştir. Delik delme işleminde kesme ağzından ve matkabın zırh bölgesinden kaynaklı ısı akısı oluşmaktadır. Bu ikincil ısınma etkisi grafiklerde görülmektedir. Bu etkinin daha iyi anlaşılabilmesi için yüzeyden 120 mm uzaklık için duvardaki sıcaklık değişimi Şekil 4.15’de verilmiştir.

Delik delme işlemine benzer şekilde derin delik delme işleminde de en yüksek sıcaklıklar radyal ağız çevresinde ölçülmüştür. Delik delme ve derin delik delme işlemlerinde aynı kesme hızı 50 m/dk ve ilerleme değeri 0,15 mm/dev parametresi ile yapılan modellemeler karşılaştırıldığında delik delme de maksimum sıcaklık 166 °C

iken, derin delik delme işleminde MQL kullanılmasından ötürü maksimum sıcaklık 142 °C ile daha düşük hesaplanmıştır.



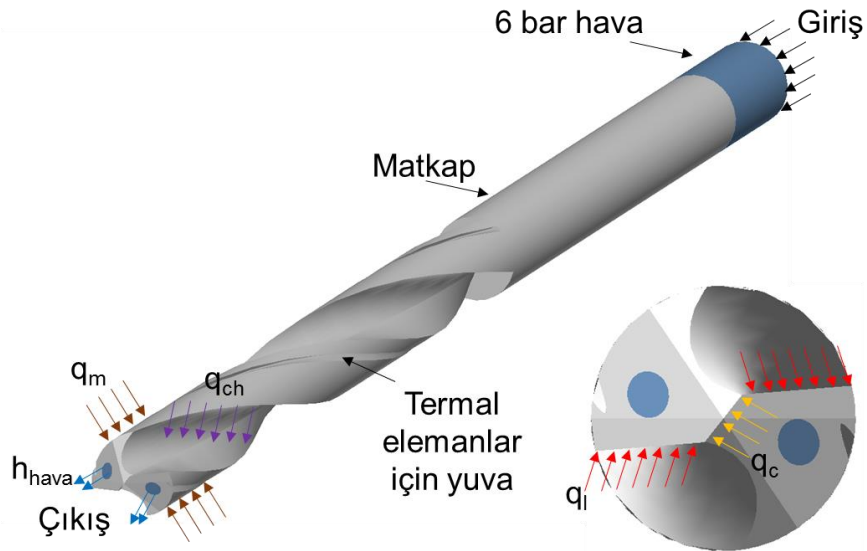
Şekil 4.14 : Farklı zaman adımlarında MQL Derin delik delme sıcaklık model dağılımları a) V_c 25 m/dk f 0.15 mm/dev, b) V_c 50 m/dk f 0.15 mm/dev ve c) V_c 75 m/dk f 0.1 mm/dev.



Şekil 4.15 : Yüzeyden 120 mm mesafeye kadar sıcaklık dağılımının değişimi a) V_c 25 m/dk f 0.15 mm/dev, b) V_c 50 m/dk f 0.15 mm/dev c) V_c 75 m/dk f 0.1 mm/dev ve d) Duvardaki sıcaklık dağılımı (radyal uzaklık 5 mm).

5. DELİK DELME TAKIMINDAKİ SICAKLIK DAĞILIMININ MODELLENMESİ

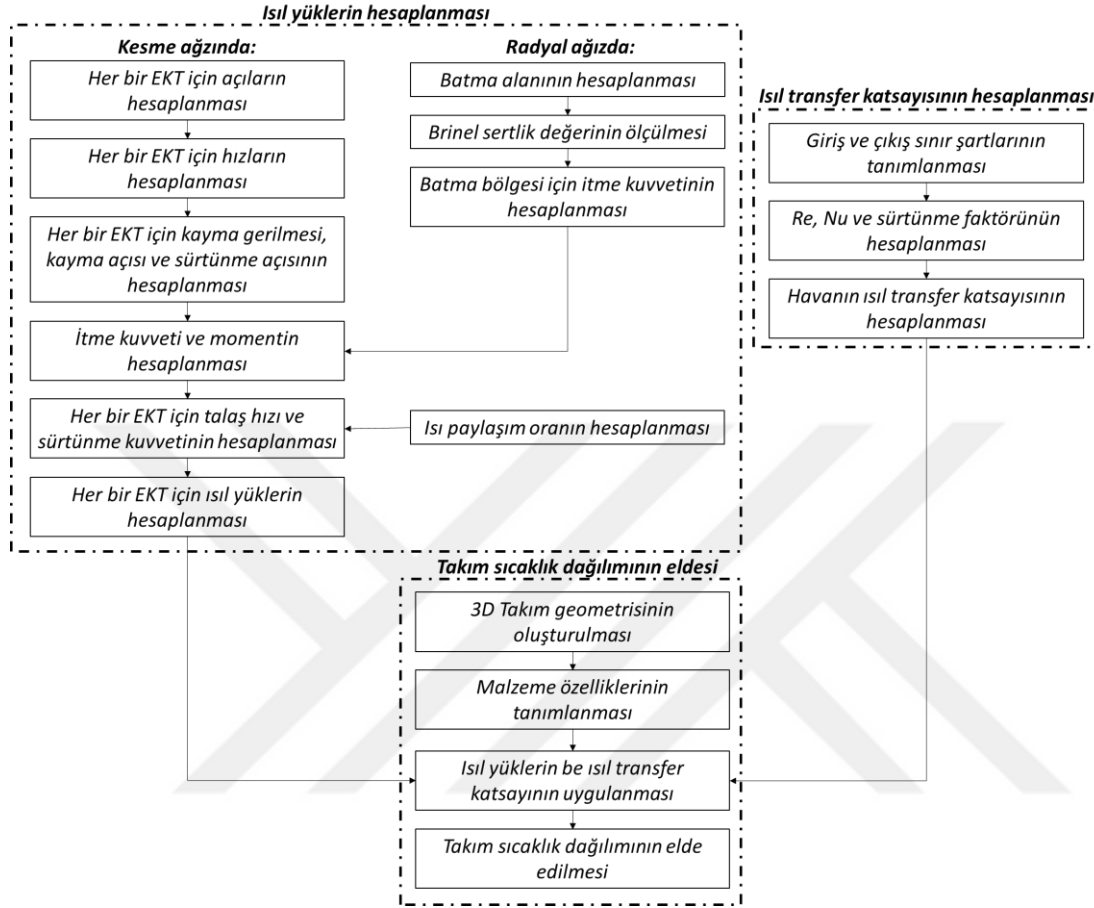
Delik delme işleminde açığa çıkan mekanik enerjinin neredeyse tamamı ısı enerjisine dönüşür. Bu ısı işlem sırasında takım, talaş ve iş parçası arasında paylaşılır. Takım ve iş parçasına ısı dört bölgeden iletir. Bunlar, takımın radyal ağzı, kesme ağzı, matkabın zırhı ve ağızlardaki sıcak talaştır ve ısı iletimi Şekil 5.1’de temsili olarak gösterilmiştir. Matkabın radyal ağzı ve kesme ağzı meydana gelen ısıнын kaynağı işlem sırasında meydana gelen deformasyon ve sürtünme iken, zırhta meydana gelen ısıнын kaynağı sürtünme ve ağızlarda meydana gelen ısı iletimi ile biriken sıcak talaştır. Takımdan meydana gelen en ekili ısı kaynağı takımın talaş yüzeyi ve talaş arasında meydana gelen sürtünmeden kaynaklanır. Çalışmanın bu kısmında matkabın zırh ve biriken sıcak talaştan kaynaklı ısı geçişi ihmal edilmiştir. Isı kaynaklarının yanında çalışmada takımı soğutmak için takımın içinden 6 bar basınçlı hava geçirilmiştir. Basınçlı hava takımı, talaşı ve iş parçasını işlem sırasında soğutup talaşın daha kolay uzaklaşmasını sağlamaktadır.



Şekil 5.1 : Derin delik delme prosesindeki ısı kaynakları.

Şekil 5.2’de takımdaki sıcaklık dağılımının çalışmanın bu kısmında nasıl hesaplandığı özetlenmiştir. Hesaplama adımları üç temel bölüme ayrılabilir; (1) kesme ağzındaki

ısı yüklerin hesaplanması, (2) Hvanın ısı transfer katsayısının hesaplanması ve (3) matkaptaki sıcaklık dağılımının elde edilmesi. Bahsedilen bölümler detaylı bir şekilde aşağıda belirtilmiştir.



Şekil 5.2 : Takımdaki sıcaklıkların hesaplama adımları.

5.1 Isıl yüklerin hesaplanması:

Isıl yüklerin hesaplanması takımın geometrik modelinin oluşturulması, itme kuvveti ve torkun hesaplanması ve ısı yüklerin hesaplanmasını içerir. Geometrik model ve itme kuvveti ve torkun nasıl hesaplanacağı daha önced bölüm (3.3)'de detayları ile anlatılmıştır. Oluşturulan modelde takıma geçen ısıнын kaynağı sadece talaş ve takım talaş yüzeyi arasında olduğu varsayımı ile yapılmış ve toplam oluşan ısı aşağıdaki gibi hesaplanmıştır.

$$q_s = F_u V_{talaş} \quad (5.1)$$

burada $V_{talaş}$ talaşın hızı ve F_u sürtünme kuvvetini göstermektedir.

Meydana gelen bu ısı takım ve talaş arasında paylaşılır. Çalışmada talaşa geçen ısı oranı Shaw'un ısıl paylaşım oranı r_{ch} şeklinde hesaplanmıştır.

$$r_{ch} = \frac{1}{1 + \left[\frac{0.754 \left(\frac{\lambda_T}{\lambda_W} \right)}{A_a \sqrt{N_T}} \right]} \quad (5.2)$$

burada A_a şekil faktörü ve N_T birimsiz bir sayıdır ve şu şekilde ifade edilir

$$N_T = \frac{V_{chip} l_{chip}}{2k_W} \quad (5.3)$$

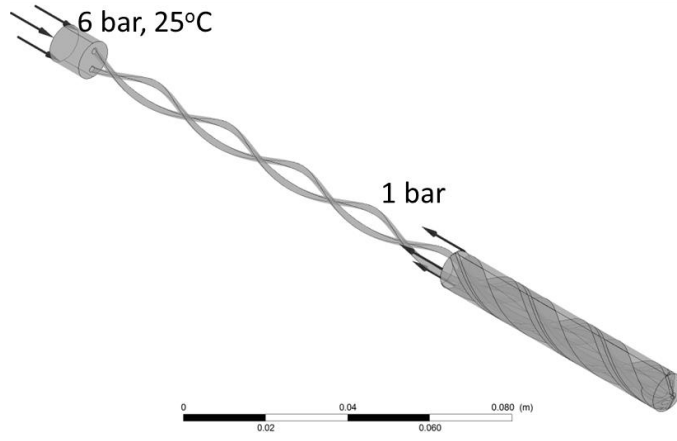
Her bir elemanter kesici uca geçen ısı denklem 5.4'deki gibi hesaplanır

$$q_{tool} = (1 - r_{ch})F_u \quad (5.4)$$

5.2 Isı transfer katsayısının hesaplanması:

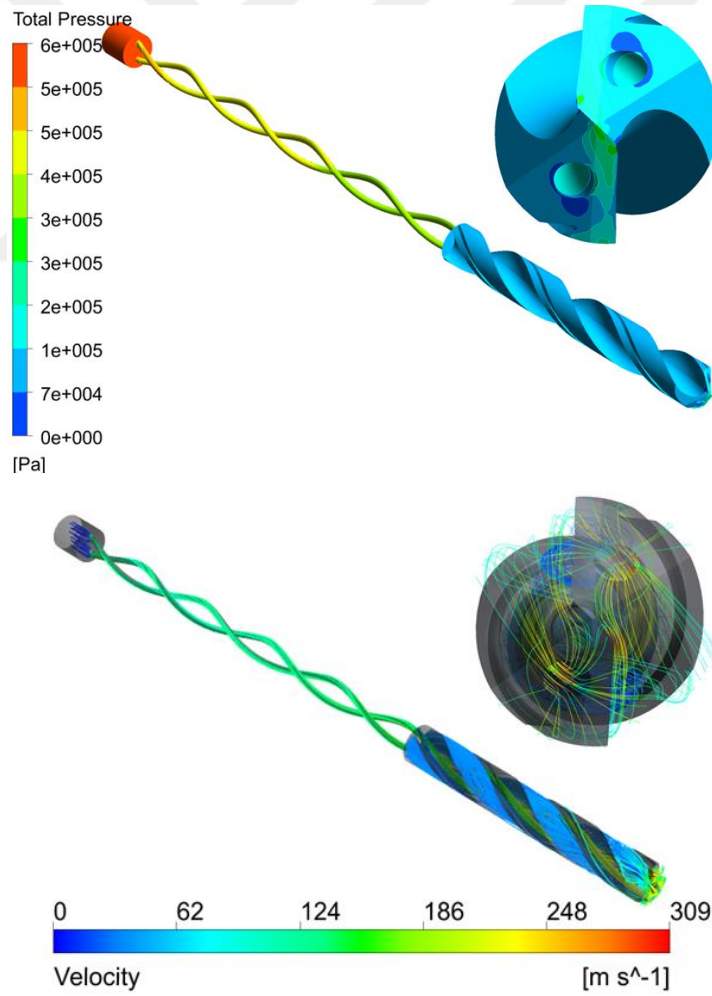
Çalışmada kullanılan matkap iki adet soğutma kanalı içermektedir. Delik delme işlemi sırasında soğutma işlemi bu iki kanaldan basınçlı hava beslenerek sağlanmıştır. Basınçlı hava kesme bölgesine kompresör yardımı ile 6 bar basınçta gönderilmiştir.

Takım içindeki sıcaklık ve basınç değişimlerini hesaplamak için ANSYS CFX yazılımı kullanılmıştır. ANSYS CFX kütle, momentum ve enerji denklemlerinden türetilmiş Navier-Stokes denklemlerini kullanan bir sonlu-hacimler yazılımıdır. Havanın malzeme özellikleri ANSYS CFX yazılımının kütüphanesinden alınmıştır ve modelde standard shear-stress transport (SST) $k-\varepsilon$ türbülans modeli kullanılmıştır. Modelde başlangıç koşulu olarak 25 °C ve 6 bar hava girişi olduğu ve çıkış basıncının 1 bar olduğu varsayılmıştır. Havanın geometrik modeli ve sınır şartları Şekil 5.3'te verilmiştir. Şekilden de görüleceği üzere modelde takım deliğe 100 mm girdikten sonra matkabın dış yüzeyi ve delik arasında kalan boşluktan havanın çıkışı olduğu varsayımı yapılmıştır.



Şekil 5.3 : Havanın geometrik modeli ve sınır şartları.

Şekil 5.4'te matkabın içindeki havanın hız değişimi verilmiştir. Hava soğutma kanalına girdiğinde akışkanın hızı ani bir şekilde artar ve sonra çıkışa doğru artarak hızlanır. Basınç ise sabit bir eğim ile 6 bar'dan 1 bar basınca düşer.



Şekil 5.4 : Soğutma kanallarındaki basınç ve hız değişimi.

Isı transfer katsayısı, h Nusselt sayısı (Nu), ısı iletim katsayısı (k), ve karakteristik uzunluğun bir fonksiyonudur ve şu şekilde ifade hesaplanır.

$$h = \frac{Nu \cdot k}{L} \quad (5.5)$$

Çalışmada matkabın içindeki Nusselt sayısı Chilton-Colburn benşemi kullanılarak hesaplanmıştır.

$$Nu = 0,125 \cdot f \cdot Re \cdot Pr^{1/3} \quad (5.6)$$

Sürtünme faktörü f Petukhov denklemi ile denklem 5.7'deki gibi hesaplanmıştır.

$$f = (0,790 \cdot \ln Re - 1,64)^{-2}, \quad 10^4 < Re < 10^6 \quad (5.7)$$

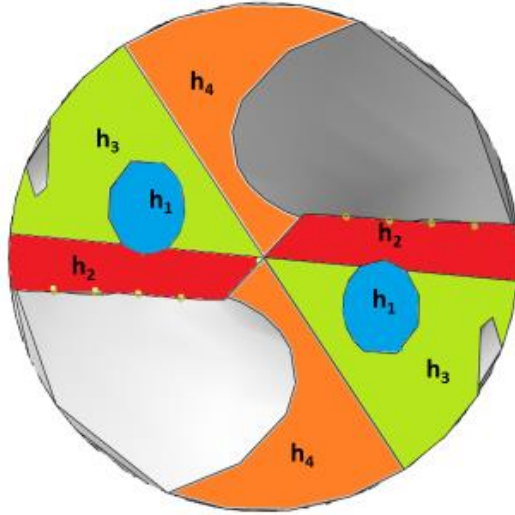
Matkabın üst yüzeyindeki Nusselt sayıları ise denklem 5.8'de verilen denklem yardımı ile hesaplanmıştır.

$$Nu = 0,0296 \cdot Re^{4/5} \cdot Pr^{1/3}; \quad 5 \cdot 10^5 < Re < 10^7, \quad 0,6 < Pr < 60 \quad (5.8)$$

Denklem 5.6 ve 5.8'de Nusselt sayılarının bulunmasında kullanılan Reynold sayısının denklemi denklem 5.9'da verilmiştir.

$$Re = \frac{\rho \cdot V \cdot \delta}{\eta} \quad (5.8)$$

Denklemde ρ yoğunluk, V soğutucu akışkanın hızı, δ karakteristik uzunluğu ve η ise dinamik vizkoziteyi ifade etmektedir. Yukarıda verilen denklemler ANSYS CFX modelinin içine tanımlanmış ve ortalama ısı taşınım katsayısı bu denklemler kullanılarak Şekil 5.5'da verilen dört farklı bölge için hesaplanmıştır.



Şekil 5.5 : Takımın serbest yüzeyi üzerinde ısı transfer katsayılarının uygulandığı bölgeler.

Çizelge 5.1’de hesaplanan hesaplanan ortalama Reynold ve Nusselt sayısı, akışkanın hızı ve ortalama ısı transfer katsayıları verilmiştir. Şekilde gösterilen ısı transfer katsayısı, h_1 matkabın içerisindeki havanın ortalama ısı transfer katsayısını, h_2 matkabın serbest yüzeyinde bulunan kırmızı ile gösterilen bölgedeki ortalama ısı transfer katsayısını ve h_3 yeşil ile belirtilen soğutucu kanal ile bağlantılı olan bölgedeki ortalama ısı transfer katsayısını ve son olarak h_4 kırmızı ile belirtilen bölgedeki ısı transfer katsayısını vermektedir.

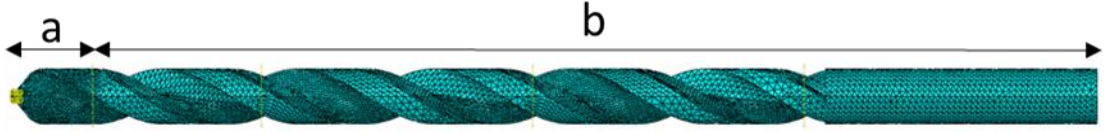
Çizelge 5.1 : Hesli sel soğutma kanalında ve serbest yüzeylerde hesaplanan ortalama ısı transfer katsayıları (W/m^2K).

Bölge	Reynold Sayısı	Nusselt Sayısı	h (W/m^2K)
h_1	27.026	72	1.691
h_2	99.336	262	1.283
h_3	68.106	193	849
h_4	69.880	197	711

5.3 Sonlu elemanlar modeli:

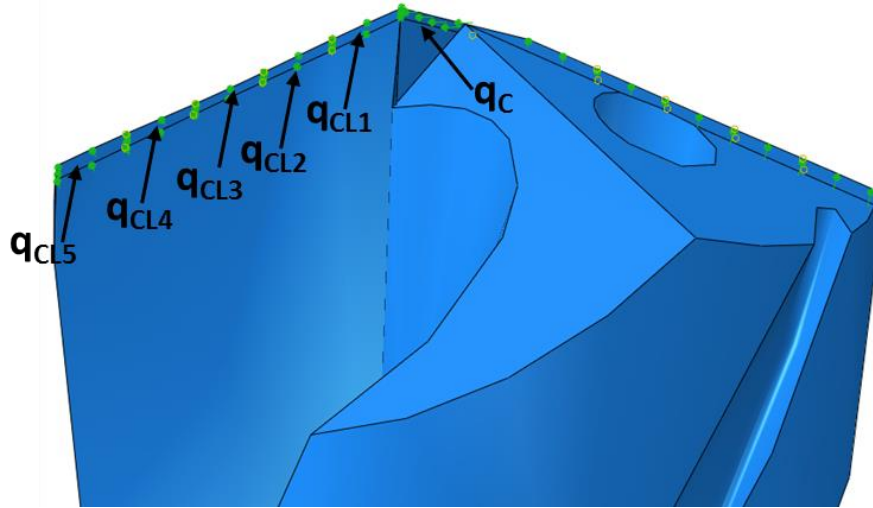
Çalışmada matkabın ucundaki sıcaklık dağılımını elde etmek için ABAQUS sonlu elemanlar yazılımı kullanılmıştır. Bu modelde 148251 adet dört nodlu tetrahedrone (DC3D4) eleman kullanılmıştır. Matkabın mesh ağının örülmüş resmi Şekil 5.6’da verilmiştir. Matkabın uç kısmından 12 mm içerise kadar olan bölümde (Şekil 5.6’da a ile gösterilen bölüm) elemanların yaklaşık boyutu 0.0005 m olarak belirlenmiştir. 12

mm'lik kısımdan sonra ise daha hızlı çözüm alabilmek için elemanlar daha kaba seçilmiş ve yaklaşık elemen boyutu 0.0007 m olarak belirlenmiştir.



Şekil 5.6 : Sonlu elemanlar mesh ağı.

Deneylerde iş parçasının sıcaklık dağılımının hesaplanması sırasında kullanılan matkap ile aynı matkap kullanılmıştır. Bu matkapın geometrik özellikleri Çizelge 3.1'de verilmiştir. Matkanbın dış kısmına termal elemanın gizlenebilmesi ve kesme sırasında kablounun kopmaması için özel bir kanal açtırılmış ve termal eleman bu kanala gizlenmiştir. Sonlu elemanlar yazılımında kaplamasız matkap yoğunluğu $15,000 \text{ kg/m}^3$, ısıl iletkenlik katsayı 60 W/m-K , özgül ısı 300 J/kg-K olarak alınmıştır. Sonlu elemanlar analizinde takımın talaş ile temas ettiği yüzey 5 eşit bölgeye ayrılmış ve denklem (5.4)'te hesaplanan ısı girdileri bu 5 farklı bölgedeki alanlar ile orantılanarak ısı akısı olarak tanımlanmıştır. Temas bölgesinin yüksekliği kesilmemiş talaş kalınlığının 3 katı olarak alınmıştır. Matkapın radyal ağzı ise tek parça olarak tanımlanmıştır. Uygulanan ısıl yükler Şekil 5.7'de gösterilmiştir.

