

**KOCAELİ ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ**

MAKİNE EĞİTİMİ ANABİLİM DALI

DOKTORA TEZİ

**PARMAK FREZE TAKIMI İLE TALAŞ KALDIRMADA KESME
KUVVETLERİ VE BOYUT HATALARININ KESME KUVVETİ
DAĞILIMI METODU İLE ANALİZİ**

MEHMET AYDIN

KOCAELİ 2014

KOCAELİ ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

MAKİNE EĞİTİMİ ANABİLİM DALI

DOKTORA TEZİ

**PARMAK FREZE TAKIMI İLE TALAŞ KALDIRMADA KESME
KUVVETLERİ VE BOYUT HATALARININ KESME KUVVETİ
DAĞILIMI METODU İLE ANALİZİ**

MEHMET AYDIN

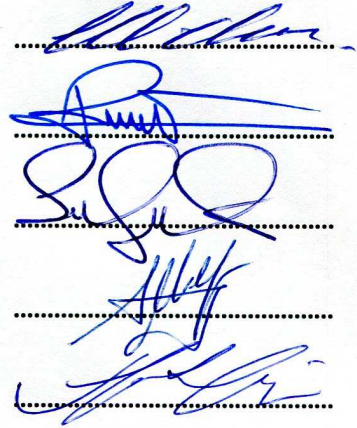
Prof.Dr. Mehmet UÇAR
Danışman, Kocaeli Üniv.

Prof.Dr. Mustafa KURT
Jüri Üyesi, Marmara Üniv.

Doç.Dr. Erol FEYZULLAHOĞLU
Jüri Üyesi, Kocaeli Üniv.

Doç.Dr. Mustafa AY
Jüri Üyesi, Marmara Üniv.

Yrd.Doç.Dr. Abdulkadir CENGİZ
Jüri Üyesi, Kocaeli Üniv.



Tezin Savunulduğu Tarih: 08.04.2014

ÖNSÖZ VE TEŞEKKÜR

Parmak frezeleme birçok işlemi gerçekleştirebilme özelliğinden dolayı makine parçalarının imalatında yaygın olarak kullanılan proseslerden biridir. Frezeleme sırasında iş parçası ve helisel kesici ağızlar arasındaki karmaşık etkileşimler kesme kuvvetlerini oluşturmaktadır. İş parçası yüzey kalitesi ve geometrik doğruluğu, süreç kararlılığı karakteristikleri ve kesici takım aşınması gibi önemli nitelikleri belirlemek için doğru ve güvenilir kuvvet tahminleri gereklidir. Uygun kesme koşullarını belirlemek ve proses planlayıcılarına temel bir bilgi sağlamak için frezeleme kuvvetlerinin analitik ve yarı analitik tahminleri araştırmacılar tarafından incelenmiştir. Parmak frezeleme proseslerinde kesme katsayılarını tayin etmek için yaygın olarak kullanılan bu yaklaşımlar bir diş periyodu için frezeleme kuvvetlerinin ölçülmesine dayalı olup, ölçülen kuvvetler tekil kuvvetler olarak modellenir. Ancak, talaş kalınlığı helisel kesici kenardan dolayı z yönünde değiştiği için frezeleme kuvvetleri de kesici kenar boyunca değişmektedir. Bundan dolayı, spesifik kesme katsayılarını kalibre etmek için kesici takım üzerindeki kuvvet dağılımı göz önünde bulundurulmalıdır.

Kesici takımların gelişmesiyle birlikte metal kesme teknolojisinin ilerlemesine rağmen, parmak frezeler periyodik olarak değişen frezeleme kuvvetlerinin etkisi altında işlenen yüzeye boyutsal hata olarak geçen eğilmeye maruz kalmaktadır. Frezeleme operasyonlarında ilerleme hızı artırıldığında etkisi daha fazla görülen kesici takım eğilmesi talaş kalınlığı ve kesme yarıçapının aksel değişimine sebep olmaktadır. Bu aksel değişim özellikle büyük aksel kesme derinliğinde daha önemli olup, talaş yükü ve kesme kuvvetlerini önemli ölçüde etkileyebilir. Produktivite ya da metal kaldırma oranı kesici takım eğilmesinin yol açtığı boyutsal hatalar tarafından kısıtlandığı için kesici takım sehimi işlenen yüzeyi etkileyen ana faktördür ve ihmal edilemez bir öneme sahiptir. Bundan dolayı, sehim boyutsal hatalara yol açan önemli bir faktör olarak incelenmelidir. Diğer taraftan, boyutsal hatalara neden olan kesici takım sehimi ile ilgili çeşitli çalışmalar yapılmasına rağmen, sehimin belirlenmesi frezeleme sırasında takım üzerine uygulanan kesme kuvvetlerinin tam olarak modellenmesini gerektirmektedir. Bu nedenle, boyutsal hataların tatmin edici sonuçlarını elde etmek için takım eksen doğrultusundaki kesme kuvveti dağılımı dikkate alınmalıdır. Bu çalışmanın amacı mekanistik bir model kullanarak frezeleme kuvvetlerini tahmin etmek için gerekli spesifik kesme katsayılarının kalibrasyonu ve boyutsal hataların tahmini için etkin bir metod geliştirmektir.

Bu çalışma metal kesme, tornalama ve frezeleme mekaniğinin temel prensiplerini ayrıntılı olarak ele alınmıştır. Bu prensipler özellikle operasyon planlamada uygun kesme koşullarının belirlenmesi için kılavuzluk yapabilir. Önerilen kesme kuvveti dağılımı metoduna dayanan frezeleme kuvvetlerinin ve boyutsal hataların analitik modelleri de metal kesme mekaniği konusunda inceleme yapacak araştırmacılara büyük kolaylık sağlayabilir. Hazırlanan bu çalışma deneysel olarak gerçekleştirilen uygulamalara dayandığı için kalibrasyon ve ortogonal kesme testleri de ayrıntılı

olarak sunulmuştur. Çalışmanın son iki bölümünde ise sayısal ve deneysel testlerden elde edilen sonuçlar tartışılarak önerilerde bulunulmuştur.

Bu tezin hazırlanması sırasında çalışmalarımı yönlendiren ve çalışmalarım boyunca ilgi ve desteğini esirgemeyen değerli danışmanım Sayın Prof.Dr. Mehmet UÇAR'a, tez izleme komitesinde yer alan ve çalışma süresince görüş ve önerileri ile katkıda bulunan Sayın Doç.Dr. Mustafa AY'a ve Sayın Yrd.Doç.Dr. Abdulkadir CENGİZ'e, deney çalışmalarım için Marmara Üniversitesi CNC laboratuvarını kullanmama olanak sağlayan Sayın Prof.Dr. Mustafa KURT'a, deneysel çalışmalarım sırasında yardımını esirgemeyen Sayın Dr. Barkın BAKIR'a, 2012/07 no'lu proje ile tezime finansal olarak destek sağlayan Kocaeli Üniversitesi Bilimsel Araştırmalar Proje Birimine teşekkürü bir borç bilirim. Ayrıca, çalışmalarım boyunca sabrını esirgemeyen kıymetli eşim, canım oğlum ve bu günlere gelmemde büyük pay sahibi olan aileme sonsuz teşekkürlerimi sunarım.

Nisan – 2014

Mehmet AYDIN

İÇİNDEKİLER

ÖNSÖZ VE TEŞEKKÜR	i
İÇİNDEKİLER	iii
ŞEKİLLER DİZİNİ.....	v
TABLolar DİZİNİ	ix
SİMGELER DİZİNİ VE KISALTMALAR	x
ÖZET.....	xiii
ABSTRACT.....	xiv
GİRİŞ	1
1. LİTERATÜR ARAŞTIRMASI	4
1.1. Frezeleme Kuvvet Modelleri.....	4
1.2. Kesici Takım-İş Parçası Sehimi ve Boyutsal Hatalar	7
2. METAL KESME MEKANİĞİ	10
2.1. Dik (Ortogonal) Kesme Mekanîği.....	10
2.1.1. Birincil deformasyon bölgesi (kayma düzlemi)	15
2.1.2. İkincil deformasyon bölgesi	20
2.2. Eğik Kesme Mekanîği.....	24
2.2.1. Eğik kesme geometrisi.....	25
2.2.2. Eğik kesme parametrelerinin çözümü	27
2.2.2.1. Maksimum kayma gerilmesi prensibi.....	27
2.2.2.2. Minimum enerji prensibi.....	29
2.2.2.3. Ampirik yaklaşım.....	31
2.2.3. Kesme kuvvetlerinin tahmini.....	33
3. TORNALAMA PROSESLERİNİN MEKANİĞİ	37
3.1. Tornalama Operasyonları	37
3.2. Talaş Kaldırma Oranı	38
3.3. Takım Geometrisi.....	39
3.4. Kesme Kuvveti	41
3.4.1. Talaş oluşumu	44
4. FREZELEME PROSESLERİNİN MEKANİĞİ.....	48
4.1. Frezeleme Operasyonları.....	48
4.2. Ortalama Talaş kalınlığı, Talaş Kaldırma Oranı, Kuvvet ve Güç	53
4.3. Freze Tasarımı	59
5. FREZELEME KUVVETLERİNİN ANALİTİK MODELLENMESİ	63
5.1. Helisel Parmak Frezelerin Mekanîği.....	63
5.2. Frezeleme Kuvvetlerinin Mekanistik Yaklaşımla Modellenmesi	63
5.2.1. Üstel kuvvet katsayısı modeli.....	65
5.2.1.1. Eksenel kesme sınırları	69
5.2.1.2. Frezeleme kuvvet katsayılarının belirlenmesi ve ortalama kuvvetler.....	70
5.2.2. Doğrusal kenar kuvvet modeli.....	74
5.2.2.1. Frezeleme kuvvet katsayılarının belirlenmesi ve ortalama kuvvetler.....	76
5.3. Frezeleme Kuvveti Tahmini İçin Frezeleme Mekanîği Yaklaşımı	78
5.3.1. Kuvvet katsayısı ifadeleri	78

6. BOYUTSAL YÜZEY HATALARININ ANALİTİK MODELLENMESİ.....	84
6.1. Parmak Frezeleme Doğruluğu.....	84
6.2. Helisel Kesici Ağızlı Parmak Frezelerin Meydana Getirdiği Boyutsal Hatalar: Statik Şekil Değiştirme	85
6.2.1. Statik olarak elastik parmak frezeler için boyutsal hata modeli.....	87
7. MATERYAL VE YÖNTEM	95
7.1. Kalibrasyon Testleri	95
7.2. Ortogonal Kesme Testleri	99
7.3. Frezelemede Kuvvet Hesaplama Prosedürü.....	102
8. DENEYSEL SONUÇLAR VE TARTIŞMA.....	106
8.1. Kesme kuvveti Dağılımı Metodunun Analizi	106
8.1.1. Mekanistik yaklaşımdan kuvvet katsayılarının tahmini	107
8.2. Frezeleme Mekanikliği yaklaşımının Analizi.....	110
8.2.1. Frezeleme mekanikliği yaklaşımından kuvvet katsayılarının tahmini... ..	118
8.3. Frezeleme Kuvvet Hesaplaması Doğrulama Testleri.....	119
8.4. Boyutsal Hata Hesaplaması Doğrulama Testleri.....	128
9. SONUÇLAR VE ÖNERİLER	133
KAYNAKLAR	137
KİŞİSEL YAYIN VE ESERLER	143
ÖZGEÇMİŞ	144

ŞEKİLLER DİZİNİ

Şekil 2.1.	Metal kesme proseslerinin geometrileri: a) Ortogonal kesme geometrisi; b) Eğik kesme geometrisi.....	11
Şekil 2.2.	Ortogonal kesme prosesi: a) Kesit görünüşü; b) Talaş yüzeyindeki deformasyon bölgeleri ve yük dağılımı.....	13
Şekil 2.3.	Ortogonal kesme mekaniği: a) Kuvvet; b) Hız; c) Kayma deformasyonu; d) Şekil değiştirme diyagramları.....	14
Şekil 2.4.	Eğik kesme: a) Proses geometrisi; b) Hızlar ve bileşke kesme kuvveti.....	24
Şekil 2.5.	Eğik kesme mekaniği: a) Kuvvet diyagramı; b) Hız diyagramı; c) Kayma diyagramı.....	26
Şekil 2.6.	Çözüm prosedürü.....	29
Şekil 3.1.	Tornalama prosesi geometrisi.....	38
Şekil 3.2.	Tornalama takım geometrisi: a) Üç boyutlu modeli; b) Kesme açıları...	40
Şekil 3.3.	Tornalamada kesme kuvveti bileşenleri.....	42
Şekil 3.4.	Kesme kuvveti ve talaş kalınlığı arasındaki ilişki: a) Doğrusal; b) Üstel dağılım.....	43
Şekil 3.5.	Talaş oluşumu prosesi.....	44
Şekil 3.6.	Yığıntı talaş (BUE) oluşumu.....	45
Şekil 3.7.	Kesme hızıyla ikincil kayma bölgesinin değişimleri: a) $V=0.5m/s$; b) $V=1.5m/s$; c) $V=4m/s$	46
Şekil 3.8.	Talaş oluşumu mekanizmasının şematik gösterimi: a) Talaşın birbiri üzerinde paralel levhalar halinde kayması; b) Gerilme durumunun bir levha üzerinde gösterilmesi; c) Kayma gerilmesi üçgeni.....	47
Şekil 4.1.	Frezeleme operasyonlarının geometrisi: a) Alın frezeleme; b) Kenar frezeleme; c) Zıt yönlü frezeleme; d) Aynı yönlü frezeleme; e) Kesici kenarların sikloidal/trokoidal hareketi talaş yükü (c) miktarı ile ilerleme yönünde hareket eden dairesel yaylara benzemektedir.....	49
Şekil 4.2.	Parmak frezeleme geometrisi: a) Yarım dalma-zıt yönlü; b) Yarım dalma-aynı yönlü; c) Tam dalma (kanal) frezeleme.....	53
Şekil 4.3.	Takım eksenine normal A düzleminde ya da kesici kenara normal B düzleminde ölçülen radyal (F_{ri}), teğetsel (F_{ti}) ve aksel (F_{ai}) kuvvet bileşenleri ve talaş kalınlığı: a) Helisel parmak frezeleme ve yan kesici kenar açılı alın frezeleme; b) Talaş oluşumu; c) Aynı yönlü; d) Zıt yönlü frezeleme geometrisi.....	54
Şekil 4.4.	Talaş kalınlığı değişimi.....	56
Şekil 4.5.	Standart alın freze geometrisi: a) Pozitif; b) Negatif aksel ve radyal talaş açısı.....	60
Şekil 4.6.	Basit alın freze geometrileri: a) Negatif aksel ve radyal; b) Pozitif aksel ve negatif radyal; c) Pozitif aksel ve radyal; d) Kesme açıları.....	61
Şekil 4.7.	Alın frezelemede deforme olmamış talaş kalınlığı üzerinde yan kesici kenar açısının etkisi: a) Yan kesici kenar açısı sıfır derece;	

	b) Yan kesici kenar açılı takım	62
Şekil 5.1.	Helisel parmak freze geometrisi: a) Parmak freze; b) Elemental kuvvetler.....	64
Şekil 5.2.	Bir freze dişi üzerine uygulanan elemental frezeleme kuvvetleri	65
Şekil 5.3.	Helisel kesici ağız-iş parçası yüzeyi temas durumları: a) Kesme yüzeyinin açınımı; b) Frezeleme kuvvetleri.....	70
Şekil 5.4.	Talaş yüklü parmak freze ve bir kesici disk elementin serbest cisim diyagramı	72
Şekil 5.5.	Bir freze dişi: a) Kuvvet bileşenleri b) Eğik kesme modeli	79
Şekil 6.1.	Düz kesici ağızlı parmak frezeler üzerindeki kuvvetler ve işlenmiş yüzeyin doğruluğu üzerindeki etkileri: a) İki ağızlı parmak freze ile zıt yönlü frezeleme kesici ağız A noktasında; b) İki ağızlı parmak freze ile zıt yönlü frezeleme kesici ağız B noktasında; c) Dört ağızlı parmak freze ile zıt yönlü frezeleme; d) Dört ağızlı parmak freze ile aynı yönlü frezeleme	84
Şekil 6.2.	Helisel parmak frezelerle işlenen yüzeyin doğruluğu üzerinde kuvvet etkisinin analizi: a) Freze dişi; b) $\Psi < \phi_p$; c) $a_a > a_{a,p}$	86
Şekil 6.3.	Parmak freze statik şekil değiştirme modeli	88
Şekil 6.4.	Yüzey şekil hataları üzerinde frezeleme yöntemi ve kesme genişliğinin etkisi: a) Zıt yönlü frezeleme; b) Aynı yönlü frezeleme	88
Şekil 6.5.	İki ağızlı parmak freze: a) Freze kesiti; b) Bölge 1	93
Şekil 7.1.	Kalibrasyon deney düzeneğinin şematik gösterimi.....	96
Şekil 7.2.	Parmak freze ve plakaların aksel konumları ($D = 12\text{mm}$)	97
Şekil 7.3.	Kalibrasyon deney düzeneği: a) Dik işleme merkezi, iş parçası ve dinamometre; b) Amplifikatör, A/D kart ve DynoWare yazılımı	98
Şekil 7.4.	Ortogonal kesme deney düzeneğinin şematik gösterimi.....	99
Şekil 7.5.	Ortogonal kesme deney düzeneği: a) CNC torna, iş parçası ve dinamometre; b) Amplifikatör, A/D kart ve DynoWare yazılımı.....	101
Şekil 7.6.	Helisel ağızlı kesici takımlar için frezeleme kuvveti hesaplama diyagramı: a) dz kalınlıklı yatay bir parça; b) Bu parçada oluşan kuvvetlerin elemanları; c) Kesicinin silindirik çevresinin ilerleme (f) doğrultusuna (x) dik düzlem üzerindeki açınımı	103
Şekil 7.7.	Helisel ağızlı kesiciler için frezeleme kuvveti hesaplama algoritması.....	105
Şekil 8.1.	Parmak frezenin kesme yapan parçası boyunca ortalama kesme kuvvetlerinin değişimleri: a) Zıt yönlü frezeleme; b) Aynı yönlü frezeleme	106
Şekil 8.2.	Parmak frezenin kesme yapan parçası boyunca kenar ve kesme kuvveti bileşenlerinin değişimleri: a) Zıt; b) Zıt; c) Aynı; d) Aynı yönlü frezeleme:.....	107
Şekil 8.3.	Üstel kuvvet katsayısı modeli ve zıt yönlü frezeleme testleri için önerilen metot kullanılarak kalibre edilen kuvvet katsayıları	108
Şekil 8.4.	Üstel kuvvet katsayısı modeli ve aynı yönlü frezeleme testleri için önerilen metot kullanılarak kalibre edilen kuvvet katsayıları	108
Şekil 8.5.	Doğrusal kenar kuvvet modeli için önerilen metot kullanılarak kalibre edilen kesme ve kenar kuvvet katsayıları: a) Zıt yönlü frezeleme $D= 10$ ve 12 mm; b) Aynı yönlü frezeleme $D= 8$ ve 12 mm	109

Şekil 8.6.	Ortogonal kesme sırasında ölçülen kuvvetlerin örnek çıktısı ($V=75$ m/dak, $f_r=0.06$ mm/dev, $\alpha_r=15^\circ$).....	110
Şekil 8.7.	Farklı talaş açılı takımlarla yapılan ortogonal kesme deneylerinde ölçülen kesme ve ilerleme kuvvetleri ($V=75$ m/dak)	111
Şekil 8.8.	Farklı talaş açılı takımlarla yapılan ortogonal kesme deneylerinde ölçülen kesme ve ilerleme kuvvetleri ($V=150$ m/dak).....	111
Şekil 8.9.	Farklı talaş açılı takımlarla yapılan ortogonal kesme deneylerinde ölçülen kesme ve ilerleme kuvvetleri ($V=300$ m/dak)	112
Şekil 8.10.	Ortogonal kesme deneylerinden belirlenen kenar kuvvet katsayıları: a) K_{te} ; b) K_{re}	113
Şekil 8.11.	Talaş kalınlığı ve talaş açısıyla talaş kalınlığı oranının (r_c) değişimi ..	114
Şekil 8.12.	Ortogonal kesme deneylerinden belirlenen kayma gerilmesi değerleri.....	115
Şekil 8.13.	Ortogonal kesme deneylerinden belirlenen sürtünme açısı değerleri ...	116
Şekil 8.14.	30° helis açısı için talaş akış açısının tahmin edilen değerleri	117
Şekil 8.15.	Talaş kalınlığı ile tahmin edilen frezeleme kuvvet katsayılarının değişimleri ($\alpha_n=15^\circ$).....	118
Şekil 8.16.	Kesme kuvveti dağılımı metodu ve frezeleme mekaniği yaklaşımından doğrusal kenar kuvvet modeli ile tahmin edilen ortalama ve maksimum kesme kuvvetleri.....	124
Şekil 8.17.	Kesme kuvveti dağılımı metodu ve frezeleme mekaniği yaklaşımından üstel kuvvet katsayısı modeli ile tahmin edilen ortalama ve maksimum kesme kuvvetleri.....	124
Şekil 8.18.	Kesme kuvveti dağılımı metodu (Kalibrasyon) ve frezeleme mekaniği yaklaşımından (Tahmin) doğrusal kenar kuvvet modeli ile simüle edilen ve ölçülen frezeleme kuvvetleri (Malzeme: A17075-T651 alaşımı, yarım dalma-zıt yönlü frezeleme, $f_t = 0.08$ mm/dış, $a_a = 18$ mm, $V = 30$ m/dak, takım: 2 ağızlı parmak freze, $\alpha_n = 15^\circ$, $D = 12$ mm)	126
Şekil 8.19.	Kesme kuvveti dağılımı metodu (Kalibrasyon) ve frezeleme mekaniği yaklaşımından (Tahmin) doğrusal kenar kuvvet modeli ile simüle edilen ve ölçülen frezeleme kuvvetleri (Malzeme: A17075-T651 alaşımı, yarım dalma-aynı yönlü frezeleme, $f_t = 0.12$ mm/dış, $a_a = 18$ mm, $V = 30$ m/dak, takım: 2 ağızlı parmak freze, $\alpha_n = 5^\circ$, $D = 12$ mm)	126
Şekil 8.20.	Ölçülen ve kesme kuvveti dağılımı metodu (Kalibrasyon) ve frezeleme mekaniği yaklaşımından (Tahmin) üstel kuvvet katsayısı modeli ile simüle edilen frezeleme kuvvetleri (Malzeme: A17075-T651 alaşımı, yarım dalma-zıt yönlü frezeleme, $f_t = 0.04$ mm/dış, $a_a = 18$ mm, $V = 30$ m/dak, takım: 2 ağızlı parmak freze, $\alpha_n = 15^\circ$, $D = 12$ mm)	127
Şekil 8.21.	Ölçülen ve kesme kuvveti dağılımı metodu (Kalibrasyon) ve frezeleme mekaniği yaklaşımından (Tahmin) üstel kuvvet katsayısı modeli ile simüle edilen frezeleme kuvvetleri (Malzeme: A17075-T651 alaşımı, yarım dalma-aynı yönlü frezeleme, $f_t = 0.04$ mm/dış, $a_a = 18$ mm, $V = 30$ m/dak, takım: 2 ağızlı parmak freze, $\alpha_n = 5^\circ$, $D = 12$ mm)	128

Şekil 8.22. Yarım dalma zıt yönlü frezeleme testi için tahmin edilen ve ölçülen boyutsal yüzey hata profil eğrileri.....	129
Şekil 8.23. Yarım dalma aynı yönlü frezeleme testi için tahmin edilen ve ölçülen boyutsal yüzey hata profil eğrileri.....	129
Şekil 8.24. Zıt yönlü frezelemede yüzey oluşumu: a) Frezelenen yüzey; b) Talaş yükü değişimi.....	130
Şekil 8.25. Aynı yönlü frezelemede yüzey oluşumu: a) Frezelenen yüzey; b) Talaş yükü değişimi.....	131

TABLULAR DİZİNİ

Tablo 7.1. Ortogonal kesme koşulları	102
Tablo 8.1. Temel işleme parametrelerinin istatistiksel hata değerleri	116
Tablo 8.2. Al7075-T651 alaşımı için ortogonal kesme parametreleri.....	117
Tablo 8.3. Farklı talaş açıları için ortogonal verilerden tahmin edilen kesme kuvveti katsayıları	119
Tablo 8.4. Ölçülen ve kesme kuvveti dağılımı metodu ile doğrusal kenar kuvvet modelinden tahmin edilen ortalama kesme kuvveti değerleri.....	120
Tablo 8.5. Ölçülen ve kesme kuvveti dağılımı metodu ile doğrusal kenar kuvvet modelinden tahmin edilen maksimum kesme kuvveti değerleri.....	121
Tablo 8.6. Ölçülen ve kesme kuvveti dağılımı metodu ile üstel kuvvet katsayısı modelinden tahmin edilen ortalama kesme kuvveti değerleri.....	122
Tablo 8.7. Ölçülen ve kesme kuvveti dağılımı metodu ile üstel kuvvet katsayısı modelinden tahmin edilen maksimum kesme kuvveti değerleri.....	123
Tablo 8.8. İş parçasının alt tarafında ölçülen ve tahmin edilen boyutsal hata değerlerinin karşılaştırılması	132

SİMGELER DİZİNİ VE KISALTMALAR

a_a	: Aksenal kesme derinliği, (mm)
a_r	: Radyal kesme derinliği, (mm)
$A_{c,tot}$: Toplam talaş alanı, (mm ²)
A_s	: Kayma düzlemi alanı, (mm ²)
b	: Kesme veya talaş genişliği, (mm)
c_s	: İş parçası malzemesinin özgül ısı katsayısı, (Nm/kg°C)
c_t	: İş parçası malzemesinin ısı iletkenliği, (W/(m°C))
$C_{y,1}, C_{y,2}$: İntegrasyon sabitleri
Cl_f	: Yan boşluk açısı, (°)
Cl_p	: Uç boşluk açısı, (°)
D	: Kesici takım çapı, (mm)
e_y	: Boyutsal hata, (µm)
f	: İlerleme miktarı, (mm/dak)
f_r	: İlerleme miktarı, (mm/dev)
f_s	: Örnekleme frekans oranı, (Hz)
f_t	: Diş başına ilerleme miktarı, (mm/diş)
F	: Bileşke kuvvet, (N)
F_n	: Normal kuvvet, (N)
F_t, F_r, F_a	: Teğetsel, radyal ve aksenal kuvvet bileşenleri, (N)
F_s	: Kayma kuvveti, (N)
F_t, F_f, F_r	: Ortogonal kesmedeki teğetsel, ilerleme ve radyal kesme kuvvetleri, (N)
F_u	: Sürtünme kuvveti, (N)
F_v	: Kesici takım talaş yüzeyinde etki eden normal kuvvet, (N)
h	: Deforme olmamış talaş kalınlığı, (mm)
h_a	: Ortalama talaş kalınlığı, (mm)
h_c	: Deforme olmuş talaş kalınlığı, (mm)
i	: Eğim açısı, (°)
K_t, K_r, K_a	: Üstel kuvvet katsayısı modeli için teğetsel, radyal ve aksenal kesme kuvveti katsayıları, (MPa)
K_{tc}, K_{rc}, K_{ac}	: Doğrusal kenar-kuvvet modeli için teğetsel, radyal ve aksenal kesme kuvveti katsayıları, (MPa)
K_{te}, K_{re}, K_{ae}	: Doğrusal kenar-kuvvet modeli için teğetsel, radyal ve aksenal kenar kuvveti katsayıları, (N/mm)
l_t	: Talaş-talaş yüzeyi temas uzunluğu, (mm)
L_c	: Kayma düzlemi uzunluğu, (mm)
m_c	: Metal kaldırma oranı, (kg/s)
M	: Eğilme momenti, (Nmm)
n	: Devir sayısı, (dev/dak)
N	: Kesici takım ağız sayısı
N_z	: Disk element sayısı
P_n	: Normal düzlem
P_s	: Kayma gücü, (J/s)
P_t	: Toplam güç, (J/s)

P_u	: Kesici takım-talaş temas yüzeyinde sarf edilen sürtünme gücü, (J/s)
P_v	: Hız düzlemi
Q_c	: Talaş kaldırma oranı, (m^3/s)
r_c	: Talaş kalınlığı veya kesme oranı
R	: Kesici takım yarıçapı, (mm)
R_T	: Boyutsuz termal sayı
R_{eq}	: Eşdeğer yarıçap, (mm)
T	: Diş periyodu
T_c	: İş mili anlık kesme torku, (Nm)
T_{int}	: Talaş yüzeyi-talaş ara yüzündeki ortalama sıcaklık artışı, ($^{\circ}C$)
T_r	: Ortam sıcaklığı, ($^{\circ}C$)
T_s	: Kayma düzlemi sıcaklığı, ($^{\circ}C$)
u_s	: Kayma enerjisi, (J)
u_u	: Kesici takım-talaş temas yüzeyinde sarf edilen sürtünme enerjisi, (J)
u_t	: Kesme esnasında sarf edilen toplam enerji, (J)
V	: Kesme hızı, (m/s)
V_c	: Talaş hızı, (m/s)
V_s	: Kayma hızı, (m/s)
z_i	: Disk elementin aksenal koordinatı, (mm)
α	: Efektif talaş açısı, ($^{\circ}$)
α_a	: Aksenal talaş açısı, ($^{\circ}$)
α_f	: Yan talaş açısı, ($^{\circ}$)
α_n	: Normal talaş açısı, ($^{\circ}$)
α_o	: Dik talaş açısı, ($^{\circ}$)
α_p	: Arka talaş açısı, ($^{\circ}$)
α_r	: Radyal talaş açısı, ($^{\circ}$)
β	: Helis açısı, ($^{\circ}$)
β_a	: Sürtünme açısı, ($^{\circ}$)
β_n	: Normal sürtünme açısı, ($^{\circ}$)
γ_s	: Şekil değiştirme, (mm)
δ	: Boyutsuz sayı
δ_y	: Sehim miktarı, (μm)
Δd	: Deforme olmuş ve deforme olmamış düzlemler arasındaki mesafe, (mm)
Δs	: Yer değiştirme, (mm)
ΔT_c	: Talaştaki ortalama sıcaklık artışı, ($^{\circ}C$)
ΔT_m	: Talaş yüzeyi-talaş ara yüzünde talaştaki maksimum sıcaklık artışı, ($^{\circ}C$)
Δz	: Aksenal dik element yüksekliği, (mm)
η_c	: Talaş akış açısı, ($^{\circ}$)
θ_i	: İzdüşüm açısı, ($^{\circ}$)
θ_n	: Normal düzlemde x eksenini ve \vec{F} 'in izdüşümü arasındaki açı, ($^{\circ}$)
$\theta_n + \alpha_n$: Düzlem açısı, ($^{\circ}$)
λ_{int}	: Ampirik düzeltme faktörü
λ_h	: Kayma bölgesinin dışında gerçekleşen plastik işi gösteren faktör
λ_s	: İş parçası malzemesine iletilen ısı oranı
μ_a	: Sürtünme katsayısı
ρ	: İş parçası malzemesinin yoğunluğu, (kg/m^3)

σ_{ak}	: Akma gerilmesi, (MPa)
σ_s	: Normal gerilme, (MPa)
τ_s	: Kayma gerilmesi, (MPa)
ϕ	: Dalma açısı, ($^{\circ}$)
ϕ_c	: Kayma açısı, ($^{\circ}$)
ϕ_i	: Eğik kayma açısı, ($^{\circ}$)
ϕ_n	: Normal kayma açısı, ($^{\circ}$)
ϕ_p	: Kesici takım adım açısı, ($^{\circ}$)
ϕ_{st}, ϕ_{ex}	: Kesici takım giriş ve çıkış açıları, ($^{\circ}$)
ψ	: Gecikme açısı, ($^{\circ}$)
ψ_r	: Yan kesici kenar açısı, ($^{\circ}$)

Kısaltmalar

BUE	: Built-Up Edge (Kesici Kenar Üzerinde Talaş Yığılması)
ICFC	: Calibrating Instantaneous Cutting Force Coefficient (Anlık Kesme Kuvveti Katsayıları Kalibrasyonu)
IUCT	: Instantaneous Uncut Chip Thickness (Anlık Deforme Olmamış Talaş Kalınlığı)
MRR	: Metal Removal Rate (Metal Kaldırma Oranı)
SEM	: Scanning Electron Microscope (Taramalı Elektron Mikroskobu)

PARMAK FREZE TAKIMI İLE TALAŞ KALDIRMADA KESME KUVVETLERİ VE BOYUT HATALARININ KESME KUVVETİ DAĞILIMI METODU İLE ANALİZİ

ÖZET

Bu çalışmada, parmak frezeleme proseslerinde kesme kuvvetlerinin modellenmesi için gerekli spesifik kesme katsayılarını belirlemek ve kesici takım sehminin sebep olduğu boyutsal yüzey hatalarını analiz etmek için etkin bir simülasyon metodu sunulmuştur. Metot helisel kesici ağızlı parmak frezenin kesen kısmını deneysel kalibrasyon testleri sırasında disk elemanlara bölerek uygulanmıştır. Spesifik kesme katsayıları parmak freze üzerindeki kuvvet dağılımı belirlenerek türetilen analitik ifadelerden tayin edilmiştir. Katsayılar sadece kesici takım iş parçası çiftine değil aynı zamanda kesici takım geometrisine ve frezeleme tipine bağlıdır. Boyutsal yüzey hataları helisel kesici ağızlı parmak freze değişken atalet momentli bir konsol kiriş olarak ele alınarak ve eğilme momenti ve sehim arasında analitik bir ilişki kurularak modellenmiştir. Önerilen metodun geçerliliği çeşitli kesme koşulları altında gerçekleştirilen bir dizi sayısal çalışma ve frezeleme deneyi ile teyit edilmiştir. Sayısal ve deneysel sonuçların karşılaştırması sunulan metodun frezeleme kuvvetlerini ve boyutsal yüzey hatalarını doğru tahmin edebilme yeteneğine sahip olduğunu göstermiştir. Sonuç olarak, bu metot parmak frezeleme proseslerinde uygun kesme koşullarını belirlemek için etkin olarak kullanılabilir.

Anahtar Kelimeler: Boyutsal Yüzey Hatası, Frezeleme Kuvveti, Kalibrasyon, Kesme Kuvveti katsayıları, Parmak Frezeleme.

ANALYSIS OF CUTTING FORCES AND DIMENSIONAL ERRORS USING CUTTING FORCE DISTRIBUTION METHOD IN MACHINING WITH END MILLING CUTTER

ABSTRACT

In this study, an efficient simulation method is presented to determine the specific cutting coefficients required for modeling of cutting forces and to analyze the dimensional surface errors caused by cutting tool deflection in end milling processes. The method is applied by dividing the cutting part of the helical fluted end mill into disc elements during experimental calibration tests. The specific cutting coefficients are established from the analytical expressions derived by identifying the force distribution on the end mill. The coefficients depend on not only tool-workpiece pair but also cutting tool geometry and milling type. The dimensional surface errors are modeled by considering the helical fluted end mill as a cantilever beam with varying moment of inertia and by establishing an analytical relationship between bending moment and deflection. The effectiveness of the proposed method is verified by a series of computational studies and milling experiments carried out under various cutting conditions. The comparison of numerical and experimental results indicates that the presented method is capable of accurate prediction of milling forces and dimensional surface errors. Finally, this method can be effectively applied for identifying appropriate cutting conditions in end milling processes.

Keywords: Dimensional Surface Error, Milling Force, Calibration, Cutting Force Coefficients, End Milling.

GİRİŞ

Parmak frezeleme makine parçalarının imalatının yanı sıra karmaşık şekilli parçaları üretmek için bloklardan büyük talaş miktarlarının kaldırıldığı havacılık ve uzay sanayisinde, uçak parçaları ve kalıplar gibi profilli elemanların kaba ve finiş talaş kaldırma işlemlerinde yaygın olarak kullanılan çevresel frezeleme operasyonudur [1, 2]. Parmak freze de frezeleme prosesi için önemli bir kesici takımdır [3].

Frezeleme operasyonlarında çeşitli geometrilere sahip helisel parmak frezeler kullanılmaktadır. Prizmatik parçaların çevresel frezelenmesinde basit silindirik helisel parmak frezeler, serbest şekilli yüzeylere sahip kalıp ve uzay endüstrisi parça yüzeylerinin işlenmesinde genellikle düz ve helisel kesici ağızlı küresel parmak frezeler, taban yüzeyi olan radyüslü parçaların çevresini meydana getirmek için torus kesiciler, jet motoru kompresörleri gibi parçaların beş eksenli işleme merkezlerinde işlenmesinde konik helisel parmak frezeler ve türbin kanadı taşıyıcı halkaları gibi kompleks profilleri açmak için form kesiciler kullanılmaktadır [4].

Parmak frezeleme prosesinde iş parçası ve kesici ağızlar arasındaki karmaşık etkileşimler kesme kuvvetlerini meydana getirmektedir [5]. Metal kesmenin modellenmesi, optimizasyonu, izlenmesi ve kontrolü için yapılan araştırma ve geliştirmelerde kesme kuvvetlerinin tanımlanması aşağıda belirtilen sebeplerden dolayı önemlidir:

1. Kesme kuvvetleri takım tezgahları ve işleme proseslerinin kinematiği ve dinamiği hakkında temel bilgi sağlamaktadır [5],
2. Kesme kuvvetleri işlenmiş parçaların kalitesini etkileyen takım aşınması veya kırılmasını azaltmak ve uygun kesme koşullarını seçmek için proses planlayıcılarına yön göstermektedir [6],
3. Kesme kuvvetleri frezeleme proseslerinde tolerans ihlalleri ile sonuçlanan parça ve kesici takım şekil değiştirmesine yol açmaktadır [7].

Kesici takımın statik ve titreşim deplasmanları nümerik integrasyon metoduyla yapısal dinamik modele kesme kuvvetlerinin uygulanması sonucunda tahmin

edilmektedir [8]. İşleme operasyonlarında kesme kuvveti bileşenlerinin sayısal tahminleri pratik işleme sistemlerini tasarlamak ve seçmek için güç gereksinimlerini, işlenen parça geometrik hatalarını veya sapmalarını, tırlama titreşim karakteristiklerini ve kesici takımların, kalıpların, bağlama aygıtlarının dayanım gereksinimlerini belirlemek için gereklidir. Bilgisayar destekli proses planlamada optimizasyon stratejilerine karar vermek için de kuvvet tahminlerinden yararlanılabilir [9].

Frezeleme proseslerinde verimliliğin yanı sıra makine parçalarının yüzey kalitesi ve tolerans doğruluğu birinci derecede önemlidir. Takım tezgahlarının, takım tutucuların ve kesici takımların statik ve dinamik deformasyonları işleme prosesinde parça kalitesini ve verimliliği etkileyen tolerans doğruluğu ve stabilite üzerinde önemli bir rol oynamaktadır [10]. Frezeleme esnasında statik şekil değişiklikleri boyutsal hatalara, dinamik deplasmanlar ise kötü finiş yüzeye neden olmaktadır [11]. Başka bir deyişle, tırlama titreşimleri kötü finiş yüzeye ve aşırı statik şekil değiştirme tolerans ihlallerine neden olmaktadır. Kesme kuvveti, finiş yüzey ve kesme stabilite modelleri bu problemlerin üstesinden gelmek ve tahmin etmek için kullanılabilir [10].

Kesici takım eksen eğilmesi (sehim) genellikle parmak frezeleme prosesinde rastlanmaktadır. Bu durum, dönme eksenine göre eğik bir geometrik eksene sahip kesici durumu olarak tanımlanır. Finiş yüzeyin kötüleşmesi, üretim hızının kısıtlanması ve kesici ağızlar arasındaki kuvvetlerin düzensiz dağılımı ile sonuçlanan kesici eksen eğilmesi farklı aksenal konumlarda talaş kaldırılmasına yol açmaktadır [5]. Başka bir deyişle, kesici takım ve iş parçasının şekil değişiklikleri doğrudan doğruya deforme olmamış talaş kalınlığını ve kesme kuvvetlerini etkilemektedir [12].

Küçük çaplı parmak frezelerin esnekliğinin neden olduğu tırlama titreşimleri ve boyutsal yüzey hataları yüksek talaş kaldırma oranlarını veya verimliliği sınırlamaktadır [1]. Diğer taraftan, yüksek verimlilik ve boyutsal doğruluk için uygun kesme koşullarını seçmede kesme kuvvetleri, boyutsal yüzey hataları ve tırlama titreşimleri proses planlayıcılarına yön göstermektedir [13].

Bu çalışmada, mekanistik bir yaklaşım kullanılarak frezeleme kuvvetlerini tahmin etmek için gerekli spesifik kesme katsayılarının kalibrasyonu ve boyutsal yüzey hatalarının tahmini için yeni ve tamamen analitik bir model geliştirilmesi amaçlanmıştır. Kalibrasyon helisel parmak frezenin kesme yapan parçasını deneysel olarak disk elemanlara bölerek ve işlenen yüzeydeki kesme kuvvetlerinin dağılımının tespit edilmesiyle gerçekleştirilmiştir. Kesici takım üzerindeki kuvvet dağılımı her katmandaki her bir disk eleman üzerine etki eden kuvvetlere ampirik eğri uydurarak belirlenmiştir. Spesifik kesme katsayıları analitik kuvvet ifadeleri ile birlikte özel olarak tasarlanan frezeleme testlerinden sadece kesici takım – iş parçası çifti için değil, aynı zaman da kesici çapı ve frezeleme tipi için tespit edilmiştir. Boyutsal yüzey hataları işlenen yüzeyin hassas bir değerlendirilmesini sağlayan konsol giriş teorisi kullanılarak oluşturulan kesici takım şekil değiştirme modelinden belirlenmiştir. Kesici takımın atalet momenti her bir dönme açısında boyutsal yüzey hata modelinin her bir aksenal elemanı için değişmektedir. Modelin doğruluğu hesaplanan kesme kuvveti ve boyutsal yüzey hatasını ölçülen değerlerle karşılaştırarak teyit edilmiştir. Sunulan model iş parçası kalite gereksinimlerini ya da boyutsal ve geometrik toleransları iyileştirmek için etkin olarak uygulanabilir.

Bu çalışma aşağıda sunulduğu gibi organize edilmiştir: İkinci bölüm metal kesme mekaniğinin temel prensiplerini içermektedir. Üçüncü ve dördüncü bölümde sırasıyla tornalama ve frezeleme proseslerinin mekaniği detaylı olarak açıklanmıştır. Beşinci bölümde spesifik kesme katsayılarının kesme kuvveti dağılımı ile tahmini için frezeleme kuvvetlerinin analitik modellenmesi ve altıncı bölümde statik olarak elastik parmak frezelerin neden olduğu boyutsal yüzey hatalarının analitik modellenmesi sunulmuştur. Yedinci bölümde kalibrasyon ve ortogonal tornalama testleri ile birlikte frezeleme kuvvet hesaplama prosedürü ele alınmıştır. Deneysel sonuçlar ve modellerin doğrulaması sekizinci bölümde verilmiştir. Son bölümde kesme kuvveti dağılımı metodundan ve frezeleme mekaniği yaklaşımından elde edilen sonuçların değerlendirilmesi ve önerilerin sunulmasıyla çalışma tamamlanmıştır.

1. LİTERATÜR ARAŞTIRMASI

İşleme operasyonlarında kuvvetler geleneksel olarak ampirik yaklaşımlarla tespit edilmektedir. Kesme hızı, ilerleme miktarı ve kesme derinliği gibi proses değişkenlerinin etkileri ve deneysel olarak ölçülen ortalama kuvvet bileşenleri arasında eğri uydurma tekniği, yani ampirik yaklaşım kullanılarak ilişki kurulmaktadır. Çok sayıda deneysel veri gerektiren ampirik tekniklerden kurtulmak için frezeleme kuvvetlerinin analitik ve yarı analitik tahminleri araştırılmıştır.

1.1. Frezeleme Kuvvet Modelleri

Kuvvet tahmini incelemeleri Martellotti tarafından frezeleme prosesi geometrisi üzerinde yapılan çalışmaya dayanmaktadır [14, 15]. Koenigsberger ve Sabberval frezeleme kuvvetlerini analitik olarak modellemek için üstel kesme katsayılarını kullanmıştır [16, 17]. Bu model mekanistik model olarak bilinmekte olup, deneysel olarak ölçülen kuvvetlere dayanmaktadır. Talaş alanına etki eden anlık kuvvet (F_t) talaş alanı ve kuvvet katsayısının (K_t) çarpımı neticesinde hesaplanır. Bu yaklaşım frezeleme kuvvetlerini analiz etmek için birçok araştırmacı tarafından benimsenmiştir [18-21]. Diğer taraftan, radyal kesme kuvveti ampirik bir sabitle teğetsel kesme kuvvetinin çarpımı sonucunda bulunur [19].

Armarego kayma deformasyonunu (kesme) kenar etkisinden (sürtme) ayırarak mekanistik modelleme için alternatif bir yöntem (doğrusal kenar kuvvet modeli) geliştirmiştir [22, 23]. Kesme katsayıları klasik eğik kesme modelinden [9, 23, 24] elde edilmesine karşın, kenar kuvvetleri kesici kenarın serbest yüzünde iş parçası malzemesi sürtmesi ile ilişkilendirilir. Doğrusal kenar kuvvet modeli katsayıların, aksenal kesme derinliğinin ve talaş kalınlığının fonksiyonu olarak kesme kuvvetlerini ifade etmektedir. Kesme kuvvetlerini hesaplamak için kesme kuvveti katsayılarının iş parçası malzemesi için belirlenmesi gerekir.

Literatürde, parmak frezeleme prosesi için kesme kuvvetlerinin modellenmesi ile ilgili çeşitli çalışmalar bulunmaktadır. Altıntaş ve Engin endüstride en fazla kullanılan helisel parmak frezeler (küresel, helisel konik küresel ve torus parmak

freze) ve takma uçlu kesiciler için genelleştirilmiş matematiksel bir model sunmuştur [4, 25, 26]. Budak ve Altıntaş esnek helisel kesiciler ile çevresel frezeleme prosesinin analizini ve modellemesini yapmıştır [2]. Parmak freze, doğrusal yaylarla pense bağlanan bir konsol giriş olarak modellenmiştir. Altıntaş ve Lee helisel parmak frezeleme proseslerinin mekaniğini ve dinamiğini genel bir modele entegre etmiştir [27]. Bu genel model bir grup helisel parmak freze için kesme kuvvetlerinin, titreşimlerin, boyutsal yüzey hatalarının ve tırlama kararlılığı loblarının tahmin edilmesini sağlamaktadır. Shirase ve Altıntaş değişken adımlı helisel parmak frezeler için kesme kuvveti mekaniğini ve boyutsal yüzey hatasını matematiksel olarak modellemiştir [1]. Lee ve Altıntaş helisel kesici ağızlara sahip küresel uçlu parmak frezelerin kesme mekaniğini sunmuştur [6]. Altıntaş ve Lee başka bir araştırmada helisel kesici ağızlara sahip küresel uçlu parmak frezelerin dinamiğini incelenmiştir [8]. Lazoğlu ve Liang çok ağızlı küresel parmak frezelerle işleme prosesinde gerekli dinamik kesme kuvveti bileşenleri için analitik bir ifade geliştirmiştir [28]. Kivanc ve Budak kesici takımların statik ve dinamik özelliklerini tahmin etmek için pratik denklemler önermiştir [29]. Takım, takım tutucu ve iş mili kombinasyonu ölçümleri yapılmadan takımların dinamik cevabını tahmin etmek için kullanılan metot bireysel bileşenlerin dinamiğini birleştirmek için kullanılmıştır. Liu ve arkadaşları helisel parmak frezelerle çevresel frezeleme için deforme olmamış talaş kalınlığının boyut etkisini, efektif talaş açısının etkisini ve talaş akış açısını kapsayan eğik kesme prensibine dayalı teorik dinamik kesme kuvveti modeli geliştirmiştir [30, 31]. Fuh ve Hwang parmak frezeleme operasyonu için yanıt yüzey metodolojisine dayalı bir frezeleme kuvvet modeli önermiştir [32]. Bu modelde, kesme hızı, dış başına ilerleme miktarı ve aksel ve radyal talaş derinliklerinin etkileri incelenmiştir.

Kesicinin salgılı döndüğü çevresel frezeleme prosesleri de geçmişte yoğun olarak incelenmiştir. Kline ve DeVor kesici geometrisi, dış yarıçapı, talaş kalınlığı ve giriş-çıkış açıları üzerinde kesici sapması veya salgısının etkisini göz önüne alarak parmak frezeleme için matematiksel modeller geliştirmiştir [33]. Bu geometrik modeller kesicinin salgılı olduğu parmak frezeleme operasyonlarında kesme kuvveti karakteristiklerini tahmin etmek için geliştirilen kesme kuvveti modelleriyle birleştirilmiştir. Dépincé ve Hascoët frezelenen yüzeyin ve kesme kuvvetlerinin tahminini ele almıştır [34]. Kullanılan model Kline ve arkadaşları tarafından

geliştirilen modele [35] dayalı olup, katsayıları en küçük kareler metodu ile elde edilen polinom yaklaşımı kesme kuvvetlerinin hesaplanması için kullanılmıştır. Wan ve Zhang kesicinin salgılı döndüğü bir çevresel frezeleme prosesi için kesme kuvveti modelleme metotlarını sistematik olarak incelemiştir [36]. Bu çalışmada, kesme kuvveti katsayılarının ve kesici salgısının nasıl kalibre edilmesi gerektiği vurgulanmıştır. Li ve arkadaşları helisel parmak frezeleme proseslerinde kesme kuvvetlerinin modellenmesi ve simülasyonu için Oxley'in prediktif (kestirimci) işleme teorisine [37] dayalı bir yaklaşım sunmuştur [38]. Daha sonra, Li ve Li kesicinin salgılı döndüğü helisel parmak frezeleme işlemlerinde Oxley'in kestirimci (prediktif) işleme teorisini [37] kullanarak iş parçası malzemesi özellikleri, takım geometrisi ve kesme koşullarından kesme kuvvetlerini tahmin eden teorik bir kesme kuvveti modeli geliştirmiştir [39]. Kestirimci işleme teorisine dayalı bu çalışmalarda kesme kuvvetleri üzerinde helis açısının etkisini hesaba katmak için parmak frezenin her bir kesici ağız kesici eksenine boyunca birkaç parçaya ayrılmıştır. Parçaların her birinin kesme hareketi eğik kesme prosesi ile temsil edilmiştir. Her bir kesici ağzın ilk parçası uç kesici kenar ve takım uç yarıçapı etkisi göz önüne alınarak modellenmesine karşın, diğer parçaların kesme hareketleri uç kesici kenar ve takım uç yarıçapı etkisi göz önüne alınmadan modellenmiştir. Talaş yükü üzerinde kesici salgısının etkisi gerçek kesici ağız yörüngelerine dayalı olarak incelenmiştir. Diğer taraftan, Puw ve Hocheng kompozit malzemelerin frezelenmesinde kesme kuvveti tahmini için mekanistik bir model geliştirmiştir [40]. Bu modelde kuvvet ve kesme koşulları arasındaki ilişkiyi kurmak için talaş yükü kavramı kullanılmıştır.

Literatür incelemeleri kesme kuvvetlerinin doğruluğunu önemli derecede etkileyen spesifik kesme kuvveti katsayılarının etkin bir şekilde tespit edilmesinin de önemli bir araştırma konusu oluşturduğunu göstermektedir. Shin ve Waters anlık kesme kuvveti katsayılarını belirlemek için gerçekleştirilen kalibrasyon testleri için gerekli zamanı önemli ölçüde azaltan bir prosedür sunmuştur [41]. Gradišek ve arkadaşları helisel parmak frezelemede spesifik kuvvet katsayılarının yarı-ampirik mekanistik belirlenmesi için bir takım ifadeler türetmiştir [42]. Ozturk ve arkadaşları mekanistik yaklaşımdan tayin edilen kalibrasyon katsayıları için bir algoritma sunmuştur [43]. Dotcheva ve arkadaşları kesme kuvveti katsayılarının belirlenmesi için pratik bir mekanizma modeli oluşturmuştur [44]. Bu çalışmada, boyutsal yüzey hatası kesme

kuvveti katsayılarını tayin etmek için kullanılan ölçülmüş parametre olarak tanımlanmış ve kesme kuvvetlerinden meydana gelen kesici takım sapması boyutsal yüzey hatasının ana elemanı olarak ele alınmıştır. Geleneksel olarak kesme kuvveti katsayılarının tayini için kullanılan ve deneysel olarak ölçülen kesme kuvvetleriyle ilişkilendirilen bu metod anlık talaş kalınlığı analizini ve yeniden hesaplama ihtiyacını ortadan kaldırmaktadır. Wan ve arkadaşları silindirik parmak frezelemede ortalama kesme kuvvetlerinin yerine ölçülen anlık kesme kuvvetlerini kullanarak kesme kuvveti katsayıları ve kesici salgı parametrelerinin kalibrasyonu için mekanistik kesme kuvveti modeli önermiştir [45, 46]. Başka bir deyişle, kesme kuvveti katsayılarının anlık deforme olmamış talaş kalınlığının (IUCT) fonksiyonları olarak ifade edildiği mekanistik kesme kuvveti modeli için kalibrasyon prosedürü geliştirilmiştir. Wan ve arkadaşları başka bir çalışmada anlık kesme kuvveti katsayıları ve salgı parametrelerinin kalibrasyonu için kesme kuvveti modelleme prosedürünü sistematik olarak incelemiştir [47].

Kesme kuvveti katsayılarını belirlemek için kullanılan diğer bir yaklaşım eğik kesme dönüşümüne ortogonal kesme veritabanının uygulanmasına dayanmaktadır. Başka bir deyişle, kesme katsayılarını tayin etmek için ortogonal kesme testlerinden belirlenen kayma gerilmesi, kayma açısı ve sürtünme katsayısından oluşan ortogonal kesme veri tabanı üç boyutlu eğik frezeleme mekaniğine dönüştürülür. Budak ve arkadaşları frezeleme operasyonlarında kesme kuvvetlerinin tahmini için birleştirilmiş kesme mekaniği yaklaşımını geliştirmiştir [9]. Birleştirilmiş kesme mekaniği yaklaşımı kesici takım geometrik değişkenleri dahil deneysel olarak belirlenen ortogonal kesme veri tabanına bağlı olmasına karşın frezeleme modelleri genel eğik kesme analizine dayanmaktadır.

1.2. Kesici Takım-İş Parçası Sehim ve Boyutsal Hatalar

Sehim frezeleme operasyonlarında hassas yüzeyler elde etmek için önemli bir faktördür. Parmak frezeleme proseslerinde kuvvet değişimlerinin yanı sıra yüzey geometrik hatalarını ve kesici takım-ış parçası şekil değişikliklerini tahmin etmek için çeşitli yaklaşımlar geliştirilmiştir. Zheng ve Liang parmak frezeleme prosesinde kesme kuvveti analiziyle kesici takım sehiminin (eksen eğilmesi) belirlenmesini ele almıştır [5]. Budak frezeleme kuvveti, parça ve kesici takım sehim, boyutsal hata ve

stabilite modellerini sunmuştur [7]. Bu yöntemler, yüksek performans frezeleme için optimal kesme koşullarının seçiminin yanı sıra proses kısıtlamalarını gözden geçirmek için kullanılabilir. Kim ve arkadaşları üç eksen küresel parmak frezelemede kesici takım sehimini ve boyutsal yüzey hatasını tahmin etmek için yüzey eğiminin etkisini içeren kesme kuvveti ve kesici takım şekil değiştirme modellerini kurmuştur [48]. Saffar ve arkadaşları parmak frezeleme operasyonu esnasında oluşan kesme kuvvetlerini ve kesici takım sehimini tahmin etmek için üç boyutlu simülasyon sistemi sunmuştur [49]. Seo ve Cho parmak frezelemede kesme koşullarını değiştirmeden takım yolu oluşumu için kesici takım sehim etkilerini içeren bir metodolojisi sunmuştur [50]. Xu ve arkadaşları kesicinin esnekliğini inceleyerek parmak frezeleme prosesi için statik ve dinamik sehim içeren bir model sunmuştur [51]. Bu çalışmada lineer elastik bir gövde için yapılan varsayıma göre kesici takım üzerine etki eden kesme kuvveti ve frezeleme sırasında oluşan şekil değiştirme statik ve dinamik olmak üzere iki kısma ayrılmıştır. Yun ve arkadaşları çevresel parmak frezeleme prosesi sırasında oluşan üç boyutlu işleme yüzey hatalarını tahmin eden bir metot sunmuştur [52]. Bu çalışmada, kesici kenarların iş parçası üzerindeki pozisyonları yüzey hatası haritasını çizmek için kullanılmıştır. Ryu ve arkadaşları düz ağızlı parmak freze ile yan yüzey işlemede form hatası tahmini için efektif bir metot önermiştir [53]. Form hatası zaman simülasyonu ile yüzey oluşumu gerçekleşmeden doğrudan kesici takım sehiminden tahmin edilmiştir.

Çok esnek endüstriyel parçaların çevresel frezelenmesinde boyutsal doğruluğu artırmak için de araştırmalar yapılmıştır. Budak ve Altıntaş ankastre olarak bağlanmış çok esnek plakaların ince parmak frezelerle çevresel frezelemesini modellemiştir [11]. Tsai ve Liao ince plakaların çevresel frezelenmesi esnasında oluşan boyutsal yüzey hatalarını analiz etmek için parmak frezeleme kesme kuvveti modeliyle birlikte sonlu eleman modeli geliştirmiştir [3]. Wan ve arkadaşları kompleks ince plakaların çevresel frezelenmesi esnasında oluşan statik form hatalarını tahmin etmek için nümerik bir yaklaşım geliştirmiştir [12]. Wan ve Zhang ince plakaların çevresel frezelenmesinde form hatalarını sonlu elemanlar metoduyla tahmin etmek için nümerik algoritmalar sunmuştur [54]. Wan ve arkadaşları ince plakaların çevresel frezeleme prosesini simüle etmek için sistematik bir prosedür önermiştir [55]. Prosedür anlık deforme olmamış talaş kalınlığı (IUCT)

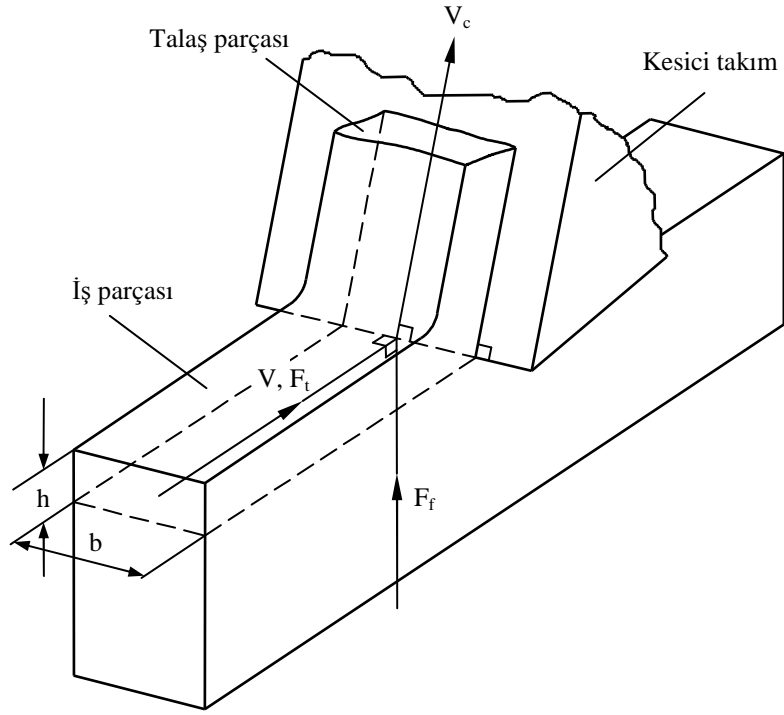
hesaplamasından, anlık kesme kuvveti katsayıları (ICFC) kalibrasyonundan oluşan kesme kuvveti modülü ile birlikte kesme konfigürasyonu ve statik form hataları hesaplamasından oluşan kesme prosesi modülünü birleştirmektedir. Prosedür, yüksek hassas frezeleme için proses mantığını gözden geçirmek ve proses parametrelerini optimize etmek için kullanılabilir. Wan ve arkadaşları ince plakaların çevresel frezelenmesinde kuvvetin neden olduğu boyutsal yüzey hatalarını kontrol etmek için etkin stratejiler geliştirmiştir [56]. Bu çalışmada, tolerans tayini için dış başına ilerleme miktarı ve kesme derinliğinin aynı anda nasıl seçilmesi gerektiği vurgulanarak üç farklı metot sunulmuştur. Birinci metot toleransı ihlal etmeden maksimum dış başına ilerlemeyi sabit seçerek ilerlemektedir. İkinci metot doğrusal bir programlama problemini çözerek uygun kesme parametrelerini bulmaktadır. Üçüncü metot ilk iki metodun etkinliğini göstermek amacıyla karşılaştırma yapmak için ele alınmıştır. Kesme kuvveti tahmini için mekanistik model, kesici takım sehimi tahmini için konsol giriş modeli ve iş parçası sehimi tahmini için sonlu elemanlar yöntemi üç metodun tümünde kullanılmıştır.