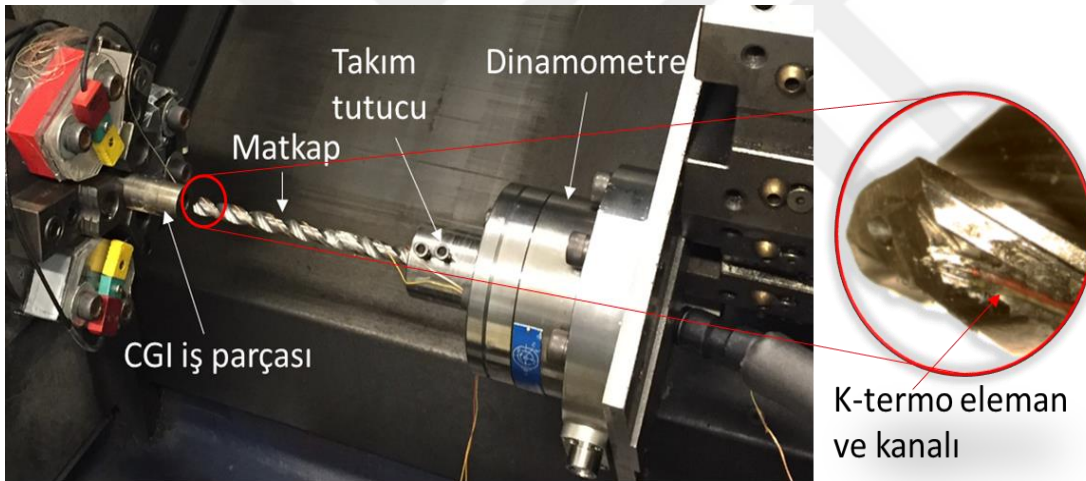


Şekil 5.7 : Uygulanan ısıl yükler.

Çizelge 5.1'de dağılımı gösterilen ısı transfer katsayıları Şekil 5.5'de belirtilen alanlara ortalama değer olarak verilmiştir. Ayrıca matkapın bütün yüzeyine $20 \text{ W/m}^2\text{K}$ ısı transfer katsayısı uygulanmıştır.

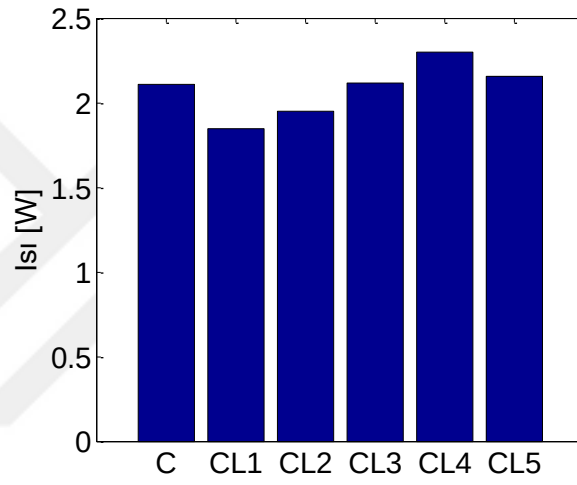
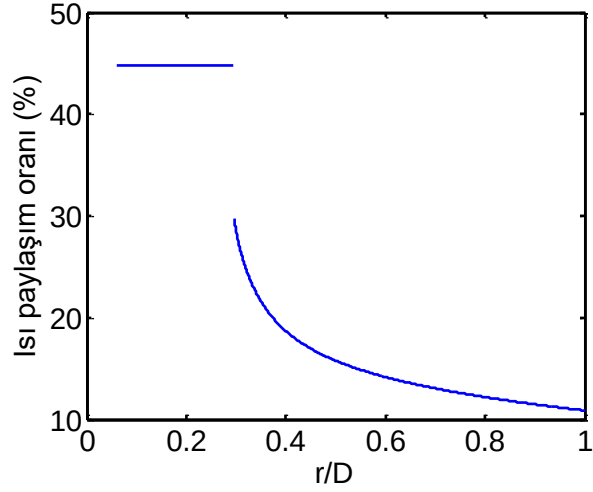
5.4 Deneysel Doğrulama

Sıcaklık ölçüm sistemi CNC torna tezgahına adapte edilmiştir ve Şekil 5.8’de gösterilmiştir. Burada takım dönmediği için MQL sistemini direkt olarak takımın şaft kısmından takıma monte edilmiştir. Basınçlı hava takıma bir boru yardımı ile direk takımın şaftından bağlanmıştır. Termal elemanların sağlıklı bir şekilde sabitlenebilmesi için matkabın yan yüzeyine kanal açılarak kablolar buraya gizlenmiş ve termal elemanın başı uhu ve alüminyum bant ile takımın serbest yüzeyine sabitlenmiştir. Termal elemanın ucu mikroskop altında incelenerek matkabın merkezine göre koordinatları belirlenmiştir. Ölçümler The HIOKI LR8431 data logger ile 50 Hz örnekleme frekansı ile gerçekleştirilmiştir. Bu çalışmada kesme hızı 25,12 m/dk (800 devir) ve ilerleme 0,15 mm/dev olarak seçilmiştir. Delik derinliği hava kullanıldığı zaman 100 mm ($L/D=10$) ve kuru şartlarda (talaşın sıkışıp kırılması önlenmesi açısından) 50 mm ($L/D=5$) olarak seçilmiştir.



Şekil 5.8 : Sıcaklık ölçüm deney düzeneği.

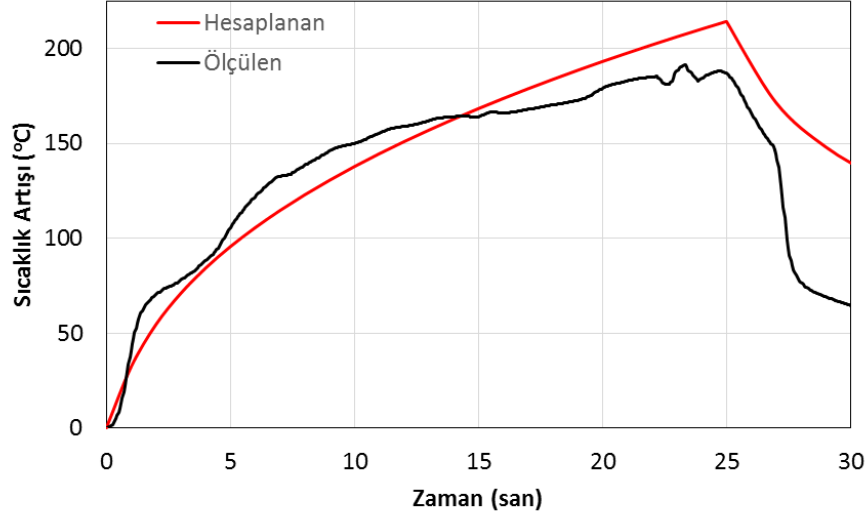
Şekil 5.9’de denklem (5.2) ve (5.4) kullanılarak hesaplanan ısı paylaşımları ve toplam matkabın radyal ağız ve kesme ağızında oluşan ısı değerleri grafik halinde verilmiştir. Matkabın özünde ısı paylaşımları %45 ve sabit olarak kabul edilirken matkabın kesme kenarında ısı paylaşımları matkabın özünden çevresine doğru %30’dan %10’a kadar azalmaktadır. Isı paylaşım oranındaki bu düşüşün sebebi merkezde uzaklığın artması ile beraber kesme hızının artmasıdır. Hesaplanan bu ısı değerleri daha önce bahsedildiği gibi Şekil 5.8’deki talaş yüzeyindeki yüzeylere alanları ile orantılı olarak uygulanmıştır.



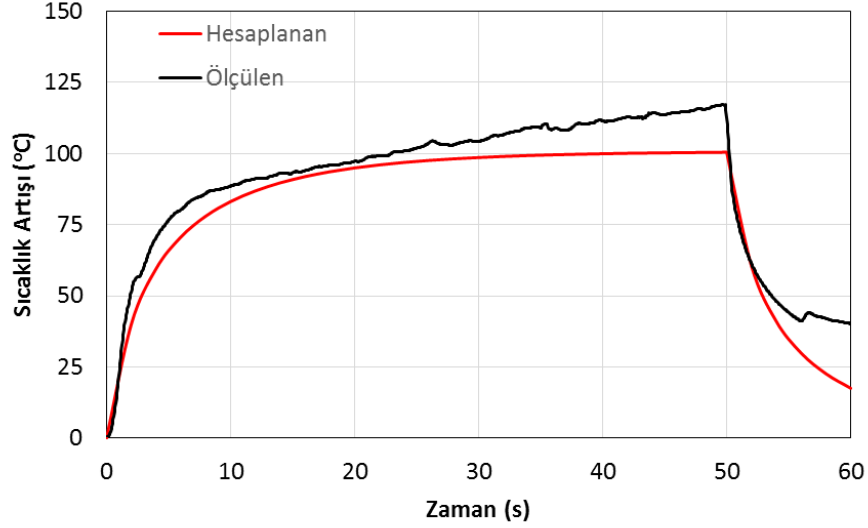
Şekil 5.9 : Kesme hızı 25,12 m/dk ve 0.15 mm/dev ilerleme kesme parametresi için ısı paylaşım oranları.

Şekil 5.10 kuru şartlarda ve hava ile soğutulan takım üzerinden ölçülen ve hesaplanan sıcaklık karşılaştırmasını göstermektedir. Hesaplanan sıcaklığın ölçülen verilerle iyi bir uyum gösterdiği görülmektedir. Kuru şartlarda sıcaklıklar sürekli artarken hava ile soğutulan takım yaklaşık 10. saniyeden sonra rejime ulaşmaktadır. Kuru şartlarda takımdaki sıcaklık 175 °C'yi bulurken daha uzun delinen hava ile soğutulan takım maksimum 110 °C'lere ulaşmıştır.

a)



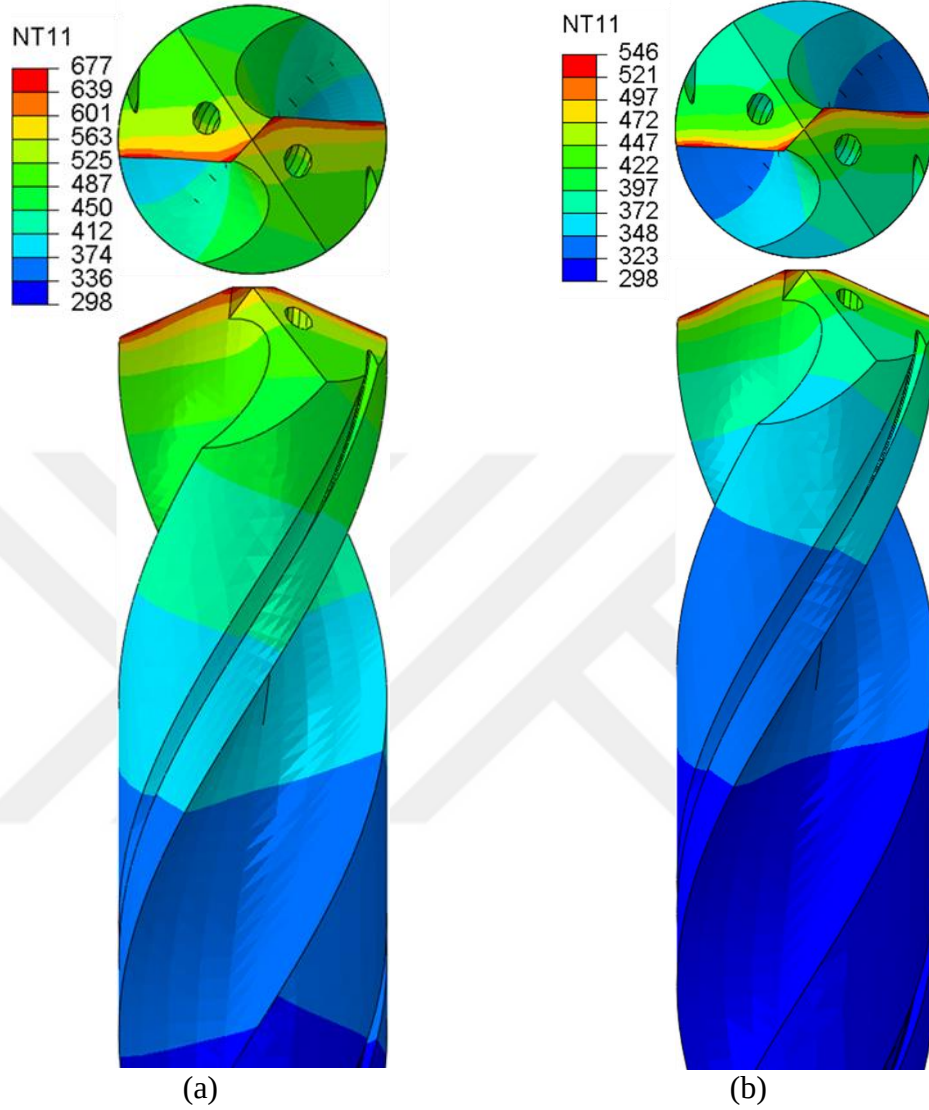
b)



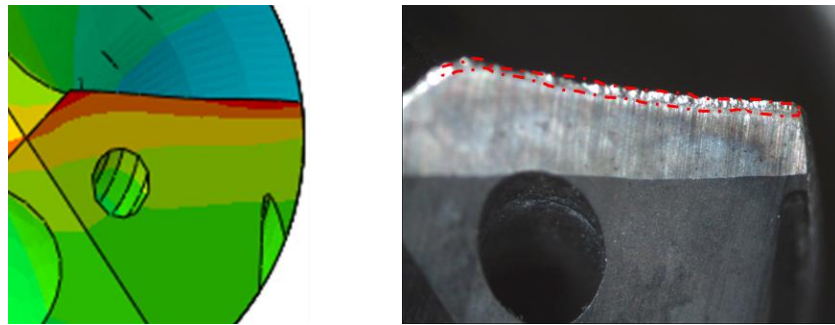
Şekil 5.10 : Ölçülen ve hesaplanan sıcaklıkların karşılaştırılması a) kuru şartlarda b) hava ile soğutma şartlarında.

Şekil 5.11’te kuru ve hava ile soğutma yapılmış matkaplardaki sıcaklık dağılımları verilmiştir. Kuru şartlarda yapılan test sonlu elemanlarda 50 mm derinlik için çözdürülmüşken hava ile soğutma şartlarında yapılan simülasyon 100 mm derinlik için çözdürülmüştür. En yüksek sıcaklıklar beklendiği gibi matkabın çevresinde meydana gelmiştir. Aynı zamanda matkabın özünde de paylaşımlarının yüksek olmasından ötürü sıcaklıklar en uçtaki sıcaklıklara yakın hesaplanmıştır. Şekil 5.12’de kuru şartlarda 25m/dk kesme hızı ve 0,15 mm/dev ilerleme kesme parametreleri ile aşınma testi yapılmış matkabın sıcaklık modeli ile karşılaştırılması yapılmıştır. Görüldüğü gibi matkabın çevresine yakın bölgelerde daha yüksek aşınma ölçülmüşken ortasında

sıcaklık dağılımında olduğu gibi daha düşük aşınma miktarı gözlenmiştir. Aynı şekilde matkabın radyal ağzına doğru aşınma miktarı bir miktar daha fazladır.



Şekil 5.11 : Sıcaklık dağılımları at a) kuru (50 mm derinlik) ve b) Hava ile soğutma (100 mm derinlik) (unit: K).



Şekil 5.12 : 25m/dk kesme hızı 0,15 mm/dev ilerleme hızındaki aşınma ve sıcaklık modelinin karşılaştırılması.



6. KGDD MALZEMESİNİN İŞLENEBİLİRLİĞİNİN DENEYSEL İNCELENMESİ

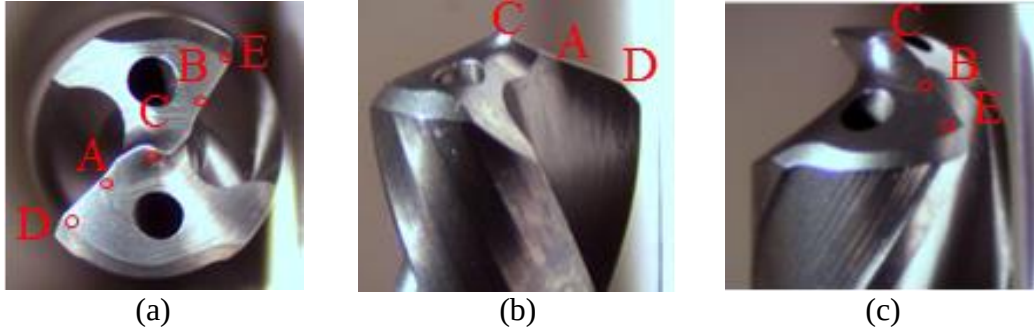
İşlenebilirlik çalışmaları iki başlık altında incelenmiştir. İlk başlık delik delme işlemi sırasında kaplamalı takım ile işlenebilirlik çalışmalarıdır. İkinci başlık ise derin delik delme işlemi sırasında MQL ile işlenebilirlik çalışmalarıdır. İşlenebilirlik çalışmalarının temelini takım aşınması, talaş morfolojisi, talaş hızı ve takım sıcaklığı oluşturmaktadır. Bu deneysel çalışmalardaki amaç takım aşınması, yüzey pürüzlülüğü ve verimliliği iyileştirmektir.

6.1 Delik delme işleminde işlenebilirliğin incelenmesi

Bu kısım deney düzeneğinin anlatılması ile başlayıp deneysel sonuçların verilmesi ve yorumlanması ile sona ermektedir.

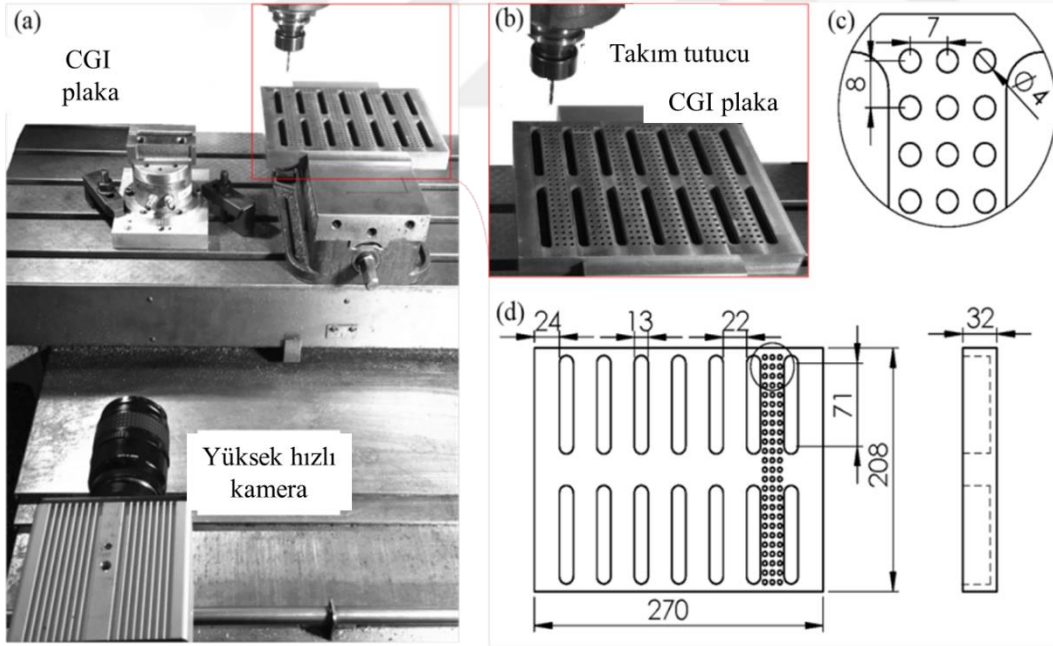
6.1.1 Deney düzeneği

i) Matkap: Çalışmada 4 mm çapında 2 ağızlı tepe açısı 135° olan tungsten karbür matkap (delik delme takımı) kullanılmıştır. (Kennametal B255A04000YPC KCK10). Matkabın farklı noktalardan görünüşleri şekil 6.1’de verilmiştir. Matkapta kullanılan karbür taneleri 1 - 3 μm tane boyutuna sahiptir ve bağlayıcı olarak 10% oranında kobalt kullanılmıştır. Matkap 5 μm kalınlığında çok katmanlı kaplama ile kaplanmıştır (AlCrN en alt katman, TiAlN/AlCrTiN orta katmanlar, ve AlCrN üst katman) ve 0.7 mm çapında iki adet soğutma kanalı bulunmaktadır. Şekil 6.1a’da görüldüğü gibi matkap kesme ağzı boyunca 5 nokta (A, B, C, D, E) işaretlenmiştir. C noktası merkezi, A ve B noktası soğutma kanallarına en yakın noktaları ve D ve E noktaları matkabın zırhına en yakın noktaları göstermektedir. Soğutma kanalları birbirine simetrik olmadığından B noktası A noktasına göre soğutma kanalına daha yakındır. A ve B noktalarındaki aşınma değerleri soğutmanın etkisini araştırmak için ölçülmüştür.

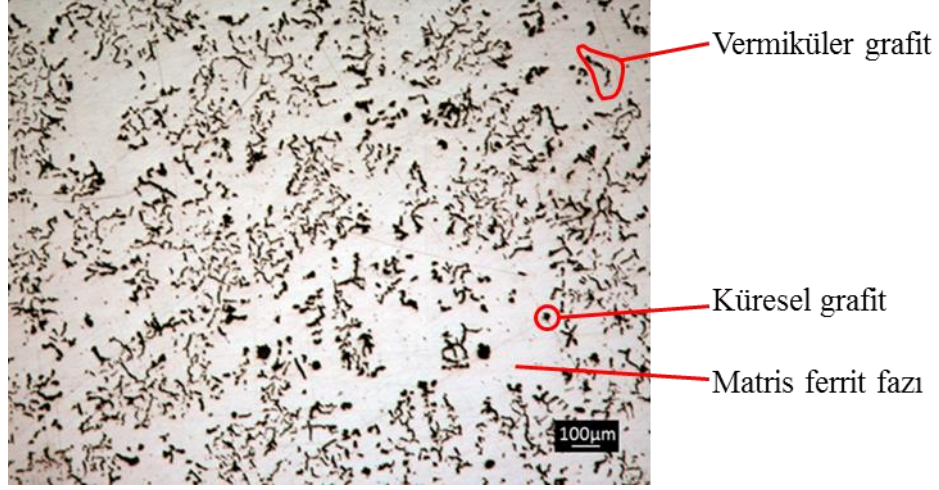


Şekil 6.1 : Matkabin: a) üstten, b) yandan, ve c) eğik görünümü.

ii) KGDD iş parçası: İşlenebilirlik testlerinde kullanılan KGDD plakalar Şekil 6.2’de gösterilmiştir. Şekil 6.3 KGDD iş parçasının içindeki grafit fazının dağılımını göstermektedir. Delme testleri yapılmadan önce plakalar döküm yapıdan dolayı olan heterojen tabakadan kurtulmak ve düz bir yüzey elde etmek için 1 mm paso kalınlığında tarama kafası ile dik freze yardımıyla işlenmiştir. Testler sırasında iş parçasının başlangıç yüzey kalitesinin takım ömrü ile bağlantısının önemli olduğu belirlenmiştir. Bir KGDD plakaya her bir havuzda 75 delik olacak şekilde 7 mm aralıklar ile toplam 450 delik açılmıştır.



Şekil 6.2 : a) Delik delme test düzeneği, b) KGDD plaka c) deliklerin detaylı gösterimi ve d) KGDD plakanın boyutları.



Şekil 6.3 : KGDD iş parçası mikro yapısındaki grafitlerin dağılımı.

iii) Tezgah: Delik delme testleri dik işleme merkezinde yapılmış ve deney düzeneği Şekil 6.2a’ da verilmiştir. CNC işleme merkezine tek kanallı Coolubricator by UNIST MQL sistemi adapte edilmiştir ve bu sistem 690 kPa basınçlı hava ile takım içinden hava yağ karışımı geçecek şekilde çalıştırılmıştır. MQL testlerinde kesme sıvısı olarak Coolube 2210EP kullanılmıştır.

iv) Takım Tutucu: Tek kanallı MQL sisteminde kararlı yağ damlacıkları elde edebilmek için takım tutucu plastik ve paslanmaz çelik boru ile modifiye edilmiştir, modifiye edilmiş takımın detaylı gösterimi Şekil 6.4’te verilmiştir. Plastik tüplerden ilki (25 mm uzunluğunda ve 6.35 mm iç çapında) iş mili ile takım tutucu arasına yerleştirilmiştir. Buradaki amaç iş mili ve takım tutucu arasındaki boşluktan çıkan hava yağ karışımı engellemek ve birikmesini önlemektir. Paslanmaz çelik adaptör ise germe somununa sıkı geçirilmiştir ve adaptör ile matkap arasına diğer çapı 7.94 mm olan plastik tüp yerleştirilmiştir. Buradaki amaç ise MQL sistemindeki damlacıkların kararlı ve sabit bir debi ile takımı beslemektir.