2. METAL KESME MEKANİĞİ

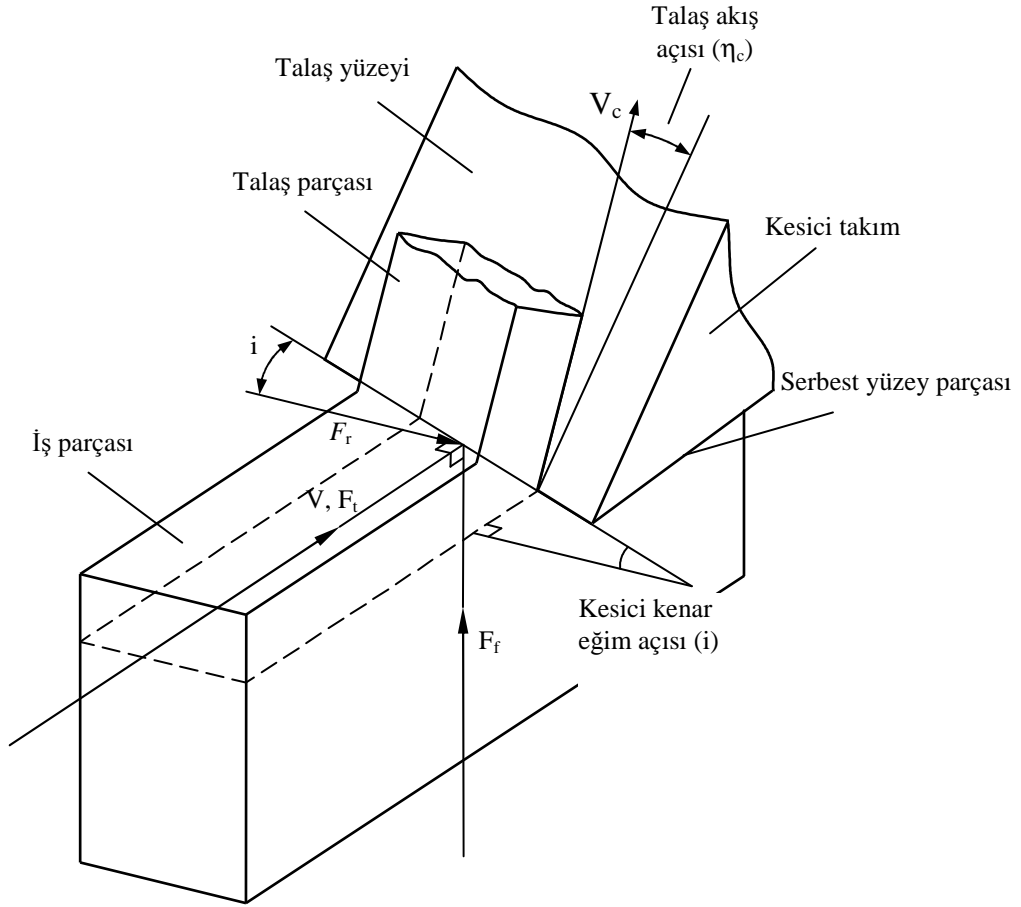
Genelde dövme ve haddeleme gibi hacimsel plastik şekillendirme proseslerini veya döküm proseslerini izleyen metal kaldırma operasyonları istenilen şekillere, boyutlara ve yüzey kalitesine sahip mekanik parçaların üretilmesinde kullanılır. Bu operasyonlar kesme ve taşlama prosesleri olmak üzere başlıca iki kategoriye ayrılabilir. Kesme operasyonları malzemeden talaş kaldırmak için, taşlama operasyonları da parçaya iyi bir yüzey kalitesi ve hassas boyutlar sağlamak için kullanılır. En yaygın kesme operasyonları delik işleme, broşlama ve dişli açma gibi operasyonlardan önce yapılan tornalama, frezeleme ve delme operasyonlarıdır. Bununla birlikte tüm metal kesme operasyonları aynı mekanik prensipleri paylaşmaktadır, fakat geometrisi ve kinematığı birbirinden farklı olabilir [10].

2.1. Dik (Ortogonal) Kesme Mekaniği

Kama şekilli bir takım ile ince bir metal katmanının kaldırılması olarak tanımlanan metal kesme karmaşık bir proses olup, genel talaş kaldırma mekaniğini açıklamak için iki boyutlu dik (ortogonal) kesme kullanılır [10, 57]. Ortogonal kesmede talaş, kesici takım-ış parçası bağıl hareketine dik kesici kenar tarafından kaldırılır. Daha kompleks üç boyutlu eğik kesme operasyonlarının mekaniği ortogonal kesme prosesine uygulanan geometrik ve kinematik dönüşüm modelleriyle açıklanır. Ortogonal ve eğik kesme proseslerinin şematik resimleri Şekil 2.1'de gösterilmiştir. Ortogonal kesme, kesici kenarı kesme hızına (V) dik düz bir takım ile yapılan şekillendirme prosesine denir. Kesme genişliği b ve kesme derinliği h olan metal talaşı iş parçasından kesilerek ayrılır. Ortogonal kesmede kesici kenar boyunca uniform bir kesme olduğu varsayılır; kesme malzemenin yan yayılması olmaksızın iki-boyutlu düzlemsel birim şekil değiştirme prosesidir. Bundan dolayı, hız ve deforme olmamış talaş kalınlığı doğrultularındaki kesme kuvvetleri, yani sadece teğetsel (F_t) ve ilerleme (F_f) kuvvetleri etki etmektedir. Ancak, eğik kesmede kesici kenar eğim açısı (i) kadar eğik olup, radyal doğrultuda üçüncü bir kuvvet daha (F_r) etki etmektedir [10]. Başka bir ifadeyle, eğik kesmede kesici takım kenarı kesme hızına ve kesme hızına paralel olmayan talaş akış doğrultusuna dik değildir [58].



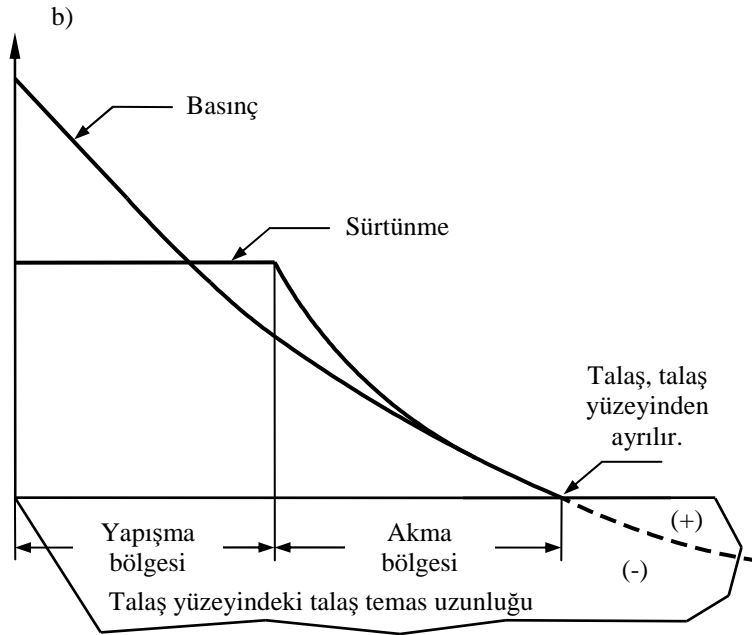
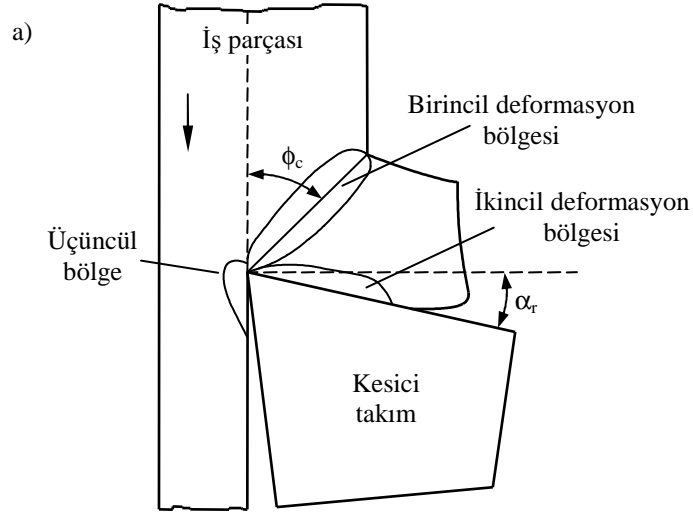
a)



b)

Şekil 2.1. Metal kesme proseslerinin geometrileri: a) Ortogonal kesme geometrisi; b) Eğik kesme geometrisi [10]

Şekil 2.2’de gösterilen ortogonal kesme kesit görünüşünde görüldüğü gibi kesme prosesinde birincil deformasyon bölgesi, ikincil deformasyon bölgesi ve üçüncül bölge olmak üzere üç deformasyon bölgesi vardır. Birincil deformasyon bölgesi kesici takım kenarının iş parçasına nüfuz ettiği talaşın oluşmaya başladığı bölgedir. İkincil deformasyon bölgesi talaşın kısmen deforme olduktan sonra kesici takım talaş yüzeyi boyunca hareket ettiği bölgedir. Kesici takım serbest yüzeyinin sürtündüğü yeni işlenmiş yüzey olan sürtünme alanı da üçüncül bölge olarak adlandırılır. Talaş başlangıçta yapışma bölgesi olarak adlandırılan kesici takım talaş yüzeyine yapışır. Talaşın kesici takım talaş yüzeyine yapışan malzeme üzerinde hareket ettiği yapışma bölgesinde sürtünme gerilmesi yaklaşık olarak malzemenin kayma gerilmesine eşittir. Talaş yapışması durduğunda talaş sabit kayma sürtünme katsayısıyla talaş yüzeyinde akmaya başlar ve daha sonra kesici takım talaş yüzeyi ile temasını kaybederek kesici takımı terk eder. Birincil deformasyon bölgesinin analizinde basit olarak iki tip varsayım vardır [10]. Merchant kayma bölgesinin ince bir düzlem olduğunu varsayarak ortogonal kesme modelini geliştirmiştir [59]. Ortogonal kesme modelinde kaldırılmakta olan h kalınlığındaki iş parçası katmanın plastik şekil değişiminin kesme hızı doğrultusuna göre kayma düzlemi açısı (ϕ_c) kadar eğimli kayma düzleminde (S) talaşa dönüştüğü varsayılır. Burada h deforme olmamış talaş kalınlığı olarak adlandırılır ve talaş h ’dan daha büyük deforme olmuş talaş kalınlığına (h_c) sahiptir [60]. Ayrıca, deforme olmamış talaş kalınlığı tornalama prosesinde ilerlemeye eşittir [61]. Lee ve Shaffer, Palmer ve Oxley plastisite kurallarına göre kayma açısı tahmini modellerini önererek analizlerini kalın bir kayma deformasyon bölgesi esaslı üzerine kurmuşlardır [62, 63]. Gerçekte talaş çok ince bir düzlemde değil belirli bir kalınlıktaki kayma bölgesinde oluşur. Kayma düzlemi soyut bir kavramdır. Gerçek talaş oluşumu prosesi kayma bölgesindeki akışa karşı gerilme alanının oluşumu ile başlar. Kayma bölgesinden geçen malzeme plastik şekil değiştirmeye uğrar. Diğer taraftan, malzemenin akışını etkileyen plastik şekil değişimi malzemedeki sıcaklık artışı ve şekil değiştirme hızlarından etkilenir. Takım ucundaki ön gerilme alanı da takım ve akan talaş arasındaki proses üzerinde etkiye sahiptir [60]. Burada birincil deformasyon bölgesinin ince bir düzlem olduğu varsayılmıştır [10].



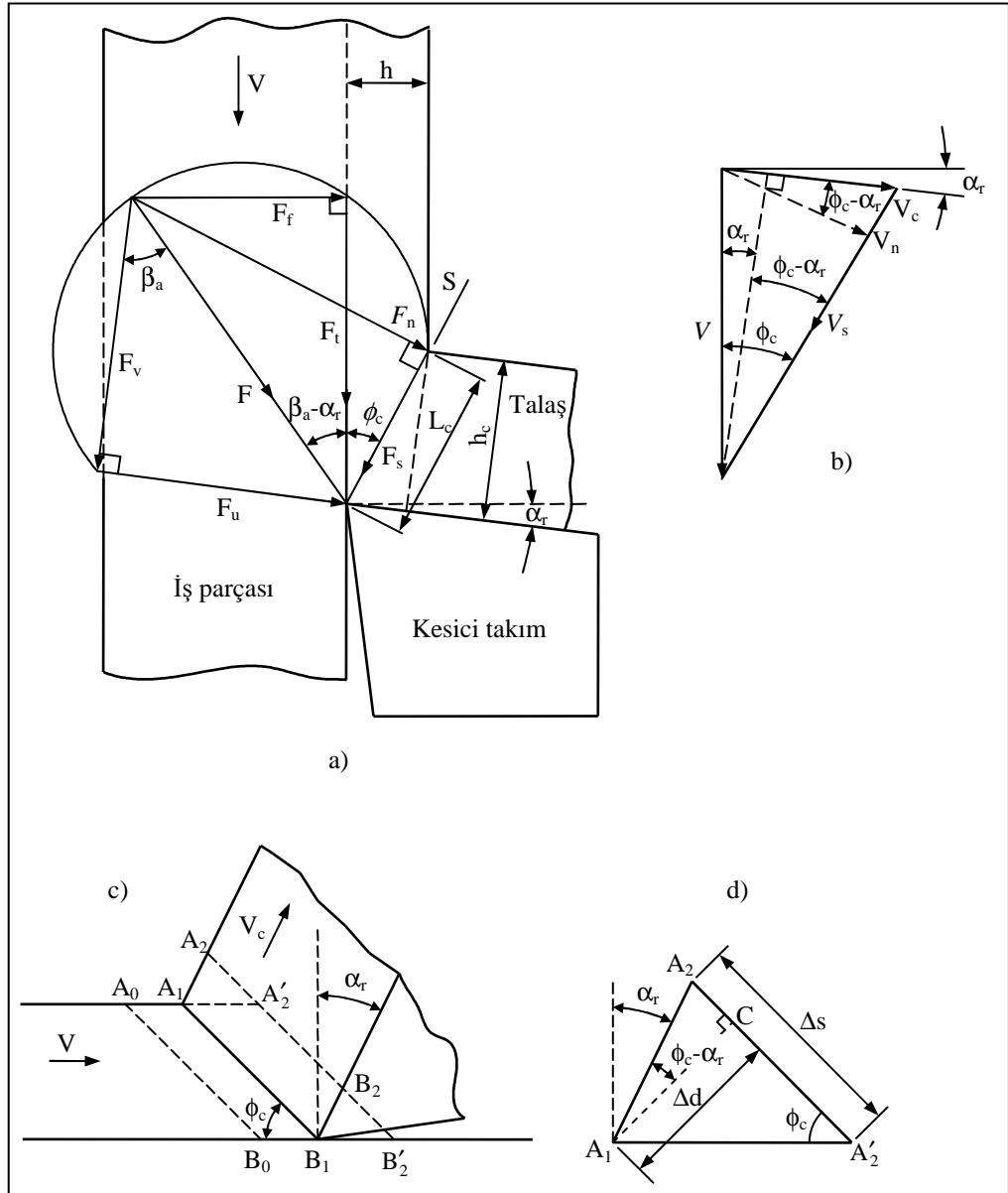
Şekil 2.2. a) Ortogonal kesme prosesi: a) Kesit görünüşü; b) Talaş yüzeyindeki deformasyon bölgeleri ve yük dağılımı [10]

Deformasyon geometrisi ve kesme kuvvetleri Şekil 2.3'de gösterilen ortogonal kesme prosesi kesit görünüşünde gösterilmiştir. Kesici kenarın keskin olduğu pah veya radyüs bulunmadığı ve deformasyonun kayma düzleminde meydana geldiği varsayılır. Kayma açısı (ϕ_c) kesme hızı (V) doğrultusu ve kayma düzlemi arasındaki açı olarak tanımlanır. Ayrıca, kayma düzleminde kayma gerilmesi (τ_s) ve normal gerilmenin (σ_s) sabit olduğu; kayma düzleminde talaş üzerine uygulanan bileşke kuvvetin (F) talaş yüzeyinde talaş-kesici takım temas bölgesi boyunca takıma uygulanan bileşke kuvvet (F) ile dengede olduğu varsayılır [10]. Başka bir ifadeyle, talaşın statik dengesinden dolayı kayma düzlemi ve talaş yüzeyindeki bileşke kesme

kuvvetleri birbirine eşittir [58]. Talaş-talaş yüzeyi temas bölgesinde ortalama sabit bir sürtünme olduğu varsayılır. Kuvvet dengesine göre bileşke kuvvet (F) Denklem (2.1) deki gibi;

$$F = \sqrt{F_t^2 + F_f^2} \quad (2.1)$$

ilerleme (F_f) ve teğetsel (F_t) kesme kuvvetlerinden oluşmaktadır [10].



Şekil 2.3. Ortogonal kesme mekaniği: a) Kuvvet; b) Hız; c) Kayma deformasyonu d) Şekil değiştirme diyagramları [10, 60]

İlerleme kuvveti (itme kuvveti) deforme olmamış talaş kalınlığı doğrultusunda olup, takım tutucu, iş parçası bağlama aparatları ve takım tezgahlarının en az sapmayla

ilerleme kuvvetine karşı dayanabilecek rijitlikte olmaları gerekir. Bu yüzden ilerleme kuvveti önemlidir. Örneğin, ilerleme kuvveti gereğinden fazla ve takım tezgahı yeterli rijitliğe sahip değilse tornalama sırasında kesici takım işlenmekte olan iş parçası yüzeyini iter. Bunun sonucunda kesme derinliği azalır ve işlenen parçanın boyutsal doğrulunda bozulma meydana gelir. Teğet kesme kuvveti (güç kuvveti) ise kesme hızı doğrultusunda olup, kesme için gerekli enerjiyi sağlar [10, 61]. Bununla birlikte, işleme operasyonlarında kesme kuvvetleri ve güç aşağıdaki sebeplerden dolayı önemlidir [61]:

- Kesme kuvvetleri takım tezgahlarının tasarlanmasında makine elemanlarının şekil değişimini azaltmak, işlenen parçanın boyutsal doğruluğunu sağlamak ve uygun takım tutucuları ve iş bağlama aygıtlarını seçmek için gereklidir.
- Güç gereksinimleri de yeterli motor gücüne sahip takım tezgahının seçilmesi için bilinmelidir.

Ortogonal kesme mekaniği aşağıda olduğu gibi iki deformasyon bölgesi ile temsil edilir [10].

2.1.1. Birincil deformasyon bölgesi (kayma düzlemi)

İş parçası üzerine etki eden bileşke kuvvet takım üzerine etki eden kuvvete (F) eşit fakat zıt yöndedir [60]. Bileşke kuvvetin kayma düzlemindeki bileşeni kayma kuvveti (F_s) olarak adlandırılır ve Şekil 2.3’de gösterilen geometriden Denklem (2.2) deki gibi;

$$F_s = F \cos(\phi_c + \beta_a - \alpha_r) \quad (2.2)$$

elde edilir [10]. Burada β_a kesici takım talaş yüzeyi ve hareket eden talaş arasındaki ortalama sürtünme açısı ve α_r kesici takım talaş açısıdır. Kayma kuvveti, ilerleme ve teğetsel kesme kuvvetlerinin fonksiyonu olarak Denklem (2.3) deki gibi;

$$F_s = F_t \cos \phi_c - F_f \sin \phi_c \quad (2.3)$$

ifade edilebilir. Benzer şekilde, kayma düzleminde etki eden normal kuvvet;

$$F_n = F \sin(\phi_c + \beta_a - \alpha_r) \quad (2.4)$$

veya

$$F_n = F_t \sin \phi_c + F_f \cos \phi_c \quad (2.5)$$

olarak bulunur [10].

Kayma düzleminde uniform gerilme dağılımı varsayımı ile kayma gerilmesi (τ_s) Denklem (2.6) deki gibi;

$$\tau_s = \frac{F_s}{A_s} \quad (2.6)$$

ifade edilir. Kayma düzlemindeki normal gerilme (σ_s) Denklem (2.7) de gösterildiği gibi;

$$\sigma_s = \frac{F_n}{A_s} \quad (2.7)$$

belirlenir. Kayma düzlemi alanı (A_s) Denklem (2.8) deki gibi;

$$A_s = b \frac{h}{\sin \phi_c} \quad (2.8)$$

hesaplanabilir. Burada b kesme genişliği (tornalamada kesme derinliği), h deforme olmamış talaş kalınlığı ve ϕ_c kesme hızı (V) doğrultusu ve kayma düzlemi arasındaki açıdır [10].

Şekil 2.3'de gösterilen hız diyagramında görüldüğü gibi kesme hızı (V); kayma (V_s) ve talaş (V_c) hızı olmak üzere iki bileşene ayrılır [10]. Bununla birlikte, hız diyagramından elde edilen trigonometrik ilişkilerden aşağıdaki eşitlik;

$$\frac{V}{\cos(\phi_c - \alpha_r)} = \frac{V_s}{\cos \alpha_r} = \frac{V_c}{\sin \phi_c} \quad (2.9)$$

çıkarılabilir [61]. Kayma hızı (V_s) malzemenin iş parçasını terk ettiği, yani kayma düzlemindeki hız olup, aşağıdaki gibi;

$$V_s = V \frac{\cos \alpha_r}{\cos(\phi_c - \alpha_r)} \quad (2.10)$$

hesaplanır [10, 61]. Güç, kuvvet ve hızın çarpımı olup, çoğunlukla kayma bölgesinde (malzemenin kesilmesinde gerekli enerji için) ve takım talaş yüzeyinde (takım-talaş ara yüzündeki sürtünme nedeniyle) harcanır [61]. Kayma düzleminde sarf edilen ve ısıya dönüşen kayma gücü Denklem (2.11) deki gibi;

$$P_s = F_s V_s \quad (2.11)$$

ve kayma düzlemindeki sıcaklık (T_s) artışına karşılık kayma gücü Denklem (2.12) deki gibi;

$$P_s = m_c c_s (T_s - T_r) \quad (2.12)$$

hesaplanır. Burada m_c metal kaldırma oranı, c_s iş parçası malzemesinin özgül ısı katsayısı ve T_r ortam sıcaklığıdır [10]. Kayma düzleminde sarf edilen kayma enerjisi (u_s) Denklem (2.13) de gösterildiği gibi;

$$u_s = \frac{F_s V_s}{b h V} \quad (2.13)$$

hesaplanır [61]. Metal kaldırma oranı (m_c) kesme prosesi koşulları göz önüne alınarak Denklem (2.14) deki gibi;

$$\left. \begin{aligned} m_c &= Q_c \rho \\ Q_c &= b h V \end{aligned} \right\} \quad (2.14)$$

bulunur. Burada ρ iş parçası malzemesinin yoğunluğudur. Kayma düzlemi sıcaklığı (T_s) aşağıda gösterildiği gibi;

$$T_s = T_r + \frac{P_s}{m_c c_s} \quad (2.15)$$

hesaplanabilir. Bu formülasyon tüm plastik deformasyonun sadece kayma düzleminde meydana geldiğini ve tüm enerjinin de kayma düzleminde ısıya dönüştüğünü varsaymaktadır [10].

Oxley kayma düzlemi sıcaklığını hesaplamak için aşağıdaki;

$$T_s = T_r + \lambda_h (1 - \lambda_s) \frac{P_s}{m_c c_s} \quad (2.16)$$

sıcaklık tahmini ifadesini kullanmıştır [37]. Burada $\lambda_h (0 < \lambda_h \leq 1)$ kayma bölgesinin dışında gerçekleşen plastik işi gösteren faktördür ve λ_s iş parçası malzemesine iletilen ısı oranıdır. İş parçası malzemesine iletilen ısı, deneysel olarak belirlenmiş aşağıdaki;

$$\left. \begin{aligned} \lambda_s &= 0.5 - 0.35 \log(R_T \tan \phi_c), & \text{için } 0.04 \leq R_T \tan \phi_c \leq 10 \\ \lambda_s &= 0.3 - 0.15 \log(R_T \tan \phi_c), & \text{için } R_T \tan \phi_c \geq 10 \end{aligned} \right\} \quad (2.17)$$

ampirik denklem ile tayin edilir [37]. Burada ϕ_c kayma açısı ve R_T boyutsuz termal sayı olup, Denklem (2.18) deki gibi;

$$R_T = \frac{\rho c_s V h}{c_t} \quad (2.18)$$

verilir. Burada c_t iş parçası malzemesinin ısıl iletkenliğidir. İş parçası malzemesine iletilen ısı oluşan toplam enerjiden daha az olabilir ve kayma düzlemine ısının hiçbir negatif etkisi yoktur ($0 \leq \lambda_s \leq 1$) [10].

Kesme hızının artışıyla talaş-takım temas sıcaklığı artarken sürtünme azalmaktadır. Bu durum genelde kayma düzlemi açısının (ϕ_c) ve talaş kalınlığı oranının (r_c) artışına neden olmaktadır. Artan ϕ_c açısı daha kısa bir kayma düzlemi uzunluğu (L_c) ve daha küçük bir kayma düzlemi alanı ve dolayısıyla verilen bir malzemenin kayma gerilmesi için kesme kuvvetinin azalması demektir [60]. Kayma düzlemi uzunluğu (L_c) h ve h_c kullanılarak talaş deformasyon geometrisinden Denklem (2.19) daki gibi;

$$L_c = \frac{h}{\sin \phi_c} = \frac{h_c}{\cos(\phi_c - \alpha_r)} \quad (2.19)$$

elde edilebilir [10]. Talaş kalınlığı veya kesme oranı (r_c) Denklem (2.20) de gösterildiği gibi;

$$r_c = \frac{h}{h_c} = \frac{V_c}{V} = \frac{\sin \phi_c}{\cos(\phi_c - \alpha_r)} \quad (2.20)$$

deforme olmamış talaş kalınlığının deforme olmuş talaş kalınlığına oranıdır [10]. Kayma açısı, talaş açısı ve talaş kalınlığı oranının fonksiyonu olarak geometriden Denklem (2.21) de gösterildiği gibi;

$$\tan \phi_c = \frac{r_c \cos \alpha_r}{1 - r_c \sin \alpha_r} \quad (2.21)$$

bulunur [10]. Metal kesmede şekil değiştirme ve şekil değiştirme hızları standart çekme testleri ve metal şekillendirme operasyonlarına göre oldukça yüksektir. Deforme olmuş talaş geometrisi Şekil 2.3'de gösterilmiştir. $A_0B_0A_1B_1$ deforme olmamış talaş kesitinin iş parçası hızıyla (V) hareket ettiği varsayılır. İş parçası malzemesi kayma düzleminde (B_1A_1) plastik deformasyona uğrar ve kesilen talaş V_c hızıyla talaş yüzeyinde hareket eder. Δt kesme zamanından sonra $A_0B_0B_1A_1$ deforme olmamış metal şeridi $A_1B_1B_2A_2$ geometrisine sahip talaş halini alır. Dolayısıyla, talaş kayma düzleminde ϕ_c açısıyla kesildiği için beklenen $B'_2A'_2$ pozisyonu yerine B_2A_2 pozisyonuna hareket eder. Düzlemsel şekil değiştirme nedeniyle $A'_2A_2 = B'_2B_2$ dir. Şekil değiştirme (γ_s), aşağıda gösterildiği gibi yer değiştirmenin ($\Delta s = A'_2A_2$) deforme olmuş ve deforme olmamış düzlemler arasında kalan nominal mesafeye ($\Delta d = A_1C$) oranı olarak aşağıdaki gibi;

$$\gamma_s = \frac{\Delta s}{\Delta d} = \frac{\overline{A_2A'_2}}{\overline{A_1C}} = \frac{\overline{A'_2C}}{\overline{A_1C}} + \frac{\overline{CA_2}}{\overline{A_1C}} = \cot \phi_c + \tan(\phi_c - \alpha_r)$$

tanımlanır [10]. Başka bir deyişle, kayma hızının (V_s) kayma düzlemine dik V_n vektörüne oranı şekil değiştirme (γ_s) olarak tanımlanır [60]:

$$\left. \begin{aligned} V_n &= V \sin \phi_c \\ \gamma_s &= \frac{V_s}{V_n} = \frac{\cos \alpha_r}{\sin \phi_c \cos(\phi_c - \alpha_r)} \end{aligned} \right\} \quad (2.22)$$

Kayma bölgesinden geçen iş parçası malzemesinin talaş haline dönüşmesinin ne kadar sürdüğü bilinirse şekil değiştirme hızı tayin edilebilir [60]. Bu zaman aralığı, yukarıda da ifade edildiği gibi, Δt ile gösterilir ve şekil değiştirme hızı aşağıdaki gibi;

$$\gamma'_s = \frac{\gamma_s}{\Delta t}$$

elde edilir [10, 60]. Kayma bölgesi yer değiştirmesi Δs ve kayma deformasyon bölgesinin kalınlığı Δd olarak alındığında şekil değiştirme ve kayma hızı sırasıyla $\gamma_s = \Delta s / \Delta d$ ve $V_s = \Delta s / \Delta t$ olarak tanımlanır [10]. Böylece şekil değiştirme hızı Denklem (2.23) deki gibi;

$$\gamma'_s = \frac{V_s}{\Delta d} = \frac{V \cos \alpha_r}{\Delta d \cos(\phi_c - \alpha_r)} \quad (2.23)$$

tanımlanır [10]. Diğer taraftan, $\Delta t = \Delta d / V_n$ olarak alınırsa şekil değiştirme hızı aşağıdaki gibi;

$$\gamma'_s = \frac{\gamma_s}{\Delta t} = \frac{V_n \cos \alpha_r}{\Delta d \sin \phi_c \cos(\phi_c - \alpha_r)} \quad (2.24)$$

ifade edilebilir [16]. İdeal kayma düzlemi modelinde Δt sıfırdır ve γ'_s sonsuzdur [60]. Başka bir ifadeyle, kayma bölgesinin gerçekte mümkün olmayan kalınlığı sıfır olan bir düzlem olduğu varsayılırsa şekil değiştirme hızı sonsuz olur. Bununla birlikte ince kayma düzlemi yaklaşımı makromekanik metal kesme analizi için faydalıdır. Pratik ve yaklaşık tahminler için kayma bölgesi kalınlığı kayma düzlemi uzunluğunun bir parçası olarak hesaplanabilir ($\Delta d \approx 0.15 - 0.2L_c$). Kayma bölgesi kalınlığı, doğru bir analiz için ani-durdurma aygıtı ile işleme prosesi durdurularak ve daha sonra taramalı elektron mikroskopuyla (SEM) bölge kalınlığının ölçülmesiyle tayin edilir [10].

2.1.2. İkincil deformasyon bölgesi

Kesme kuvvetinin (F) kesici takım talaş yüzeyinde normal ve teğetsel olmak üzere iki bileşeni vardır (Şekil 2.3). Normal kuvvet (F_v);

$$F_v = F_t \cos \alpha_r - F_f \sin \alpha_r \quad (2.25)$$

ve teğetsel kuvvet talaşın akmasına karşı koyan sürtünme kuvveti (F_u) olup, aşağıdaki gibi;

$$F_u = F_t \sin \alpha_r + F_f \cos \alpha_r \quad (2.26)$$

ifade edilir [10]. Ortogonal kesme analizinde talaşın kesici takım üzerinde ortalama ve sabit sürtünme katsayısıyla (μ_a) aktığı varsayılır. Gerçekte talaş kısa bir süre talaş yüzeyine yapışmaktadır ve daha sonra sabit bir sürtünme katsayısıyla talaş yüzeyi üzerinde akmaktadır. Talaş yüzeyindeki ortalama sürtünme katsayısı (μ_a) sürtünme kuvvetinin normal kuvvete oranı olarak Denklem (2.27) deki gibi;

$$\mu_a = \tan \beta_a = \frac{F_u}{F_v} \quad (2.27)$$

ifade edilir [10]. Alternatif olarak teğetsel ve ilerleme kuvvetlerinden sürtünme açısı (β_a) aşağıda gösterildiği gibi;

$$\tan(\beta_a - \alpha_r) = \frac{F_f}{F_t} \rightarrow \beta_a = \alpha_r + \tan^{-1} \frac{F_f}{F_t} \quad (2.28)$$

bulunabilir [10]. Talaş hızı (V_c) kütleli süreklilikten Denklem (2.29) daki gibi;

$$\left. \begin{aligned} h V &= h_c V_c \\ V_c &= r_c V \end{aligned} \right\} \quad (2.29)$$

elde edilir [10, 60, 61]. Sonuç olarak, deforme olmuş talaş kesici takım talaş yüzeyinde Denklem (2.30) da ifade edildiği gibi;

$$V_c = \frac{\sin \phi_c}{\cos(\phi_c - \alpha_r)} V \quad (2.30)$$

hızıyla hareket etmektedir.

Kesici takım-talaş temas yüzeyinde sarf edilen sürtünme gücü Denklem (2.31) deki gibi [10];

$$P_u = F_u V_c \quad (2.31)$$

ve kesici takım-talaş temas yüzeyinde sarf edilen sürtünme enerjisi (u_u) Denklem (2.32) deki gibi [61];

$$u_u = \frac{F_u V_c}{b h V} = \frac{F_u r_c}{b h} \quad (2.32)$$

hesaplanır. Kesme esnasında sarf edilen toplam güç Denklem (2.33) deki gibi;

$$P_t = P_s + P_u \quad (2.33)$$

kayma ve sürtünme bölgelerinde harcanan gücün toplamıdır [10]. Kuvvetler ve hızların dengesinden dolayı toplam güç Denklem (2.34) deki gibi;

$$P_t = F_t V \quad (2.34)$$

iş mili motorundan alınan kesme gücüne de eşittir [10]. Benzer şekilde kesme esnasında sarf edilen toplam enerji Denklem (2.35) deki gibi;

$$u_t = u_s + u_u \quad (2.35)$$

kayma ve sürtünme bölgelerinde harcanan enerjinin toplamıdır [61]. Sürtünme gücü kesici takım ve talaş sıcaklığını artırmaktadır. Denklem (2.31)'den görüldüğü gibi hız artırılırsa sürtünme gücü ve bu yüzden kesici takım sıcaklığı artar. Kesici takım malzemesinin yumuşamasına, takım aşınmasına ve kırılmasına neden olan aşırı ısı kesici takımda istenilmeyen yüksek sıcaklığa yol açmaktadır. Ancak, yüksek metal kaldırma oranı (Denklem (2.14)) elde etmek için, yani yüksek verimlilik için yüksek kesme hızı kullanılır. Bununla birlikte, daha iyi geometriye sahip kesici takım ile ısı talaşa doğru hareket ettirilerek ve yüksek sıcaklıklarda sertliklerini muhafaza edebilen yüksek dayanımlı kesici takım malzemeleri geliştirilerek F_u kuvveti azaltılabilir. Kesici takım-talaş ara yüzünde sıcaklık dağılımı tahmini oldukça kompleks olmasına rağmen aşağıdaki analiz hala kullanışlıdır [10]. Kesici takım-talaş ara yüzünde sarf edilen sürtünme gücü Denklem (2.36) daki gibi;

$$P_u = m_c c_s \Delta T_c \quad (2.36)$$

ısıya dönüştürülür. ΔT_c talaştaki ortalama sıcaklık artışıdır. Ayrıca, kesici takım-talaş ara yüzünde dikdörtgensel plastik bir bölgenin olduğu varsayılır [10]. Deneysel ölçüm ve varsayılan plastik deformasyon bölgesi aşağıdaki;

$$\log\left(\frac{\Delta T_m}{\Delta T_c}\right) = 0.06 - 0.195 \delta \sqrt{\frac{R_T h_c}{l_t}} + 0.5 \log\left(\frac{R_T h_c}{l_t}\right) \quad (2.37)$$

ampirik sıcaklık ilişkisi sonucunu doğrulamaktadır [37]. Burada ΔT_m , l_t toplam temas uzunluğuna sahip talaş yüzeyi-talaş ara yüzünde talaştaki maksimum sıcaklık artışıdır. Boyutsuz sayı (δ) plastik katman kalınlığının kesici takım talaş yüzeyi-talaş ara yüzünde deforme olmuş talaş kalınlığına (h_c) oranıdır. Talaş yüzeyi-talaş ara yüzündeki ortalama sıcaklık artışı (T_{int}) Denklem (2.38) deki gibi;

$$T_{int} = T_s + \lambda_{int} \Delta T_m \quad (2.38)$$

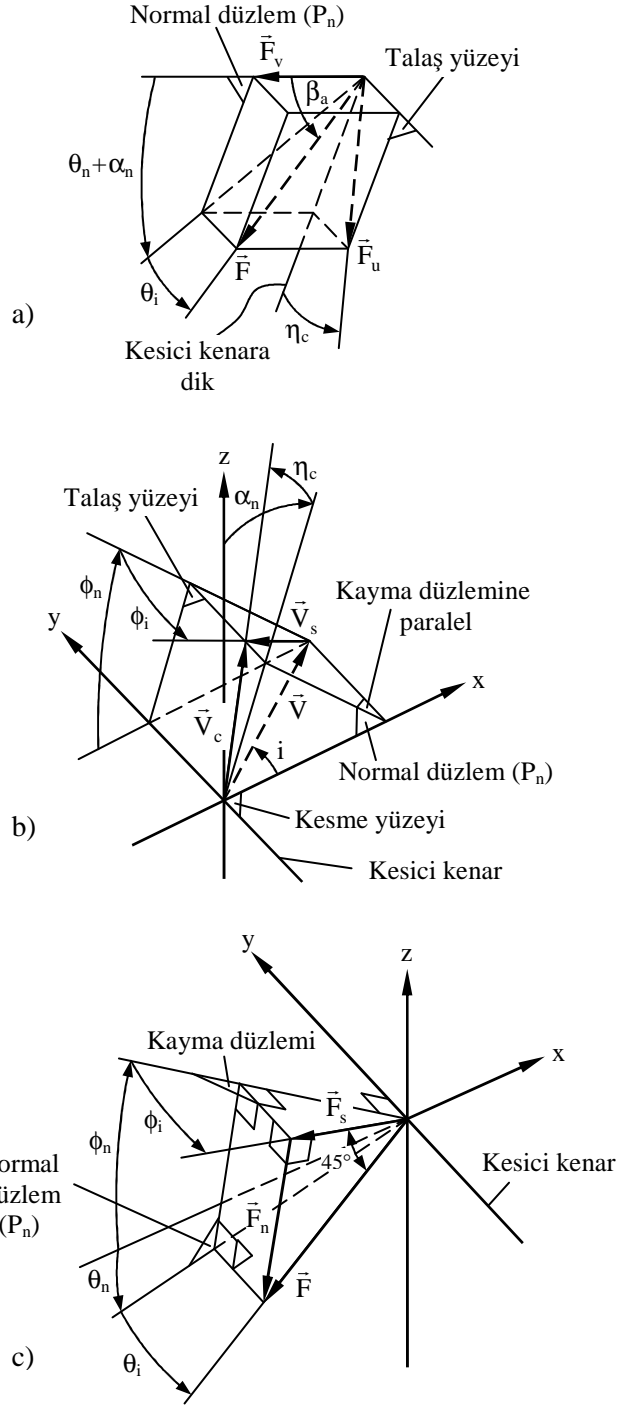
verilir. Burada T_s ortalama kayma düzlemi sıcaklığı ve λ_{int} (≈ 0.7) talaş-kesici takım temas bölgesi boyunca sıcaklık değişimlerine karşılık gelen ampirik düzeltme faktörüdür. Doğru bir analiz için hem plastik katman kalınlığı (δh_c) hem de talaş-talaş yüzeyi temas uzunluğu (l_t) mikroskopla (SEM) ölçülmelidir. Deneyler talaş yüzeyindeki plastik katman kalınlığının deforme olmuş talaş kalınlığının %5 ile 10 arasında olduğunu göstermektedir. Bileşke kesme kuvvetin temas uzunluğunun ortasına etki ettiği ve gerilme-serbest talaş sınırına paralel olduğu varsayılarak temas uzunluğu yaklaşık olarak tahmin edilebilir. Ortogonal kesme geometrisinden (Şekil 2.3) talaş-talaş yüzeyi temas uzunluğu aşağıda gösterildiği gibi;

$$l_t = \frac{h \sin(\phi_c + \beta_a - \alpha_r)}{\sin \phi_c \cos \beta_a} \quad (2.39)$$

tahmin edilebilir [10]. Takım-talaş ara yüzündeki sıcaklık dağılımının tahmini aşırı kesici takım aşınması olmaksızın optimal metal kaldırma oranını veren maksimum hızı belirleme açısından önemlidir. Kritik difüzyon veya ergime sıcaklığı sınırlarında kesici takım içindeki bağlayıcı maddeler zayıflayabilir ve talaşa karışabilir. Bu yüzden, temel işlenebilirlik çalışması kesici takımın hızla aşındığı kritik sıcaklık sınırlarına karşılık gelen maksimum kesme hızı değerinin belirlenmesini gerektirir. Yukarıda ele alınan çözümler bir kesici takım için uygulanarak kesici takım

2.2.1. Eğik kesme geometrisi

İşleme operasyonlarının çoğunluğu üç boyutlu kesici takım geometrilerini içerdiği için kesme eğiktir [61]. Dik ve eğik kesme mekanizmalarının geometrilerindeki fark Şekil 2.1’de gösterilen orthogonal kesme geometrisini inceleyerek açıklanabilir [10]. Kuvvet ve hız denge denklemleri için kesici kenara normal ve kesme hızına paralel bir düzlem (normal düzlem veya P_n) tanımlanmıştır [10, 58]. Kayma deformasyonu yan yayılma olmaksızın düzlemsel şekil değiştirme olduğu için kesme hızına (V) paralel ve kesici kenara dik tüm normal düzlemlerde kayma ve talaş hareketi aynıdır. Bundan dolayı kesme (V), kayma (V_s) ve talaş hızlarının (V_c) hepsi kesici kenara diktir ve hız düzlemine (P_v) paralel olarak uzanmaktadır veya normal düzlemle (P_n) kesişmektedir. Ortogonal kesmede bileşke kesme kuvveti (F) kayma ve talaş-talaş yüzeyi temas bölgesinde etki eden diğer kuvvetlerle birlikte aynı düzlemedir (P_n). Üçüncü doğrultuda (normal düzleme dik) herhangi bir kesme kuvveti yoktur. Ancak, eğik kesme operasyonlarında kesme hızı eğim açısına (i) sahiptir ve bu yüzden kayma, sürtünme ve talaş akışı doğrultuları ve bileşke kesme vektörleri üç kartezyen koordinatında (x, y, z) da bileşenlere sahiptir. Şekil 2.4’de görüldüğü gibi x eksenini kesici kenara diktir, fakat kesilen yüzey üzerindedir; y eksenini kesici kenarla aynı hizadadır ve z eksenini xy düzlemine diktir. Eğik kesmede üç doğrultuda kuvvetler mevcut olup, önemli düzlemler kayma düzlemi, talaş yüzeyi, kesilen yüzey (xy), normal düzlem (P_n) ve hız düzlemidir (P_v). Çoğu analiz normal düzlemde eğik kesme mekaniğinin orthogonal kesme mekaniğine eşdeğer olduğunu varsaymaktadır; dolayısıyla tüm hız ve kuvvet vektörleri normal düzlem üzerinde tahmin edilmektedir. Şekil 2.5’de görüldüğü gibi kayma ve xy düzlemleri arasındaki açıya normal kayma açısı (ϕ_n) adı verilir. Kayma hızı kayma düzleminde oluşur, fakat normal vektör ile eğik kayma açısı (ϕ_i) yapmaktadır. Talaş, normal vektörden ölçülen talaş akış açısıyla (η_c) talaş yüzeyinde hareket etmektedir. Burada normal vektöründe normal düzlemde (P_n) olduğu göz önünde bulundurulmalıdır. Talaş ve talaş yüzeyi arasındaki sürtünme kuvveti talaş akış doğrultusu ile aynı doğrultudadır. Talaş yüzeyindeki normal vektör ve z eksenini arasındaki açı normal talaş açısı (α_n) olarak tanımlanmıştır. Talaş yüzeyindeki sürtünme kuvveti (\vec{F}_u) ve talaş yüzeyine normal kuvvet (\vec{F}_v) sürtünme açısı (β_a) ile birlikte bileşke kesme kuvvetini (\vec{F}) oluşturur (Şekil 2.5) [10].



Şekil 2.5. Eğik kesme mekaniği: a) Kuvvet diyagramı; b) Hız diyagramı; c) Kayma diyagramı [10]

Bileşke kuvvet vektörü (\vec{F}) ile normal düzlem arasında dar bir izdüşüm açısı (θ_i) bulunmaktadır. İzdüşüm açısı ve normal kuvvet (\vec{F}_v) arasında $\theta_n + \alpha_n$ düzlem açısı vardır. Burada θ_n , P_n düzleminde x eksenini ve \vec{F} 'in izdüşümü arasındaki açıdır. Şekil 2.5'den aşağıdaki;

$$F_u = F \sin \beta_a = F \frac{\sin \theta_i}{\sin \eta_c} \rightarrow \sin \theta_i = \sin \beta_a \sin \eta_c \quad (2.40)$$

$$F_u = F_v \tan \beta_a = F_v \frac{\tan(\theta_n + \alpha_n)}{\cos \eta_c} \rightarrow \tan(\theta_n + \alpha_n) = \tan \beta_a \cos \eta_c \quad (2.41)$$

geometrik ilişkiler elde edilebilir [10].

Şekil 2.5’de gösterildiği gibi talaş (\vec{V}_c), kayma (\vec{V}_s) ve kesme (\vec{V}) hızları P_v hız düzlemini oluşturmaktadır. Her bir hız vektörü kartezyen bileşenler ile aşağıdaki gibi;

$$\begin{aligned} \vec{V} &= (V \cos i, & V \sin i, & 0) \\ \vec{V}_c &= (V_c \cos \eta_c \sin \alpha_n, & V_c \sin \eta_c, & V_c \cos \eta_c \cos \alpha_n) \\ \vec{V}_s &= (-V_s \cos \phi_i \cos \phi_n, & -V_s \sin \phi_i, & V_s \cos \phi_i \sin \phi_n) \end{aligned}$$

tanımlanabilir [10].

$\vec{V}_s = \vec{V}_c - \vec{V}$ hız ilişkisinden Denklem (2.42) deki;

$$\tan \eta_c = \frac{\tan i \cos(\phi_n - \alpha_n) - \cos \alpha_n \tan \phi_i}{\sin \phi_n} \quad (2.42)$$

kayma ve talaş akış doğrultuları arasındaki geometrik ilişki elde edilebilir [64].

2.2.2. Eğik kesme parametrelerinin çözümü

Bileşke kuvvet (θ_n, θ_i), kayma hızı (ϕ_n, ϕ_i) ve talaş akış doğrultusunu (η_c) tanımlamak için bilinmeyen beş eğik kesme parametresi vardır. Bilinmeyen beş açıyı çözmek için eğik kesme geometrisinden elde edilen üç denklem ve ek iki ifade gereklidir. Ayrıca, ampirik talaş akış doğrultusu ve diğer ampirik varsayımlara dayalı olarak kayma açısını tahmin etmek için çeşitli çözümler önerilmiştir [10].

2.2.2.1. Maksimum kayma gerilmesi prensibi

Maksimum kayma gerilmesi kriteri ($\phi_n = \pi/4 - \beta_a + \alpha_n$) kaymanın maksimum kayma gerilmesi doğrultusunda oluştuğunu varsaymaktadır (burada kayma hızı ve

bileşke kuvvet doğrultuları arasındaki açı 45° dir; Şekil 2.5). Aynı prensip eğik kesmeye uygulandığında bileşke kuvvet (\vec{F}) aşağıda gösterildiği gibi;

$$F_s = F (\cos \theta_i \cos(\theta_n + \phi_n) \cos \phi_i + \sin \theta_i \sin \phi_i) = F \cos(45^\circ)$$

kayma doğrultusu ile 45° açı yapmaktadır [10]. Ayrıca, aynı prensip \vec{F} 'in kayma düzlemindeki izdüşümünün kayma doğrultusu ile kesiştiğini göstermektedir, yani kayma düzleminde kaymaya normal doğrultudaki bileşke kuvvet bileşeni aşağıda gösterildiği gibi;

$$F(\cos \theta_i \cdot \cos(\theta_n + \phi_n) \sin \phi_i - \sin \theta_i \cdot \cos \phi_i) = 0$$

sıfır olmalıdır [10]. Aksi takdirde, kayma düzleminde kayma doğrultusundaki kayma gerilmesi maksimum değildir. Aşağıdaki ifadeler;

$$\sin \phi_i = \sqrt{2} \sin \theta_i \quad (2.43)$$

$$\cos(\phi_n + \theta_n) = \frac{\tan \theta_i}{\tan \phi_i} \quad (2.44)$$

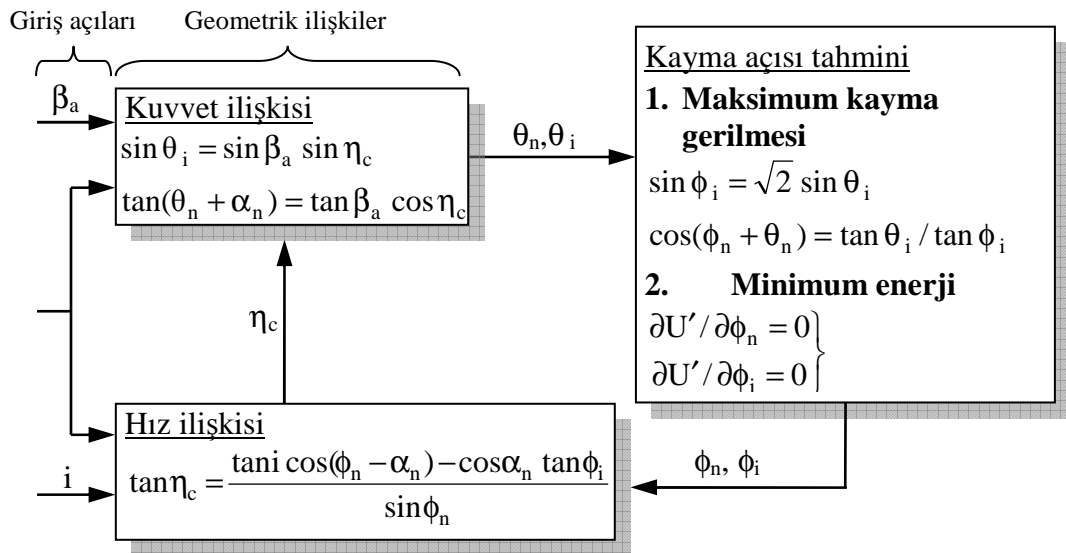
kayma ve bileşke kuvvet doğrultuları arasındaki ilişkiyi göstermektedir [10].

Eğik kesme mekaniğini tanımlayan beş bilinmeyen açı ($\phi_n, \phi_i, \theta_n, \theta_i, \eta_c$) Denklem (2.40) ile (2.44) arasındaki eşitlikler çözülerek elde edilebilir. Ancak, denklemlerin doğrudan analitik çözümleri oldukça zordur. Bu yüzden, denklemler iteratif nümerik bir metot kullanılarak çözülür. Nümerik çözüm Şekil 2.6'da gösterilen blok diyagramına göre yapılır. Sürtünme (β_a), talaş (α_n) ve eğim (i) açıları sistem girdileri olarak incelenir ve iteratif çözüm talaş akış açısı için bir başlangıç değeri alınarak başlatılır [10]. Talaş akış açısı için başlangıç değeri olarak Stabler tarafından önerilen $\eta_c = i$ değeri alınır [65]. Stabler talaş akış kuralı talaş akış açısının eğim açısına eşit ($\eta_c = i$) olduğunu ve talaşın kesme hızı vektörüne paralel olarak hareket ettiğini varsaymaktadır. Kayma açısı, sürtünme ve kesici takım geometrisinin etkisini yani talaş açısını dikkate almamaktadır [58].

Bileşke kuvvet vektörünün (\vec{F}) doğrultusu (θ_n, θ_i) Denklem (2.40) ve (2.41)'den elde edilir. Benzer şekilde, hız eşitliğinden (Denklemi (2.42)) yeni talaş akış açısı (η_c) belirlenerek kayma doğrultusu açıları (ϕ_n, ϕ_i) Denklem (2.43) ve (2.44)'den tayin edilir. Aşağıdaki interpolasyon algoritması;

$$\eta_c(k) = v \eta_c(k-1) + (1-v) \eta_e$$

kullanılarak gerçek talaş akış açısı iteratif olarak araştırılır. Burada k iterasyon sayısıdır ve interpolasyon oranı (v) $0 < v < 1$ aralığında seçilir. v oranı, hızlı yakınsama için dinamik olarak güncellenir, yani $\eta_c(k)$ kararsız ise azalır ve değeri aynı yönde hareket etmekte ise artar. İterasyon, talaş akış açısı $10^{-12}\%$ 'e yakınsanıncaya kadar devam eder. Yukarıda sunulan üç boyutlu eğik kesme modeli (maksimum kayma gerilmesi prensibi) kayma açısı doğrultusunu tahmin etmek için iki boyutlu orthogonal kesmeye ($i = \theta_i = \phi_i = 0 \rightarrow \phi_n = \pi/4 - (\beta_a - \alpha_n)$) de uygulanır. Ancak, orthogonal kesmede Denklem (2.43)'de verilen özdeşlikle Denklem (2.44)'ün $\cos(\phi_n + \theta_n) = 1/\sqrt{2}$ 'e dönüştürüldüğü göz önünde bulundurulmalıdır [10].



Şekil 2.6. Çözüm prosedürü [10]

2.2.2.2. Minimum enerji prensibi

Merchant minimum enerji prensibini orthogonal kesmeye uygulayarak kayma açısı tahmini teorisini önermiştir [59]. Burada, aynı prensip eğik kesme için

geliştirilmiştir. Kayma kuvveti, Şekil 2.5’de gösterilen geometride görüldüğü gibi, \bar{F} ’in kayma doğrultusundaki izdüşümü olarak aşağıdaki gibi;

$$F_s = F [\cos(\theta_n + \phi_n) \cos \theta_i \cos \phi_i + \sin \theta_i \sin \phi_i]$$

veya kayma gerilmesi ve kayma düzlemi alanının çarpımı olarak (Şekil 2.4);

$$F_s = \tau_s A_s = \tau_s \left(\frac{b}{\cos i} \right) \left(\frac{h}{\sin \phi_n} \right)$$

ifade edilir. Burada A_s , b , h sırasıyla kayma alanı, kesme genişliği ve kesme derinliğidir. Bileşke kuvvet iki kayma kuvveti ifadesi eşitlenerek Denklem (2.45) deki gibi;

$$F = \frac{\tau_s b h}{[\cos(\theta_n + \phi_n) \cos \theta_i \cos \phi_i + \sin \theta_i \sin \phi_i] \cos i \sin \phi_n} \quad (2.45)$$

elde edilir [10].

Eğik kesmede kesme gücü (P_t) F nin fonksiyonu olarak aşağıdaki gibi;

$$P_t = F_t V = F (\cos \theta_i \cos \theta_n \cos i + \sin \theta_i \sin i) V$$

ifade edilebilir (Şekil 2.5) ve boyutsuz güç (P'_t) yukarıdaki eşitliğe Denklem (2.45) yerleştirilerek Denklem (2.46) daki gibi;

$$P'_t = \frac{P_t}{V \tau_s b h} = \frac{\cos \theta_n + \tan \theta_i \tan i}{[\cos(\theta_n + \phi_n) \cos \phi_i + \tan \theta_i \sin \phi_i] \sin \phi_n} \quad (2.46)$$

elde edilir. Burada $V \tau_s b h$ terimi sabittir. Minimum enerji prensibi, kayma açısı çözümü için kesme gücünün minimum olmasını gerektirmektedir. Kayma doğrultusu ϕ_n ve ϕ_i ile karakterize edildiği için ikiden fazla denklem ve Denklem (2.40), (2.41) ve (2.42) ile verilen geometrik ilişkileri veren aşağıdaki ifadeler;

$$\left. \begin{aligned} \partial P'_t / \partial \phi_n &= 0 \\ \partial P'_t / \partial \phi_i &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (2.47)$$

vardır. Buradan eğik kesme mekaniğini tanımlamak için kullanılan beş bilinmeyen açı ($\phi_n, \phi_i, \theta_n, \theta_i, \eta_c$) elde edilebilir. Ancak, beş denklemin analitik çözümünü bulmak oldukça zor olduğu için çözüm nümerik iterasyon tekniği kullanılarak yapılır. Algoritma talaş akış açısının ($\eta_c = i$) başlangıç değeri ile başlar ve Denklem (2.40), (2.41), (2.43) ve (2.44)'den kalan açıların belirlenmesi algoritmayı takip eder. $\theta_n, \theta_i, \phi_n,$ ve ϕ_i 'nin başlangıç değerleri hesaplandıktan sonra Denklem (2.46)'dan kesme gücü (P'_t) elde edilir. Kayma açılarını ($\phi_n + \Delta\phi_n$ ve $\phi_i + \Delta\phi_i$) biraz değiştirerek en dik düşüş doğrultusu ($\Delta P'_t/\Delta\phi_n, \Delta P'_t/\Delta\phi_i$) belirlenir. Kesme enerjisinin minimum değere yaklaşması için kayma açıları en dik düşüş doğrultusundaki bir adım (ζ) tarafından aşağıdaki gibi;

$$\begin{Bmatrix} \phi_n(k) \\ \phi_i(k) \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \phi_n(k-1) \\ \phi_i(k-1) \end{Bmatrix} - \zeta \begin{Bmatrix} \Delta P'_t/\Delta\phi_n \\ \Delta P'_t/\Delta\phi_i \end{Bmatrix}$$

değiştirilir [10].

Boyutsuz kesme gücü (P'_t) minimum değere yakınsanıncaya kadar Şekil 2.6'da gösterilen nümerik iterasyon devam eder. Yukarıda tanıtılan eğik kesme modeli iki boyutlu ortogonal kesmeye uygulandığında Merchant tarafından önerilen kayma açısı ifadesini ($i = \theta_i = \phi_i = 0 \rightarrow \phi_n = \pi/4 - (\beta_a - \alpha_n)/2$) vermektedir [10, 59].

2.2.2.3. Ampirik yaklaşım

Birkaç ampirik model vardır ve burada Armarego tarafından önerilen model ele alınmıştır [23]. Armarego, modelinde kayma doğrultusu ve talaş uzunluğu oranı için iki varsayım yapmıştır:

- 1) Kayma hızı kayma kuvveti ile aynı doğrultudadır,
- 2) Eğik kesmede talaş uzunluğu oranı ortogonal kesmede olduğu gibidir. Stabler tarafından yapılan ilk varsayım maksimum kayma gerilmesi kriterinden biri (Denklem 2.44) olarak kabul edilir [10, 65].

Whitfield ortogonal kesme verilerini kullanarak talaş akış açısını elde etmek için kesin bir formül vermektedir [66].

Merchant kayma doğrultusunun eğik kesme durumunda kesici kenara dik olmadığını bir ϕ_i açısı yapmakta olduğunu belirtmektedir [64]. Hız incelemeleri sonucunda ϕ_i için aşağıdaki eşitliği;

$$\tan \phi_i = \frac{\tan i \cos(\phi_n - \alpha_n) - \tan \eta_c \sin \phi_n}{\cos \alpha_n} \quad (2.48)$$

elde etmiştir. Kayma kuvvetinin kesici kenar normaliyile yaptığı ϕ_i açısını Stabler daha sonra aşağıdaki gibi;

$$\tan \phi_i = \frac{\sin \beta_a \sin \eta_c}{\cos \beta_a \cos(\phi_n - \alpha_n) - \cos i \sin \beta_a \sin(\phi_n - \alpha_n)} \quad (2.49)$$

formüle etmiştir [67].

Genel olarak kayma kuvveti ve kayma hızı doğrultularını eşit kabul etmek oldukça mantıklıdır. Denklem (2.48) ve (2.49) birbirine eşitlendiğinde aşağıdaki;

$$\tan(\phi_n + \beta_n) = \frac{\cos \alpha_n \tan i}{\tan \eta_c - \sin \alpha_n \tan i} \quad (2.50)$$

ifade elde edilir [68]. Burada $\beta_n = \theta_n + \alpha_n$ dir. Dolayısıyla, normal sürtünme açısı aşağıdaki gibi;

$$\tan \beta_n = \tan \beta_a \cos \eta_c \quad (2.51)$$

verilmiştir [10]. Burada β_a talaş yüzeyindeki sürtünme açısı ve η_c talaş akış açısıdır.

Armarego normal kayma açısının (ϕ_n) Denklem (2.52) deki gibi;

$$\tan(\phi_n) = \frac{r_c (\cos \eta_c / \cos i) \cos \alpha_n}{1 - r_c (\cos \eta_c / \cos i) \sin \alpha_n} \quad (2.52)$$

kesme oranından elde edilebildiğini varsaymaktadır [23]. Denklem (2.50), (2.51) ve (2.52) nümerik olarak çözümlenerek üç bilinmeyen açı η_c , ϕ_n , ve β_n bulunur [10] veya talaş akış açısı için (η_c) aşağıdaki;

$$A \sin \eta_c - B \cos \eta_c - C \sin \eta_c \cos \eta_c + D \cos^2 \eta_c = E \quad (2.53)$$

ifade elde edilebilir [58]. Burada

$$\begin{aligned}
 A &= r_c \cos \alpha_n + \cos i \tan \beta_a \\
 B &= \tan \beta_a \sin \alpha_n \sin i \\
 C &= r_c \sin \alpha_n \tan \beta_a \\
 D &= r_c \tan \beta_a \tan i \\
 E &= \sin i \cos \alpha_n
 \end{aligned} \tag{2.54}$$

Talaş akış denklemi (2.52), ortogonal kesme testlerinden belirlenen (i , α_n) ve (r_c , β_a) kesici geometrisi değerleri için nümerik tekniklerle çözülebilir [58].

Denklem (2.53)'ye Stabler'in ampirik talaş akış kuralı ($\eta_c = i$) uygulanırsa nümerik iterasyon iptal edilebilir [65].

2.2.3. Kesme kuvvetlerinin tahmini

Kesme kuvveti bileşenleri bileşke kesme kuvvetinin (F) izdüşümlerinden elde edilir. F için Denklem (2.45) de verildiği gibi bu bileşenler kayma gerilmesi (τ_s), bileşke kuvvet doğrultusu (θ_n , θ_i), eğim açısı (i) ve eğik kayma açılarının (ϕ_n , ϕ_i) fonksiyonu olarak ifade edilir. Kesme hızı (F_t), ilerleme (F_f) ve normal (F_r) doğrultusundaki kuvvet bileşenleri (Şekil 2.4 ve 2.5) aşağıdaki denklemlerde;

$$\begin{aligned}
 F_t &= F (\cos \theta_i \cos \theta_n \cos i + \sin \theta_i \sin i) \\
 &= \frac{\tau_s b h (\cos \theta_n + \tan \theta_i \tan i)}{[\cos(\theta_n + \phi_n) \cos \phi_i + \tan \theta_i \sin \phi_i] \sin \phi_n} \\
 F_f &= F \cos \theta_i \sin \theta_n \\
 &= \frac{\tau_s b h \sin \theta_n}{[\cos(\theta_n + \phi_n) \cos \phi_i + \tan \theta_i \sin \phi_i] \cos i \sin \phi_n} \\
 F_r &= F (\sin \theta_i \cos i - \cos \theta_i \cos \theta_n \sin i) \\
 &= \frac{\tau_s b h (\tan \theta_i - \cos \theta_n \tan i)}{[\cos(\theta_n + \phi_n) \cos \phi_i + \tan \theta_i \sin \phi_i] \sin \phi_n}
 \end{aligned} \tag{2.55}$$

verilmiştir [10].

Kesme kuvvetlerini aşağıdaki gibi;

$$\left. \begin{aligned} F_t &= K_{tc} b h + K_{te} b \\ F_f &= K_{fc} b h + K_{fe} b \\ F_r &= K_{rc} b h + K_{re} b \end{aligned} \right\} \quad (2.56)$$

ifade etmek uygundur [10].