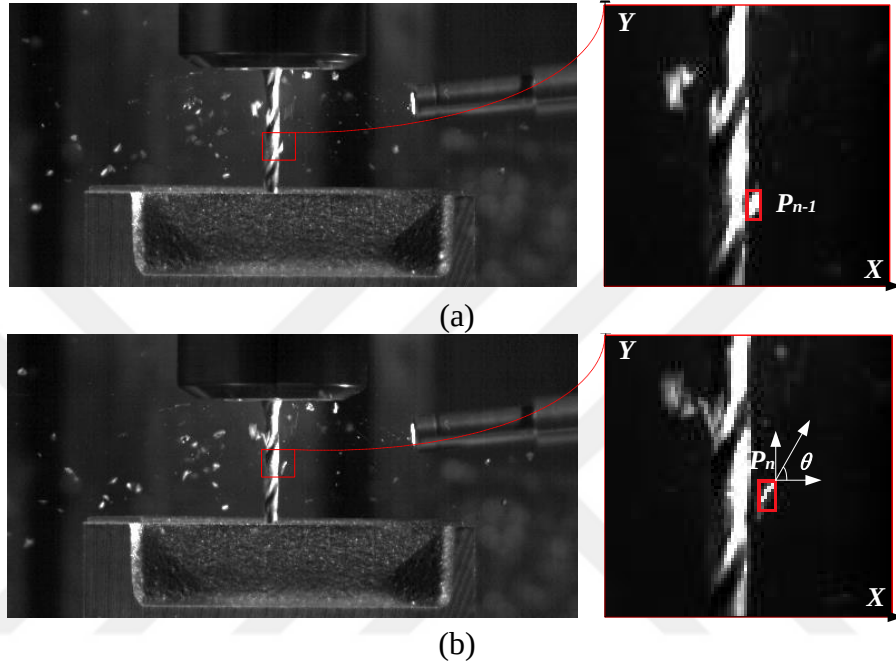
Şekil 6.4 : Modifiye edilmiş takım tutucunun teknik resmi, modifiye edilmiş takım tutucu, ve adaptör ve plastik tüpü bağlantılarının detaylı gösterimi.

v) Takım aşınması ölçümleri: Takım aşınmaları Şekil 6.1’de gösterilen 5 noktadan (A, B, C, D, E) ölçülmüştür. Ölçümler 100X büyütme altında optik takım mikroskobu ile gerçekleştirilmiştir. İlk 900 delik için her 150 delikte bir, 900. delikten sonra ise her 300 delikte bir ölçüm alınmıştır.

vi) Talaş morfolojisi: Her test parametresi için delik delme testlerinden sonra KGDD talaşları toplanmıştır. Her bir delik delme testinde 100 tanesi rastgele olarak seçilmiş ve bunlar şekillerine göre analiz edilmiştir. Şekillerine göre grubu temsil eden 10-15 talaş seçilerek SEM fotoğrafları çekilmiş ve bu fotoğraflar MATLAB yazılımı ile analiz edilerek talaşın boyutları belirlenmiştir.

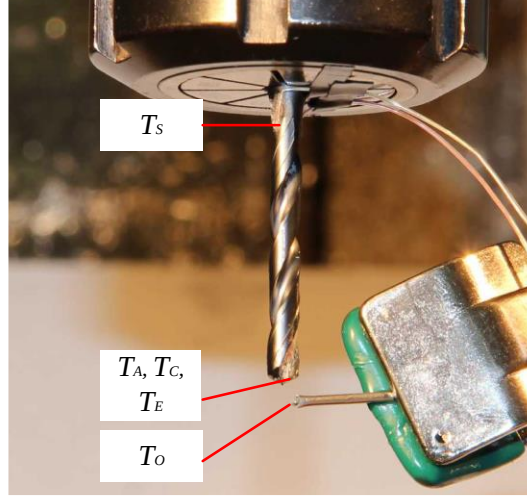
vii) Talaş hızı: Photron FASTCAM-1024PCI marka yüksek hızlı kamera delik delme işlemi sırasında oluşan ve uzaklaşan talaşın hızını ölçmek için kullanılmıştır. Yüksek hızlı görüntüler 2000 fps ile kaydedilmiştir. Çekimler sırasında gerekli olan ışık Fostec Model 8375 fiber optik ışık kaynağı ile sağlanmıştır. Talaş hızını ölçmek için 5 tane ardı ardına olan resim seçilmiş ve bunlar MATLAB yazılımı ile analiz edilmiştir.

Şekil 5'te iki ardı ardına gelen frame için talaş hızının nasıl ölçüldüğü gösterilmiştir. İlk olarak XY eksenlerinde talaşın kordinatları belirlenmiştir. Kordinatlar MATLAB yazılımında elle Şekil 6.5'te kırmızı kutunun içine alarak ilgili zaman için belirlenmiştir. Talaşın hızı talaşın P_n and P_{n-1} konumlarına ve iki resim arasındaki zaman aralığı oranlanarak hesaplanmıştır. 5 tane birbirini takip eden resim ortalama talaş hızının ölçülmesi için değerlendirilmiştir.



Şekil 6.5 : Yüksek hızlı kamera kullanılarak talaş hızının hesaplanması: a) $n-1$ anında talaşın yeri and b) n anında talaşın yeri.

viii) Matkaptaki sıcaklıkların ölçülmesi: Joule-Thomson (J-T) etkisinden dolayı olan soğuma durağan hal için 6 farklı noktadan ölçüm alınarak değerlendirilmiştir. Ölçümler Şekil 6.6'da görüldüğü gibi 1800 saniye boyunca 12 Hz örnekleme frekansı ile ölçülmüştür. 5 termal eleman (1) Matkabın şaftına T_S , (2) A, C ve E noktalarına T_A , T_C , ve T_E ve (3) soğuma kanallarının 2 mm uzağına T_O yerleştirilmiştir. T_O ve T_S termal elemanları 0.13 mm çapında (5TC-TT-K-36-36 by Omega), T_A , T_C , and T_E termal elemanları ise 0.08 mm çapındadır (5TC-TT-K-40-36 by Omega). Çalışmada kullanılan 5 termal elemanda K-tipidir.



Şekil 6.6 : Termal elemanların yerleri.

6.1.2 Deney Tasarımı

Çizelge 6.1’de testlerde kullanılan proses parametreleri verilmiştir. Çalışmada ilerleme hızı sabit 1592 mm/dk (literatürdeki çalışmalardan iki katı daha hızlı) olarak seçilmiştir. Takım testler sırasında 7961 dev/dk ile döndürülmüş ve 0.2 mm/dev (0.1 mm/dev ağız başına ilerleme) ilerleme ile hareket ettirilmiştir. Testlerde derinlik 25.4 mm ve derinliğin matkap çapına oranı ($L/D=25.4/4$) 6.3’tür. İki delik delme prosesi arasında takımın soğuyabilmesi için 3 sn beklenmiştir. Üç farklı yağlama durumu testlerde denenmiştir. Bunlar kuru kesme şartları basınçlı hava ile ve basınçsız hava ile (sırası ile Deney I ve Deney II), ve 5ml/saat MQL şartlarıdır (Deney III).

Çizelge 6.1 : Üç delik delme testi.

Deney	Yağlama Durumu	Matkap Ömrü (Toplam delik sayısı)	
		Test 1	Test 2
I	Kuru (basınçlı havasız)	1742	639
II	Kuru (basınçlı havalı)	3150	2969
III	MQL, 5 ml/hr	2570	2948

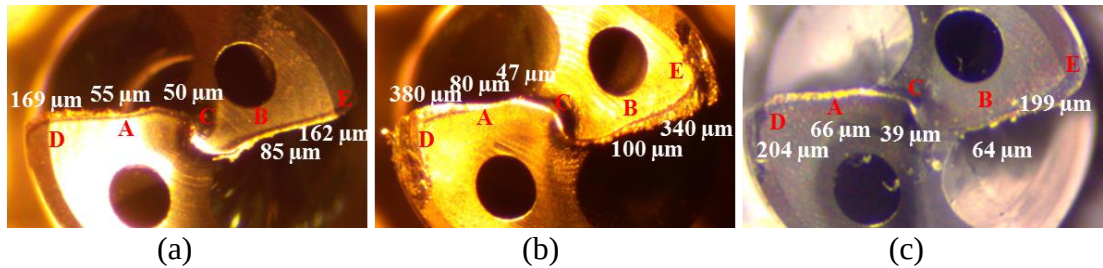
6.1.3 Sonuçlar

6.1.3.1 Takım ömrü ve takım aşınması

Takım ömrü takım kırılmadan delebildiği delik sayısı ile belirlenmiştir. Çizelge 6.1’de takım ömürleri üç farklı yağlama koşulu ve 2 tane tekrarlı test için verimiştir. Farklı yağlama/soğutma durumları için yapılan ölçümler deney olarak adlandırılmış ve her bir deneyin tekrarlı testlerine test olarak adlandırılmıştır. Deney I’de kuru ve basınçlı

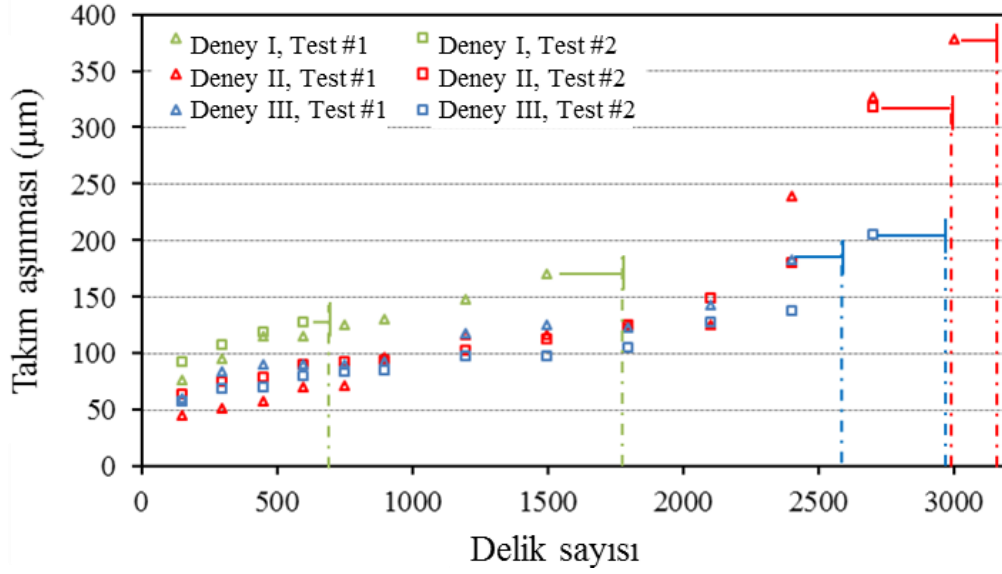
hava kullanılmadan yapılan teste sırası ile 1742 ve 639 delik delinmiştir. Her ne kadar iki test arasında bir fark olsada elde edilen bu rakamlar matkabın iyi bir kaplamaya ve geometriye sahip olduğunu bize göstermektedir. Deney II’de Deney I’den farklı olarak 690 kPa basınçlı hava takım içinden kesme bölgesini yollanmıştır ve takım ömrü dikkate değer bir şekilde 3150 ve 2969 delik olarak belirlenmiştir. Buradaki artışın sebebi konveksiyon ve J-T etkisinden dolayı olan soğuma ve talaşın daha iyi bir şekilde tahliye edilebilmesidir. Deney III’te 5 ml/saat debi ile basınçlı hava ve yağ karışımı kesme bölgesine uygulanmış ve takım ömrü 2570 ve 2948 delik olarak belirlenmiştir. Bu değerler Deney II’de elde edilen takım ömrü değerlerinden daha azdır ve bu KGDD delik delmede yağın takım ömrünü azalttığını göstermektedir.

Şekil 6.7, üç farklı yağlama koşulu için matkap kırılmadan önce çekilen aşınma resimlerini göstermektedir. Şekil 6.7a’da Deney I’de elde edilen 5 farklı noktadaki ölçümler görülmektedir. C noktasında yani matkabın radyal ağzında en küçük ($50\ \mu\text{m}$) serbest yüzey aşınması oluşmuştur. B noktası A noktasına göre soğutma kanallarına daha yakın olmasına rağmen aşınma miktarı A noktasından daha yüksektir. D ve E noktasında ise aşınma değerleri en yüksek ölçülmüştür. Bunun sebebi yüksek kesme hızlarından dolayı oluşan yüksek sıcaklıklardır (Li ve Shih, 2007). Benzer olarak Şekil 6.7b ve 6.7c’de en küçük serbest yüzey aşınması C noktasında ölçülmüştür. Deney II için benzer olarak B noktasındaki aşınma A noktasından büyük ölçülmüştür, bu KGDD delik delme işleminde mekanik etkinin soğuma etkisinden daha baskın olduğunu bize gösterebilir. Aynı şekilde D ve E noktalarında en yüksek serbest yüzey aşınması meydana gelmiştir.



Şekil 6.7 : Aşınmış takımların üstten görünüşü: a) Deney I, Test #1 (1500. delik), b) Deney. II, Test #1 (3000. delik) ve c) Deney. III, Test #2 (2700. delik).

Şekil 6.8’de 5 farklı noktadan ölçülen maksimum serbest yüzey aşınmasının delik sayısına göre değişimi verilmiştir. Dikey olarak çizilen çizgiler takım ilgili testte elde edilen takım ömrü değerleridir. Deney II ve Deney III için benzer aşınma eğilimi elde edilmişken Deney I için ölçülen serbest yüzey aşınma değerleri daha yüksektir.



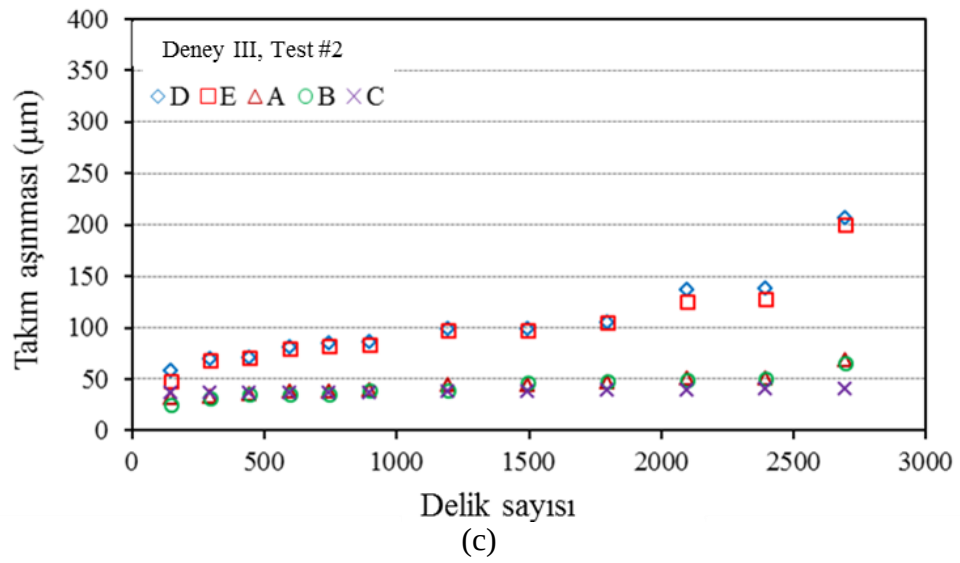
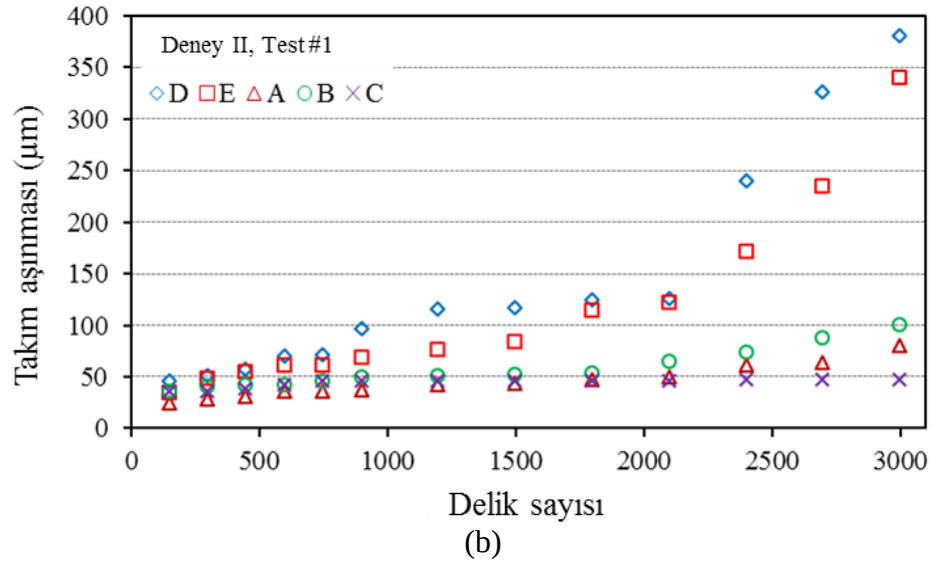
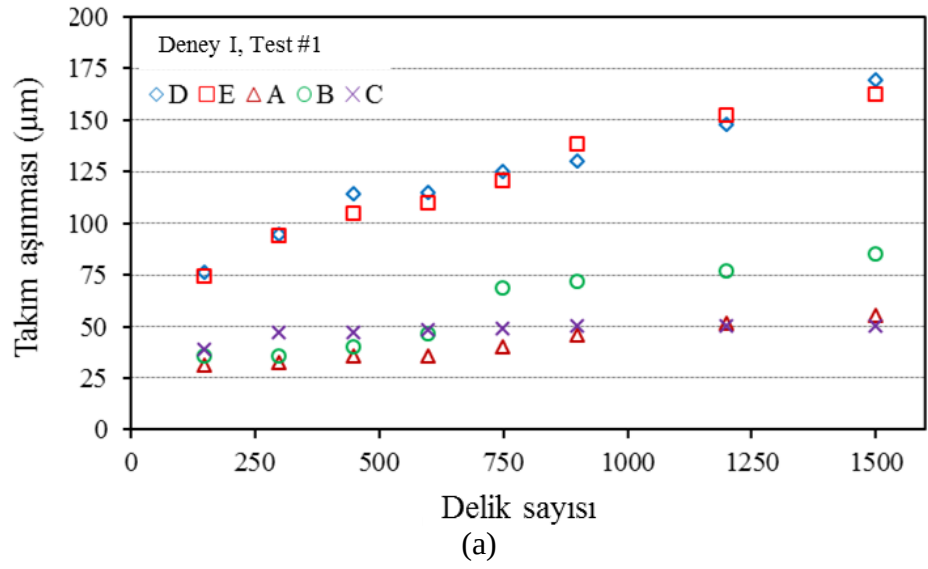
Şekil 6.8 : Maksimum takım aşınmaları (Tests #1 and #2) of Deney I, II ve III.

Şekil 6.9’da A, B, C, D, and E noktalarındaki serbest yüzey aşınmalarının gelişimi grafik halinde verilmiştir. Bu grafikler Deney I için Test #1, Deney II için Test #1 ve Deney III için Test #2’deki veriler kullanılarak elde edilmiştir.

Şekil 6.9a basınçlı hava kullanılmadan kuru şartlarda gerçekleştirilen aşınma değerlerini göstermektedir. C noktasındaki serbest yüzey aşınması 750. deliğe kadar B ve C noktalarındaki aşınma değerine yakın olarak ölçülmüştür. 750. delikten sonra A ve B noktalarındaki aşınma hızı yükselmiştir. D ve E noktasındaki aşınma değerleri A, B ve C noktalarındaki aşınma miktarından belirgin bir şekilde fazladır.

Basınçlı hava kullanılarak yapılan kuru testlerde, bütün noktalarda 750. deliğe kadar düşük aşınma hızları gözlenmiştir (Şekil 6.9b). 750. delikten sonra D ve E noktalarındaki aşınma hızları bir miktar artmış ve 2100. delikten sonra D ve E noktalarında yüksek aşınma hızları gözlenmiştir. Bunun nedeni matkabın kaplamasında oluşan hasarlardır.

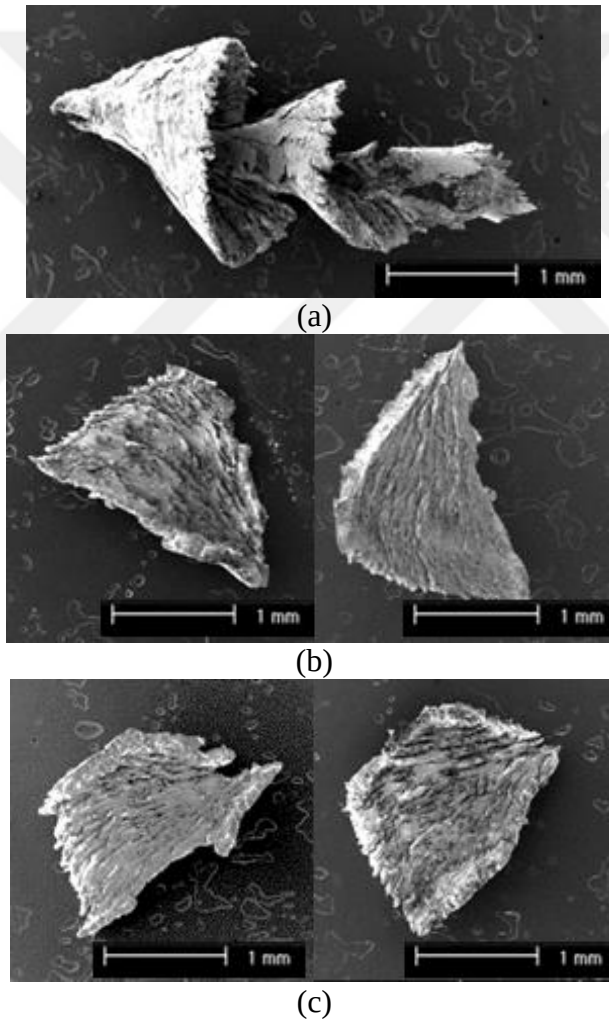
MQL ile gerçekleştirilen testlerde elde edilen aşınma gelişim grafiği Şekil 6.9c’de verilmiştir. A, B ve C noktalarında kararlı ve sabit aşınma hızları gözlenmiştir. D ve E noktalarında ise klasik aşınma eğrisi davranışı elde edilmiştir.



Şekil 6.9 : A, B, C, D ve E noktalarındaki serbest yüzey aşınmaları a) Deney I (Test #1), b) Deney II (Test #1) ve c) Deney III (Test #2).