Kesme kuvveti katsayıları eğik kesme analizinden tatmin edici bir doğrulukla tespit edilebilir. Kesme kuvveti katsayılarını elde etmek için kayma düzleminde ve kesici takım talaş yüzeyinde talaşın gerilmelerin etkisi altında dengede olduğu varsayılır [58]. Kayma hareketi vasıtasıyla katkı yapan kesme kuvveti katsayıları (K_{tc} , K_{fc} ve K_{rc}) aşağıdaki gibi;

$$\left. \begin{aligned} K_{tc} &= \frac{\tau_s (\cos \theta_n + \tan \theta_i \tan i)}{[\cos(\theta_n + \phi_n) \cos \phi_i + \tan \theta_i \sin \phi_i] \sin \phi_n} \\ K_{fc} &= \frac{\tau_s \sin \theta_n}{[\cos(\theta_n + \phi_n) \cos \phi_i + \tan \theta_i \sin \phi_i] \cos i \sin \phi_n} \\ K_{rc} &= \frac{\tau_s (\tan \theta_i - \cos \theta_n \tan i)}{[\cos(\theta_n + \phi_n) \cos \phi_i + \tan \theta_i \sin \phi_i] \sin \phi_n} \end{aligned} \right\} \quad (2.57)$$

ifade edilir [10]. Armarego'nun klasik eğik modeli ve yukarıda açıklanan geometrik ilişkiler kullanılarak kuvvet ifadeleri aşağıdaki forma;

$$\left. \begin{aligned} F_t &= b h \left[\frac{\tau_s \frac{\cos(\beta_n - \alpha_n) + \tan i \tan \eta_c \sin \beta_n}{\sin \phi_n}}{\sqrt{\cos^2(\phi_n + \beta_n - \alpha_n) + \tan^2 \eta_c \sin^2 \beta_n}} \right] \\ F_f &= b h \left[\frac{\tau_s \frac{\sin(\beta_n - \alpha_n)}{\sin \phi_n \cos i}}{\sqrt{\cos^2(\phi_n + \beta_n - \alpha_n) + \tan^2 \eta_c \sin^2 \beta_n}} \right] \\ F_r &= b h \left[\frac{\tau_s \frac{\cos(\beta_n - \alpha_n) \tan i - \tan \eta_c \sin \beta_n}{\sin \phi_n}}{\sqrt{\cos^2(\phi_n + \beta_n - \alpha_n) + \tan^2 \eta_c \sin^2 \beta_n}} \right] \end{aligned} \right\} \quad (2.58)$$

dönüştürülebilir [10]. Buradan, kesme kuvvetleri ve takım geometrisine bağlı kesme kuvveti katsayıları;

$$\left. \begin{aligned} K_{tc} &= \frac{\tau_s}{\sin \phi_n} \frac{\cos(\beta_n - \alpha_n) + \tan i \tan \eta_c \sin \beta_n}{\sqrt{\cos^2(\phi_n + \beta_n - \alpha_n) + \tan^2 \eta_c \sin^2 \beta_n}} \\ K_{fc} &= \frac{\tau_s}{\sin \phi_n \cos i} \frac{\sin(\beta_n - \alpha_n)}{\sqrt{\cos^2(\phi_n + \beta_n - \alpha_n) + \tan^2 \eta_c \sin^2 \beta_n}} \\ K_{rc} &= \frac{\tau_s}{\sin \phi_n} \frac{\cos(\beta_n - \alpha_n) \tan i - \tan \eta_c \sin \beta_n}{\sqrt{\cos^2(\phi_n + \beta_n - \alpha_n) + \tan^2 \eta_c \sin^2 \beta_n}} \end{aligned} \right\} \quad (2.59)$$

elde edilir [68]. Kayma gerilmesi (τ_s), sürtünme açısı (β_a), kesme oranı (r_c), talaş akış açısı (η_c) ve kenar kuvvet katsayıları (K_{te} , K_{fe} ve K_{re}) bilinirse verilen bir kesici takım geometrisi için kesme kuvveti katsayıları Denklem 2.59'den hesaplanabilir. Kesme kuvvetlerinin kenar bileşenleri için kabul edilebilir teorik bir model yoktur. Bu bileşenler yalnızca kesme testlerinden bulunabilir. Kesme parametreleri (τ_s , β_a , r_c , η_c) kesme koşullarına ve kesici takım geometrisine bağlı olduğu için talaş kalınlığı, talaş açısı, kesme hızı ve eğim açısının (helis açısı) farklı olduğu basit ortogonal kesme testlerinden elde edilebilir. Yapılan deneysel çalışmalar sonucu r_c , τ_s , β_a ve K_{te} , K_{fe} ve K_{re} 'nin kesici takım eğim açısından (i) tamamen bağımsız olduğunu sonucuna varılmıştır [58].

Ortogonal kesme veritabanından eğik kesme kuvvetlerini tahmin etmek için aşağıdaki pratik yaklaşım kullanılabilir [9]:

- Kayma açısı (ϕ_c), ortalama sürtünme açısı (β_a) ve kayma gerilmesi (τ_s) ortogonal kesme testlerinden tayin edilir,
- Ortogonal kayma açısı eğik kesmedeki normal kayma açısına eşittir ($\phi_c \equiv \phi_n$). Ortogonal kesmedeki talaş açısı normal talaş açısına eşittir ($\alpha_r \equiv \alpha_n$). Stabler talaş akış kuralına göre talaş akış açısı eğim açısına eşittir ($\eta_c \equiv i$) [65]; verilen kesme hızı, talaş yükü ve kesici takım-iş parçası malzemesi çifti için sürtünme katsayısı (β_a) ve kayma gerilmesi (τ_s) hem ortogonal hem de eğik kesme operasyonlarında aynıdır.

- Kesme kuvvetleri Denklem (2.59)'de verilen eğik kesme sabitleri kullanılarak tahmin edilir.

Teğetsel ve ilerleme yönlerindeki kenar kesme kuvveti katsayıları (K_{te} , K_{fe}) ortogonal kesme verilerinden hesaplanır. Diğer taraftan, eğik kesmede çok küçük olduğu bilinen radyal yöndeki kenar kesme kuvveti katsayısı (K_{re}) sıfır alınır [23].

Tornalama, delme ve frezeleme gibi birçok pratik eğik kesme operasyonu yukarıda özetlenen eğik kesme mekaniği prosedürü kullanılarak incelenebilir [10].

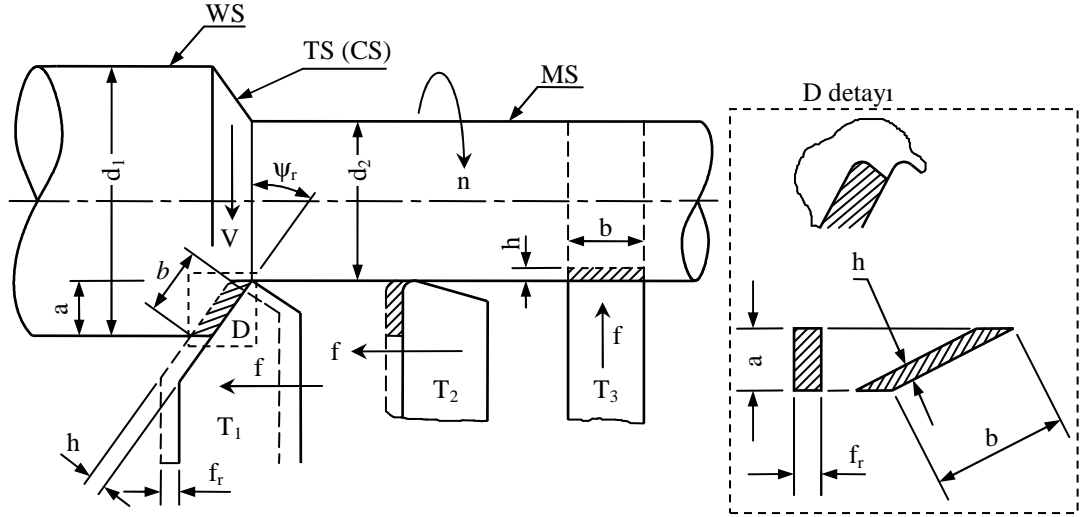
3. TORNALAMA PROSESLERİNİN MEKANİĞİ

Torna tezgahı yaygın olarak kullanılan ve bilinen takım tezgahlarından biridir. Tornalama prosesinde enine (x) ve boyuna (z) olmak üzere iki basit ilerleme hareketi gerçekleştirilir. Bununla birlikte x ve z eksenlerinin her ikisinde yapılan hareket sonucu takım yatay düzlemde hareket ettirilir ve takım yolu iş parçasının şeklini oluşturur. İş milinin dönme (ana) hareketi motordan alınan hareketin kayışlarla iş mili hız kutusuna iletilmesiyle sağlanır. İş mili hız kutusundaki dişlilerin çeşitli kombinasyonları sonucunda farklı iş mili hızları elde edilir ve çeşitli malzemelerden yapılmış değişik çaptaki iş parçalarını işlemede farklı kesme hızları elde etmek için kullanılır [60]. Tornalar hız kutuları vasıtasıyla arabanın ve enine hareket mekanizmasının doğrusal hareketinin ve iş milinin dairesel hareketinin eş zamanlı olarak gerçekleşmesine izin verir [10]. Dolayısıyla, iş milinin bir devrinde farklı ilerleme değerleri elde edilir [60].

3.1. Tornalama Operasyonları

Tornalama tek nokta takım operasyonudur ve takımlar tek bir kesici kenarla kesme yapmaktadır [60]. Tornalama prosesinde kesici takım belirli bir kesme derinliğine ayarlanmıştır ve iş parçası dönerken ilerleme hızı ile hareket etmektedir. İlerleme hızı ya da ilerleme iş parçasının bir devrinde kesici takımın gerçekleştirmiş olduğu doğrusal hareket miktarı olarak tanımlanır [61]. Tipik bir tek nokta tornalamada operasyonu Şekil 3.1'de gösterildiği gibi silindirik bir milin dış çapının tornalanmasıdır. Bu operasyonda T_1 nolu takım iş mili eksenine paralel olarak hareket etmektedir ve iş parçası çapını d_1 den d_2 'ye düşürmektedir. İş parçası n devir sayısı ile dönmektedir. WS çalışma yüzeyini ve MS işlenmiş yüzeyi göstermektedir. Takım kesici kenarı tarafından meydana getirilen yüzeye geçici yüzey (TS) ya da kesilen yüzey (CS) denir. İş parçası çevresel hızına da kesme hızı (V) adı verilir. Şekilde görüldüğü gibi takım kesici kenarı boyunca kesme hızı $V_1 = \pi d_1 n$ 'den $V_2 = \pi d_2 n$ 'e değişmektedir. Bu yüzden $V_m = \pi n (d_1 + d_2)/2$ ortalama değerini kullanmak daha uygundur. Takım, f_r (mm/dev) ilerleme hızıyla hareket etmektedir.

Kesme derinliği $a = (d_1 - d_2)/2$ dir. Taralı alan talaş alanıdır ($A = a f_r$ ya da $A = b h$), burada b talaş genişliği ve h talaş kalınlığıdır. Takım kesici kenarı ilerleme hareketine dik doğrultuya göre yan kesici kenar açısı (ψ_r) kadar eğimlidir. Böylece, $a = b \cos \psi_r$ ve $f_r = h / \cos \psi_r$ [60].



Şekil 3.1. Tornalama prosesi geometrisi [60]

Silindirik tornalamada yan kesici kenar açısı sıfır derece olan ($\psi_r = 0$) T_2 nolu takım kullanılabilir. Bu durumda $a = b$ ve $f_r = h$ dir. Diğer taraftan, büyük yan kesici kenar açısına sahip takım ile yapılan kesme işleminde talaş kalınlığı ilerlemeden küçük ($h < f_r$) olup, kesme yükü uzun kesici kenar ($b > a$) üzerine daha küçük birim yük ile dağılmıştır. Bu durum, Şekil 3.1 de B detayında gösterilmiştir [60].

İlerleme doğrultusu mil eksenine dik olan T_3 nolu takım ile yapılan dalma operasyonu T_1 ve T_2 nolu takımlarla yapılan silindirik tornalama operasyonlarından farklıdır. Kesme genişliği talaş genişliğine (b) eşit ve ilerleme $f_r = h$ dir [60].

3.2. Talaş Kaldırma Oranı

Talaş kaldırma oranı (Q_c) aşağıda gösterildiği gibi kesme hızı ve talaş alanının çarpımı sonucu;

$$Q_c = A V = b h V = a f_r V \quad (3.1)$$

elde edilir [60].

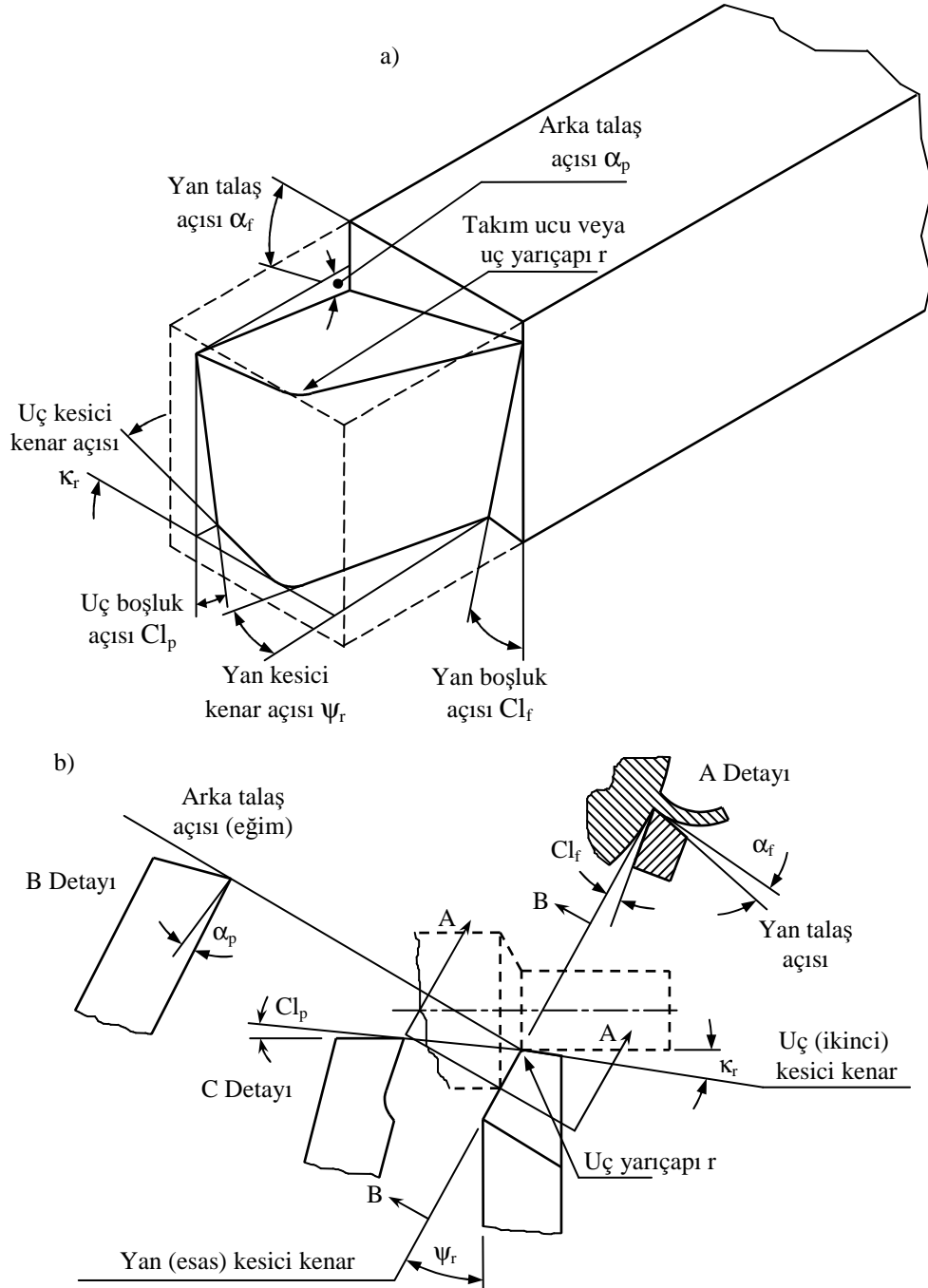
3.3. Takım Geometrisi

Standart takım geometrisi Şekil 3.2’de gösterilmiştir. Takım üzerindeki önemli geometrik parametreler uç yarıçapı, yan talaş açısı, arka talaş açısı ve yan kesici kenar açısıdır [10, 60]. Geometri takım tabanı ve yan (esas) kesici kenara göre yönlendirilmiştir. En önemli açı, yan kesici kenara ve tabana dik düşey bir A düzleminde ölçülen yan talaş açısı (α_f) dır. Şekilde görüldüğü gibi α_f açısı pozitif alınmıştır. Bununla birlikte kesici ucun üstü (talaş yüzeyi) kesici kenara doğru azalıyorsa talaş açısı negatiftir. Aynı düzlemde yan boşluk açısı (Cl_f) da bulunmaktadır. Ancak, bazı yüzeyler talaş kıvrırma kanalları ile birlikte birden çok bölüme sahip olabilir, dolayısıyla geometri oldukça karmaşık olabilir [60]. Tornalamada arka talaş açısı iş parçası yüzeyine dik takım uçuna doğru olan eğimi göstermesine karşın, yan talaş açısı kesici kenara doğru olan talaş yüzeyi eğimidir [10]. Eğim açısı olarak da adlandırılan arka talaş açısı (α_p), tabana dik (düşey) ve esas kesici kenardan geçen B düzleminde ölçülür ve yan talaş açısında olduğu gibi pozitif ya da negatif (uca doğru eğimli) yapılabilir [60]. Ortogonal kesmede arka talaş açısı sıfır derecedir, yalnızca yan talaş açısı incelenir [10]. C görünüşü uç (ikinci) kesici kenar boyunca olup, Cl_p açısına uç boşluk açısı adı verilir. Bu açılar esas kesici kenar parçası ile kesiciyi tanımlamaktadır [60]. Talaş, takım talaş yüzeyinde oluşmakta ve akmaktadır [10].

Takımlar talaş açılarına bağlı olarak pozitif, nötr (sıfır talaş açılı) ya da negatif olarak adlandırılırlar. Pozitif talaş açısı yüksek kayma açıları oluşturur, dolayısıyla kesme kuvvetlerinin azalmasına neden olur. Aynı zamanda talaşın iş parçasının uzağına akmasını sağlamasından dolayı iyi bir yüzey kalitesi meydana getirir. Negatif talaş açıları kayma açısını azaltığı için aynı kesme koşullarında pozitif açılı takımlara göre daha büyük kuvvet meydana gelir. Bununla birlikte, takımın iş parçasına periyodik olarak girdiği ve çıktığı kesintili kesmede takımla temasta olan başlangıç malzemesi kesici kenardan uzakta olduğu için negatif açılı takımlar pozitif açılı takımlardan daha büyük şok dayanımı sağlamaktadır [10]. Tek noktadan kesen takımlar genellikle takım tutucuya mekanik olarak bağlanan kesici bir uçtan oluşur [60].

Kesici takım uçları genellikle karbür, seramik, elmas ya da kübik boron nitrit (CBN) olup, Şekil 3.2’de gösterilen geometriye sahiptir [10, 60]. Kenarlardaki boşluk

açısından dolayı pozitif açılı takımın yalnızca bir kenarı kullanılabilir. Negatif kurbür uçların boşluk açıları sıfır derecedir, bu yüzden ucun her iki kenarı kullanılabilir. İşlenmiş yüzeydeki ilerleme izlerini minimize etmek için küçük uç yarıçaplı takım tercih edilir. Büyük takım uç yarıçapı, işleme esnasında takımı titreşimlere veya tırlamaya karşı duyarlı hale getirdiği için tavsiye edilmez [10].



Şekil 3.2. Tornalama takım geometrisi: a) Üç boyutlu modeli; b) Kesme açıları [10, 60]

Takım açılarının çeşitli tanımları vardır. Ancak, eğik kesme mekaniğinin analizi için en çok arka talaş-yan talaş açlarına dayalı aşağıdaki;

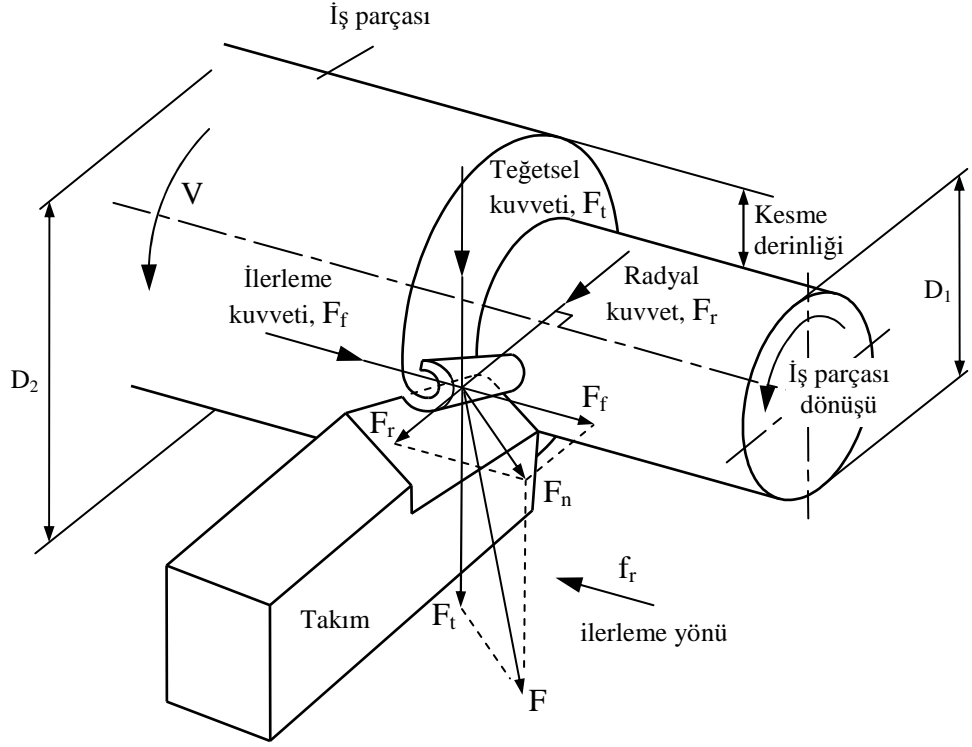
$$\left. \begin{aligned} \tan \alpha_o &= \tan \alpha_f \cos \psi_r + \tan \alpha_p \sin \psi_r \\ \tan i &= \tan \alpha_p \cos \psi_r + \tan \alpha_f \sin \psi_r \\ \tan \alpha_n &= \tan \alpha_o \cos i \end{aligned} \right\} \quad (3.2)$$

takım açısı dönüşümleri kullanılır [10]. Burada i , α_o , ve α_n sırasıyla eşdeğer eğim, dik ve normal talaş açılarıdır. Eşdeğer eğim (i) ve normal (α_n) talaş açıları Denklem (2.59) de verilen kesme sabitlerini kullanmadan önce eğik kesici takımlar için hesaplanmalıdır [10]. Kolaylık olması amacıyla Stabler tarafından önerildiği gibi talaş akış açısının eğim açısına eşit olduğu varsayılır [65].

3.4. Kesme Kuvveti

Tipik bir silindirik tornalama prosesi Şekil 3.3’de gösterilmiştir. Şekilde görüldüğü gibi kesici takım iş miline paralel olarak hareket etmektedir ve iş parçasından bir tabaka kaldırmaktadır, dolayısıyla milin çapı azalmaktadır [10, 60]. Takım üzerine etki eden kesme kuvveti esas kesici kenar, uç yarıçapı ve yardımcı kesici kenarın küçük bir parçasını içine alan aktif kesici kenar parçası tarafından oluşturulur. Kesme kuvvetinin yönü kenar bileşenlerinin oranına, ilerleme (f_r) ile birlikte uç yarıçapı büyüklüğüne ve yan kesici kenar açısına (ψ_r) bağlıdır. Kesme kuvveti bileşenlerinin büyüklükleri ise, kesici kenar uzunluğu ile orantılıdır. Kuvvet (F) ilerleme hız kutusu (sürücüsü) üzerindeki yükü belirleyen ilerleme kuvveti (F_f), işlenen yüzeyin doğruluğunu etkileyen şekil değişiklikleri için belirleyici radyal kuvvet (F_r) ve kesme hızı yönünde olan ve kesme gücünü ($P = F V$) belirleyen teğetsel kuvvet (F_t) bileşenlerine ayrılır. F_f ve F_r bileşenleri kesici kenara normal F_n kuvvetini oluşturmak üzere birleştirilebilir [60].

Kesme kuvveti takım geometrisine özellikle yan talaş açısına (α_f) bağlıdır. α_f ’nin bir derece artırılması yada azaltılması teğetsel kesme kuvvetinin (F_t) yaklaşık %1.5’e kadar ve radyal (F_r) ve ilerleme (F_f) kuvvet bileşenlerinin, yaklaşık %5’e kadar azalmasına ya da artmasına neden olmaktadır [60].



Şekil 3.3. Tornalamada kesme kuvveti bileşenleri [10, 60]

Kesme kuvvetinin büyüklüğü ve yönü talaş oluşumu prosesinin analiziyle belirlenebilir. Ancak, kesme kuvveti genelde ampirik formüller ve laboratuvarlarda gerçekleştirilen çeşitli kesme testlerine dayalı veriler kullanılarak belirlenir. Burada ele alınan yaklaşım bu esaslara dayanmaktadır. Çoğu zaman, kesme kuvvetini çok doğru olarak bilmek gerekli değildir. Operasyon için gerekli olan gücü tahmin etmek ve takımın kırılmasını önlemek için F_t kuvvetinin büyüklüğü daha önemlidir ve bu %10'dan daha iyi bir doğruluk gerektirmez. Sehim ve titreşimlerin doğruluk üzerindeki etkisinin söz konusu olduğu durumlarda kuvvet büyüklüğü ile ilgili doğru verilerden ziyade kuvvet ve sehim arasındaki ilişki tipi daha önemlidir [60]. F_t için iki yaklaşım vardır. İlk yaklaşımda aşağıda gösterildiği gibi;

$$F_t = K_s A = K_s b h = K_s a f_r \quad (3.3)$$

teğetsel kesme kuvvetinin (F_t) talaş alanı ile orantılı olduğu kabul edilir [60]. Burada b (mm) talaş genişliği, h (mm) talaş kalınlığı, a (mm) kesme derinliği, f_r (mm/dev) bir devirdeki ilerleme miktarı, A talaş alanı (mm^2) ve K_s (N/mm^2) sabiti birim talaş alanındaki spesifik katsayıdır.

Denklem (3.3)'ün her iki tarafının kesme hızı (V) ile çarpılması sonucu:

$$\left. \begin{aligned} F_t V &= K_s A V \\ P &= K_s Q_c \end{aligned} \right\} \quad (3.4)$$

bulunur. Kesme hızı için (V) m/s kullanılırsa kesme gücü P (W), talaş kaldırma oranı Q_c (m^3/s) ve K_s ($W.s/m^3$) parantez içerisindeki birimler cinsinden bulunur [60].

Uygulamaya bağlı olarak, K_s farklı anlamlara gelmektedir: Denklem (3.3)'de $K_s(N/mm^2)$ spesifik kuvvet; Denklem (3.4)' de $K_s [(W/(m^3/s))]$ spesifik güçtür [60].

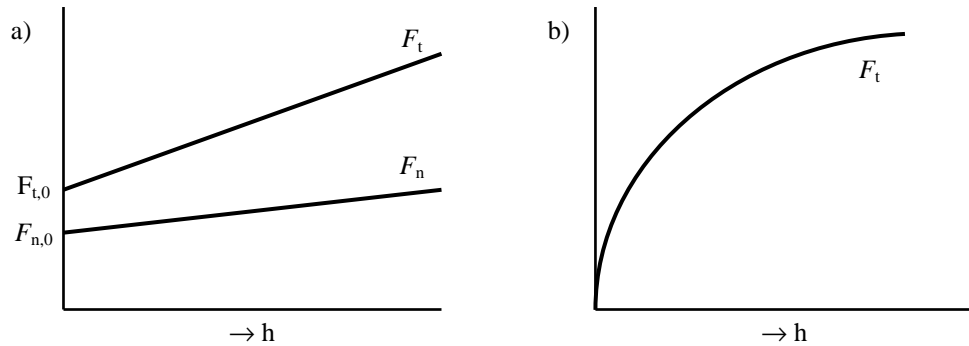
K_s ısı işlem durumuna ve soğuk şekillendirme miktarına bağlı malzeme sabiti olarak da adlandırılır. Ayrıca, bu yaklaşımda K_s 'yi tahmin etmek yaygın olup, F_t ve F_n arasında aşağıdaki gibi;

$$F_n = 0.3 F_t \quad (3.5)$$

bir ilişki mevcuttur [60]. İkinci yaklaşımda kesme kuvvetinin talaş kalınlığı ile orantılı olan kuvvetten daha az olduğu varsayılır. Spesifik kuvvet ve güç ince talaş kalınlığında kalın talaş kalınlığına göre daha büyüktür. Bazı araştırmacılar F_t ve h arasında Şekil 3.4a ve Denklem (3.6)'daki gibi;

$$F_t = b (K_0 + K_1 h) \quad (3.6)$$

bir ilişki olduğunu iddia etmektedir [60].



Şekil 3.4. Kesme kuvveti ve talaş kalınlığı arasındaki ilişki: a) Doğrusal; b) Üstel dağılım [60]

Şekil 3.4a teğetsel kuvvetin talaş genişliği (b) ile orantılı olduğunu ve talaş kalınlığı sıfırken bir eşik (alt sınır) kuvvetinin ($F_{t,0}$) mevcut olduğunu göstermektedir. Benzer bir ilişki eşik etkisinin hala etkili olduğu normal kuvvet (F_n) üzerinde de görülür.

Talaş kalınlığı kenar yarıçapının altına düştüğünde kesmeden daha fazla sürtme olduğu için kesme kesici kenarın sonlu keskinliği ile yapılmak zorundadır. Şekil 3.4b’de gösterilen ve Denklem (3.7) deki gibi;

$$F_t = K b h^{(1-c)} \quad (3.7)$$

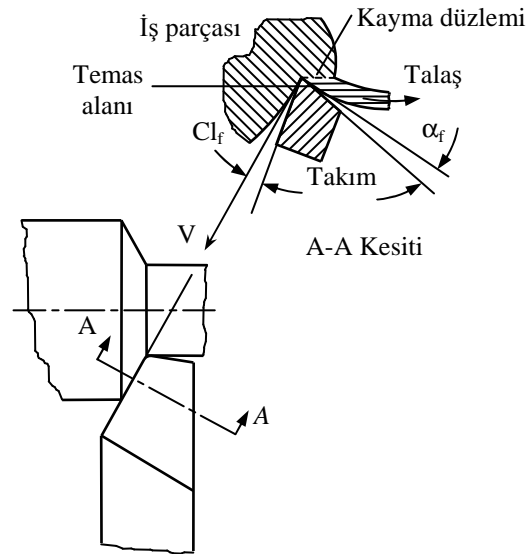
ifade edilen bir ilişki de tercih edilir [60]. Spesifik kuvvet ya da spesifik güç kavramı da kullanılabilir. Bunun sonucunda, Denklem (3.8) de gösterildiği gibi;

$$F_t = K h^{-c} b h = K_s b h \quad (3.8)$$

K_s , h 'ın fonksiyonu haline gelir [60]. Burada $K_s = K \cdot h^{-c}$ dir.

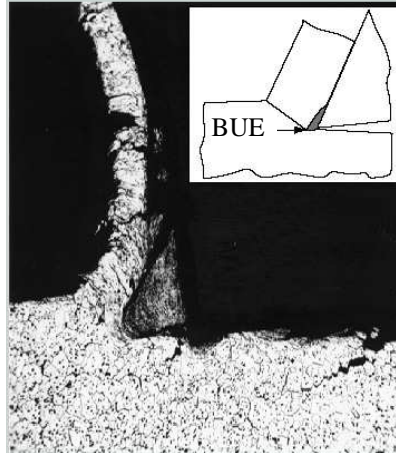
3.4.1. Talaş oluşumu

Talaş genelde takım esas kesici kenarı, ucu ve yardımcı kenarın küçük bir parçası tarafından oluşturulur. Kesici kenara dik A-A düzlemiyle kesilen kesitte görüldüğü gibi analiz sadece esas kesici kenar hareketiyle sınırlıdır (Şekil 3.5). Bu yüzden proses iki boyutlu olarak ele alınır ve ortogonal kesme olarak adlandırılır. İş parçası, kesici kenarı kesme hızıyla (V) geçer ve iş parçasından h kalınlığında bir katman kaldırılarak talaş üretilir. Başka bir ifadeyle talaş oluşturmak için iş parçası malzemesi kayma düzlemindeki kayma hareketiyle plastik olarak deforme edilir. Elde edilen talaş, takım talaş yüzeyinden akar ve kıvrılarak uzaklaşır [60].



Şekil 3.5. Talaş oluşumu prosesi [60]

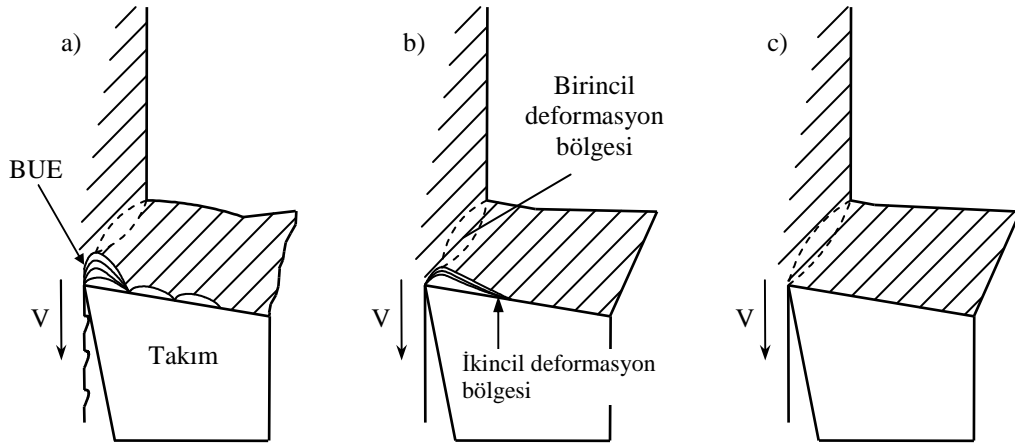
Takım talaş yüzeyinden akan talaş takımla çok yakın temas içerisindedir [60]. Gerçek kesme operasyonlarında kesme kuvvetlerinin büyüklüğü birkaç yüz Newton (N) olmasına karşın, yerel kesme gerilmeleri ve takım üzerindeki basınçlar çok küçük temas alanlarından dolayı çok yüksektir [61]. Çeliklerin işlenmesi esnasında talaş ve takım arasındaki normal basınçlar kesme hızına bağlı olarak 1000N/mm^2 - 2000N/mm^2 arasında değişmektedir. Temas ara yüzündeki sıcaklıklar da genelde 600°C - 1000°C dir. Bu koşullar altında herhangi bir talaş akışı gerçekte yoktur ve takıma yapışan talaş katmanı vardır. Bu katmanda kayma akışı olmasına karşın talaş yığın halinde hareket etmektedir. Talaş oluşumu prosesinde takım ucuna yapışan ve yüksek gerinimli malzemedan meydana gelen yığıntı talaş (built-up edge-BUE) oluşumu oldukça önemlidir. Şekil 3.6 takım üzerinde meydana gelen BUE oluşumunu göstermektedir [60].



Şekil 3.6. Yığıntı talaş (BUE) oluşumu [61]

Şekil 3.7 orta-karbonlu çelik için kesme hızına bağlı olarak talaş-takım temasındaki değişiklikleri göstermektedir. Şekil 3.7a da görüldüğü gibi $V = 0.5\text{m/s}$ düşük kesme hızında iyi gelişmiş BUE mevcuttur. Bu durumda takım yüzeyindeki sıcaklık 500°C 'ye kadar ulaşabilir. Şekil değiştirme ile sertleşmiş iş parçası malzemesi parçaları takım ucuna yapışır ve takım ucunun izdüşümü olarak hareket eder. Aynı zamanda BUE yüksek bir pozitif talaş açısı sağladığı ve kesici kenarı koruduğu için daha kolay bir kesme yapılıır. Bununla birlikte BUE çok kararlı değildir; işlenmiş yüzeyin yüzey kalitesini düşüren BUE parçaları her zaman ayrılır ve takım yan yüzeyi ve oluşturulan iş parçası yüzeyi arasında kalan kesici kenar parçacıklarını alıp götürür. Böylece aşınma hızı artar. $V = 1.5\text{m/s}$ kesme hızında takım yüzündeki

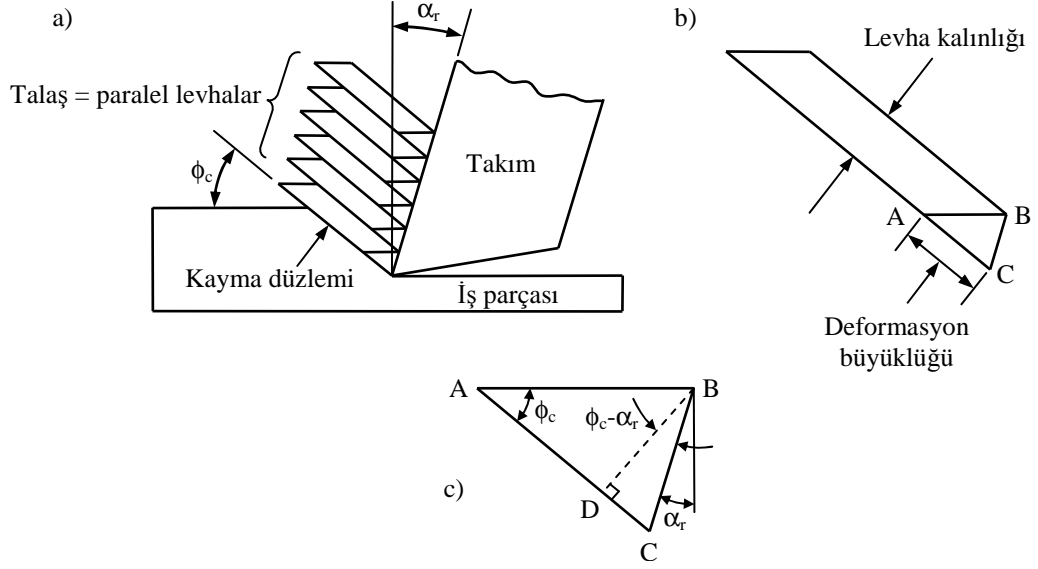
sıcaklık yaklaşık 750°C 'ye kadar artmış ve BUE hemen hemen kaybolmuştur (Şekil 3.7b). Hızın ve kayma akışının aşırı değişiminin mevcut olduğu takım yüzeyinde ince bir talaş katmanı vardır. İş parçası malzemesinin talaşa dönüştüğü bölge birincil kayma bölgesi ve talaş yüzeyindeki kayma akışı katmanı ikincil deformasyon bölgesi olarak adlandırılır. Bu bölgelerin her ikisinde iş parçası malzemesi plastik şekil değiştirir ve ısı oluşur. Şekil 3.7c olduğu gibi takım yüzeyindeki sıcaklığın 1100°C 'ye kadar çıkabildiği yüksek kesme hızlarında ikincil bölge çok ince olabilir ve hatta sürekli bir katman olarak mevcut olmayabilir. Benzer değişiklikler takım yan yüzeyi ve işlenmiş yüzey arasında da meydana gelir. Kesme hızı artışıyla işlenen yüzeyin yüzey kalitesi artar ve talaşın alt tarafı daha pürüzsüz ve parlak hale gelir. Kesme kuvveti esas olarak talaş alanının fonksiyonudur, fakat takım geometrisi ve kesme hızıyla da değişmektedir. Ancak, çok düşük kesme hızlarında kesme kuvveti yüksektir. Çok keskin takım ucu oluşturan büyük bir BUE oluşumunun var olduğu kesme hızında kesme kuvveti minimuma düşer. BUE azaldıkça kesme kuvveti artar ve BUE'nin kaybolduğu kesme hızında maksimum değere ulaşır. Kuvvet o andan itibaren kesme hızının artışıyla azalan bir oranda düşer. Bu değişimler çok önemli değildir. Pek çok uygulamada ihmal edilebilir [60].



Şekil 3.7. Kesme hızıyla ikincil kayma bölgesinin değişimleri: a) $V=0.5\text{m/s}$; b) $V=1.5\text{m/s}$; c) $V=4\text{m/s}$ [60]

Ortogonal kesme modeli ile açıklanan talaş oluşumu prosesi, Şekil 3.8'de görüldüğü gibi, çoğu kez birbiri üzerinde kayan paralel plakalar (iskambil destesi) ile temsil edilir. Ancak, kayma düzlemi ve takım talaş yüzeyi arasındaki gerilme alanı malzemenin elastik ve plastik özelliklerini etkileyen bu alandaki şekil değiştirme hızı ve sıcaklıktan etkilendiği için talaş oluşumu prosesi oldukça karmaşıktır. Ayrıca,

takım talaş yüzeyindeki akma bölgesinin sınırı temas sıcaklığı ve kayma hızından önemli ölçüde etkilenmektedir [60].



Şekil 3.8. Talaş oluşumu mekanizmasının şematik gösterimi: a) Talaşın birbiri üzerinde paralel levhalar halinde kayması; b) Gerilme durumunun bir levha üzerinde gösterilmesi; c) Kayma gerilmesi üçgeni [69]

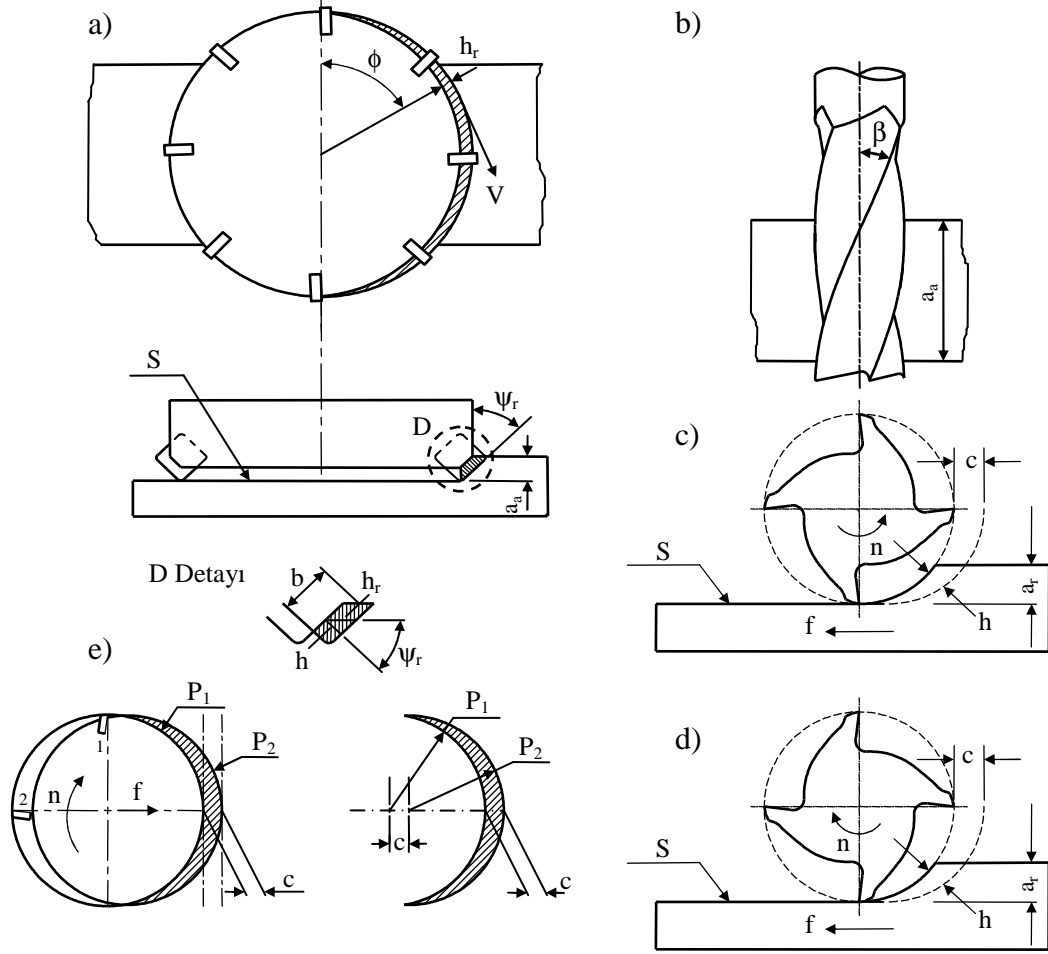
4. FREZELEME PROSESLERİNİN MEKANİĞİ

Genel amaçlı frezeleme operasyonları için elle çalıştırılan sütunlu ve konsollu freze tezgahları kullanılır [60, 61]. Frezenin bağlandığı iş mili çevresel frezeleme için yatay veya alın ve parmak frezeleme, delik işleme ve delme operasyonları için düşey konuma getirilebilir [61]. Yatay freze tezgahlarında frezeler iş miline bağlı ve üst başlığa takılan askı yatakları içerisinde dönen malafaya bağlanır [60, 61, 69]. Üst başlık farklı uzunluktaki malafaların takılabilmesi için ayarlanabilir. Düşey freze tezgahlarında başlık iş mili ve takım tutucudan oluşur. Başlık sabitlenebilir veya dikey olarak ayarlanabilir ve eğik yüzeyleri işlemek için sütun üzerinde döndürülebilir [61].

Freze tezgahının diğer temel bileşenleri konsol, araba ve tabladır. Sütun üzerinde düşey olarak hareket edebilen konsol kesme derinliğini ayarlamak için z ekseninde hareket ettirilebilir [60, 61]. Konsol, y eksenini doğrultusundaki hareketi gerçekleştiren arabayı taşımaktadır, araba üzerindeki tabla da x eksenini doğrultusundaki hareketi gerçekleştirir. z eksenini sadece bir ayarlama hareketidir. x ve y eksenleri hızlı hareketin yanı sıra ilerleme hareketi ile tahrik edilir. İş mili motor ve dişli kutusunu da içeren sütun içerisine monte edilmiştir. İlerleme hareketleri konsola monte edilen ayrı bir elektrik motoru tarafından sağlanır ve kinematik olarak x, y, z eksenlerine dağıtılır. Bu yüzden, ilerleme ve iş mili hızları arasında hiçbir kinematik ilişki yoktur [60].

4.1. Frezeleme Operasyonları

Frezeleme operasyonu bir veya daha fazla kesici ağızlı takımla yapılan kesintili talaş kaldırma işlemidir. İş parçası kesiciye doğru doğrusal olarak hareket eden tablaya freze ise, dönen iş miline bağlanır [10]. Frezeleme işleminde esas kesme hareketi doğrusal ilerleme hareketlerini gerçekleştiren iş parçası üzerinden talaş kaldıran çok ağızlı kesici takımın dairesel hareketidir [60]. Kesici takım dönme eksenini ilerleme doğrultusuna dikdir. Frezelemede kesici takıma freze çakısı ve kesici kenarlara kesici ağız veya diş denir [69]. Frezeleme operasyonlarının geometrisi Şekil 4.1'de gösterilmiştir.



Şekil 4.1. Frezeleme operasyonlarının geometrisi: a) Alın frezeleme; b) Kenar frezeleme; c) Zıt yönlü frezeleme; d) Aynı yönlü frezeleme; e) Kesici kenarların sikloidal/trokoidal hareketi talaş yükü (c) miktarı ile ilerleme yönünde hareket eden dairesel yaylara benzetilmektedir [60]

Frezeleme operasyonları başlıca iki gruba ayrılır: a) alın frezeleme ve b) çevresel frezeleme [60, 69]. Alın frezelemede kesici takım iş parçası yüzeyine dik dönme eksenine sahip iş miline bağlanır [61] ve operasyon kesicinin hem ucundaki hem de çevresindeki kesici kenarlar tarafından gerçekleştirilir [69]. Alın freze çakısı kesici ağzının kesme hareketi incelendiğinde kesici ağız ucunun yüzey (S) oluşturduğu ve talaşın yan kesici kenar açısına (ψ_r) ayarlanmış esas kesici kenar tarafından meydana getirildiği görülür. Bununla birlikte kesme esasen kesicinin çevresindeki kesici ağızlarla gerçekleştirilir. Buna bağlı olarak talaş oluşumunun pek çok yönü özellikle talaş kalınlığı değişiminin tırlamaları her iki frezeleme modunda yaygın olarak görülür. İş parçasına göre kesici kenarın izafi hareketi n (dev/dak) devir sayısında dönen kesicinin dönme ve f (mm/dak) ilerleme hızında hareket eden tablanın öteleme hareketlerinin toplamıdır [60]. Kesici ağızlar ve iş parçası arasındaki izafi hareketten

dolayı alın frezelemede işlenen yüzeyde ilerleme izleri kalır. Yüzey pürüzlülüğü uç köşe geometrisine ve diş başına ilerleme miktarına bağlıdır [61]. İlerleme kesici ya da iş parçası tarafından gerçekleştirilir [60]. Kesme hızı (V) Denklem (4.1) de gösterildiği gibi;

$$V = \pi D n \quad (4.1)$$

kesicinin çevresel/yüzey hızıdır [60, 61]. Burada D kesicinin çapı ve n devir sayısıdır.

Kesicinin birinci ve ikinci kesici ağızlarının P_1 ve P_2 takım yolları ile gösterildiği, Şekil 4.1c'de görüldüğü gibi, dönme ve öteleme hareketleri sonucunda değişken ama periyodik talaş kalınlığı meydana getiren her bir kesici ağız sikloidal/trokoidal bir takım yolu oluşturur [14, 15, 60]. P_1 ve P_2 arasındaki fark (taralı alan) ikinci kesici ağız tarafından kaldırılan malzemedir [60]. Frezelemede ilerleme genellikle diş başına ilerleme miktarı olarak verilir [69]. Bununla birlikte diş başına ilerleme miktarı (f_t) kesici çapına göre çok küçüktür (Örneğin; $f_t = 0.2$ mm, $D = 25-250$ mm; oran yaklaşık olarak 100-1000 arasındadır) ve sikloid çok dar olup, kesici ağızların takım yolları f_t ile değişen dairesel yaylar olarak alınabilir [60]. Diş başına ilerleme miktarına genellikle talaş yükü adı verilir ve bir kesici kenar tarafından oluşturulan talaş boyutunu göstermektedir. Kesicinin bir devrindeki bir dişin doğrusal hareketi olarak tanımlanan ilerleme devir sayısı ve kesici ağızların sayısı göz önüne alarak aşağıdaki gibi;

$$c = f_t = \frac{f}{n N} \quad (4.2)$$

ifade edilir [60, 69]. Burada f ilerleme miktarı (mm/dak), n devir sayısı (dev/dak), N kesici ağız sayısı ve f_t diş başına ilerleme miktarı (mm/diş) dir. Bu denklemin boyutsal doğruluğu her terim için birimler kullanılarak kontrol edilebilir; örneğin, (mm/diş) = (mm/dak)/(dev/dak) (kesici ağız sayısı/dev) [61].

Alın frezelemede iş parçasından kaldırılan katman kalınlığı aksenal kesme derinliği (a_a) ve iş parçası genişliği de radyal kesme derinliği (a_r) olarak adlandırılır. Talaş kalınlığı kesici dönme açısı (ϕ) ile değişmekte olup, b talaş genişliği ve h talaş

kalınlığıdır. Talaş kalınlığı kesici eksenine normal radyal kesitte gösterilmiştir: $h_r = h/\cos\psi_r$. $\psi_r = 0$ için $h_r = h$ dir [60].

Şekil 4.1b'de gösterilen çevresel frezeleme silindirik frezeleme olarak da adlandırılır [60, 69] ve kesici eksenini göz önüne alınırsa geometrisi alın frezelemeye benzemektedir [60]. Kesici takımın dönme eksenini işlenen parça yüzeyine paraleldir [61,69] ve operasyon kesicinin çevresindeki kesici kenarlarla gerçekleştirilir [69]. Her bir kesici ağız tek noktadan kesen bir kesici takım gibi hareket eder. Eğik ve ortogonal kesme hareketini meydana getirmek için kesiciler sırasıyla helisel ve düz kesici ağızlara sahiptir. Düz kesici ağızlı kesici ile yapılan frezelemede kesici döndükçe kesici ağız iş parçasına kısmen temas ettiği için genelde helisel kesici ağızlı frezeler tercih edilir. Buna bağlı olarak kesici üzerindeki kesme kuvveti ve tork düşük olup, daha rahat bir operasyon yapılır ve azalan tırlamalar oluşur [61]. Şekil 4.1b'deki kesici eksenine normal kesit Şekil 4.1a'daki üst görünüşe karşılık gelmektedir. Bununla birlikte iş parçası göz önüne alınırsa geometri alın frezelemeye göre ters çevrilmiştir. İş parçasından kaldırılan katman kalınlığı radyal kesme derinliği (a_r) ve iş parçası genişliği de aksenal kesme derinliği (a_a) olarak adlandırılır. Kesici ağızlar helisel olup, helis açısı β ile gösterilir. β açısı alın frezelemedeki ψ_r açısından tamamen farklı bir role sahiptir. Silindirik çevresel bir kesici için yan kesici kenar açısı sıfır derecedir ($\psi_r = 0$). Buna bağlı olarak, Şekil 4.1b'de görüldüğü gibi, radyal talaş kalınlığı gerçek talaş kalınlığına eşittir ($h_r = h$). Talaş genişliği $b = a_a/\cos\beta$ dir [60].

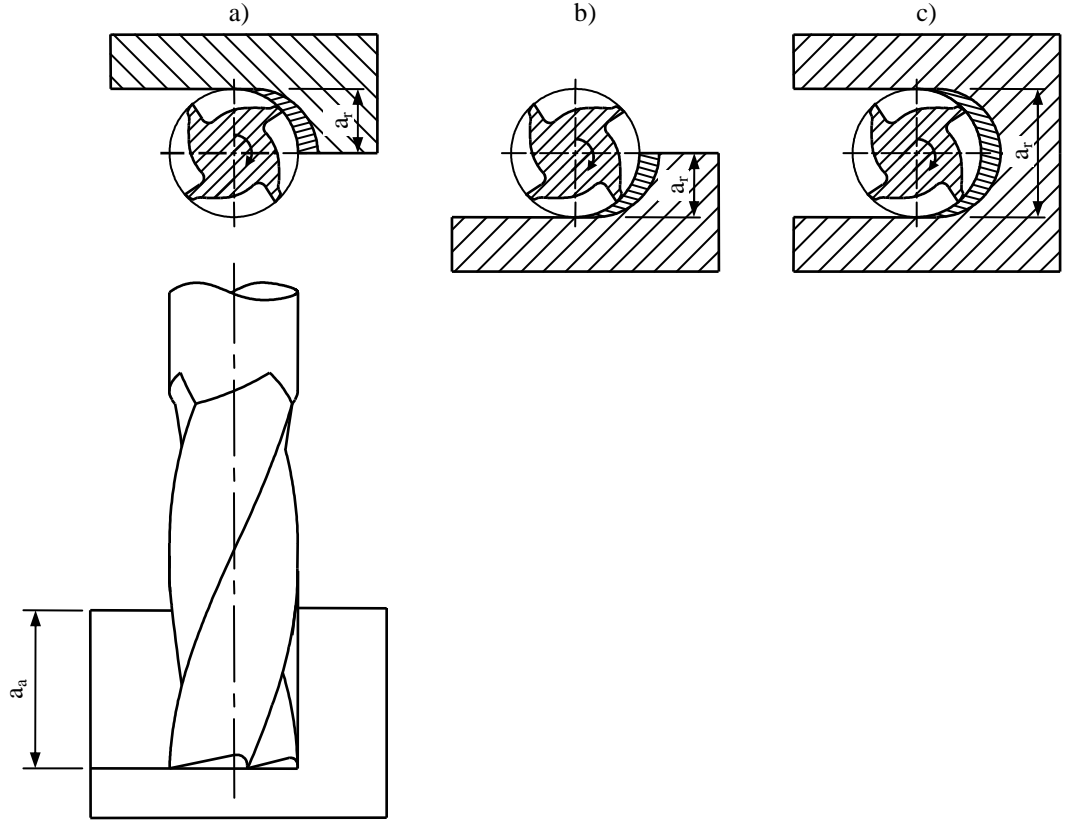
Kesicinin dönme (kesme hızı) yönü ve ilerleme (f) yönü arasındaki ilişkiye bağlı olarak çevresel frezeleme zıt yönlü (b_1) ve aynı yönlü frezeleme (b_2) operasyonları olarak ikiye ayrılır [60, 69]. Zıt yönlü frezelemede kesici ağızlar iş parçasından talaş kaldırmaya başladığında dönme hareketinin yönü ilerleme yönüne zıttır. Aynı yönlü frezelemede ise, kesici ağızlar iş parçasından talaş kaldırmaya başladığında dönme hareketinin yönü ilerleme yönü ile aynıdır. Bu iki frezeleme tarzının izafi geometrileri kesme hareketlerinde farklılıklara neden olmaktadır [69]. Zıt yönlü frezelemede kesme başlangıcında talaş kalınlığı sıfırdır [60]. Talaş kalınlığı kesme süresince artar ve kesici ağız iş parçasını terk edeceği zaman maksimum olur [60, 61, 69]. Zıt yönlü frezelemede kesme prosesi iş parçası yüzey karakteristiklerinin

fonksiyonu değildir ve yüzeydeki oksit katmanı takım ömrünü olumsuz şekilde etkilemez. Aksi takdirde, kesici ağız kesmeye başlamadan önce yüzeye sürtünerek körelecektir. Ancak, kesici takım tırlamalara, iş parçası da yukarıya doğru çekilmeye eğilim gösterebilir. Bu nedenle, iş parçasının güvenli şekilde bağlanması gerekir. [61]. Aynı yönlü frezelemede ise, tersi bir durum vardır [60]. Kesme talaş kalınlığının maksimum olduğu iş parçası yüzeyinden başlar ve kalınlık kesme süresince azalır [61, 69]. Ayrıca, kesme kuvvetinin aşağıya doğru olan bileşeni ince parçaların sabit tutulmasını sağlar. Ancak, bu operasyonda rijit bir iş bağlama düzeneği kullanılmalı ve tabla ilerleme mekanizmasındaki dişli boşluğu ortadan kaldırılmalıdır. Aynı yönlü frezeleme soğuk şekillendirilmiş metaller ve dövme ve döküm prosesleri ile üretilmiş yüzeyi oksitli parçaların işlenmesi için uygun değildir. Oksit katmanı sert ve aşındırıcı olup, aşırı aşınmaya ve hasara, dolayısıyla takım ömrünün kısılmasına yol açar [61]. Aynı yönlü frezelemede talaş uzunluğu zıt yönlü frezelemeye göre daha kısadır. Bu durum kesici dişlerin iş parçasıyla daha kısa süre temas halinde olması anlamına gelir ve aynı yönlü frezelemede takım ömrünün artmasına yol açar [69].

Çevresel frezelemenin tipik bir örneği olan parmak frezeleme [60], çeşitli profillerin ve eğri yüzeylerin işlenebilmesinde kullanılan önemli ve yaygın bir işleme operasyonudur [61]. Genellikle konsol içerisine takılan küçük çaplı (genellikle 5mm ile 30mm arasında) ve uzunluğu çapının birkaç katı olan parmak freze kullanılır [60]. Parmak frezenin hem ucu hem de silindirik kesici kenarları kesme yapabilir [61].

Parmak ve alın frezeleme arasında temelde çok fazla fark yoktur. Alın frezelemede operasyon sonucu kesici eksenine dik yatay yüzey (S) oluşmasına karşın, parmak frezelemede en önemli sonuç kesici eksenine paralel iş parçasının işlenen yan yüzeyidir (S) [60].

Parmak frezeleme geometrisi Şekil 4.2’de gösterilmiştir. Gösterilen üç farklı durum sırasıyla a) zıt yönlü frezeleme ($a_r = d/2$), b) aynı yönlü frezeleme ($a_r = d/2$) ve kanal frezeleme ($a_r = d$) dir. a_r/d oranına radyal dalma denir. a) ve b) durumları yarım dalma, c) durumu ise tam dalma olarak adlandırılır. Kanal açma, zıt ve aynı yönlü yarım dalma frezeleme durumlarının toplamı olarak kabul edilebilir [60].