6.1.3.2 Talaş morfolojisi

Yapılan çalışmada şekline göre üç farklı talaş tipi gözlenmiştir. Bunlar üçgen (ÜT), dört kenarlı (DKT) ve spiral (ST) şeklindedir ve Şekil 6.10'da SEM fotoğrafları verilmiştir. Benzer talaş morfolojileri daha önce Olivera ve arkadaşlarının yaptıkları (2011) çalışmadaki talaş formları ile örtüşmektedir. Yüksek hızlı kamera ile yapılan incelemelere göre oluşan spiral talaş sadece matkabın ilk defa iş parçası ile temas ettiği zaman oluşmaktadır. Daha sonra oluşan bu talaş kırılarak üçgen ve dört kenarlı talaş formunu oluşturmaktadır. Yapılan ilk incelemelerde üçgen ve dört kenarlı talaşın 1.5 ila 2 mm kenar uzunluğuna sahip olduğu ve spiral talaşın 2 ile 4 mm arasında bir boyutu olduğu gözlenmiştir.



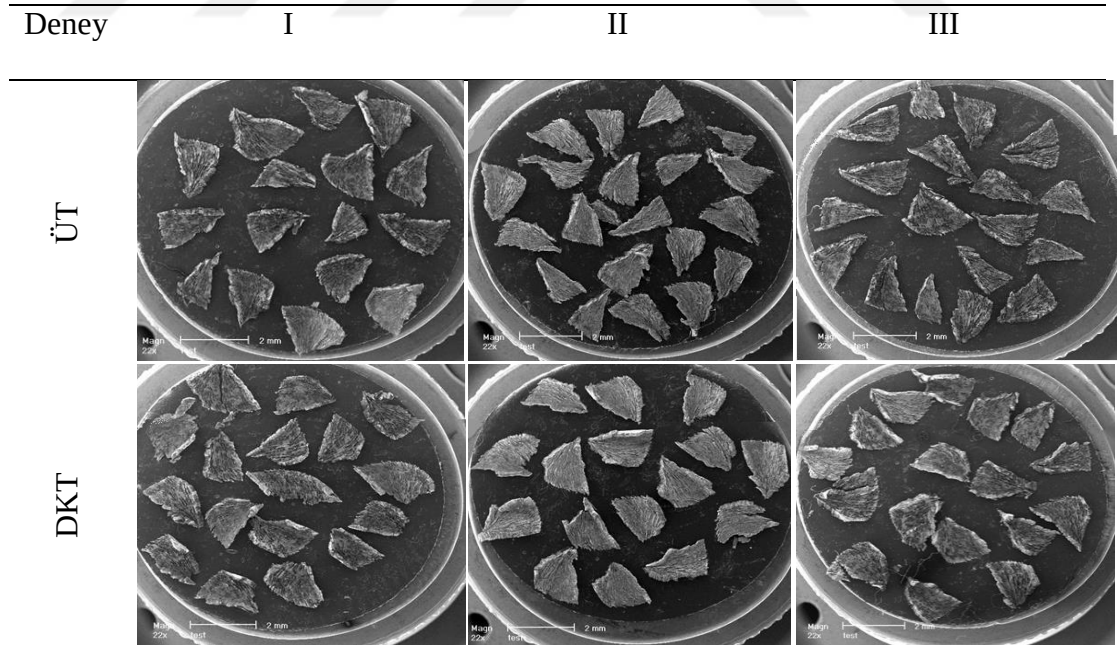
Şekil 6.10 : Üç farklı talaş tipinin SEM fotoğrafları: a) Spiral Talaş, b) Üçgen talaş ve c) Dört kenarlı talaş.

Çizelge 6.2’de ÜT, DKT ve ST’nin 100 tane talaşın rastgele seçilerek istatistiksel olarak elde edildiği deneylerdeki görülme sıklıkları verilmiştir. ÜT şeklinden ve boyutunun DKT’dan daha küçük olmasından dolayı daha kolay uzaklaştırıldığı varsayımı yapılmıştır. Deney II’de ÜT %66 ile Deney I (%52) ve Deney III’ten (%60) daha sık oluşmuştur. Bu Deney II’de elde edilen daha yüksek takım ömrünü de açıklamaktadır. DKT sırası ile Deney I (%42), Deney III (%36) ve Deney II’de (%32) oluşmuştur. Bu sıra aynı zamanda takım ömrü sıralaması ile örtüşmektedir.

Çizelge 6.2 : Talaşların görülme sıklığı.

Deney	ÜT (%)	DKT (%)	ST (%)
I	52	42	6
II	66	32	2
III	60	36	4

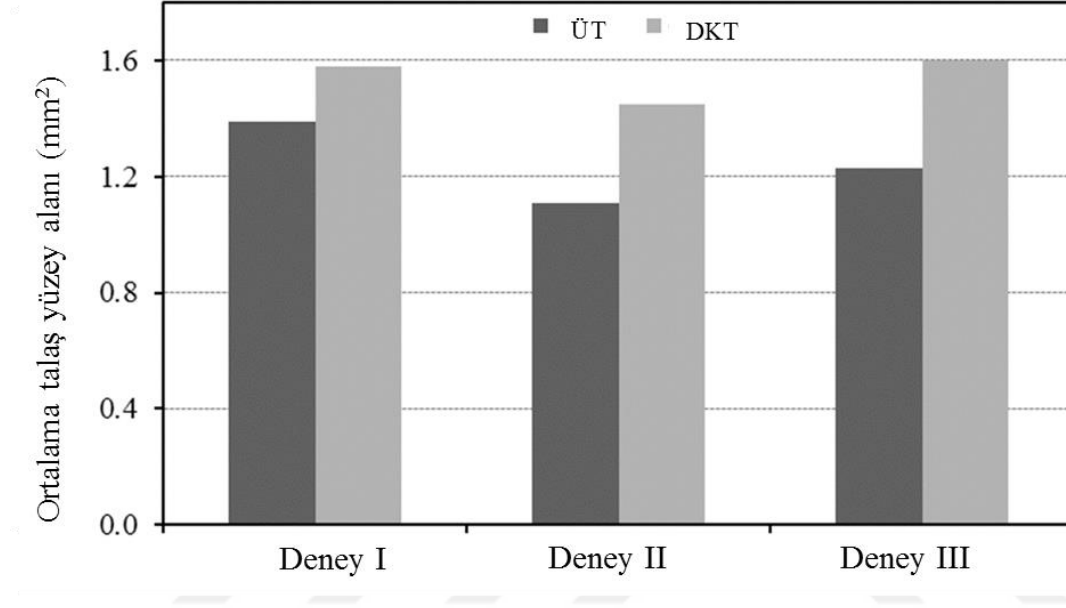
Çalışmada elde edilen talaşların boyutları her bir deney için SEM kullanılarak karşılaştırılmıştır. Şekil 6.11’de görüldüğü gibi 15 ile 20 arasındaki rastgele seçilen talaşlar öncelikle SEM yardımı ile fotoğraflanmış daha sonra MATLAB yardımı ile analiz edilmiştir. MATLAB yazılımı ile talaşların öncelikle sınırları belirlenmiş ve sınırlar arasın kalan alanlar hesaplanmıştır.



Şekil 6.11 : Talaş boyutun belirlenmesi için çekilen talaş SEM fotoğrafları.

Şekil 6.12’de ortalama yüzey alanlarının karşılaştırmalı çubuk diyagramı verilmiştir. Grafikten iki önemli çıkarım yapılabilir: (1) ÜT’in boyutları DKT’nin boyutlarından daha küçüktür, (2) en büyük talaş boyutu Deney I de ölçülmüş ve bunu Deney III ve

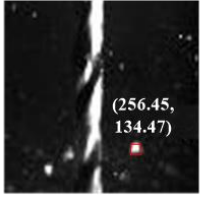
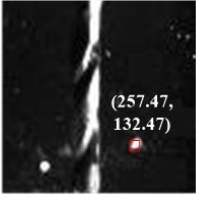
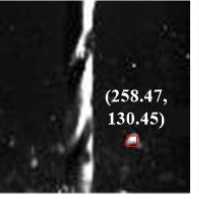
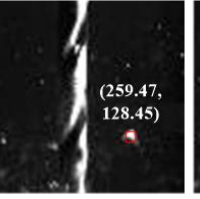
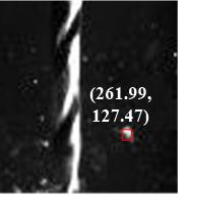
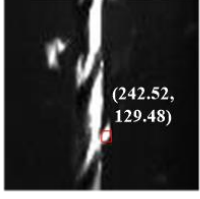
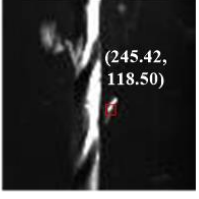
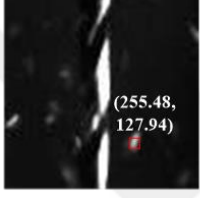
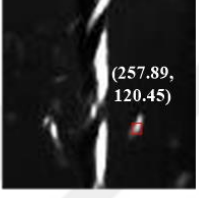
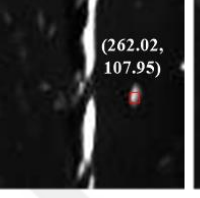
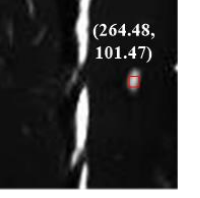
Deney II takip etmektedir. Deney II’de en küçük ÜT (1.1 mm^2) ve DKT (1.5 mm^2) meydana gelmektedir. Delik delmede, büyük boyutlu talaşlar delik duvarında yüksek sürtünme kuvvetleri oluştururlar ve buna bağlı olarak tork ve sürtünmeden kaynaklı ısı oluşumu da artar. MQL kullanımı ile daha büyük talaş formları oluştuğu yaklaşımı yapılırsa, oluşan talaşın Deney III uzaklaştırılması Deney II’ye göre daha zor olacaktır. Bu Deney II’de elde edilen daha uzun matkap ömrünü açıklamaktadır.



Şekil 6.12 : Ortalama talaş yüzey alanı.

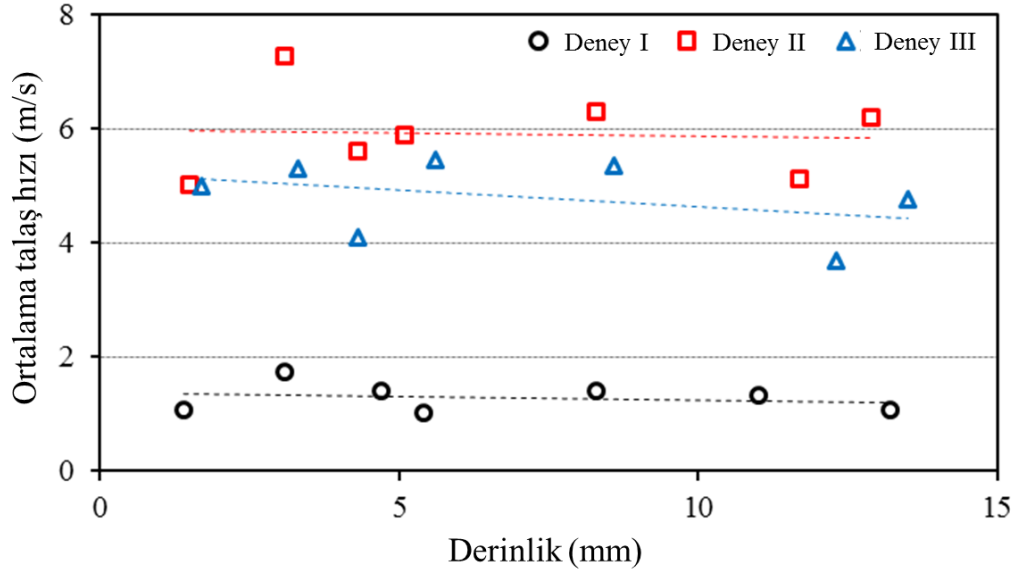
6.1.3.3 Talaş hızı

Şekil 6.13’te üç farklı durum için 5 tane ardı ardına yüksek hızlı kamera ile elde edilmiş resim gösterilmiştir. Her bir resimdeki kırmızı kareye alınmış talaşların koordinatları MATLAB yardımı ile tespit edilmiştir. Belirlenen koordinatlar parantez içinde belirtilmiştir. Yanyana gelen her iki resim arasındaki zaman adımı 0.0005 saniyedir. Ardarda gelen iki resimdeki talaşın yerdeğiştirmesi ile 0.0005 sn zaman adımı orantılanarak talaşın hızı hesaplanmıştır. Ortalama talaş hızı ise 5 farklı resim için hesaplanan 4 farklı talaş hızlarının ortalaması alınarak belirlenmiştir. Sonuçlar Şekil 13’te özetlenmiştir. En yüksek ortalama talaş hızı 5.6 m/s ile Deney II’de ölçülürken, Deney I’de 1.4 m/s ile en düşük ortalama talaş hızı ölçülmüştür. Deney III’te elde edilen talaş hızı (4.1 m/s) yağ partiküllerinin ataletlerinden (15) ve talaş boyutundan dolayı Deney II’den daha azdır.

Den	1 (0 s)	2 (0.0005 s)	3 (0.001 s)	4 (0.0015 s)	5 (0.002 s)
I					
II					
III					

Şekil 6.13 : Ortalama talaş hızları ve yüksek hızlı kamera görüntüleri (birim: mm).

Ortalama talaş hızının derinliğe göre değişimi bütün deneyler için Şekil 6.14’de verilmiştir. Yedi farklı derinlikte ölçülen ortalama talaş hızları lineer regresyon yapılarak ortalama talaş hızının değişimi incelenmiştir. Bütün deneyler için ortalama talaş hızının derinlik ile bereaber bir miktar düştüğü gözlenmiştir. Bu düşüş takım derine girmesi ile artan sürtünme kuvveti ile açıklanabilir. Şekil 6.14’te elde edilen bulgular Şekil 6.12’deki ile uyumludur. Deney II’de oluşan talaşların uzaklaştırılması en kolay olanlardır. En uzun takım ömrünün Deney II’de gerçekleşmeside bunun bir kanıtıdır.



Şekil 6.14 : Ortalama talaş hızının derinliğe göre değişimi.

6.1.3.4 Takım sıcaklık analizi:

Deney II ve III'te meydana gelen T_O , T_S , T_C , T_A , and T_E (Şekil 6.6) noktalarındaki soğuma miktarları Tablo 6.3'te özetlenmiştir. Soğuma yüksek hızlı akışkandan kaynaklı konveksiyon ve akışkan gazın takım ağzından çıkışında meydana gelen J-T etkisinden kaynaklanmaktadır. Sıcaklık düşüşü takımdan 2 mm uzaklıktaki noktadaki T_O dışında ihmal edilebilir ölçülerde ve karşılaştırma yapılamayacak düzeydedir. T_O noktasında ise J-T etkisinden dolayı sıcaklık düşüşü 15°C olarak ölçülmüştür.

Çizelge 6.3 : Sıcaklık değişimleri (unit: $^\circ\text{C}$).

Deney	T_O	T_S	T_C	T_A	T_E
II	15.0	0.71	0.93	1.70	0.75
III	15.6	0.67	0.96	1.71	0.81

Deney sonuçlarına göre kesme ağzında J-T etkisinden dolayı çok sınırlı bir soğuma meydana gelmektedir. Fakat basınçlı akışkan takımın soğutma kanallarından çıktıktan sonra genişleyerek soğur ve kesme sırasında deliğin alt yüzeyinden yukarı doğru çıkarken takımı soğutabilir.

6.2 Derin delik delme işleminde işlenebilirlik testleri

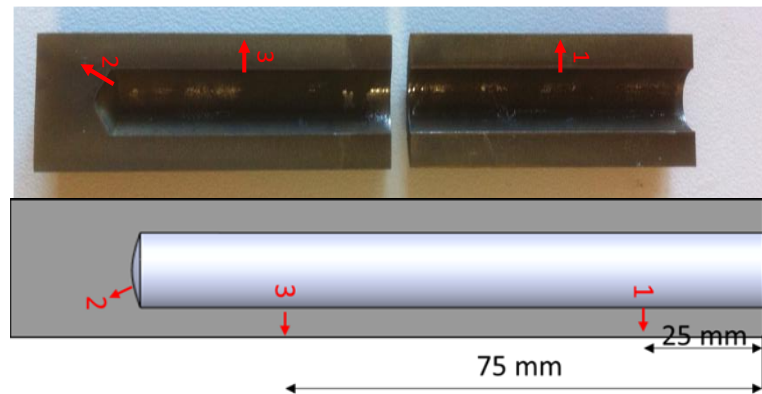
Bu kısımda takım içinden hava yağ karışımı geçirilerek yapılan derin delik delme işleminde işlenebilirlik özellikleri incelenmiştir. Derin delik delme testlerinde 3 farklı kesme parametresi kullanılmış ve bunlar Çizelge 6.4'te özetlenmiştir. İşlenebilirlik testleri iş parçası ve takım sıcaklık modellerinde kullanılan matkap ile aynı geometriye sahip matkap ile yapılmıştır.

Çizelge 6.4 : İşlenebilirlik testlerinde kullanılan kesme parametreleri.

Deney	Kesme Hızı [m/dak]	İlerleme [mm/dev]
1	25	0.15
2	50	0.15
3	75	0.1

6.2.1 Deney düzeneği ve incelenen işlenebilirlik parametreleri

i) Sertlik ve yüzey pürüzlülüğü ölçümleri: Sertlik ölçümleri için her bir numune sırası ile 180, 360, 600 ve 1200 numaralı zımpara kağıtları ile zımparalanıp Al_2O_3 tozu ile parlatılmıştır. Parlatılan numuneler Schimadzu mikro Vickers sertlik ölçme cihazı ile 1000 mN yükün 15 saniye uygulanması ile ölçülmüştür. Sertlik ölçümleri 3 farklı bölgeden yapılmıştır; matkabın iş parçasına ilk kez temas ettiği yüzeyden 25 mm derinlikten, 75 mm derinlikten ve kesme kenarının en son değdiği yerden (Şekil 6.15). Ölçümler her 25 μm 'de bir gerçekleştirilmiş ve 500 μm derinliğe kadar ölçüm alınmıştır.



Şekil 6.15 : Derin delik delme sonrası alınan kesitteki sertlik ölçüm yerleri a) parça üzerinde b) şematik olarak gösterilmiştir.

Ortadan ikiye ayrılan numuneler MITUTOYO yüzey pürüzlülüğü ölçüm cihazı ile 25 ve 75 mm derinlikten ölçümler alınarak yapılmıştır.

ii) İç yapı analizleri: Sertlik testleri için zımparalanan ve parlatılan numuneler %3 nitrik asit alkol çözeltisi (NITAL 03) ile dağlanarak iç yapıları incelenmiştir. İç yapılar öncelik ile optik mikroskop ile incelenmiştir. Detaylı bir araştırma için numuneler SEM mikroskobunda incelenmiştir.

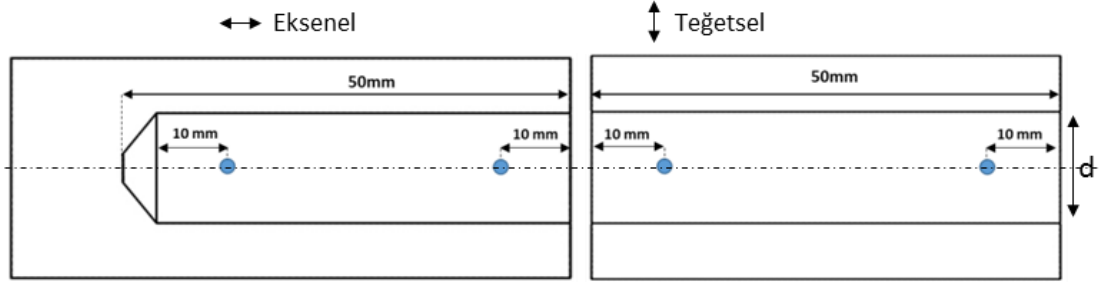
iii) Takım aşınması: Takım aşınması testleri Spinner U1520- 5 eksen freze tezgahında gerçekleştirilmiştir. Şekil 6.16'da gözüktüğü gibi aşınma testleri ardışık şekilde aynı iş parçasında yapılmıştır. Aşınma testlerinde MQL'in debisi 50 ml/sa olarak ayarlanmıştır. Aşınma ölçümleri Dino Capture dijital mikroskobu kullanarak 80X büyütmede gerçekleştirilmiştir. Kesme hızı 75 m/dk olan deneylerde aşınma sonucunun daha hassas kontrol etmek için her 2 delikte bir ölçüm alınmıştır. Diğer deney koşullarında ise her 4 delikte bir ölçüm alınmıştır.



Şekil 6.16 : Aşınma test düzeneği

iv) Delik Delmede Oluşan Kalıntı Gerilmeler: Kalıntı gerilmeler talaş kaldırılmış yüzeyden başlayarak derinlik profili boyunca XRD ve ESPI (electronic speckle pattern interferometry) yöntemi ile elde edilmiştir.

Delinen numunelerden kalıntı gerilme ölçümlerinin yapılması için numuneler ortadan tel erozyon yardımı ile ikiye kesilmiştir. 4 farklı ölçüm noktası seçilmiştir. Bu noktalar yüzeyden 10, 40, 60 ve 90 mm olarak seçilmiştir. Belirlenen bu noktaların şematik gösterimi Şekil 6.17'de verilmiştir.



Şekil 6.17 : Kalıntı gerilme ölçüm pozisyonları.

Yukarıda da bahsedildiği gibi kalıntı gerilme ölçümlerinde iki farklı yöntem kullanılmıştır: 1) XRD yöntemini kullanarak yüzeydeki artık gerilmeler ölçümü 2) Delik açma ve ESPI tekniklerini kullanarak derinliğe bağlı artık gerilme ölçümleri gerçekleştirilmiştir. Delik yüzeyinden XRD yöntemi ile Stresstech XStress 3000 G2R- XRD cihazını kullanarak ölçülmüştür. XRD ölçümlerinin parametreleri Çizelge 6.5’de verilmiştir.

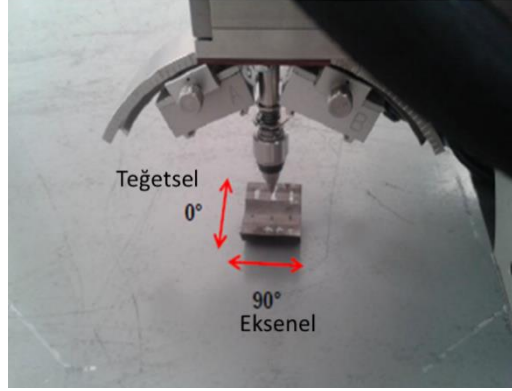


Şekil 6.18 : Stresstech XStress 3000 G2R- XRD cihazı.

Çizelge 6.5 : XRD ölçüm parametreleri.

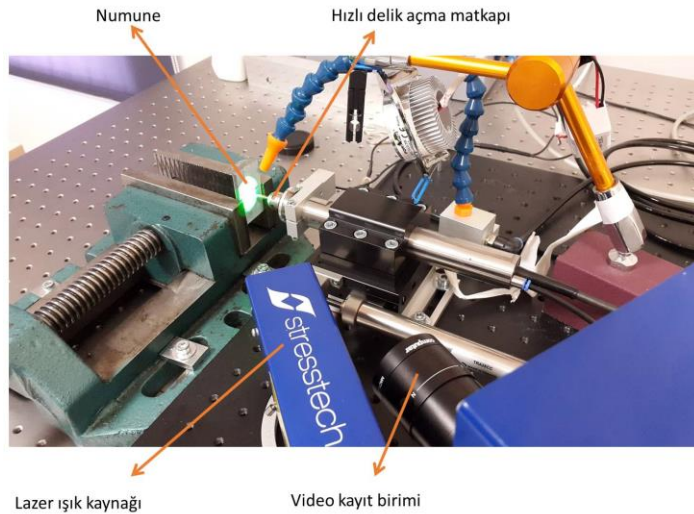
φ Axis	Modified x
φ axis mode	$\sin^2 \varphi$
φ position number	23
φ positions (chi) -Axial	-24° - 24° (9 tilts)
φ positions (chi) -Tangential	-18° - 18° (11 tilts)
φ oscillations	$\pm 5^\circ$
Φ positions	0° ve 90°
Radiation	CrK α_1
Tube Voltage and Current	30 kV, 6.7mA
Peak	156.4° (211)

XRD ölçümleri eksenel ve teğetsel yönlerde yapılmıştır. XRD ölçümlerinde açılar, ölçüm noktaları delik eğrisinin tam ortasında olmak sureti ile ayarlanmıştır. Şekil 6.19 seçilen eksenlerin yönünü göstermektedir.



Şekil 6.19 : XRD ölçüm eksenleri.

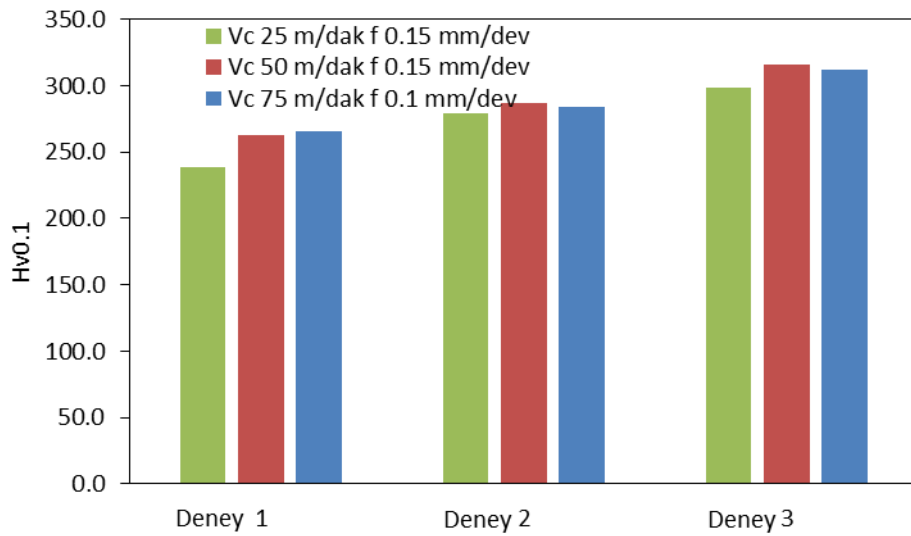
Yüzeydeki kalıntı gerilmeler ölçüm sonrası hesaplandıktan sonra, o noktalardaki kalıntı gerilme profili 500 mikrometre derinlikte delik açma ve ESPI yöntemini kullanarak elde edilmiştir. Prism-hd1000 cihazı farklı derinliklerde delik açarak kalıntı gerilme hesapları için kullanılmıştır. Yöntem delik sonrası bölgesel gerilme rahatlamaya dayanmaktadır. Parça üzerinde açılan bir delikle kalıcı gerilme ortadan kaldırılıp, kalan gerilmenin kendine yeni bir denge halı bulması sağlanır. İşlem sırasında mikro ölçekte bir yüzey deformasyonu meydana gelir ve bu bozulma da ESPI (elektronik girişim deseni analizi) yaklaşımı ile ölçülmektedir. Şekil 6.20`de görüldüğü gibi test düzeneği, bilgisayar, lazer ışık kaynağı, yüksek hızlı delici matkap ve video kayıt birimlerinden oluşmaktadır.



Şekil 6.20 : Artık gerilme test düzeneği.

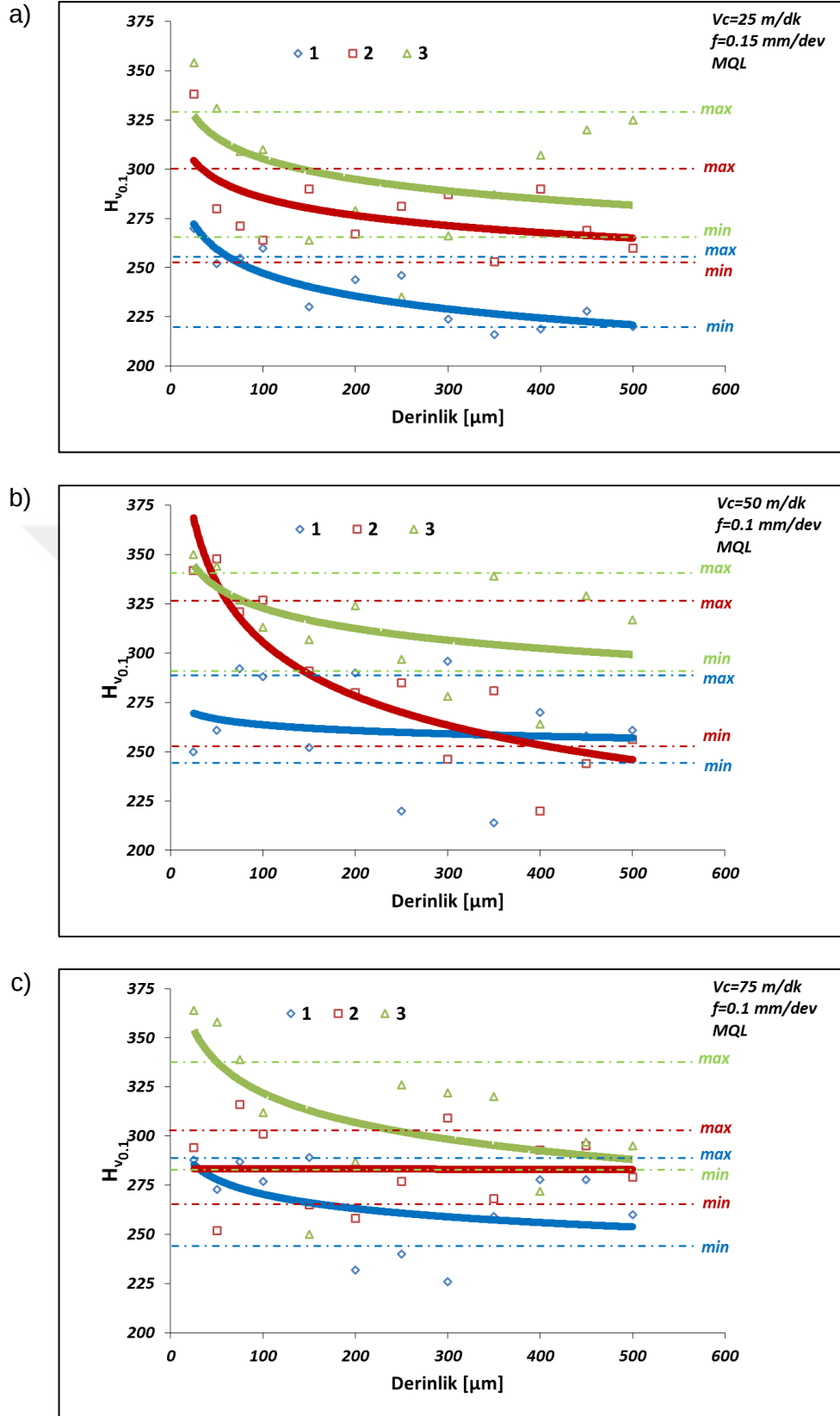
6.2.2 Sonuçlar

Sertlik ölçüm sonuçlarında ideal bir sertlik dağılımının elde edilemediği görülmektedir. Özellikle KGDD gibi homojen olmayan (çoğunlukla grafit ve perlitik, çok az ferritik) bölgelerden oluşan yapılardaki mikro seviyedeki sertlik değişiminin homojen yapılara göre daha büyük sapmalar göstereceği açıktır. Bu handikapa rağmen yapılan ölçümlerde genel bir değişim trendi görülmüştür. Kesme hızının artması ile sertlik değerinin arttığı söylenebilir. 3 numaralı deneyde kesme hızı artarken ilerleme değeri düşürülmüştür buna rağmen sertlik değerinde bir miktar artış görülmektedir.



Şekil 6.21 : Sertlik değerlerinin bar diyagramında karşılaştırılması.

Şekil 6.22'deki grafiklerde yüzeyden uzaklığa bağlı sertlik değişimi 3 farklı kesme parametresi için gösterilmiştir. Sertlikler 3 farklı bölgeden ölçülmüştür. 1 numaralı sertlik ölçüm bölgesi delik yüzeyinden yaklaşık 25 mm aşağıda delik çeperinden dışarı doğru olan ölçümlerdir. 2 numaralı ölçümleri matkabın radyal ağzından aşağıya doru olan ölçümleri gösterirken 3 numaralı sertlik ölçüm noktası ise yaklaşık 75 mm derinlikteki sertlik ölçümleridir. Sertlik ölçümleri grafit fazının görülmeyişi perlit fazının bulunduğu yerlerden alınmıştır.

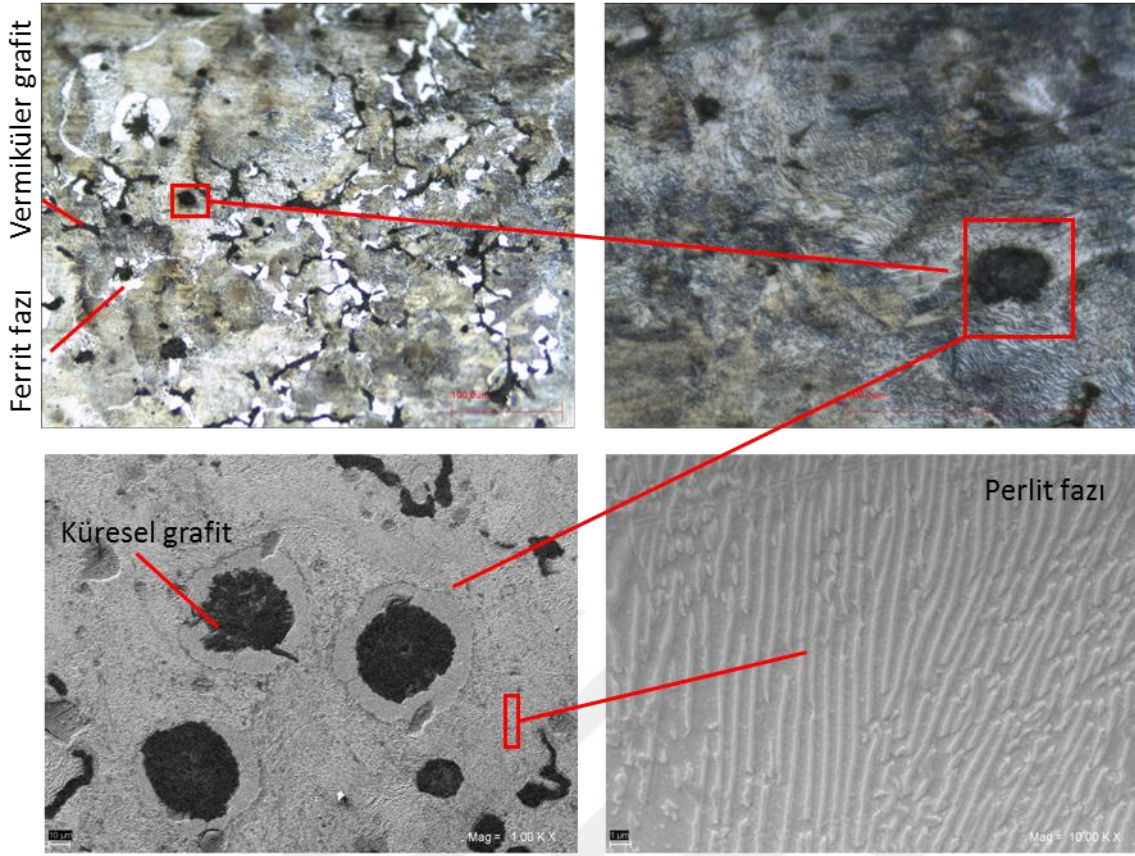


Şekil 6.22 : Sertlik dağılımları a) $V_c 25 \text{ m/dk}$ $f 0.15 \text{ mm/dev}$, b) $V_c 50 \text{ m/dk}$ $f 0.15 \text{ mm/dev}$ ve c) $V_c 75 \text{ m/dk}$ $f 0.1 \text{ mm/dev}$.

Matkabın iş parçasıyla ilk temas ettiği bölgede sertlikler diğer bölgelere göre daha düşüktür. Bu değer delik yüzeyine yakın yerlerde 275 Hv iken yüzeyden uzaklaştıkça 220-250 Hv değerlerine düşmektedir. Girişten 75 mm uzaklıkta ve matkabın kesme kenarının iş parçasına son temas ettiği bölgelere ait ölçümlerde; delik yüzeyine yakın yerdeki sertlik ölçümleri aynı aralıkta iken yüzeyden uzaklaştıkça kesme kenarının temas ettiği bölgenin sertliği diğerine göre daha düşük çıkmıştır. Sekil 6.22'e göre 3. Bölgede sertlik değerleri 2. ve 1. bölgeden 25-50 Hv daha fazladır.

Kesme parametrelerinin etkisi incelendiğinde; kesme hızı arttıkça sertlik değerleride bir önceki kesme parametrelerine göre %10 düşmektedir. Bunun sebebinin kesme sıcaklıklarının ve gerçekleşen plastik deformasyonun bir öncekine göre daha az olmasıdır. Bu durum kesme kuvvet sonuçları ile de doğrulanmaktadır. Kesme kuvvetlerine bakıldığında da kesme hızı 25 m/dk iken kesme kuvvetleri 715 N iken, 50 ve 75 m/dk kesme parametrelerinde ölçülen kesme kuvvetleri 880 – 900 N aralığındadır.

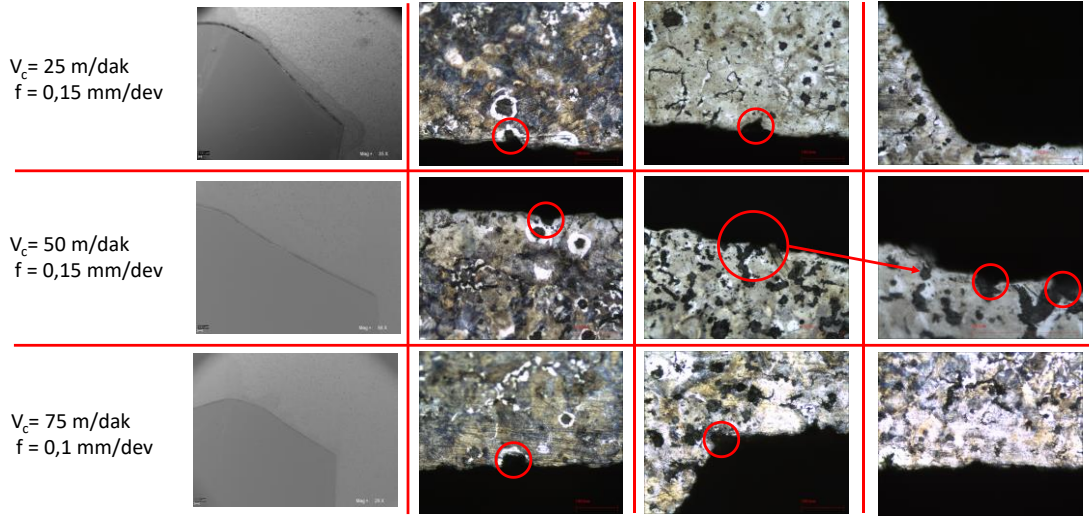
Çalışmada kullanılan malzeme GJV-400 kompakt grafitli dökme demirin iç yapı görüntüleri öncelikle optik daha sonra ise SEM mikroskobunda elde edilmiştir. Şekil 6.23'deki analiz görüntülerinden anlaşılaacağı üzere, mevcut KGDD yapısı hem küresel hem de vermiküler geometrisine sahip grafit fazlarından oluşmaktadır. Bu fazlar perlit ana fazı içinde düzgün sayılabilecek bir düzenle dağılmışlardır. Malzemenin farklı mekanik ve fiziksel özellikler göstermesini sağlayan ve aynı zamanda malzemeye adını veren grafitin kompakt şekilli olmasıdır. Sekil 6.23'da çalışmada kullanılan malzemenin iç yapı fotoğrafları farklı büyütme ölçeklerinde gösterilmiştir. Görüldüğü gibi küresel grafitler ile lamel grafitler çok homojen bir şekilde dağılmadığı için malzemenin özellikle mikro ölçekte farklı bölgelerinde farklı özelliklerin görülmesi normaldir. Ana matris fazı yüzde yüze yakın perlitlik yapıdadır, grafit fazlarının etrafında ise sınırlı miktarda ferrit fazı görülmektedir.



Şekil 6.23 : KGDD iç yapı fotoğrafları.

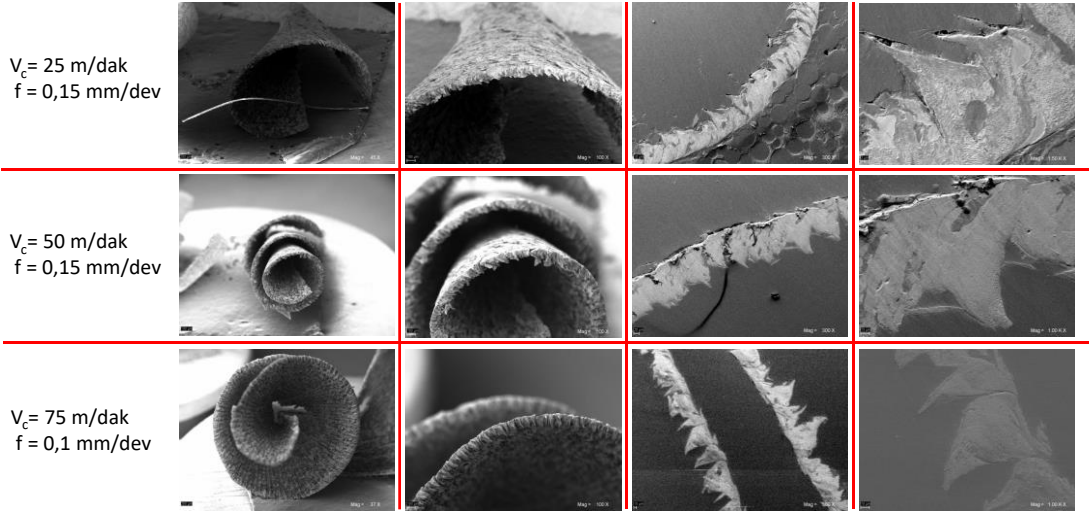
Çizelge 6.6`da delinen delik etrafındaki sınıra ait iç yapı fotoğrafları sırayla 3 kısımda verilmiştir; bunlar 0-50 mm arası, 50-100 mm arası ve matkabın özünün temasta bulunduğu kısma ait olanlardır. 3. sıradaki fotoğraflarda, dökme demirler yapısındaki grafitlerin ana faza zayıf bir şekilde tutunması nedeni ile kesme duvarından kopması sonucu ile oluşan boşluklar her 3 parametre içinde mikro ölçekte gösterilmiştir. Yüzey düzgünsüzlüğüne neden olan bu boşlukların yüksek dönme hızlarında düşük dönme hızlarına göre daha az olduğu gözlenmiştir.

Çizelge 6.6 : Delik etrafındaki faz dağılımları.



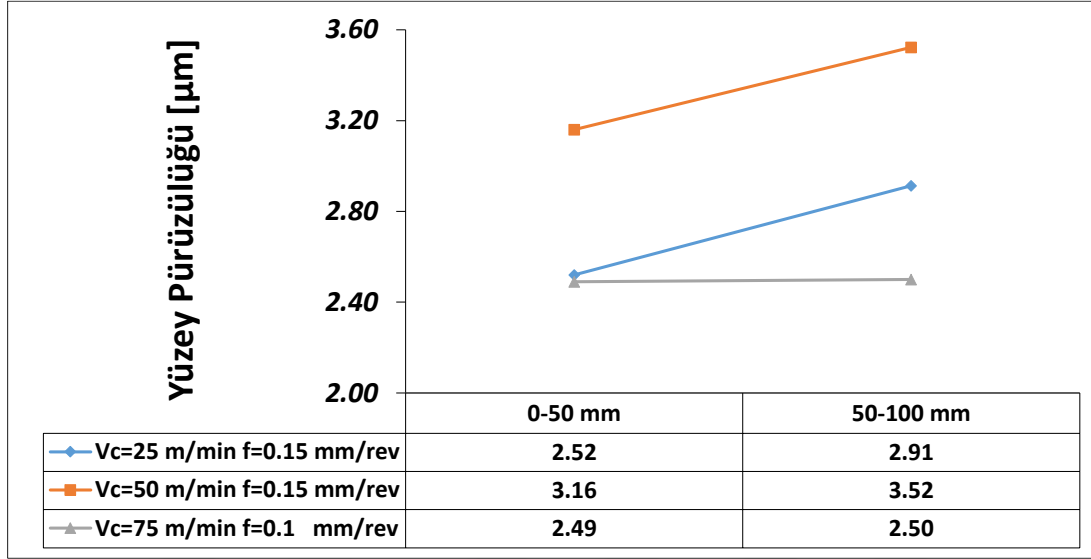
Delik delme işlemi sırasında oluşan talaş formları SEM mikroskobu yardımı ile çekilmiş ve bunlar Çizelge 6.7’de verilmiştir. Görüldüğü gibi KGDD dökme demirin delinmesi sırasında testlere tipi talaş oluşmaktadır. Kesme hızı arttıkça dişler arasındaki mesafe artmaktadır. Bazı durumlarda grafit fazı yüksek deformasyon ile beraber şekillenmiş ve dişin içine gömülmüştür bazı durumlarda ise talaşın kırılmasına yardımcı olmuştur. Bu gibi durumlarda talaşın boyu küçülmektedir.

Çizelge 6.7 : 3 farklı kesme parametresi için talaşların incelenmesi.



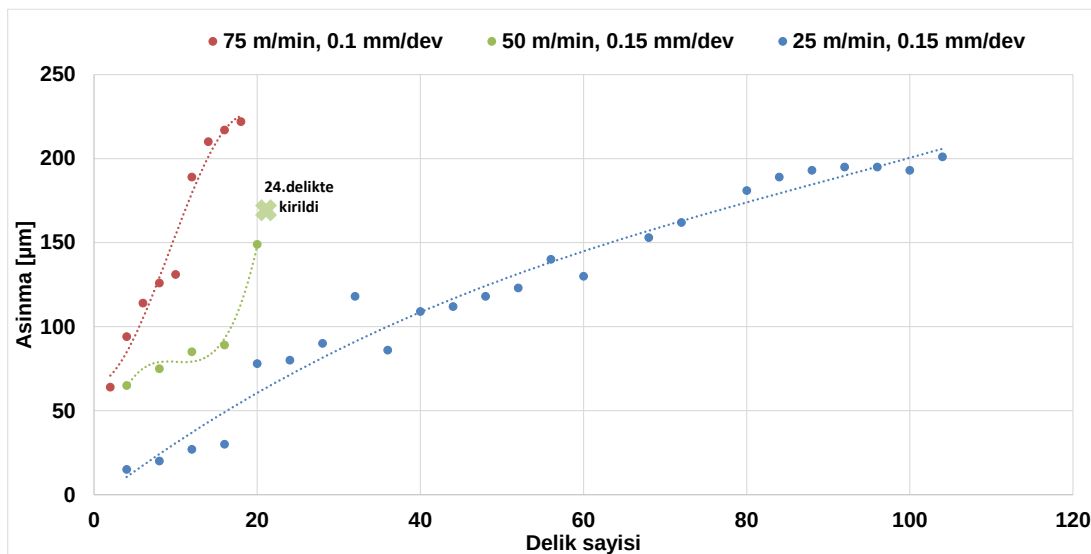
Yapılan deneylerde işlenen yüzeylerin pürüzlülük değerleri ölçülmüş ve Şekil 6.24’te bu değerler verilmiştir. Görüldüğü gibi en düşük pürüzlülük değeri ilerleme değeri 0.1 mm/dev ilerleme hızlarında gerçekleşmiştir. Aynı şekilde ilk 50 mm derinlikte ölçülen pürüzlülük değerleri son 50 mm derinliktekinden daha düşüktür. Daha derindeki

pürüzlülük artışı talaş sıkışması ve bu sıkışan talaşın yüzeyi bozmasından kaynaklanmaktadır.