Şekil 4.2. Parmak frezeleme geometrisi: a) Yarım dalma-zıt yönlü; b) Yarım dalma-aynı yönlü; c) Tam dalma (kanal) frezeleme [60]

4.2. Ortalama Talaş Kalınlığı, Talaş Kaldırma oranı, Kuvvet ve Güç

Basit frezeleme operasyonları için frezeleme işleminin mekaniği Şekil 4.3'de gösterilmiştir. Talaş kalınlığı değişimini (h_r) açıklamak için Şekil 4.3'de iki ardışık kesici ağzın takım yolu talaş yükü (c) ile ilerleme (f) yönünde yer değiştiren iki çember ile gösterilmiştir. Kesici ağzın pozisyonu zıt yönlü frezelemeye başladığı noktadan itibaren ölçülen ϕ açısıyla belirtilir. Kesici ağzın ϕ_{st} açısında kesmeye başlaması ve ϕ_{ex} açısında kesmeyi bitirmesi için iş parçası a_r genişliğine konumlandırılır. Şekilde gösterilen operasyonlardaki açılar aşağıdaki gibidir [60]:

a) Zıt yönlü frezeleme operasyonu (yarım dalma)

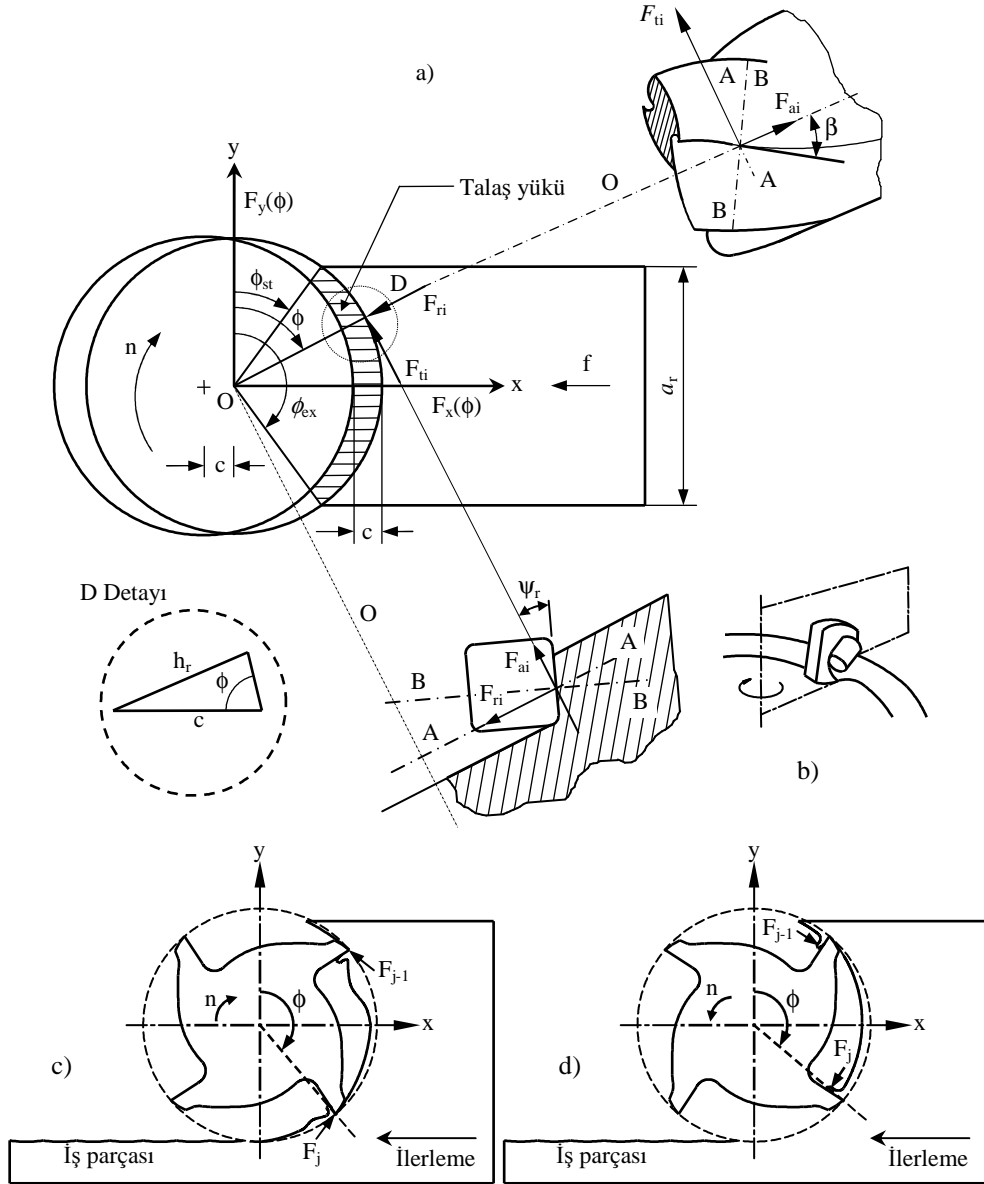
$$\phi_{st} = 0 \text{ ve } \phi_{ex} = 90^\circ ;$$

b) Aynı yönlü frezeleme operasyonu (yarım dalma)

$$\phi_{st} = 90^\circ \text{ ve } \phi_{ex} = 180^\circ ;$$

c) Kanal frezeleme operasyonu (tam dalma)

$$\phi_{st} = 0, \phi_{ex} = 180^\circ .$$



Şekil 4.3. Takım eksenine normal A düzleminde ya da kesici kenara normal B düzleminde ölçülen radyal (F_{ri}), teğetsel (F_{ti}) ve aksenal (F_{ai}) kuvvet bileşenleri ve talaş kalınlığı: a) Helisel parmak frezeleme ve yan kesici kenar açılı alın frezeleme; b) Talaş oluşumu; c) Aynı yönlü; d) Zıt yönlü frezeleme geometrisi [10, 60]

Talaş kalınlığı (h_r), kesici eksenine (O) normal radyal düzlemde ölçülür (A) [60]. Tornalama proseslerinin aksine frezelemede anlık talaş kalınlığı (h_r) zamanla değişen dalma açısının fonksiyonu olarak periyodik değişmektedir [10]. Şekil 4.3'de gösterilen D detayına göre talaş kalınlığı değişimi (h_r) aşağıdaki gibi;

$$h_r(\phi) = c \sin \phi \quad (4.3)$$

ifade edilebilir [10, 60]. Burada c ilerleme hızı (mm/dev-diş) ve ϕ anlık dalma açısıdır. Kesici kenara normal B düzleminde etki eden kesme kuvveti alın frezelemede A düzlemine göre ψ_r açısı kadar ve parmak frezelemede β açısı kadar eğiktir. A düzleminde kuvvet bileşenlerinin izdüşümleri: teğetsel bileşen (F_t) ve radyal bileşen (F_r) dir. Genellikle radyal kuvvet teğetsel kuvvetin 0.3 katı alınır ($F_r = 0.3 F_t$) ve bu bileşenler F kuvvetini oluşturur. Bununla birlikte eksenel kuvvet bileşeni de vardır. Eksenel bileşen alın frezelemede $F_a = F_r \tan \psi_r$ ve çevresel frezelemede $F_a = F_t \tan \beta$ şeklinde ifade edilir. Bu yüzden, kuvvet bileşenleri arasında sabit oranlar kurulur. Kesicinin çevresel hızı yönündeki F_t kuvveti genellikle $F_t = K_s A$ ile ifade edilir [60].

Takma uçlu kesicilerle alın frezeleme operasyonlarında helis açısı sıfır olarak kabul edilir. Teğetsel ($F_t(\phi)$), radyal ($F_r(\phi)$) ve eksenel ($F_a(\phi)$) kesme kuvvetleri değişken deforme olmamış talaş alanı ($b h_r(\phi)$) ve kenar temas uzunluğunun (b) fonksiyonu olarak aşağıdaki gibi;

$$\left. \begin{aligned} F_t(\phi) &= K_{tc} b h_r(\phi) + K_{te} b \\ F_r(\phi) &= K_{rc} b h_r(\phi) + K_{re} b \\ F_a(\phi) &= K_{ac} b h_r(\phi) + K_{ae} b \end{aligned} \right\} \quad (4.4)$$

ifade edilir [10]. K_{tc} , K_{rc} ve K_{ac} sırasıyla teğetsel, radyal ve eksenel yönlerde kesme hareketi ile katkıda bulunan kesme kuvveti katsayıları ve K_{te} , K_{re} ve K_{ae} kenar sabitleridir. Kesici uçların uç yarıçapı ve yaklaşma açısının sıfır olduğunu varsayarsak kesme kuvvetlerinin eksenel bileşenleri sıfır olur ($F_a = 0$). Kesme katsayıları ya frezeleme testlerinden mekanistik olarak ya da Denklem (2.59) ve (3.2) ile verilen klasik eğik kesme dönüşümleri kullanılarak tespit edilebilir [10]. Kesme sabitleri, anlık veya ortalama talaş kalınlığının (h_a) doğrusal olmayan bir fonksiyonu olarak ifade edilir [70]. Kesme süresince h_r 'nin değişimi Denklem (4.3) de bir sinüs fonksiyonu olarak ifade edilmiştir. h_r ve $h = h_r \cos \psi_r$ 'ın bir kesici ağız üzerindeki değişimi Şekil 4.4'de gösterilmiştir. $\phi_{st} < \phi < \phi_{ex}$ ve $h = 0$ için $h = c \cos \psi_r \sin \phi$ dir. Bir devirdeki ortalama talaş kalınlığı (h_a) süpürülen bölgeden aşağıdaki gibi;

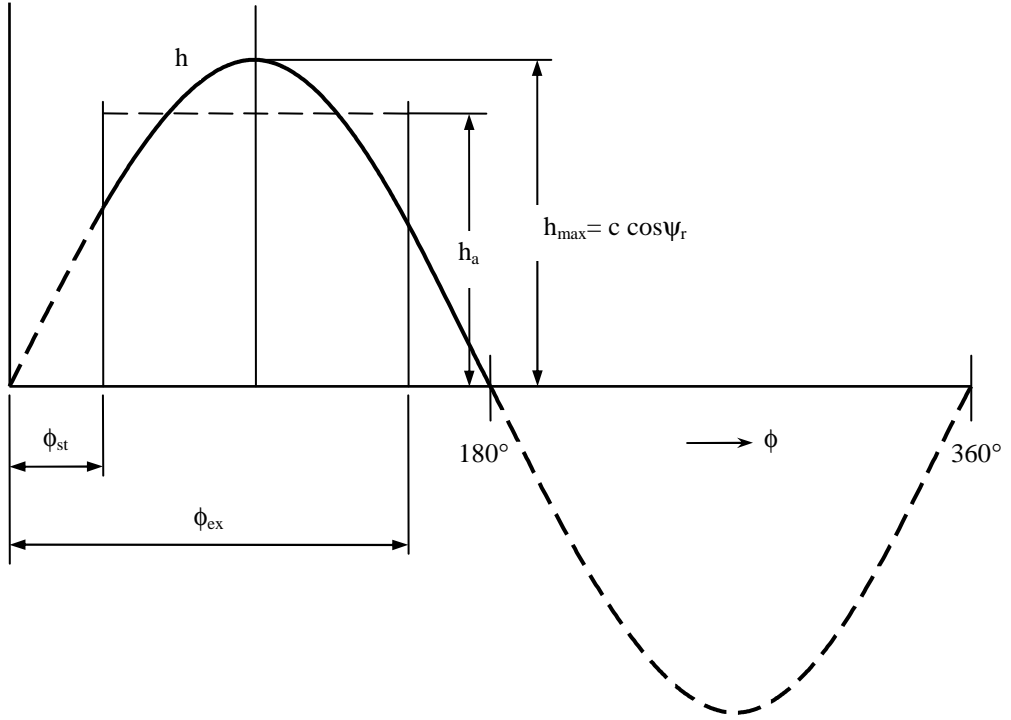
$$h_a = \left(\frac{c \cos \psi_r}{\phi_{ex} - \phi_{st}} \right) \int_{\phi_{st}}^{\phi_{ex}} \sin \phi d\phi \quad (4.5)$$

$$= -c \cos \psi_r \frac{\cos \phi_{ex} - \cos \phi_{st}}{\phi_{ex} - \phi_{st}}$$

hesaplanır [60]. Burada ϕ_{ex} ve ϕ_{st} radyan cinsinden verilir ve $\psi_r = 0$ için Denklem (4.5) aşağıdaki gibi;

$$h_a = -c \frac{\cos \phi_{ex} - \cos \phi_{st}}{\phi_{ex} - \phi_{st}} \quad (4.6)$$

ifade edilir [10].



Şekil 4.4. Talaş kalınlığı değişimi [60]

İş mili üzerindeki tork teğetsel kuvvet ve kesici yarıçapının çarpımıdır [61] ve iş mili anlık kesme torku (T_c) aşağıdaki gibi;

$$T_c = F_t \frac{D}{2} \quad (4.7)$$

ifade edilir [10]. Burada D freze çakısının çapıdır. Kesici takım üzerine etki eden kesme kuvvetlerinin yatay, normal ve eksenel bileşenleri Şekil 4.3'de gösterilen denge diyagramından;

$$\left. \begin{aligned} F_x(\phi) &= -F_t \cos \phi - F_r \sin \phi \\ F_y(\phi) &= +F_t \sin \phi - F_r \cos \phi \\ F_z(\phi) &= +F_a \end{aligned} \right\} \quad (4.8)$$

elde edilir [10].

Kesici takım yalnızca kesme bölgesinde iken kesme kuvvetlerinin meydana geldiğine dikkat edilmesi gerekir, yani $\phi_{st} \leq \phi \leq \phi_{ex}$ iken $F_x(\phi), F_y(\phi), F_z(\phi) > 0$. Başka bir önemli nokta diş sayısına ve radyal kesme genişliğine bağlı olarak aynı anda kesen birden fazla dişin olmasıdır [10].

Diş boşluk açısı ϕ_p (kesici adım açısı) aşağıdaki gibi;

$$\phi_p = \frac{2\pi}{N}$$

verilir. Burada N diş sayısıdır. Süpürme açısı ($\phi_s = \phi_{ex} - \phi_{st}$) kesici adım açısından daha büyük olduğunda (yani, $\phi_s > \phi_{ex} - \phi_{st}$) aynı anda kesen birden fazla diş olacaktır. Birden fazla diş aynı anda kesme yaptığında her bir dişin toplam ilerleme ve normal kuvvetlere katkısı hesaba katılmalıdır. Her diş komşu dişten adım açısı kadar uzak olacağı için her bir kesici kenar tarafından kaldırılan deforme olmamış talaş kalınlığının da kesicinin anlık konumunda farklı olacağına dikkat edilmesi gerekir [10].

$\phi_{st} \leq \phi \leq \phi_{ex}$ ise toplam ilerleme, normal ve eksenel kuvvetler Denklem (4.9) daki gibi;

$$F_x = \sum_{j=1}^N F_{x,j}(\phi_j) \quad F_y = \sum_{j=1}^N F_{y,j}(\phi_j) \quad F_z = \sum_{j=1}^N F_{z,j}(\phi_j) \quad (4.9)$$

formülize edilebilir. Toplam bloğundaki her bir terim bir dişin kesme kuvvetine katkısını göstermektedir. j kesici ağızlı dalma bölgesinin dışında ise, toplam kesme kuvvetine katkısı sıfırdır [10].

Kesici (veya iş parçası) üzerinde anlık bileşke kesme kuvveti aşağıdaki gibi;

$$F = \sqrt{F_x^2 + F_y^2 + F_z^2} \quad (4.10)$$

hesaplanır. Anlık iş mili kesme torku Denklem (4.11) deki gibi;

$$T_c = \frac{D}{2} \sum_{j=1}^N F_{tj}(\phi_j) \rightarrow \phi_{st} \leq \phi_j \leq \phi_{ex} \quad (4.11)$$

ve iş mili motorundan alınan kesme gücü Denklem (4.12) deki gibi;

$$P_t = V \sum_{j=1}^N F_{tj}(\phi_j) \rightarrow \phi_{st} \leq \phi_j \leq \phi_{ex} \quad (4.12)$$

ifade edilir. Burada $V = \pi D n$ kesme hızı ve n iş mili devir sayısıdır. Kesme kuvvetleri, tork ve güç diş geçiş frekansında düzgün periyodiktir. Bir diş periyodunda periyodik kesme kuvvetleri dinamik olarak yüklemeye yapmaktadır ve takım tezgah gövdesi, iş parçası ve kesici yükünü boşaltmaktadır. Yarım-dalma zıt ve aynı yönlü frezeleme kuvvetleri zıt eğilimlere sahiptir. Zıt yönlü frezelemede talaş yükü sıfırla başlar ve çıkışta maksimuma ulaşır. Darbeli yükün azaldığı ağır metal kaldırma oranları için zıt-yönlü frezeleme operasyonları tavsiye edilmiştir. Aynı-yönlü frezeleme hafif finiş kesmelerde pürüzsüz yüzey finışı elde etmek için tercih edilir. Ayrıca, hafif makineler ve pozitif açılı kesici takımlar için tavsiye edilemeyen merkezi alın frezeleme şiddetli kesintili olup, takım tezgahı darbeli yük altındadır. Makinenin darbeli yüklenmesi giriş ve çıkış esnasında geçici titreşimlere yol açmasının yanı sıra çeşitli yapısal titreşim modlarını üretebilir [10].

Helisel kesici ağızlı silindirik bir freze üzerinde kesici ağzın pozisyonunu belirleyen ϕ açısı kesici ağız (kenar) uzunluğu boyunca değişmektedir. Buna bağlı olarak F_t ve F_r kuvvet bileşenlerinin yönleri kenar uzunluğu boyunca değişmektedir. Bu durum, kesici üzerine etki eden bileşke kuvveti etkilemektedir. Helisel bir kenarın elemental

uzunluğu üzerinde oluşan ve kenar uzunluğu boyunca değişen her bir elemental F_t kuvveti daima kesme hızı (V) yönünde olup, elemental güç ($dP = dF_v$) skaler olarak toplanabilir [60]. Ayrıca, her bir kesici ağız üzerindeki talaş kalınlığı Denklem (4.3)'e bağlı olarak değişmektedir. Çevresel frezelemede helisel kesici ağızlar sürekli değişen helis uzunluğu boyunca kesme yaptığı için aynı anda kesen kesici ağızların sayısı da değişmektedir [60].

Anlık olarak kaldırılan toplam talaş alanı ($A_{c,tot}$), anlık $MRR = (A_{c,tot} V)$, kesici üzerine etki eden toplam kuvvet ve anlık güç diş periyodu ($T = 1/n N$) ile periyodik olarak değişir. Bununla birlikte birim zamandaki toplam talaş hacmi (MRR) iş parçasından kaldırılan katman alanına (A_w) eşit olmalıdır. Ortalama metal kaldırma oranı (MRR_m) aşağıdaki gibi;

$$MRR_m = Q_c = 0.001 a_r a_a f \quad (4.13)$$

hesaplanır [60].

Herhangi bir anda A_w katmanının parçalarının farklı hızlardaki bireysel kesici ağızlar tarafından kaldırılmasına karşın, Denklem (4.13)'de verilen ortalama değer elde edilir [60].

Ortalama güç de Denklem (4.14) de gösterildiği gibi;

$$P = \frac{K_s Q_c}{60} \quad (4.14)$$

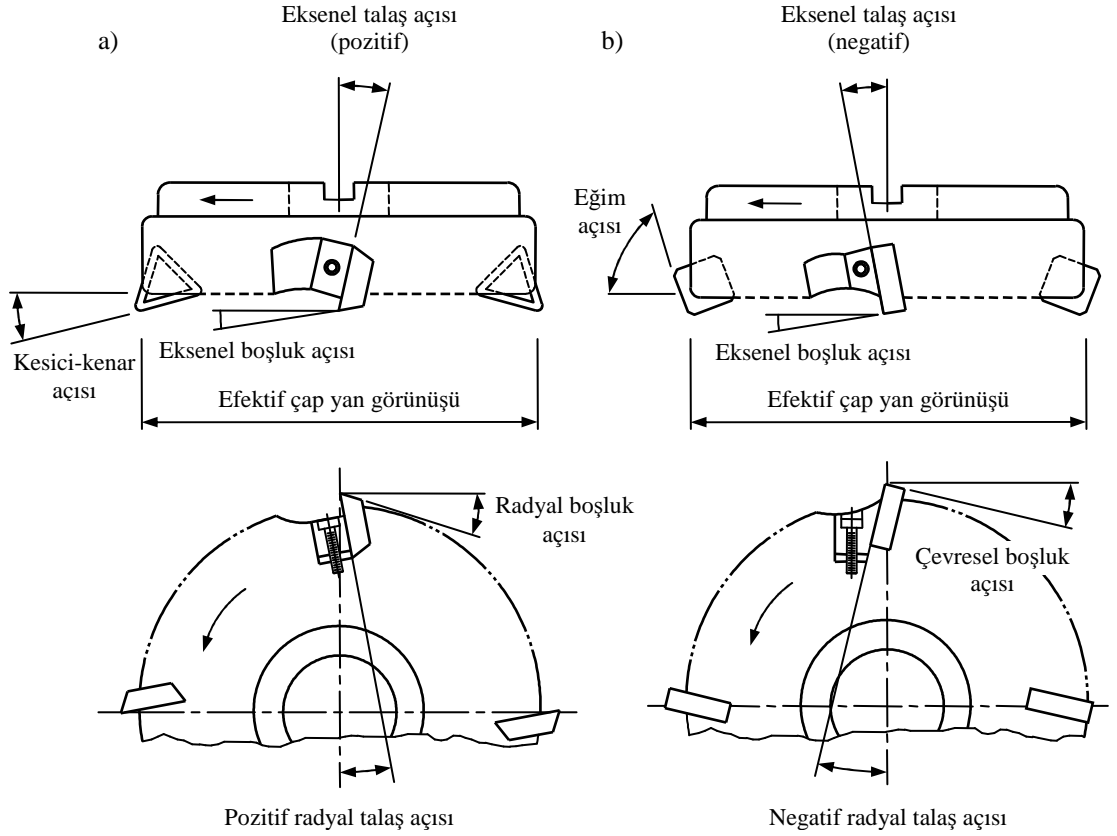
hesaplanabilir [60].

4.3. Freze Tasarımı

Alın ve kanal freze çakıları genelde kesici gövdesine mekanik olarak bağlanan karbür uçlardan oluşur. Parmak frezelerin bazıları da bu şekilde yapılır. Çeşitli uç şekilleri mevcut olup, bu uçları kesici gövdesine takmak için kullanılan çeşitli mekanizmalar vardır. Mekanizmalar uçları sabitlemek için güvenli bağlamayı, uçların kolay ve hızlı bir şekilde değiştirilmesini, radyal ve aksenal salgının en küçük

miktarda olmasını ve talaşlar için yeterli boşluk sağlamalıdır. Bununla birlikte kesme başlangıcı ve çıkışındaki etkilere dayanabilmelidir [60].

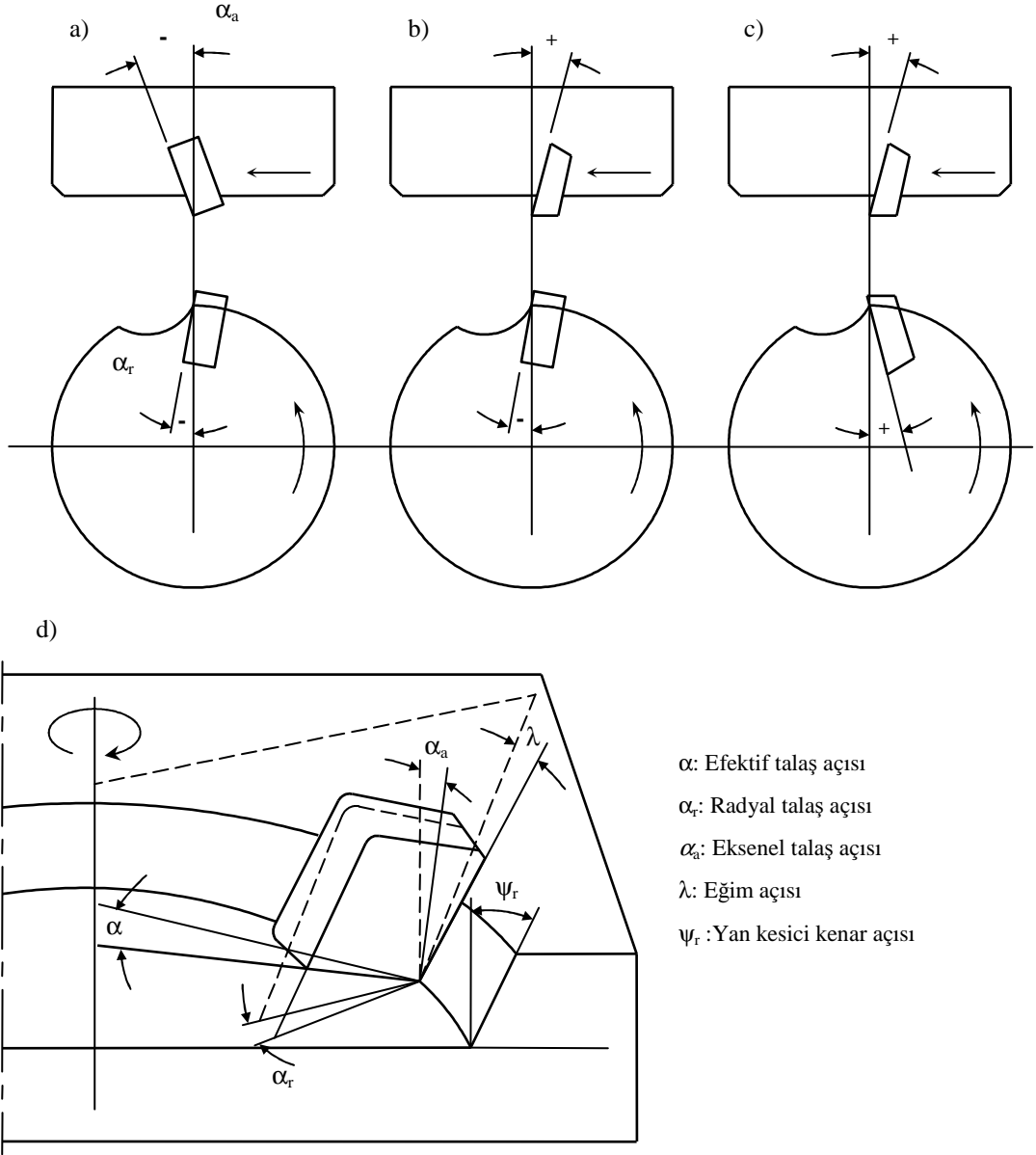
Standart freze takım geometrisi Şekil 4.5’de gösterilmiştir [10]. Kesici gövdesi sertleştirilmiş alaşımlı çelikten yapılır ve serbest talaş oluşumunu sağlamak için her bir ucun önünde büyük talaş cepleri oluşturulur [60]. Diğer taraftan, frezeleme kesintili bir talaş kaldırma işlemi olup, kesintili talaş kaldırma hareketi freze çakısının her bir devrinde dişleri çevrimsel çarpma kuvvetine ve termal şoka maruz bırakmaktadır. Bu yüzden kesici takım malzemesi ve geometrisi çarpma kuvvetine ve termal şoka karşı dayanım gösterebilecek özellikte olmalıdır [69].



Şekil 4.5. Standart alın freze geometrisi: a) Pozitif; b) Negatif eksenel ve radyal talaş açısı [10]

Bir freze çakısı yan kesici kenar açısının dışında Şekil 4.6’da gösterilen açılara sahip olabilir. Eksenel talaş (α_a) ve radyal talaş (α_r) açılarının işaretlerine göre kesiciler negatif-negatif (NN), pozitif-negatif (PN) ya da pozitif-pozitif (PP) açılara sahip olabilir. Etkin talaş açısı (α) kesici kenara dik bir düzlemde ölçülür [60]. NN açılı kesici takımlar darbelerle karşı dayanıklı olup, rijit ve yüksek derecede güçlü freze

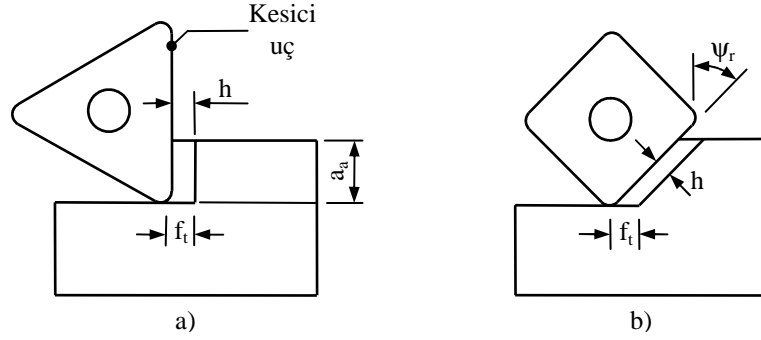
tezgahları ile yapılan ağır frezeleme operasyonları için uygundur. PP açılı kesici takımlar düşük kuvvetler ve talaşların dışarıya atılmasını sağlar. Doğru ve hafif frezeleme operasyonları için pozitif açılı frezeler idealdir. PN açılı kesici takımlar talaşların temizlenmesinin yanı sıra iyi giriş koşulları sağlar ve iyi bir yüzey kalitesi meydana getirir. NN açılı kesici tasarımı çift kesici kenarlı negatif açılı uçların kullanılmasına da izin verir [10, 60].



Şekil 4.6. Basit alın freze geometrileri: a) Negatif eksenel ve radyal; b) Pozitif eksenel ve negatif radyal; c) Pozitif eksenel ve radyal; d) Kesme açıları [60]

Şekil 4.7’de görüldüğü gibi, alın frezelemede yan kesici kenar açısı deforme olmamış talaş kalınlığı üzerinde doğrudan bir etkiye sahiptir. Yan kesici kenar açısı arttıkça

talaş kalınlığı azalır ve temas uzunluğu (talaş genişliği) artar. Yan kesici kenar açısı kuvvetleri de etkilemektedir. Yan kesici kenar açısı arttıkça düşey kuvvet bileşeni (iş mili üzerindeki aksenal kuvvet) azalır. Ancak, talaş kesit alanı sabit kalır [61].



Şekil 4.7. Alın frezelemede deforme olmamış talaş kalınlığı üzerinde yan kesici kenar açısının etkisi: a) Yan kesici kenar açısı sıfır derece; b) Yan kesici kenar açılı takım [61]

Parmak frezeler çoğu kez yüksek hız çeliğinden yapılırlar ve düz sürekli kesici kenarlara ya da tırtıllı (testere dişli) veya sinüs eğrisi şeklinde dalgalı kenarlara sahiptir [60]. Parmak frezeler silindirik (küçük boyutlu kesiciler) ya da konik (büyük boyutlu kesiciler) saplı olup, tezgah iş miline bağlanır [61]. Tırtıllı ve dalgalı kenarların avantajı geniş talaşı kesme yüzeyinden kolaylıkla temizlenen birkaç dar talaşa bölmesidir. Bazı parmak frezeler bir matkapta olduğu gibi aksenal ilerleme ile kesme yapma yeteneğine sahiptir. Parmak frezelerin diğer yaygın tipi küresel uçlu frezelerdir [60]. Bu tip parmak frezeler eğri (oyuklu/serbest şekilli) yüzeylerin işlenmesinde kullanılır [60, 61]. Ayrıca, testere dişli kenarlara sahip ve freze gövdesine mekanik olarak bağlanan karbür uçlarla özel parmak freze tasarımları yapılabilir. Testere dişli ve dalgalı kenarların diğer bir avantajı tırlama titreşimlerine karşı frezeleme kararlılığını artırmasıdır [60].

5. FREZELEME KUVVETLERİNİN ANALİTİK MODELLENMESİ

Frezeleme mekaniğinin karmaşıklığı ve frezeleme prosesini modellemedeki değişkenlerin çokluğundan dolayı birçok model geliştirilmiştir. Bu modeller mekanistik modelleme ve frezeleme mekaniği yaklaşımı olmak üzere iki sınıfa ayrılabilir [71]. Mekanistik modelleme tahminlerden önce her bir frezenin kalibrasyonunu gerektirmesine karşın, frezeleme mekaniği yaklaşımının karmaşık geometrilere sahip kesicilere uygulanması daha uygundur [72].