Şekil 6.24 : Yüzey pürüzlülüğü değerleri.

Şekil 6.25'te serbest yüzey aşınmasının açılan delik sayısı ile değişimi verilmiştir. Görüldüğü gibi kesme hızı 25 m/dk kesme hızında takım aşınması oldukça kararlı bir hızla artarken 50 ve 75 m/dk kesme hızlarında takım aşınması çok hızlı gerçekleşmektedir. Aşınma testi sonuçları sıcaklık modellerini de doğrulamaktadır. Bu iki yüksek kesme hızı için hesaplanan sıcaklık değerleri birbirine yakın değerlerde iken düşük kesme hızı olan 25 m/dk kesme parametreside sıcaklık çok daha düşüktür. Kesme kuvvetlerinde de benzer sonuç elde edilmiştir.



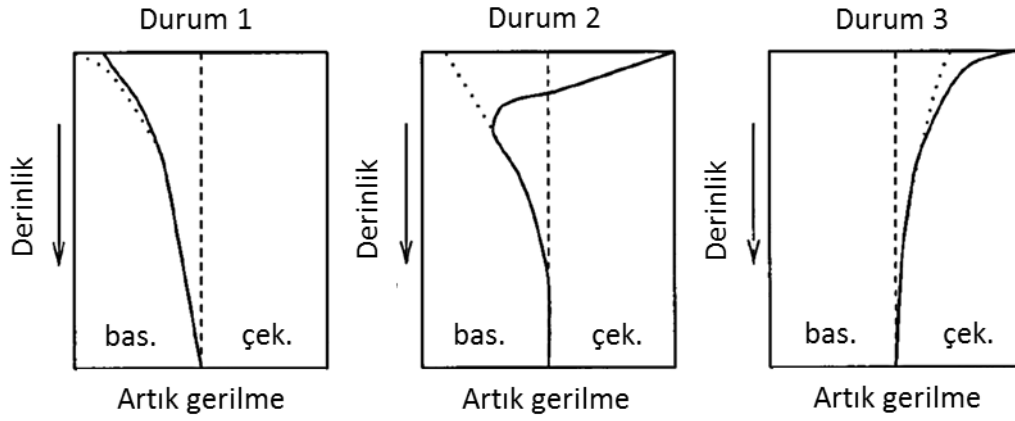
Şekil 6.25 : Serbest yüzey aşınma sonuçları.

Çizelge 6.8’de, yüzeyden XRD ile ölçülen kalıntı gerilme sonuçlarını göstermektedir. Görüldüğü üzere derin delme işlemleri sırasında oluşan kalıntı gerilme değerlerinin tamamı eksi yani basma kalıntı gerilme değerlerini göstermektedir. Bu sonucun çıkması parçanın özellikle yorulma dayanımının iyi yönde etkileyecek bir sonuç olmaktadır. Çünkü malzemenin doğası gereği talaşlı imalat işleminden sonra delinen yüzeyde grafit fazlarının yüzeyden uzaklaşması nedeniyle boşluklar, süreksizlikler oluşmaktadır. Bu da malzemenin yorulma dayanımını düşmesine neden olur, fakat kalıntı gerilme değerlerinin basma yönünde çıkması bu etkiyi bir yönden azaltacaktır.

Çizelge 6.8 : XRD ile ölçülen kalıntı gerilme sonuçlarını.

	Ölçüm Noktaları	σ (MPa)- Teğetsel	σ (MPa)- Eksenel	τ (MPa)- Teğetsel	τ (MPa)- Eksenel
DHD-1	1	-176.2	-218	15.3	-18.8
	2	-172.7	-207	16	-19.1
	3	-135.2	-193	-60.2	14.1
	4	-121.2	-245.1	-73	10.9
DHD-2	1	-197.2	-222.3	31.4	-14.5
	2	-105.6	-124.7	26.9	-18.4
	3	-75.1	-116.3	36.5	-8.3
	4	-95	-227.2	51.6	-7.9
DHD-3	1	-171.9	-332.4	19.7	-4.6
	2	-138.9	-300.2	23.4	-2.5
	3	-143.1	-291.6	9	-11
	4	-126.9	-332.9	20.9	-20.7

Talaşlı imalat sırasında kalıntı gerilmeler plastik deformasyon ve ısı yüklerinden dolayı oluşur. Mekanik ve ısı yüklerin oluşmasında iş parçası malzemesi, kesme koşulları (ilerleme, kesme hızı) ve takım geometrisi (talaş ve eğiklik açısı) etkilidir. KGDD malzemenin MQL ile derin delik delinmesi sırasında oluşan kalıntı gerilme sonuçları incelendiğinde kalıntı gerilmelerin büyük oranda basma bölgesinde olduğu görülmektedir. Genellikle mekanik yükler basma kalıntı gerilmesi oluştururken, ısı yükler parçada çekme kalıntı gerilmesi yaratır. Jacobus’un çalışmasına göre eğer ki kalıntı gerilmeler basma bölgesinde olursa mekanik yüklerin ısı yüklerinden daha etkili ve dominant olduğunu gösterir.



Şekil 6.26 : Kalıntı gerilmenin üç muhtemel profili.

Şekil 6.26'da gösterildiği gibi bu çalışmada elde edilen kalıntı gerilme profilleri birinci durumu doğrulamaktadır. Jacobus bu durumu $\varepsilon_D^P > \varepsilon_s^T \geq 0$ mekanik gerilmelerin ısı gerilmelerden daha fazla olmasını ile açıklamıştır. Ayrıca sıcaklık sonuçları da incelendiğinde, oluşan sıcaklık değerleri KGDD malzemedde herhangi bir mikro yapı değişimine neden olamayacak kadar düşüktür. Bu ısı genleşmelerin elastik gerilmelerden daha az olduğunu göstermektedir. Sıcaklık değerleri ayrıca en yüksek sıcaklığın matkabin radyal ağız bölgesinde oluştuğunu göstermektedir. Radyal ağız bölgesinden etkilenen malzeme talaş olarak atılır. Deliğin yüzeyi ise matkabin çeperine yakın olan kesici kenardan etkilenir. Çevreye yakın olan kesici kenarlarının talaş açısı büyük olduğu için kesme daha kolay gerçekleşir. Delik yüzeyinin matkabin talaş açısının büyük olduğu elemanlardan etkilenmesi, malzemenin daha büyük makaslama açısı ile kesilmesi demektir. Makaslama açısının büyük olması daha küçük kayma bölgesi ve böylece daha az kesme kuvveti demektir. Makaslama açısı büyük olduğu zaman, takım malzemeyi kestiği zaman önündeki malzemeyi daha az kuvvet ve daha az birim şekil değişimine maruz kalmaktadır. Bu yüzden elastik rahatlamadan sonra talaş kaldırılmış yüzey de çekme gerilmeleri oluşuyor ve malzeme daha fazla basma kalıntı gerilmelere meyil gösterir.

7. BULGULAR

Bu tez çalışmasında son yıllarda dizel motor bloklarında kullanılan kompakt grafitli dökme demir malzemesinin delik delme ve derin delik delme operasyonu sırasında açığa çıkan ısının takıma ve iş paraçasındaki sıcaklık dağılımına olan etkisi modellenmiş ve işlenebilirlik testleri yapılarak uygun soğutucu akışkan belirlenmiştir. Bu tez çalışmasında elde edilen bulgular aşağıda maddeler halinde verilmiştir.

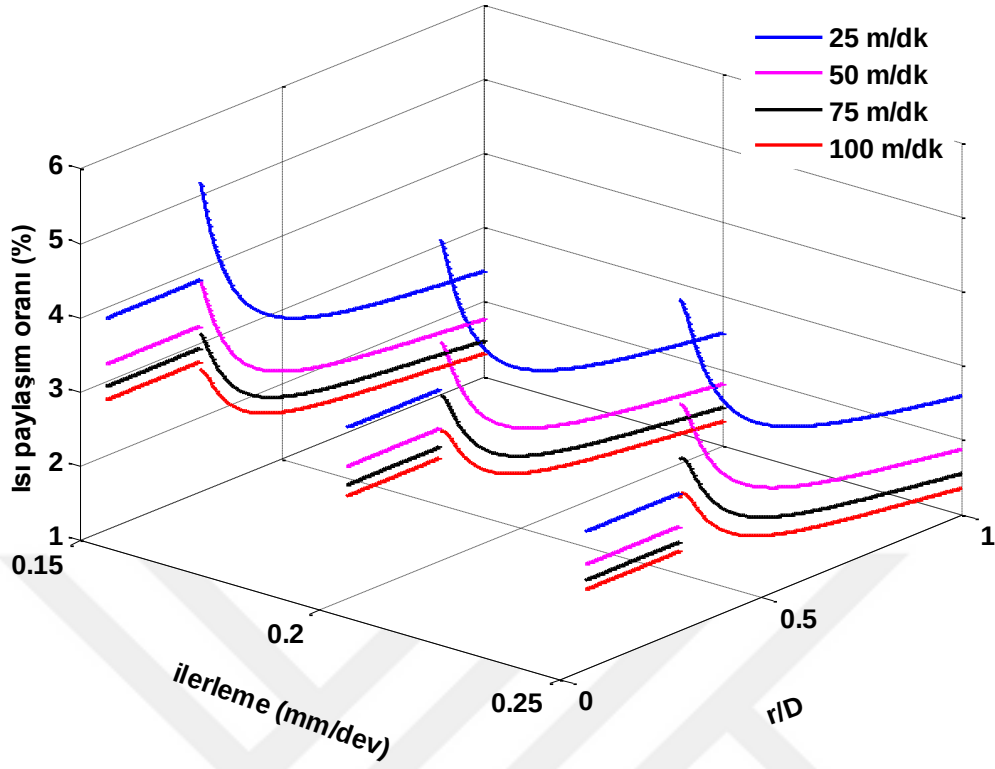
- Matkap geometrisinin karmaşık yapısından dolayı kesici ağız boyunca talaş açıları değişir, bu da merkezden uzaklaştıkça kesme mekanizmasının değişmesine neden olur. Çalışmada öncelikle helis açısı, normal talaş açısı ve eğiklik açısının rölatif çapa olan değişimi belirlenmiştir. Yapılan hesapların sonucunda takım merkezinden matkabın dışına doğru gidildikçe eğiklik açısı 45° 'den 12° 'ye azalırken, talaş açısının -30° 'dan 30° 'ye arttığı, efektif talaş açısı ile helis açısı 12° 'den 32° 'ye kadar arttığı görülmüştür.
- Çalışmada kesme kuvvetleri mekanistik model kullanarak hesaplanmıştır. Mekanistik modelin kullanılması için gerekli kesme katsayıları dik(orthogonal) tüp kesme testlerinden elde edilmiştir. Bu testlerde; kesme ağızı boyunca değitiğinden dolayı talaş açısı için -30° 'ile 30° arasında 8 farklı değer, kesme hızı için 12,5 ve 125 m/d arasında 5 farklı değer, ilerleme için ise 0,05 ve 0,2 mm/dev arasında 4 farklı değer seçilmiştir. Yapılan testler sonucunda talaş açısı ve kesme hızının bir fonksiyonu olarak her bir ilerleme (kesilmemiş talaş kalınlığı) değeri için kayma gerilmesi, kayma açısı ve sürtünme açısı değerleri bulunmuştur.
- Matkap; radyal ağız ve kesme ağız olmak üzere iki ana kesim bölgelerinden oluşur. Radyal ağız, büyük talaş açısına sahip olduğu için malzeme sürülerek aşırı plastik deformasyona neden olmasına rağmen çalışmada kullanılan matkabın özel geometrisinden dolayı radyal ağız sıfır talaş ve eğiklik açısına sahiptir. Bu sebeple radyal ağızda kuvvetler batma ve dik kesme bölgeleri olarak iki alan için ayrı ayrı hesaplanmıştır. Kesme ağızı ise değişken takım açılarından dolayı küçük diferansiyel elemanlara ayrılmış ve her bir

diferansiyel eleman için kesme kuvvetleri hesaplanmıştır. Hesaplanan kesme kuvvetleri yapılan testler ile olarak doğrulanmıştır.

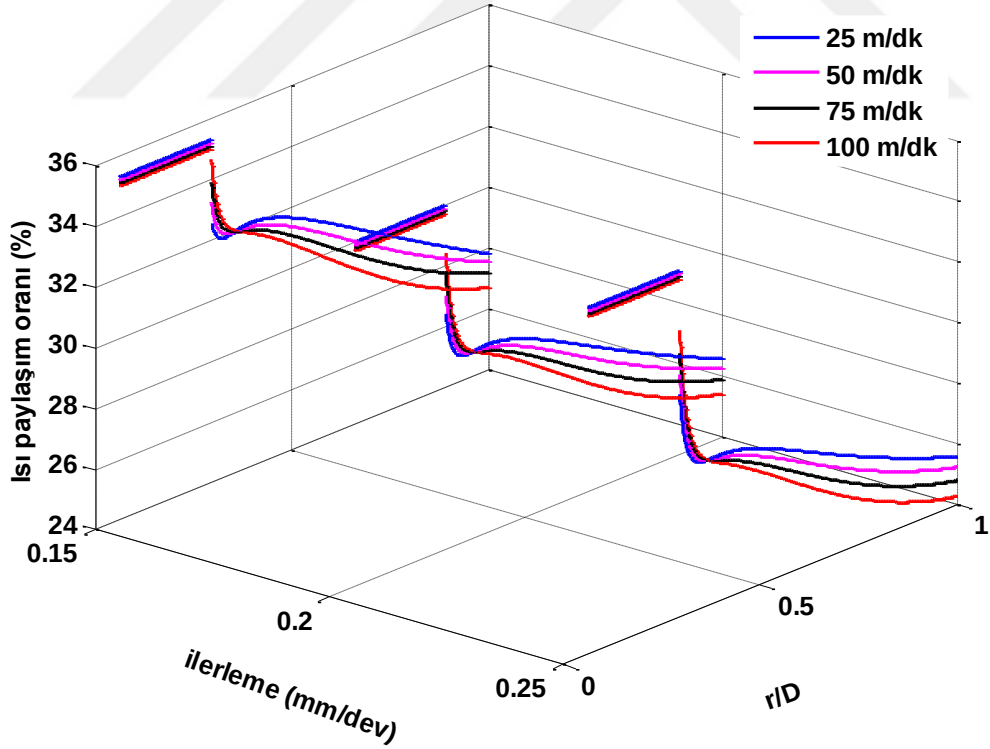
- İş parçasındaki sıcaklıkların modellenmesi için ısı transfer problemi Abaqus sonlu elemanlar yazılımı kullanılarak çözülmüştür. Sonlu elemanlar analizinde iş parçası, 2 boyutlu simetrik model olarak modellenmiştir. Delme işlemi sırasında matkap malzemenin içine nüfuz ederken, elemanların sıralı olarak kaldırılmış ve ısı akışı talaş kaldırmayı modellemek amacıyla, ilgili elemanların üzerine uygulanmıştır. Böylece hareketli ısı kaynağı ve kaldırılan talaş simüle edilebilmiştir.
- Delik delme işleminde yan duvarlardaki sürtünmeden kaynaklı ısı oluşumu ve MQL ile gerçekleştirilen derin delik delme işleminde hem yan duvarlardaki sürtünmeden kaynaklanan ısı hemde MQL'in ısı taşınım katsayısı ters ısı transferi yönetmi ile sonlu elemanlar modeline eklenmiştir. Modeller gömülü termal eleman yardımı ile delik yüzeyinin bir miktar yakınından ölçülerek doğrulanmıştır.
- Takımdaki sıcaklık dağılımları ABQUS sonlu elemanlar yazılımı kullanılarak modellenmiştir. Talaş ve takımın talaş yüzeyi temas alanı 5 eşit bölgeye ve radyal ağız bir bölgeye ayrılarak, bu bölgelere Shaw'nun ısı paylaşım oranı kullanarak hesaplanan ısı akıları uygulanmış ve kuru şartlardaki sıcaklıklar modellenmiştir. 6 bar hava basınçlı hava kullanılarak yapılan deneyde ise hava ANSYS CFX yazılımı kullanılarak modellenmiş ve ısı taşınım katsayıları hesaplanmıştır. Bu katsayılar helisel soğutma kanalı yüzeyine ve matkabın serbest yüzeyine uygulanarak problem çözülmüştür. Geliştirilen model matkabın serbest yüzeyine gömülen termal elemanlar yardımı ile kuru ve hava kullanılan deneyler için doğrulanmıştır.
- İşlenebilirlik testleri iki başlık altında incelenmiş ve sadece hava kullanarak verimli bir şekilde KGDD malzemesinin delik delinmesinin mümkün olduğu görülmüştür. Ayrıca KGDD delik delmede talaşın uzaklaştırılmasının ve soğutmanın takım ömrü için en önemli faktörler olduğu bulunmuştur.
- Şekil 7.1'de takım ve iş parçasına geçen ısının toplam açığa çıkan ısıya oranının kesme hızı ve ilerleme cinsinden değişimi rölatif çapa bağlı olarak verilmiştir. Takıma geçen ısının oranı kesme hızı arttıkça düşmektedir. Bunun

sebebi merkezden uzaklaştıkça artan kesme hızıdır. İş parçasında da benzer etki görülmektedir ve bu etki matkabın dış çapına yaklaştıkça daha belirgin hale gelmektedir. Çizelge 2.6'da literatürdeki sıcaklık dağılımları özetlenmiştir. Literatürde, delik delmede takıma geçen ısı oranının %5 ile 15 arasında olduğu belirtilmiştir. Bu çalışmada ise ısı paylaşım oranının rölatif çapa bağlı olarak değişimi verilmiş ve sıcaklıkların %2 ile 6 arasında takıma geçtiği hesaplanmıştır. Bu hesaplama yapılırken takımın yan duvarlarından veya sıcak talaştan geçen ısı dikkate alınmamış sadece tornalama işleminde olduğu gibi mekanik etkiler dikkate alınmıştır. Dikkate alınmayan matkabın zırhındaki sürtünmeden kaynaklı ısı oluşumu ve sıcak talaşın tahliyesi sırasındaki takıma geçen ısı düşünüldüğünde takıma daha fazla ısı girdiği söylenebilir. Literatürde delik delme işleminde iş parçasına geçen ısı oranı ise %10 – 35 arasında verilmiştir. Bu çalışmada rölatif çapa bağlı olarak değişimi verilen sıcaklık dağılımı ise %24 – 35 arasında hesaplanmıştır. Hesaplanan ısı paylaşım oranları kesme parametreleri kesme hızı ve ilerleme değerine; kullanılan takım ve iş parçası malzeme özelliklerine ve kesme koşullarına bağlı olarak değişiklik gösterebilir. Çalışmada hesaplanan ısı paylaşım oranları literatürde karşılaştırılan değerler ile örüştüğü ve bunların üst sınırına yakın olduğu görülmektedir. İlk defa olarak bu çalışmada ısı paylaşım oranları rölatif çapa bağlı olarak hesaplanmış ve literatüre kazandırılmıştır.

a)

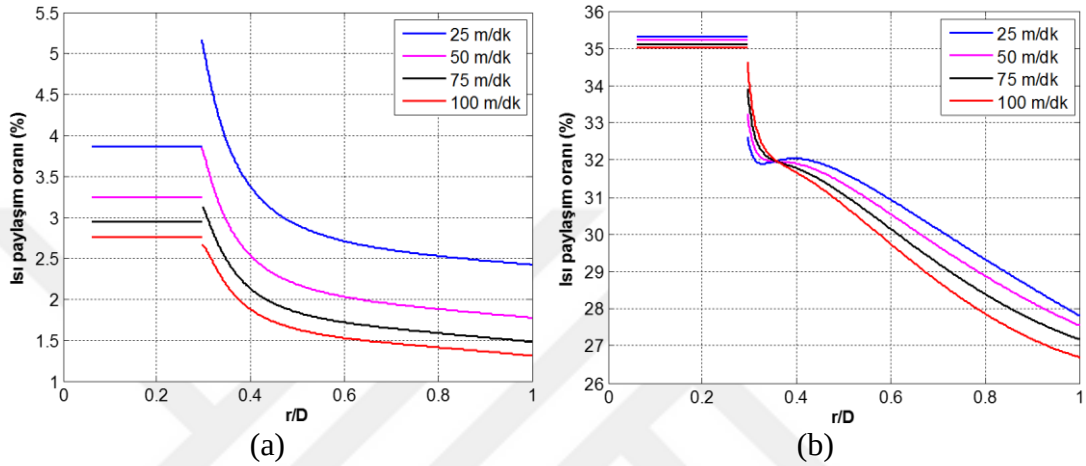


b)



Şekil 7.1 : Takım ve iş parçasına geçen ısıнын toplam açığa çıkan ısıya oranının kesme hızı ve ilerleme cinsinden değişimi a) takım b) iş parçası.

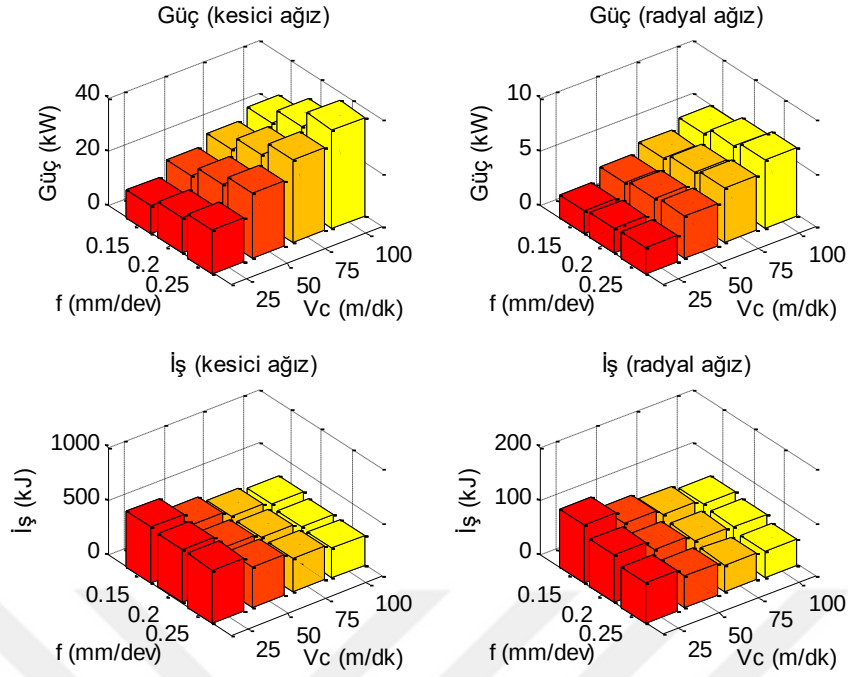
- Şekil 7.2’de takım ve iş parçasına geçen ısının toplam açığa çıkan ısıya oranının sabit 0,15 mm/dev ilerleme değerinde rölatif çapa bağlı değişimi verilmiştir. Kesme hızının iki kat artırılması ile 25’ten 50 m/dk’ya ve 50’den 100 m/dk’ya takımdaki ısı paylaşım oranları %25-35 arasında azalmaktadır. İş parçasında ise bu fark %1-3 arasında değişmektedir. Kesme hızının artması ile ısı dağılımı bir asimptota ulaşır ve bu değer takım için %1 iken iş parçası için %25 civarındadır.



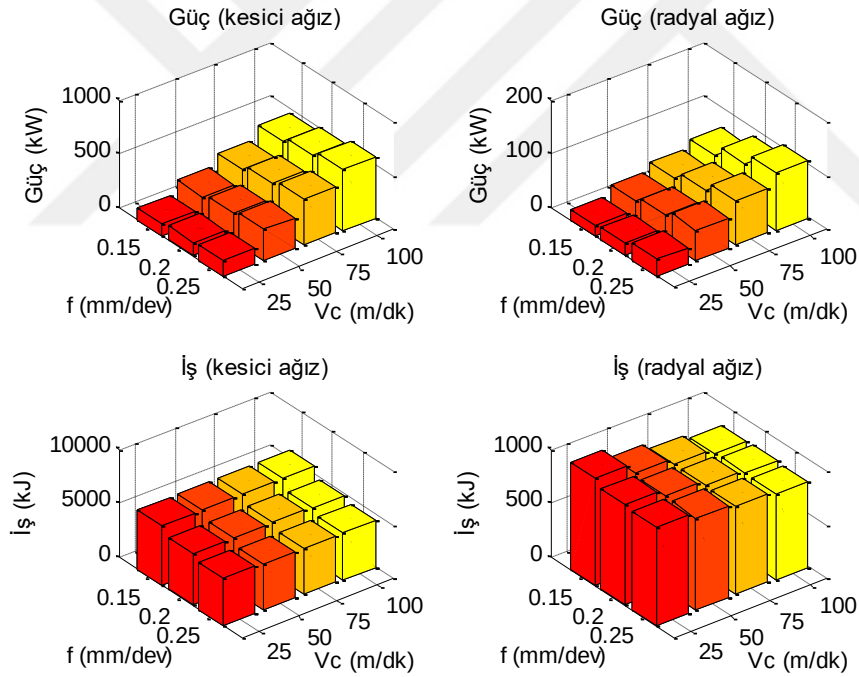
Şekil 7.2 : Takıma ve iş parçasına geçen ısının toplam açığa çıkan ısıya oranının sabit 0,15 mm/dev ilerleme değerinde rölatif çapa bağlı değişimi.

- Takım ve iş parçasında kesici ağız ve radyal ağızda meydana gelen kesme işleminden kaynaklı toplam güç ve işin kesme hızı ve ilerlemeye göre değişimi şekil 7.3’de verilmiştir. Takımın kesici ağızında oluşan güç kesme hızı ve ilerlemenin artması ile artarken radyal ağızda ilerlemenin etkisi yok denecek kadar azdır. Yapılan işler, karşılaştığında ise ilerlemenin etkisi radyal ağızda ilerlemenin artması ile yapılan iş düşmektedir. İş parçasında ise meydana gelen güç kesici ağızda ilerlemeden bağımsız ve kesme hızı ile artmaktadır. Radyal ağızda ise ilerlemenin etkisi yüksek kesme hızlarında daha belirgin hale gelmektedir. Yapılan işe bakıldığında ise kesme hızının etkisi meydana gelen güçten farklı olarak kesici ağızda neredeyse yok iken artan ilerleme ile düşmektedir. Radyal ağızda ise hem kesme hızı hemde ilerlemenin artması ile düşmektedir.

a)



b)



Şekil 7.3 : Takım ve iş parçasında kesici ağız ve radyal ağızda 100 mm derinlikte delik delinmesi esnasında meydana gelen kesme işleminden kaynaklı toplam güç ve işin kesme hızı ve ilerlemeye göre değişimi a) takım b) iş parçası.

8. SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Bu doktora tez çalışmasında mekanistik model kullanılarak itme kuvveti ve tork değerleri tahmin edilmiş ve bu değerler kullanılarak takım ve iş parçasında mekanik etkilerden kaynaklanan ısı oluşumları hesaplanmıştır. Delik delme işlemi sırasındaki hem iş parçasındaki hem de takımdaki sıcaklık dağılımları sonlu elemanlar modeli kullanılarak hesaplanmış ve deneysel sonuçlar ile doğrulanmıştır. Bu modellerde esas kesme işleminin gerçekleştiği radyal ağız ve kesme ağzındaki ısı oluşumları analitik modelleme ile, sıcak talaşın ve hava-yağ karışımının ısı taşınım katsayısı (derin delik delme) tersine ısı transferi yöntemi ile matkabın içindeki basınçlı havanın ısı taşınım katsayısı ise CFD yazılımı kullanılarak hesaplanmıştır. Modelleme çalışmalarının yanında KGDD malzemesinin işlenebilirlik testleri hem delik delme hem de derin delik delme işlemi için gerçekleştirilmiştir.

KGDD'in delik delme işlemi sırasında ilerleme ve kesme hızı ile yapılan iş miktarı; artan tork ve kesme kuvveti değerlerine rağmen işlem süresinden dolayı çok fazla değişmemektedir. Özellikle yüksek kesme hızlarında takım ve iş parçasına geçen ısı paylaşımları belirli hızlardan sonra asimptotik bir değere ulaşır. Teorik olarak sıcaklıkların benzer değerlerde kalmasından dolayı yüksek kesme hızlarında delme işlemi gerçekleştirilebilir. Fakat yüksek kesme hızları ile beraber özellikle talaşın kesme bölgesinden uzaklaştırılamama problemi ortaya çıkar ve bundan dolayı matkap talaş sıkışmasından dolayı kırılabilir.

Bu doktora çalışmasında görülmüştür ki MQL kullanımı ile talaş uzaklaştırma işlemi daha iyi bir seviyeye getirilebilsede sadece hava kullanılarak daha verimli talaş uzaklaştırma gerçekleştirilebilmektedir. Bu tezde yüksek verim ile KGDD malzemesinin delinebilmesi için basınçlı hava kullanımının en uygun yöntem olduğu ve yüksek kesme hızlarında delik delme işleminin gerçekleştirilebildiği gösterilmiştir.

Bu doktora tez çalışmasında ilk defa;

- KGDD ve karbür takım çifti için dik kesme testleri yapılmış ve kesme katsayılarını hesaplamak için gerekli sürtünme açısı, kayma açısı ve kayma gerilmesi; talaş açısı ve kesme hızına bağlı olarak hesaplanmıştır.
- Derin delik delme işlemi sırasında, iş parçası sıcaklıklarının modellenmesinde ısı yükler hem analitik (radyal ağız ve kesme ağzında) hem de ters ısı transferi yöntemi kullanılarak (zırhın işlenen yüzeye sürtünmesinden kaynaklı ısı oluşumu) hesaplanmış ve sıcaklık modelinde uygulanmıştır.
- MQL kullanılarak yapılan testlerde takım sabit tutularak iş parçası döndürülmüştür. Bu testlerde dönen iş parçasındaki sıcaklıklar ilk defa bir veri toplama cihazı ile direk olarak kaydedilmiştir. İş parçasındaki bu sıcaklık yöntemi literatürde ilk defa gerçekleştirilmiştir.
- Takımın içindeki kanallarında ve serbest yüzeydeki basınçlı havanın ısı taşınım katsayısı akışkanlar mekaniği prensibi kullanılarak hesaplandı ve sonlu elemanlar modelinde sınır şartı olarak uygulandı.
- KGDD delik delme işlemi sırasında matkap ömrünün talaş oluşumuna ve talaşın uzaklaştırılmasına bağlı olduğu gösterildi ve üretim sistemlerinde kullanılan sulu kesme yerine sadece basınçlı hava kullanmanın işlem sırasında mümkün olduğu gösterildi.

Bu doktora tez çalışmasında takip edilen metodoloji daha sonra titanyum ve nikel alaşımları gibi farklı malzeme grupları için tekrarlanabilir ve farklı kesme koşullarında sıcaklıkların etkisi incelenebilir. Benzer şekilde bu metodoloji kullanılarak tornalama, frezeleme ve taşlama gibi talaşlı imalat yöntemlerindeki sıcaklık oluşumları ve ısı paylaşım oranları incelenebilir.

Daha yüksek soğutma şartlarının sağlanması için CO₂ veya LN₂ ile soğutma gazları kullanılabilir. Bu gibi gazların kullanılması sırasındaki Joule-Thomson etkisinden dolayı meydana gelen sıcaklık düşüşü hem analitik hemde sayısal model yardımıyla tahmin edilebilir. Bunlara ek olarak, yüksek basınçlı gazlar ile testler yapılarak daha verimli bir şekilde talaşın uzaklaştırılması sağlanabilir.

Takımın içinden geçen havanın serbest yüzeydeki etki alanını belirlemek için deneysel çalışmalar yapılarak gazın takım üzerindeki etki alanı daha detaylı bir şekilde incelenebilir.

KAYNAKLAR

- [1] **Stefanescu, D. M.** (2005). Solidification and modeling of cast iron—A short history of the defining moments. *Materials Science and Engineering: A*, 413, 322-333.
- [2] **Callister, W. D., ve Rethwisch, D. G.** (2007). Materials science and engineering: an introduction (Vol. 7, pp. 665-715). New York: Wiley.
- [3] **Mohammed, W. M., Ng, E., ve Elbestawi, M. A.** (2011). Modeling the effect of the microstructure of compacted graphite iron on chip formation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 51(10), 753-765.
- [4] **Berglund, A., Nicolescu, C. M., ve Svensson, H.** (2009). The effect of interlamellar distance in pearlite on CGI machining. *World Academy of Science, Engineering and Technology*-53, 33-40.
- [5] **Dawson, S., ve Schroeder, T.** (2004). Practical applications for compacted graphite iron. *AFS Transactions*, 47(5), 1-9.
- [6] **Dawson, S.** (1999). Compacted graphite iron: mechanical and physical properties for engine design. *Vdi Berichte*, 1472, 85-106.
- [7] **Chen, J. K., ve Chen, S. F.** (2011). Thermal Conductivity of an In-Situ Metal Matrix Composite-Cast Iron. *INTECH Open Access Publisher*.
- [8] **ASM handbook**, Volume 15 Casting. Ohio: Materials Park: ASM International, 2008.
- [9] **Nechtelberger, E., Puhr, H., van Nesselrode, J. B., ve Nakayasu, A.** (1982). Cast iron with vermicular/compacted graphite-state of the art. In *International Foundry Congress, Chicago*, 1-39.
- [10] **Altstetter, J. D., ve Nowicki, R. M.** (1982). Compacted Graphite Iron: Its Properties and Automotive Applications. *American Foundrymen's Society, Inc*, 959-970.
- [11] **Sergeant, G. F., ve Evans, E. R.** (1978). Production and properties of compacted graphite irons. *Br. Foundryman*, 71(5), 115-124.
- [12] **EL Sabagh, W. M. M.** (2011). *The effect of CGI microstructure on fracture and machining*. (Doctoral dissertation), McMaster University.
- [13] **Dawson, S.** (1994). The SinterCast Process and compacted graphite iron. In *International Conference on Latest and Best in Melting and Metal Treatment in Ferrous and Non-Ferrous Foundries*, Coventry, England.
- [14] **Dawson, S., Hollinger, I., Robbins, M., Daeth, J., Reuter, U., ve Schulz, H.** (2001). The effect of metallurgical variables on the machinability of compacted graphite iron. *SAE Technical Paper*.

- [15] **Sahm, A., Abele, E., ve Schulz, H.** (2002). Machining of compacted graphite iron (CGI). *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 33(9), 501-506.
- [16] **Berglund, A., ve Nicolescu, C. M.** (2007). Investigation of the Effect of Microstructures on CGI Machining. *In Swedish Production Symposium*, Gothenburg, Sweden, 2007.
- [17] **Rosa, S. D. N., Diniz, A. E., Andrade, C. L. F., ve Guesser, W. L.** (2010). Analysis of tool wear, surface roughness and cutting power in the turning process of compact graphite irons with different titanium content. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, 32(3), 234-240.
- [18] **Abele, E., Sahm, A., ve Schulz, H.** (2002). Wear mechanism when machining compacted graphite iron. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 51(1), 53-56.
- [19] **Sadik, İ.** (2007). The interaction between cutting data and tool performance for different cutting tool material in milling of compacted graphite iron. *Sixth International Conference on High Speed Machining*.
- [20] **Berglund, A.** (2008). *Characterization of factors interacting in CGI machining: machinability-material microstructure-material physical properties*. Royal Institute of Technology.
- [21] **Marwanga R. O., Voigt R. C., ve Cohen P. H.**, (2000). Influence of graphite morphology and matrix structure on chip formation during machining of ductile irons. *Transactions of the American Foundry Society and the One Hundred Fourth Annual Castings Congress*.
- [22] **Mocellin, F., Melleras, E., Guesser, W. L., ve Boehs, L.** (2004). Study of the machinability of compacted graphite iron for drilling process. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, 26(1), 22-27.
- [23] **Reuter, U., Sahm, A., Schulz, H., Heck, M., Ortner, H. M., ve Konetschny, C.** (2000). The wear process of CGI cutting and machining developments. *Compacted Graphite Iron-Machining Workshop*, Darmstadt, Germany.
- [24] **De Oliveira, V. V., Beltrão, P. D. C., ve Pintaude, G.** (2011). Effect of tool geometry on the wear of cemented carbide coated with TiAlN during drilling of compacted graphite iron. *Wear*, 271(9), 2561-2569.
- [25] **Alves, S. M., Schroeter, R. B., Bossardi, J. C. D. S., ve Andrade, C. L. F. D.** (2011). Influence of EP additive on tool wear in drilling of compacted graphite iron. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, 33(2), 197-202.
- [26] **de Paiva Jr, J. M., Amorim, F. L., Soares, P., ve Torres, R. D.** (2013). Evaluation of hard coating performance in drilling compacted graphite iron (CGI). *Journal of materials engineering and performance*, 22(10), 3155-3160.
- [27] **De Lacalle, L. L., Fernández, A., Olvera, D., Lamikiz, A., Rodríguez, C., ve Elias, A.** (2011). Monitoring deep twist drilling for a rapid

manufacturing of light high-strength parts. *Mechanical systems and signal processing*, 25(7), 2745-2752.

- [28] **Abele, E., Ellermeyer, A., Hohenstein, J., ve Tschannerl, M.** (2007). Tool length influence on wear behaviour of twisted carbide drills. *Production Engineering*, 1(1), 51-56.
- [29] **Filipovic, A., ve Stephenson, D. A.** (2006). Minimum quantity lubrication (MQL) applications in automotive power-train machining. *Machining Science and Technology*, 10(1), 3-22.
- [30] **Hussain, M. I., Taraman, K. S., Filipovic, A. J., & Garren, I.** (2008). Experimental Study to Analyze the Workpiece Surface Temperature in Deep Hole Drilling of Aluminum Alloy Engine Blocks Using MQL Technology. *J. Achievement Mat. Manuf. Eng*, 31, 485-490.
- [31] **Alverio J., Agapiou J., Shen C.** (1990) High Speed Drilling of 390 Aluminum, *Transaction of NAMRI/SME*.
- [32] **Kelly, J. F., & Cotterell, M. G.** (2002). Minimal lubrication machining of aluminium alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, 120(1), 327-334.
- [33] **Kalidas, S., DeVor, R. E., ve Kapoor, S. G.** (2001). Experimental investigation of the effect of *drill coatings on hole quality under dry and wet drilling conditions*. *Surface and Coatings Technology*, 148(2), 117-128.
- [34] **Ozcelik, B., ve Bagci, E.** (2006). Experimental and numerical studies on the determination of twist drill temperature in dry drilling: A new approach. *Materials & design*, 27(10), 920-927.
- [35] **Strenkowski, J. S., Hsieh, C. C., & Shih, A. J.** (2004). An analytical finite element technique for predicting thrust force and torque in drilling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44(12), 1413-1421.
- [36] **Zeilmann, R. P., & Weingaertner, W. L.** (2006). Analysis of temperature during drilling of Ti6Al4V with minimal quantity of lubricant. *Journal of Materials Processing Technology*, 179(1), 124-127.
- [37] **Ueda T., Hosokawa A., Tanaka R., ve Furumoto T.** (2006) Influence of MQL on cutting in temperature, 006 The Proceedings of Annual meeting MTTRF, 2006.
- [38] **Sölter, J., & Gulpak, M.** (2012). Heat partitioning in dry milling of steel. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 61(1), 87-90.
- [39] **Dhar, N. R., & Kamruzzaman, M.** (2007). Cutting temperature, tool wear, surface roughness and dimensional deviation in turning AISI-4037 steel under cryogenic condition. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47(5), 754-759.
- [40] **Xu, X. P., Yu, Y. Q., & Xu, H. J.** (2002). Effect of grinding temperatures on the surface integrity of a nickel-based superalloy. *Journal of materials processing technology*, 129(1), 359-363.
- [41] **Hua, J., Shivpuri, R., Cheng, X., Bedekar, V., Matsumoto, Y., Hashimoto, F., ve Watkins, T. R.** (2005). Effect of feed rate, workpiece hardness and

cutting edge on subsurface residual stress in the hard turning of bearing steel using chamfer+ hone cutting edge geometry. *Materials Science and Engineering: A*, 394(1), 238-248.

- [42] **Trigger, K. J., ve Chao, B. T.** (1950). An analytical evaluation of metal-cutting temperatures. *ASME Transactions of American Society of Mechanical Engineers*.
- [43] **Chao B.T., ve Trigger K.J.** (1955) Temperature distribution at the tool-chip interface in metal cutting, *ASME Transactions of American Society of Mechanical Engineers*, 77(2), 1107-1121
- [44] **Loewen, E. G., ve Shaw, M. C.** (1954). On the analysis of cutting tool temperatures. *Trans. ASME Transactions of American Society of Mechanical Engineers*, 76(2), 217-225.
- [45] **Leone, W. C.** (1953). Distribution of shear-zone heat in metal cutting. *ASME Transactions of American Society of Mechanical Engineers*.
- [46] **Young, H. T., ve Liou, H. Y.** (1994). On the analysis of chip temperature distribution in orthogonal machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 34(1), 73-84.
- [47] **Dawson, P. R., ve Malkin, S.** (1984). Inclined moving heat source model for calculating metal cutting temperatures. *Journal of Engineering for Industry*, 106(3), 179-186.
- [48] **Moufki, A., Molinari, A., ve Dudzinski, D.** (1998). Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 46(10), 2103-2138.
- [49] **Tay, A. O., Stevenson, M. G., ve Davis, G. D. V.** (1974). Using the finite element method to determine temperature distributions in orthogonal machining. *Proceedings of the institution of mechanical engineers*, 188(1), 627-638.
- [50] **Muraka, P. D., Barrow, G., ve Hinduja, S.** (1979). Influence of the process variables on the temperature distribution in orthogonal machining using the finite element method. *International Journal of Mechanical Sciences*, 21(8), 445-456.
- [51] **Carvalho, S. R., e Silva, S. L., Machado, A. R., ve Guimarães, G.** (2006). Temperature determination at the chip–tool interface using an inverse thermal model considering the tool and tool holder. *Journal of Materials Processing Technology*, 179(1), 97-104.
- [52] **Norouzifard, V., ve Hamedi, M.** (2014). A three-dimensional heat conduction inverse procedure to investigate tool–chip thermal interaction in machining process. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 74(9-12), 1637-1648.
- [53] **Battaglia, J. L., Cois, O., Puigsegur, L., ve Oustaloup, A.** (2001). Solving an inverse heat conduction problem using a non-integer identified model. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 44(14), 2671-2680.
- [54] **Ming, C., Fanghong, S., Haili, W., Renwei, Y., Zhenghong, Q., ve Shuqiao, Z.** (2003). Experimental research on the dynamic characteristics of the

- cutting temperature in the process of high-speed milling. *Journal of materials processing technology*, 138(1), 468-471.
- [55] **Lin, J.** (1995). Inverse estimation of the tool-work interface temperature in end milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 35(5), 751-760.
- [56] **Guo, C., ve Malkin, S.** (1996). Inverse heat transfer analysis of grinding, part 1: methods. *Journal of Engineering for industry*, 118(1), 137-142.
- [57] **Gostimirović, M., Sekulić, M., Kopač, J., ve Kovač, P.** (2011). Optimal control of workpiece thermal state in creep-feed grinding using inverse heat conduction analysis. *Strojniški vestnik-Journal of Mechanical Engineering*, 57(10), 730-738.
- [58] **Kim, H. J., Kim, N. K., ve Kwak, J. S.** (2006). Heat flux distribution model by sequential algorithm of inverse heat transfer for determining workpiece temperature in creep feed grinding. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46(15), 2086-2093.
- [59] **Huang, C. H., Jan, L. C., Li, R., ve Shih, A. J.** (2007). A three-dimensional inverse problem in estimating the applied heat flux of a titanium drilling—theoretical and experimental studies. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 50(17), 3265-3277.
- [60] **Li, R., ve Shih, A. J.** (2007). Spiral point drill temperature and stress in high-throughput drilling of titanium. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47(12), 2005-2017.
- [61] **Tai, B. L., Stephenson, D. A., ve Shih, A. J.** (2012). An inverse heat transfer method for determining workpiece temperature in minimum quantity lubrication deep hole drilling. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 134(2), 021006.
- [62] **Watanabe, K., Yokoyama, K., ve Ichimiya, R.** (1977). Thermal analyses of the drilling process. *Bull. Jpn. Soc. Precis. Eng.*, 11(2), 71-77.
- [63] **Bono, M., & Ni, J.** (2001). The effects of thermal distortions on the diameter and cylindricity of dry drilled holes. *International Journal of Machine tools and manufacture*, 41(15), 2261-2270.
- [64] **Kalidas, S., Kapoor, S. G., ve DeVor, R. E.** (2002). Influence of thermal effects on hole quality in dry drilling, Part 1: A thermal model of workpiece temperatures. *Journal of manufacturing science and engineering*, 124(2), 258-266.
- [65] **Stephenson, D. A.** (1993). Tool-work thermocouple temperature measurements theory and implementation issues. *Journal of Engineering for industry*, 115(4), 432-437.
- [66] **Dewes, R. C., Ng, E., Chua, K. S., Newton, P. G., e Aspinwall, D. K.** (1999). Temperature measurement when high speed machining hardened mould/die steel. *Journal of Materials Processing Technology*, 92, 293-301.
- [67] **Reichenbach, G. S.** (1958). Experimental measurement of metal cutting temperature distribution. *Trans. ASME*, 80, 525-546.

- [68] **Putz, M., Schmidt, G., Semmler, U., Oppermann, C., Bräunig, M., ve Karagüzel, U.** (2016). Modeling of Heat Fluxes During Machining and Their Effects on Thermal Deformation of the Cutting Tool. *Procedia CIRP*, 46, 611-614.
- [69] **Tumis, S., Xu, J., ve Weinert, K.** (2008). Dry Cutting and Minimum Quantity Lubrication (MQL) Machining of Low-sulfur Stainless Steel as a Contribution to Sustainable Manufacturing. *15th CIRP International Conference on Life Cycle Engineering: Conference Proceedings* (p. 618).
- [70] **Weinert, K., Inasaki, I., Sutherland, J. W., ve Wakabayashi, T.** (2004). Dry machining and minimum quantity lubrication. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 53(2), 511-537.
- [71] **Klocke, F., ve Eisenblätter, G.** (1997). Dry cutting. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 46(2), 519-526.
- [72] **Liang, S. Y., ve Ronan, A.** (2003). Minimum quantity lubrication in finish hard turning. Georgia Institute of Technology: Atlanta, GA, USA.
- [73] **Itoigawa, F., Childs, T. H. C., Nakamura, T., ve Belluco, W.** (2006). Effects and mechanisms in minimal quantity lubrication machining of an aluminum alloy. *Wear*, 260(3), 339-344.
- [74] **Rahim, E. A., ve Sasahara, H.** (2011). A study of the effect of palm oil as MQL lubricant on high speed drilling of titanium alloys. *Tribology International*, 44(3), 309-317.
- [75] **Tasdelen, B., Wikblom, T., ve Ekered, S.** (2008). Studies on minimum quantity lubrication (MQL) and air cooling at drilling. *Journal of Materials Processing Technology*, 200(1), 339-346.
- [76] **Braga, D. U., Diniz, A. E., Miranda, G. W., ve Coppini, N. L.** (2002). Using a minimum quantity of lubricant (MQL) and a diamond coated tool in the drilling of aluminum–silicon alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, 122(1), 127-138.
- [77] **Heinemann, R., Hinduja, S., Barrow, G., ve Petuelli, G.** (2006). Effect of MQL on the tool life of small twist drills in deep-hole drilling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46(1), 1-6.
- [78] **Rahman, M., Kumar, A. S., ve Salam, M. U.** (2002). Experimental evaluation on the effect of minimal quantities of lubricant in milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42(5), 539-547.
- [79] **De Lacalle, L. L., Angulo, C., Lamikiz, A., ve Sanchez, J. A.** (2006). Experimental and numerical investigation of the effect of spray cutting fluids in high speed milling. *Journal of Materials Processing Technology*, 172(1), 11-15.
- [80] **Liu, Z. Q., Cai, X. J., Chen, M., ve An, Q. L.** (2011). Investigation of cutting force and temperature of end-milling Ti–6Al–4V with different minimum quantity lubrication (MQL) parameters. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: *Journal of Engineering Manufacture*, 225(8), 1273-1279.

- [81] **Tosun, N., ve Huseyinoglu, M.** (2010). Effect of MQL on surface roughness in milling of AA7075-T6. *Materials and Manufacturing Processes*, 25(8), 793-798.
- [82] **Dhar, N. R., Islam, M. W., Islam, S., ve Mithu, M. A. H.** (2006). The influence of minimum quantity of lubrication (MQL) on cutting temperature, chip and dimensional accuracy in turning AISI-1040 steel. *Journal of Materials Processing Technology*, 171(1), 93-99.
- [83] **Hadad, M., ve Sadeghi, B.** (2013). Minimum quantity lubrication-MQL turning of AISI 4140 steel alloy. *Journal of Cleaner Production*, 54, 332-343.
- [84] **Kamata, Y., ve Obikawa, T.** (2007). High speed MQL finish-turning of Inconel 718 with different coated tools. *Journal of Materials Processing Technology*, 192, 281-286.
- [85] **Dhar, N. R., Kamruzzaman, M., ve Ahmed, M.** (2006). Effect of minimum quantity lubrication (MQL) on tool wear and surface roughness in turning AISI-4340 steel. *Journal of materials processing technology*, 172(2), 299-304.
- [86] **Barczak, L. M., Batako, A. D. L., ve Morgan, M. N.** (2010). A study of plane surface grinding under minimum quantity lubrication (MQL) conditions. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 50(11), 977-985.
- [87] **da Silva, L. R., Bianchi, E. C., Fusse, R. Y., Catai, R. E., França, T. V., ve Aguiar, P. R.** (2007). Analysis of surface integrity for minimum quantity lubricant—MQL in grinding. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47(2), 412-418.
- [88] **Sadeghi, M. H., Haddad, M. J., Tawakoli, T., ve Emami, M.** (2009). Minimal quantity lubrication-MQL in grinding of Ti-6Al-4V titanium alloy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 44(5-6), 487-500.
- [89] **Tawakoli, T., Hadad, M. J., Sadeghi, M. H., Daneshi, A., Stöckert, S., ve Rasifard, A.** (2009). An experimental investigation of the effects of workpiece and grinding parameters on minimum quantity lubrication—MQL grinding. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 49(12), 924-932.
- [90] **Merchant, M. E.** (1945). Mechanics of the metal cutting process. II. Plasticity conditions in orthogonal cutting. *Journal of applied physics*, 16(6), 318-324.
- [91] **Palmer, W. B., ve Oxley, P. L. B.** (1959). Mechanics of orthogonal machining. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, 173(1), 623-654.
- [92] **Altintas, Y.** (2012). *Manufacturing automation: metal cutting mechanics, machine tool vibrations, and CNC design*. Cambridge University Press.

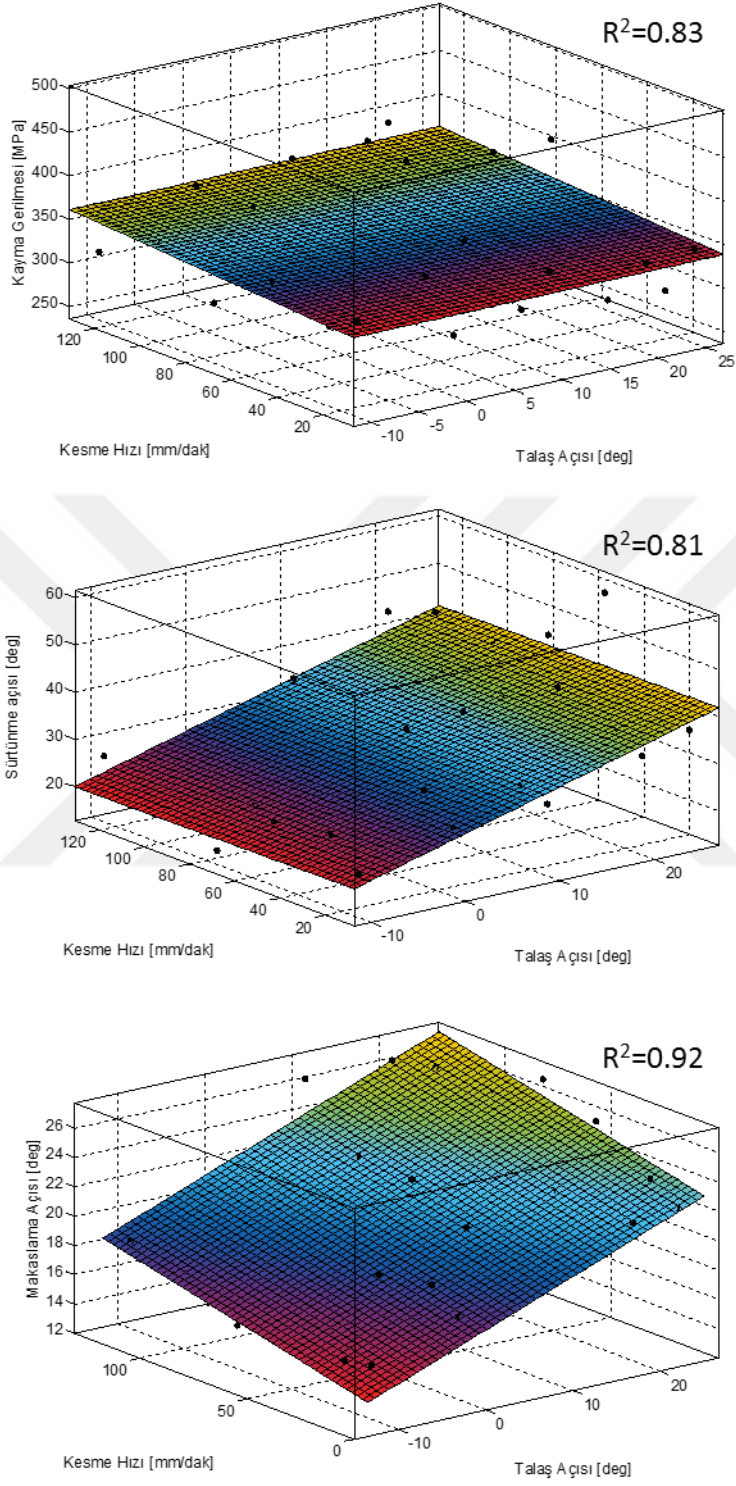


EKLER

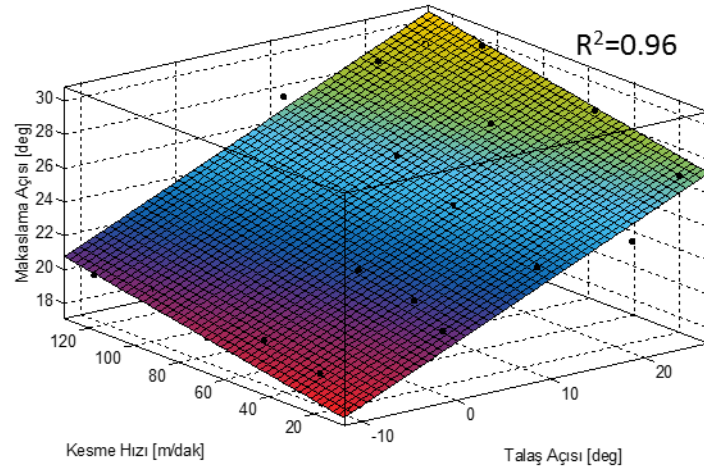
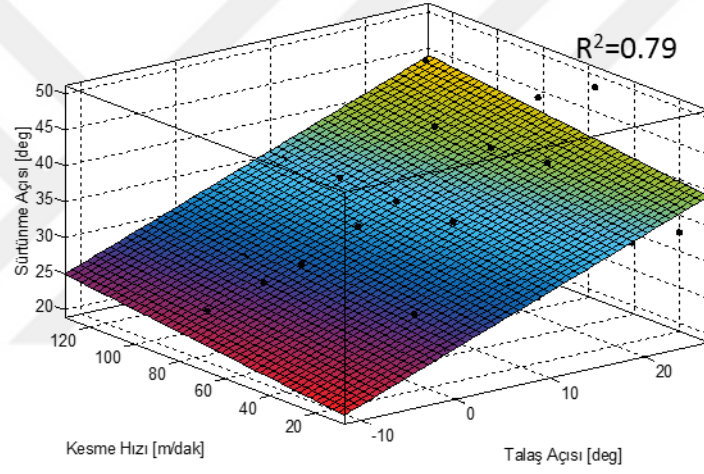
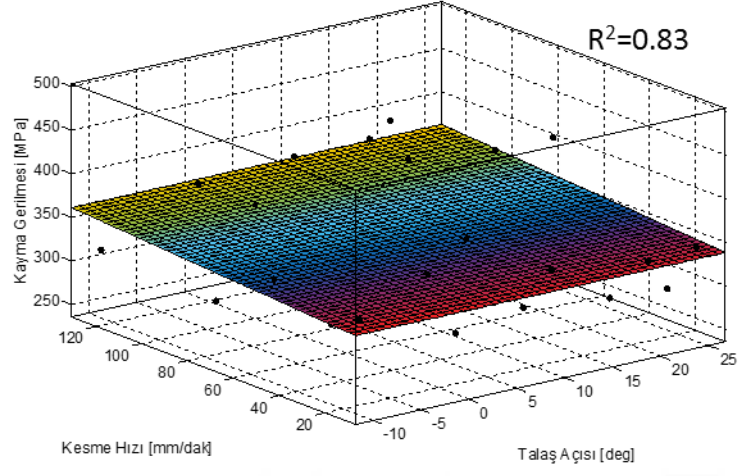
EK A: Dik Kesme Regresyon Analizi



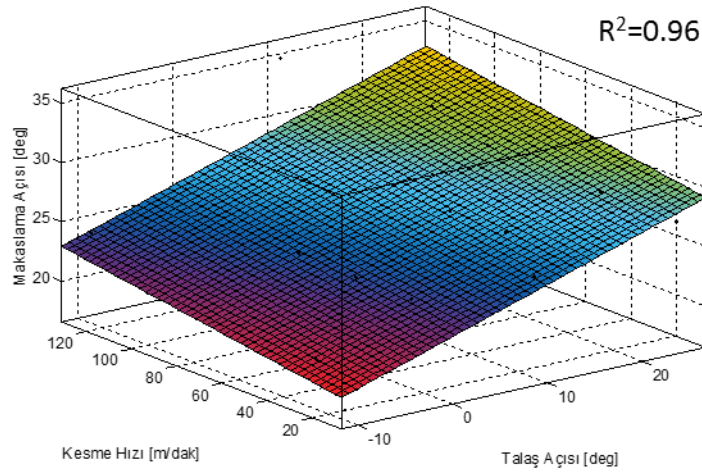
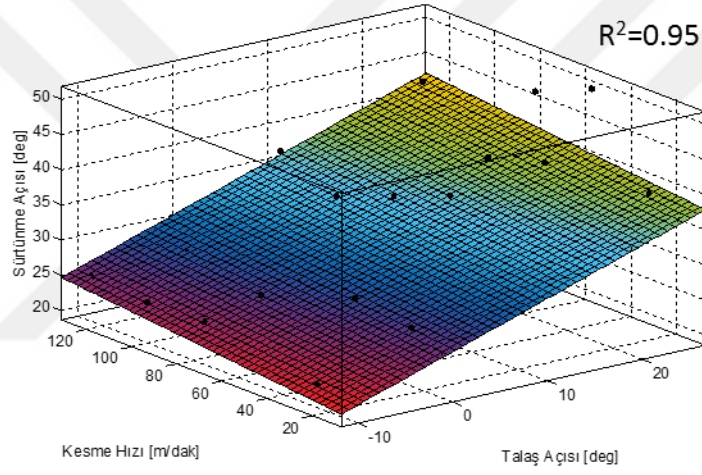
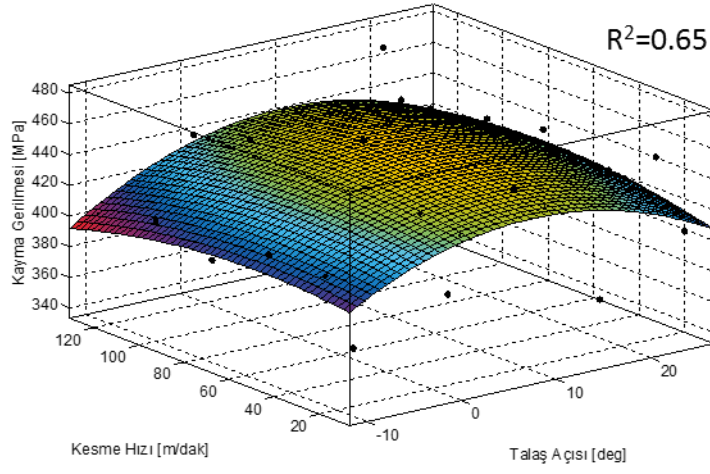
EK A



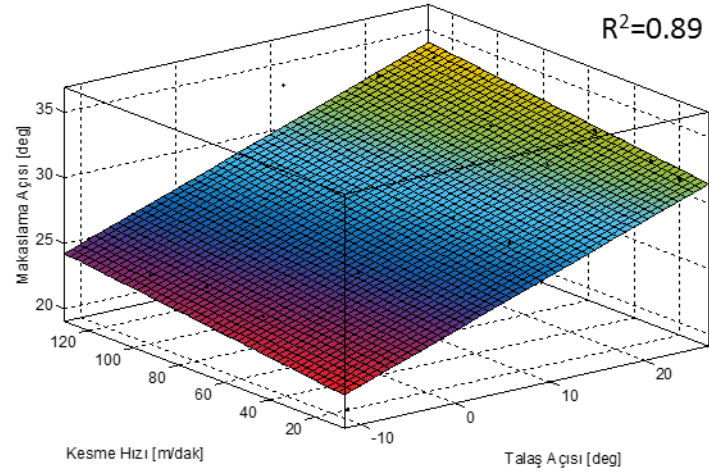
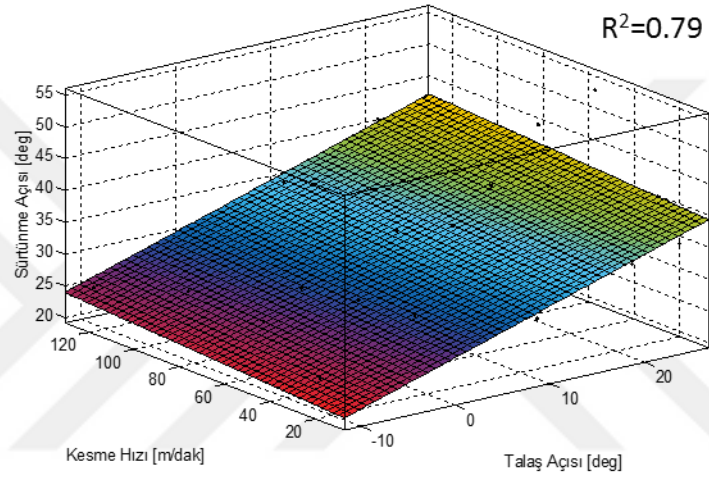
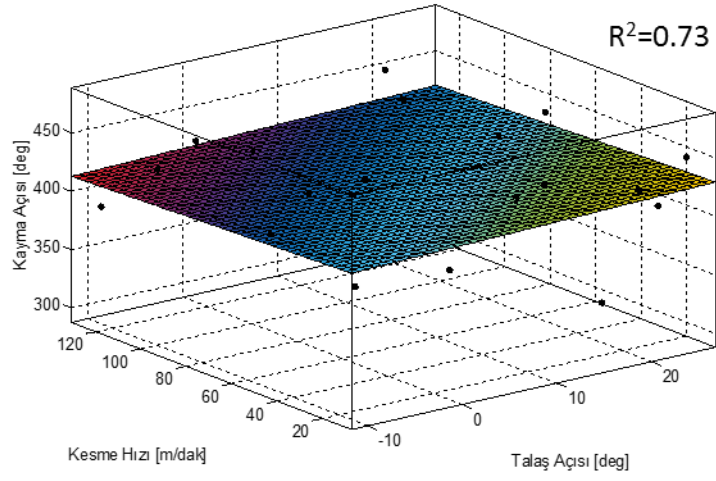
Şekil A.1 : 0.05 mm/dev ilerleme hızı için kayma gerilmesi, kayma açısı ve sürtünme açısının kesme hızı ve talaş açısına bağlı değişimi



Şekil A.2 : 0.1 mm/dev ilerleme hızı için kayma gerilmesi, kayma açısı ve sürtünme açısının kesme hızı ve talaş açısına bağlı değişimi



Şekil A.3 : 0.15 mm/dev ilerleme hızı için kayma gerilmesi, kayma açısı ve sürtünme açısının kesme hızı ve talaş açısına bağlı değişimi



Şekil A.4 : 0.2 mm/dev ilerleme hızı için kayma gerilmesi, kayma açısı ve sürtünme açısının kesme hızı ve talaş açısına bağlı değişimi



ÖZGEÇMİŞ



Ad-Soyad : Ali Taner Kuzu
Doğum Tarihi ve Yeri : 20 Mayıs 1985, Çorlu
E-posta : atkuzu@yahoo.com

ÖĞRENİM DURUMU:

- **Lisans** : 2008, İTÜ, Makine Fakültesi, İmalat Mühendisliği Bölümü
- **Yükseklisans** : 2012, İTÜ, Makine Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü

MESLEKİ DENEYİM VE ÖDÜLLER:

- 2009-2016 İTÜ Makine Fakültesi'nde araştırma görevlisi
- 2012 yılında 3 ay süre ile University of Michigan'da
- 2015-2016 yılları arasında University of Michigan'da TÜBİTAK 2214A bursu ile 12 ay

DOKTORA TEZİNDEN TÜRETİLEN YAYINLAR, SUNUMLAR VE PATENTLER:

- **Kuzu, A.T.**, Berenji, K.R. ve Bakkal, 2016. Thermal and force modeling of CGI drilling, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 82(9),1649-1662.
- **Kuzu, A. T.**, Wu W., Stephenson, D. A., Bakkal, M., Hong, J., Shih, A. J. 2016. High-Throughput Dry and Minimum Quantity Lubrication Drilling of Compacted Graphite Iron. *7th CIRP conference on High Performance Cutting (HPC)*, 31 May 31- June 2, 2016, Chemnitz, Germany.
- **Kuzu, A.T.**, Berenji, K.R. ve Bakkal, 2014. Workpiece temperature modelling in CGI drilling process in dry condition. *11th International Conference on High Speed Machining (HSM 2014)*, Septembre 11-12, 2014, Prague, Czech Republic.

- **Kuzu, A. T.,** Berenji, K. R., Bakkal M. (2015) Minimum Miktarda Yağlama İle Derin Delik Delme İşleminde İş Parçasının Sıcaklık Modellemesi. 6. *Ulusal Talaşlı İmalat Sempozyumu (UTİS 2015)*, Kasım 5-7, 2015, İstanbul, Türkiye.
- **Kuzu, A. T.,** Berenji, K. R., Bakkal M. (2014) KGDD Delik Delme İşleminde İş Parçasının Sıcaklık Modellemesi. 5. *Ulusal Talaşlı İmalat Sempozyumu (UTİS 2014)*, Ekim 23-24, Bursa, Türkiye.

DİĞER YAYINLAR, SUNUMLAR VE PATENTLER:

- **Kuzu, A. T.,** Bijenzad A, K. R., ve Bakkal, M. (2015). Experimental Investigations of Machinability in the Turning of Compacted Graphite Iron Using Minimum-Quantity Lubrication. *Machining Science and Technology*,19(4),559-576.
- Bakkal, M., Serbest, E., Karipçin, İ., **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.
- **Kuzu, A. T.,** and Bakkal, M.. (2014). The effect of cutting parameters and tool geometry on machinability of cotton-fiber reinforced polymer composites: Cutting forces, burr formation, and chip morphology. *Journal of Industrial Textiles*, 45(6), 1364-1392.
- **Kuzu, A. T.,** ve Bakkal, M. (2012). The Effects of Tool Geometry on Machinability of Textile Fabric Reinforced Termoplastic Matrix Composites. *Advanced Materials Research*, 445, 841-846.
- **Kuzu, A. T.,** Berenji, K. R., Bakkal M. (2016) A Hybrid FE And CFD Model To Predict The Drill Temperature Distribution in CO₂ Assisted CGI Drilling, Proceedings of the 16th International Conference on Machine Design and Production (UMTIK 2016), Bursa, Turkey.
- Berenji, K. R., **Kuzu, A. T.,** Bakkal, M. (2014) An experimental investigation of friction and cutting mechanics under the MQL and MQL+CO₂ conditions. *11th International Conference on High Speed Machining (HSM 2014)*, Prague, Czech Republic.
- Kuzu, A., **Kuzu A. T.,** Berenji, K. R., Bogasyan, S., Gökasan, M., Bakkal, M. (2014) Autonomous hole quality determination using image processing techniques. *International Symposium on Industrial Electronics (ISIE2014)*, İstanbul, Turkey.
- **Kuzu, A. T.,** Alma, U. A., Berenji, K. R., Bakkal M., (2014) Experimental investigation of CGI drilling adapted with external MQL system. *Proceedings of the 16th International Conference on Machine Design and Production (UMTIK 2014)*, İzmir, Turkey.
- Bijanzad A., **Kuzu, A. T.,** Bakkal M., (2013) Influence of MQL on Tool Wear in CGI Turning. *Die Mold 2013*, Antalya, Turkey.
- Güngör, T. R., **Kuzu, A. T.,** Bakkal, M., Özdemir. (2013) Work Piece Temperature Distribution Analysis with Inverse Heat Transfer Method in Milling. *UKHTC 2013*, London, England.
- **Kuzu, A. T.,** Bakkal, M. (2012) Machinability of T-FRP composites on milling . *Proceedings of the 15th International Conference on Machine Design and Production (UMTIK 2012)*, Denizli, Turkey.

- **Kuzu, A. T.**, Bakkal, M. (2011) The effects of tool geometry on cutting parameters on GFRP machining. *GSTF M3 2011*, Singapore.
- Akkuzu, E., Bakkal, M., **Kuzu, A. T.** (2011) Effect of fiber orientation on machinability of multiaxial GFRP in milling. *AMPT 2011*, Istanbul, Turkey.