5.1. Helisel Parmak Frezelerin Mekaniği

Periyodik yükleme kesici takım üzerinde daha kısa takım ömrüne yol açan periyodik mekanik ve termal gerilmelere neden olmaktadır. Helisel parmak frezeler, kesme derinliğinin büyük kesme genişliğinin ise küçük olduğu operasyonlarda frezeleme kuvvetlerinin bileşenlerindeki ani değişimleri sönmölemek için parçaların kenarlarının işlenmesinde kullanılır. Helisel kesici ağızlı tipik bir parmak freze Şekil 5.1'de gösterilmiştir [10]. Helis, kesici ağızlar boyunca gittikçe artan talaş yükü oluşturmaktadır [20]. Helis açısı β ise kesici kenar üzerindeki herhangi bir nokta kesici takım uç noktasının gerisinde kalır ve z aksenal kesme derinliği için gecikme açısı (ψ) Denklem (5.1) deki gibi;

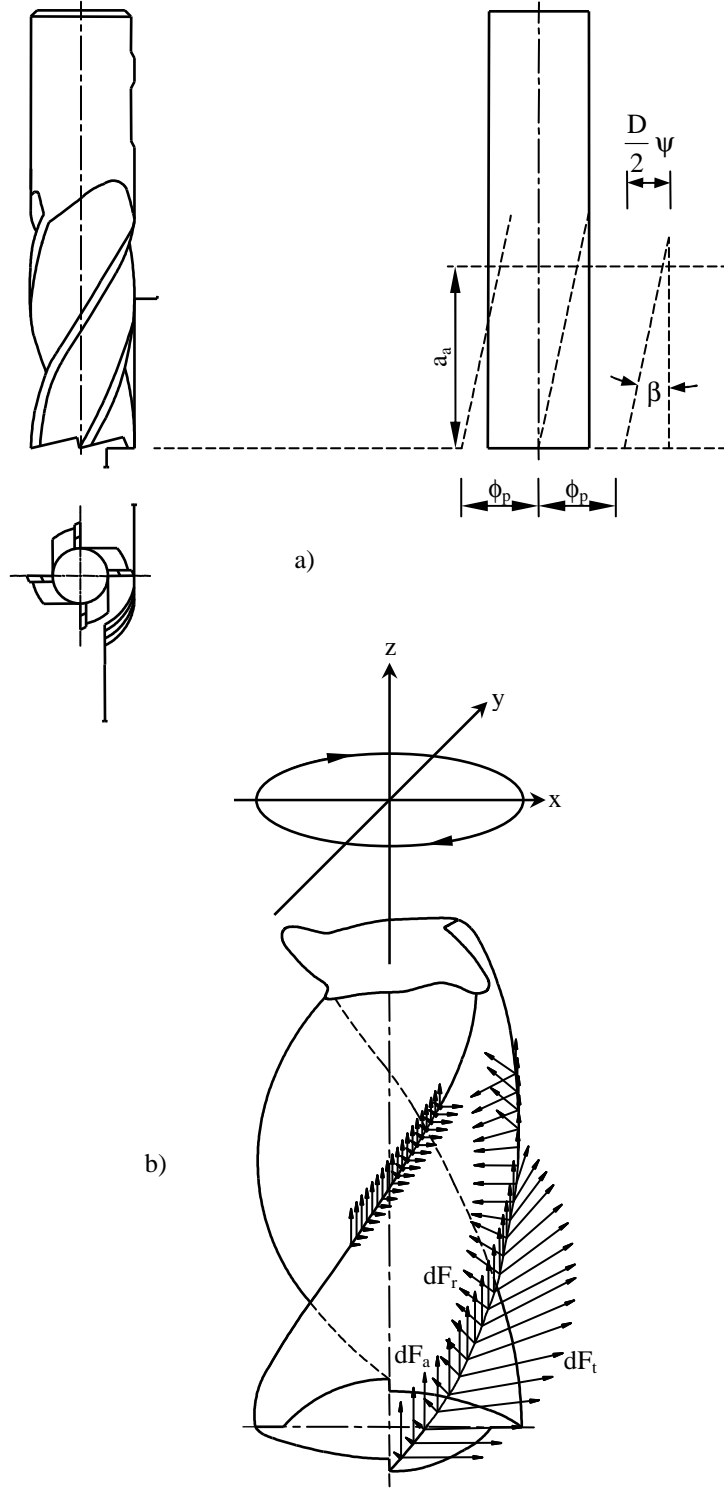
$$\psi = \frac{2z \tan \beta}{D} \quad (5.1)$$

bulunur [10]. Parmak frezenin referans kesici ağızının alt noktası ϕ dalma açısında iken aksenal olarak z kadar yukarıdaki bir kesici kenar noktası $(\phi - \psi)$ dalma açısında bulunur. Kesici ağızın ekseni boyunca kaldırılan talaş kalınlığı da her noktada farklıdır.

5.2. Frezeleme Kuvvetlerinin Mekanistik Yaklaşım ile Modellenmesi

Mekanistik kuvvet modelinde, kesme kuvveti katsayıları frezeleme mekaniği yaklaşımından farklı olarak belirli kesme koşulları için doğrudan frezeleme testlerinden belirlenir [58]. Bununla birlikte, aynı frezeleme kuvvet modeli hem

mekanistik hem de mekanik kesme modelleri için kullanılabilir [7]. Burada üstel kuvvet katsayısı modeli ve doğrusal kenar kuvvet modeli olmak üzere iki farklı mekanistik model ele alınmıştır.



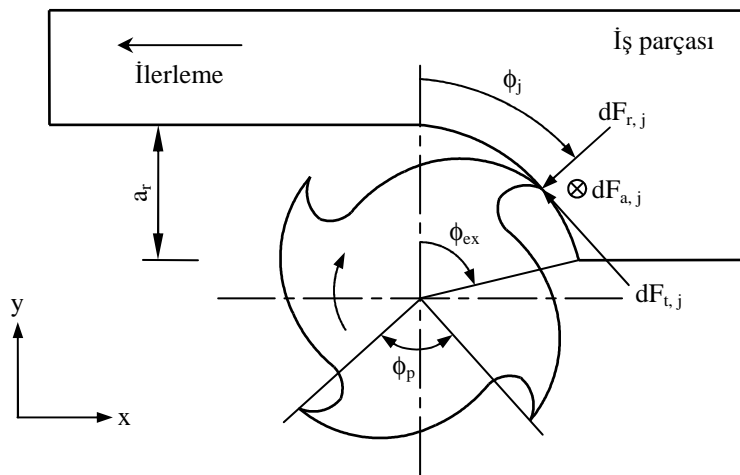
Şekil 5.1. Helisel parmak freze geometrisi: a) Parmak freze; b) Elemental kuvvetler [10]

Kesme kuvveti katsayıları doğru olarak kalibre edildiği sürece üstel kuvvet katsayısı ve doğrusal kenar kuvvet modelleri tatmin edici kuvvet tahminleri vermektedir. Doğrusal kenar kuvvet modeli doğrusal kuvvet katsayılarına ve kesme prosesinin daha iyi bir fiziksel açıklamasına sahip olmanın avantajına sahiptir. Ancak, kenar kuvvet bileşenlerinin tahmini için kabul edilebilir bir model yoktur. Kenar kuvvetlerinin deneysel olarak belirlenmesi gerekir. Bu kabul edilebilir birinci dereceden bir yaklaşım olmasına rağmen kenar kuvvetlerinin talaş kalınlığından bağımsız olduğunu düşünmek tamamen doğru olmayabilir [24].

Yüzey hata tahminlerinde olduğu gibi doğruluk birinci derecede önemli olduğunda üstel kuvvet katsayısı modeli, kesme verilerinin yorumlanması ve kayma gerilmesi, talaş ve takım talaş yüzeyi arasındaki sürtünme gibi bazı kesme karakteristiklerinin belirlenmesi gerekli olduğunda doğrusal kenar-kuvvet modeli kullanılır [58].

5.2.1. Üstel kuvvet katsayısı modeli

Frezeleme prosesinin kinematiği ve bazı özellikleri göz önüne alındığında parmak frezeleme kuvvetleri için yarı analitik ifadeler türetmek mümkündür [21]. Koenigsberger ve Sabberwal [16, 17] tarafından gösterildiği gibi talaş yükü ile orantılı olan teğetsel kesme kuvvetini ve teğetsel kuvvet ile orantılı olan radyal kuvveti inceleyerek kuvvet tahminleri yapılabilir. Rijit bir parmak frezenin j kesici ağzı üzerine etki eden frezeleme kuvvetleri Şekil 5.2'de gösterilmiştir. Aynı kuvvetler iş parçası üzerine zıt yönde etki etmektedir.



Şekil 5.2. Bir freze dişi üzerine uygulanan elemental frezeleme kuvvetleri [7]

Üstel kuvvet katsayısı modelinde kesme kuvvetleri talaş kalınlığı ile orantılıdır. dz eleman yüksekliğine karşılık gelen teğetsel ($dF_{t,j}$), radyal ($dF_{r,j}$) ve aksel ($dF_{a,j}$) doğrultulardaki elemental frezeleme kuvvetleri Denklem (5.2) de gösterildiği gibi;

$$\left. \begin{aligned} dF_{t,j}(\phi, z) &= K_t h_j(\phi_j(z)) dz \\ dF_{r,j}(\phi, z) &= K_r dF_{t,j}(\phi_j(z)) \\ dF_{a,j}(\phi, z) &= K_a dF_{t,j}(\phi_j(z)) \end{aligned} \right\} \quad (5.2)$$

ifade edilebilir [58]. Burada ϕ dalma açısıdır ve y ekseninden itibaren saat ibreleri yönünde ölçülür. Şekil 5.2’de gösterilen kesite dik aksel kuvvet bileşeni ($dF_{a,j}$) kesici takım eksenine doğrultusundadır. $h_j(\phi_j(z))$ deforme olmamış talaş kalınlığı kesici kenar üzerindeki belirli bir konum için Denkleme (5.3) gösterildiği gibi;

$$h_j(\phi_j(z)) = f_t \sin \phi_j(z) \quad (5.3)$$

hesaplanabilir [7]. Burada f_t diş başına ilerleme miktarıdır. Referans kesici ağzın alt ucunun dalma açısının ϕ olduğu varsayılırsa kalan kesici ağzların alt uç noktaları $\phi_j(0) = \phi + j\phi_p$; $j=0, 1, 2, \dots, (N-1)$ açılarındadır. z aksel kesme derinliğindeki gecikme açısı $\psi = k_\beta z$ ile ifade edilir. j kesici ağzının dalma açısı ($\phi_j(z)$) Denklem (5.4) de gösterildiği gibi;

$$\phi_j(z) = \phi + j\phi_p - k_\beta z \quad (5.4)$$

aksel z doğrultusu boyunca helis açısına bağlı olarak değişmektedir [10]. Burada β helis açısı, $k_\beta = \tan \beta / R$ ve $\phi_p = 2\pi / N$ kesici takım adım açısıdır. R ve N sırasıyla kesici takım yarıçapı ve ağız sayısıdır. Kalibrasyon testlerinde alışlagelmiş uygulama ortalama talaş kalınlığının (h_a)’nın geniş bir aralığını kapsayan farklı radyal derinlikler ve ilerleme hızlarında belirli bir kesici takım-iş parçası malzemesi çifti için deneyler yapılmasıdır [7]. K_t , K_r ve K_a kesme katsayıları bir diş periyodundaki h_a ’nın üstel fonksiyonları olarak Denklem (5.5) de gösterildiği gibi;

$$K_t = K_T h_a^{-p} ; K_r = K_R h_a^{-q} ; K_a = K_A h_a^{-s} \quad (5.5)$$

ifade edilir [7, 58]. Burada K_T , K_R , K_A , p , q ve s sabitleri K_t , K_r ve K_a 'nın h_a ile logaritmik değişimleri üzerinde gerçekleştirilen doğrusal regresyonlardan belirlenir [7].

Üstel kuvvet katsayısı modelinde talaş kalınlığı kuvvet katsayılarını etkilemektedir. Frezelemede talaş kalınlığı sürekli değiştiği için ortalama talaş kalınlığı (h_a) kullanılır [7]. Ortalama talaş kalınlığı, kayma gerilmesine maruz kalan talaş alanına kaldırılan talaş hacminin oranı olarak Denklem (5.6)'da gösterildiği gibi;

$$\left. \begin{aligned} h_a &= \frac{a_a \int_{\phi_{st}}^{\phi_{ex}} f_t \sin \phi \, d\phi}{a_a (\phi_{ex} - \phi_{st})} \\ h_a &= f_t \frac{\cos \phi_{st} - \cos \phi_{ex}}{\phi_{ex} - \phi_{st}} \end{aligned} \right\} \quad (5.6)$$

tanımlanır [58]. Burada a_a aksel kesme derinliği, ϕ_{st} ve ϕ_{ex} sırasıyla giriş ve çıkış açılarıdır. Şekil 5.2'de gösterilen geometriye göre zıt yönlü frezeleme için $\phi_{st} = 0$, aynı yönlü frezeleme için ise $\phi_{ex} = \pi$ dir [7, 10, 58].

j kesici ağzı üzerine etki eden kesme kuvvetleri Denklem (5.7) de gösterildiği gibi;

$$\left\{ \begin{aligned} dF_{x,j}(\phi_j(z)) \\ dF_{y,j}(\phi_j(z)) \end{aligned} \right\} = \begin{bmatrix} -\cos \phi_j(z) & -\sin \phi_j(z) \\ \sin \phi_j(z) & -\cos \phi_j(z) \end{bmatrix} \left\{ \begin{aligned} dF_{t,j}(\phi, z) \\ dF_{r,j}(\phi, z) \end{aligned} \right\} \quad (5.7)$$

ilerleme (x) ve normal (y) yönlerde bileşenlere ayrılır [10, 58]. Denklem (5.7) de Denklem (5.2) ve (5.3) yerleştirilerek j kesici ağzı için kesme kuvveti büyüklükleri;

$$\left. \begin{aligned} dF_{x,j}(\phi_j(z)) &= [-K_t f_t (\cos \phi_j(z) + K_r \sin \phi_j(z)) \sin \phi_j(z)] dz \\ dF_{y,j}(\phi_j(z)) &= [K_t f_t (\sin \phi_j(z) - K_r \cos \phi_j(z)) \sin \phi_j(z)] dz \end{aligned} \right\} \quad (5.8)$$

elde edilir. j kesici ağzı için kesme kuvveti büyüklükleri aksel derinlik ile normalize edilir, fakat ilerleme hızı (f_t) ve kesme kuvveti katsayılarına bağlıdır [58]. Kesici ağzın (j) meydana getirdiği toplam kesme kuvvetini bulmak için kesici ağzın kesen bölümü boyunca kesme kuvvetlerinin Denklem (5.9) gösterildiği gibi;

$$F_q(\phi_j(z)) = \int_{z_{j,1}}^{z_{j,2}} dF_q(\phi_j(z)) dz \quad (5.9)$$

$\phi_j(z) = \phi + j\phi_p - k_\beta z$, $d\phi_j(z) = -k_\beta dz$ göz önünde bulundurularak analitik olarak integrali alınır [10, 58]. Burada $q = x, y$ dir. Böylece;

$$\left. \begin{aligned} F_{x,j}(\phi_j(z)) &= \frac{K_t f_t}{4k_\beta} \left[-\cos 2\phi_j(z) + K_r(2\phi_j(z) - \sin 2\phi_j(z)) \right]_{z_{j,1}(\phi_j(z))}^{z_{j,2}(\phi_j(z))} \\ F_{y,j}(\phi_j(z)) &= -\frac{K_t f_t}{4k_\beta} \left[2\phi_j(z) - \sin 2\phi_j(z) + K_r \cos 2\phi_j(z) \right]_{z_{j,1}(\phi_j(z))}^{z_{j,2}(\phi_j(z))} \end{aligned} \right\} \quad (5.10)$$

elde edilir. Burada $z_{j,1}(\phi_j(z))$ ve $z_{j,2}(\phi_j(z))$ kesici ağzın (j) kesen bölümündeki alt ve üst aksenal integrasyon sınırlarıdır. Denklem (5.11) de görüldüğü gibi;

$$\left. \begin{aligned} \phi_{st}(z) &= \pi - \cos^{-1} \left(1 - \frac{d_r}{R} \right) \quad (\text{aynı - yönlü frezeleme}) \\ \phi_{ex}(z) &= \cos^{-1} \left(1 - \frac{d_r}{R} \right) \quad (\text{zıt - yönlü frezeleme}) \end{aligned} \right\} \quad (5.11)$$

kesme sınırları kesme ve takım geometrilerine bağlıdır [7].

$z_{j,1}(\phi_j(z))$ ve $z_{j,2}(\phi_j(z))$ aksenal kesme sınırlarının değerleri aşağıda listelenen durumlardan alınır ve çıkan ifadeler bilgisayar programlarında etkin bir hesaplama için daha da basitleştirilebilir. Bu ifadeleri kullanmak için algoritmanın başlangıcında kesici ağzın ($j=0$) $\phi=0$ 'da olmasına dikkat edilmelidir. Kalan kesici ağızlar ($j=1, 2, \dots, N-1$) referans kesici ağızdan itibaren adım açısı (ϕ_p) aralıklarında indekslenmelidir [10].

ϕ dalma açısında kesici takım üzerine etki eden toplam anlık kesme kuvvetleri tüm kesici ağızların oluşturduğu kuvvetler toplanarak Denklem (5.12) deki gibi;

$$F_x(\phi) = \sum_{j=0}^{N-1} F_{x,j}(\phi) \quad ; \quad F_y(\phi) = \sum_{j=0}^{N-1} F_{y,j}(\phi) \quad (5.12)$$

hesaplanır [7, 10, 58]. Freze üzerine etki eden bileşke kesme kuvveti Denklem (5.13) deki gibi;

$$F(\phi) = \sqrt{F_x(\phi)^2 + F_y(\phi)^2 + F_z(\phi)^2} \quad (5.13)$$

elde edilir.

5.2.1.1. Eksenel kesme sınırları

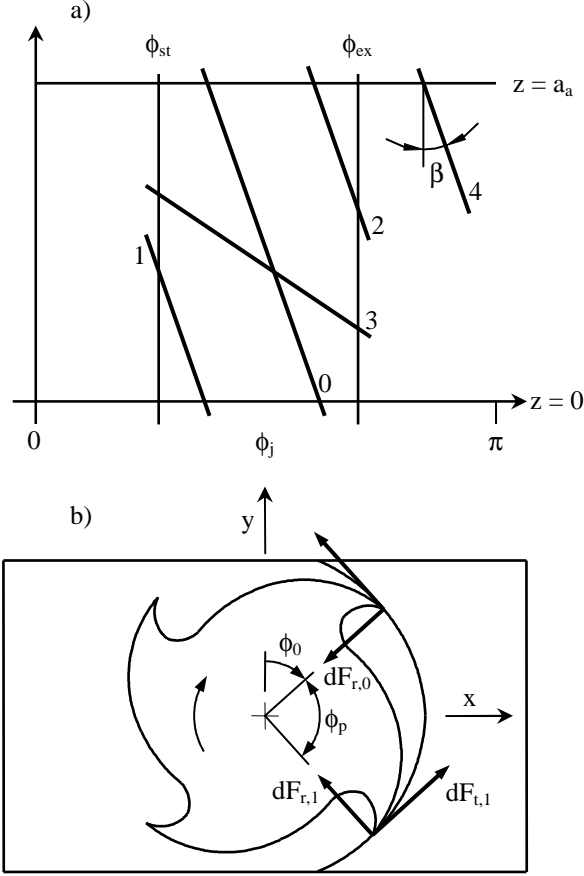
$z_{j,1}(\phi_j(z))$ ve $z_{j,2}(\phi_j(z))$ eksenel kesme sınırları her bir kesici ağza kesme kuvveti modelini uygulamak için gereklidir [10]. Kesme sınırları, kesme yüzeyinin açınımını gösteren Şekil 5.3'de açıklanmıştır [21]. Şekilde görüldüğü gibi, kesme yüzeyi iki düşey ($\phi = \phi_{st}$, $\phi = \phi_{ex}$) ve iki yatay ($z = 0$, $z = a_a$) çizgi ile sınırlandırılmıştır. Helisel kesici ağzın iş parçasıyla beş farklı olası kesişimi gösterilmiştir. Kesme sınırları eksenel kesme derinliğine (a_a), giriş (ϕ_{st}) ve çıkış açlarına (ϕ_{ex}) ve kesici ağzın gecikme açısına bağlıdır. Gecikme açısı kesici ağzın ucu ($z = 0$) ve kesen en yüksek nokta ($z = a_a$) arasındaki açıdır. $z = a_a$ tam eksenel kesme derinliğinde gecikme açısı $\psi = k_\beta a_a$ ile hesaplanabilir. Sınırlarla birlikte kesici ağzın kesişimlerini elde etmek için Denklem (5.4) gerektiğinde $z(\phi_j) = \frac{1}{k_\beta}[\phi + j\phi_p - \phi_j]$ şeklinde ters çevrilebilir.

Kesme kuvveti hesaplamalarında kullanılacak eksenel kesme sınırlarını belirlemek için aşağıdaki algoritmalar kullanılır [10]:

- Eğer $\phi_{st} < \phi_j(z=0) < \phi_{ex}$ ise $z_{j,1} = 0$;
Durum 0: Eğer $\phi_{st} < \phi_j(z = a_a) < \phi_{ex}$ ise $z_{j,2} = a_a$.
Durum 1: Eğer $\phi_j(z = a_a) < \phi_{st}$ ise $z_{j,2} = \frac{1}{k_\beta}(\phi + j\phi_p - \phi_{st})$.
- Eğer $\phi_j(z=0) > \phi_{ex}$ ve $\phi_j(z = a_a) < \phi_{ex}$ ise $z_{j,1} = \frac{1}{k_\beta}(\phi + j\phi_p - \phi_{ex})$;
Durum 2: Eğer $\phi_j(z = a_a) > \phi_{st}$ ise $z_{j,2} = a_a$.

Durum 3: Eğer $\phi_j(z = a_a) < \phi_{st}$ ise $z_{j,2} = \frac{1}{k_\beta}(\phi + j\phi_p - \phi_{st})$.

Durum 4: Eğer $\phi_j(z = 0) > \phi_{ex}$ ve $\phi_j(z = a_a) > \phi_{ex}$ ise kesici ağız dışarıdadır.



Şekil 5.3. Helisel kesici ağız-iş parçası yüzeyi temas durumları: a) Kesme yüzeyinin açınımları; b) Frezeleme kuvvetleri [10]

5.2.1.2. Frezeleme kuvvet katsayılarının belirlenmesi ve ortalama kuvvetler

K_t ve K_r frezeleme kuvvet katsayıları, çeşitli freze geometrilerinin modellenmesi için kayma açısı, kayma gerilmesi ve sürtünme katsayısı gibi ortogonal kesme parametreleri kullanılarak belirlenebilir. Ancak, bazı durumlarda ortogonal kesme veri tabanı oluşturularak kesme katsayılarının tahmini mümkün olmayabilir. Böyle durumlarda frezeleme takımlarının kalibrasyon metodu kullanılır [9]. Spesifik kuvvet katsayılarının ölçülen ortalama frezeleme kuvvetlerine ampirik eğri uydurarak belirlendiği mekanistik model kesme kuvvetlerinin tahmininde yaygın olarak kullanılır. Bu yaklaşımda, spesifik kesme katsayılarını belirlemek için ölçülen

kuvvetlerin kesici kenar boyunca değişimi ihmal edilir. Ancak, helis açısı kesici takım eksenini boyunca kesme kuvvetlerinin dağılımında ek değişim meydana getirdiği için parmak frezenin oluşturduğu z doğrultusundaki anlık kesme kuvvetleri ($dF_{t,j}$ ve $dF_{r,j}$) değişmektedir [35]. Bu yüzden, her bir kesici disk element için kesme kuvvetlerinin bilgisi gereklidir.

Bu çalışmada, spesifik kesme kuvveti katsayılarının kalibrasyonu için helis açısı (β) göz önünde bulundurularak deneyler sırasında kesici takım z eksenini boyunca eşit aksenal uzunluklu N_z disk elemana bölünmüştür. Şekil 5.4'de gösterildiği gibi, bir disk elementin aksenal yüksekliği plaka kalınlığına ($dz = a_a/N_z$) eşittir. Aksenal kesme derinliğini sabit tutarak farklı ilerleme hızlarında özel olarak tasarlanan bir dizi yarım dalma zıt ve aynı yönlü frezeleme testi gerçekleştirilmiştir. Helisel kesici ağızlı parmak freze ile yapılan talaş kaldırma işleminde bir diş periyodunda kaldırılan talaş sabit olduğu için ortalama kesme kuvvetleri helis açısından bağımsızdır [10, 58]. Bu yüzden, dz kalınlıklı bir plaka katmanına karşılık gelen her bir kesici disk element için bir diş periyodu süresince kuvvetler ölçülmüş ve ortalama kuvvetler (\bar{F}_x ve \bar{F}_y) bulunmuştur.

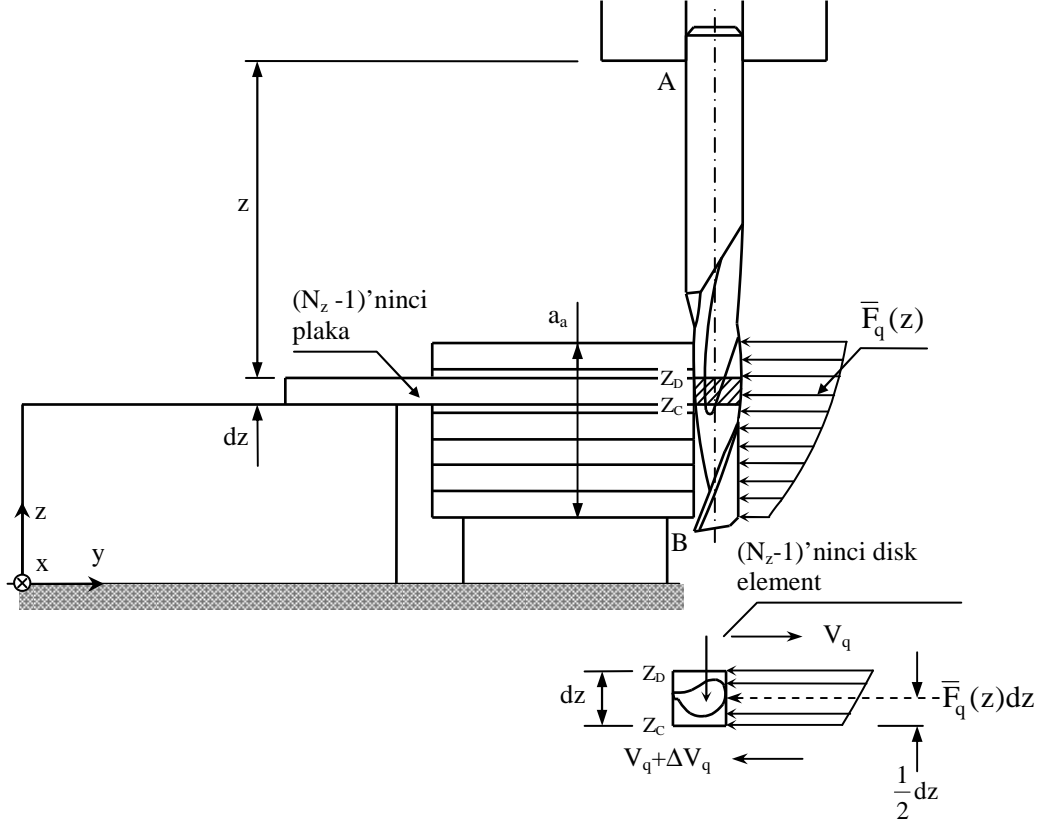
Parmak freze üzerine etki eden kuvvetlerin dağılımını belirlemek için parmak freze pens ve takım tutucu pens başlığı ile iş mili sistemine bağlanan bir konsol kiriş olarak modellenmiştir. Katsayıları en küçük kareler yöntemi ile belirlenen ikinci dereceden polinom denklemi tüm kesici disk elementlerden elde edilen N_z adet kuvveti $\{(z_1, q_1), (z_2, q_2), \dots, (z_i, q_i), i \in [1, 2, \dots, N_z]\}$ tanımlamak için aşığıda gösterildiği gibi;

$$f_q(z) = c_{q,0} + c_{q,1} z_i + c_{q,2} z_i^2 \quad (5.14)$$

kullanılmıştır. Burada $q=x, y$ dir. z_i kesici disk elementin aksenal koordinatı ve $c_{q,0}$, $c_{q,1}$ ve $c_{q,2}$ polinomun katsayılarıdır. Disk element nispeten küçük yüksekliğe sahip olduğu için z_i disk elementin orta noktasının aksenal koordinatı olarak alınmıştır.

Şekil 5.4'de gösterildiği gibi kesme kuvveti dağılımını dz yükseklikli bir kesici disk elementin serbest cisim diyagramı çizilerek gösterilebilir. Disk element küçük bir yüksekliğe sahip olduğu için yayılı kuvvet dz yüksekliği boyunca sabit büyüklüklü

$(\bar{F}_q(z))$ uniform olarak yayılı kuvvet olarak alınır ve $\bar{F}_q(z)dz$ bileşkesiyle temsil edilir. z aksene konumundaki kayma kuvveti $V_q(z)$ ile gösterilir. $z + dz$ konumundaki kayma kuvveti de $V_q(z) + \Delta V_q(z)$ değerine eşittir.



Şekil 5.4. Talaş yüklü parmak freze ve bir kesici disk elementin serbest cisim diyagramı

Elementin denge denklemi aşağıda gösterildiği gibi;

$$V_q(z) + \frac{\Delta V_q(z)}{dz} dz = V_q(z) - \bar{F}_q(z) dz \quad (5.15)$$

yazılabilir. Elemental yükseklik üzerindeki kuvvet ($\Delta V_q(z)$) aşağıdaki gibi;

$$\Delta V_q(z) = -\bar{F}_q(z) dz \quad \text{veya} \quad \frac{\Delta V_q(z)}{dz} = -\bar{F}_q(z) \quad (5.16)$$

bulunabilir. Denklem (5.16) kayma eğrisinin eğiminin ($\Delta V_q(z)/dz$) yayılı kuvvet ($\bar{F}_q(z)$) büyüklüğünün negatif değerine eşit olduğunu göstermektedir. Kayma

kuvvetini nicel olarak belirlemek için $\Delta V_q(z) = -\bar{F}_q(z) dz$ ifadesi aşağıda gösterildiği gibi;

$$V_{q,z_D} - V_{q,z_C} = -\int_{z_C}^{z_D} \bar{F}_q dz \quad (5.17)$$

integral formunda yazılabilir.

Eksenel kesme derinliği (a_a) için yayılı kuvvetin integrali alındığında kayma kuvveti (V_q) aşağıdaki ifade;

$$V_q(z) = -\int_0^{a_a} f_q(z) dz \quad (5.18)$$

elde edilebilir.

Her bir kesici disk eleman üzerine etki eden ortalama kesme kuvvetlerinden kayma kuvveti belirlendikten sonra, kayma kuvveti ile spesifik kuvvet katsayılarını ilişkilendiren analitik ifadeleri türetmek için ortalama kuvvet ifadeleri bulunur. Bu amaçla, Şekil 5.3'de gösterilen farklı temas durumları için kesici takımın bir devri süresince kesme kuvvetlerinin integrali alındığında her bir durum için aynı ortalama kuvvet ifadeleri elde edilir [58]. Kesici ağız sadece dalma bölgesinde ($\phi_{st} \leq \phi \leq \phi_{ex}$) kestiği için Denklem (5.8) de $dz = a_a$, $\phi_j(z) = \phi$ ve $k_\beta = 0$ yerine yazılır. Daha sonra, kesici takımın bir devir boyunca kesme kuvvetlerinin integrali alınır ve kuvvetler adım açısına ($\phi_p = 2\pi/N$) bölünerek bir diş periyodundaki ortalama frezeleme kuvvetlerinin analitik denklemleri;

$$\left. \begin{aligned} \bar{F}_x &= K_t f_t \frac{N a_a}{8\pi} \left[\left(\cos 2\phi - K_r (2\phi - \sin 2\phi) \right) \right]_{\phi_{st}}^{\phi_{ex}} \\ \bar{F}_y &= K_t f_t \frac{N a_a}{8\pi} \left[(2\phi - \sin 2\phi) + K_r \cos 2\phi \right]_{\phi_{st}}^{\phi_{ex}} \end{aligned} \right\} \quad (5.19)$$

elde edilir [10]. Burada ϕ_{st} ve ϕ_{ex} sırasıyla giriş ve çıkış radyal dalma açıları, a_a aksel kesme derinliği ve N kesici ağız sayısıdır. Kesme katsayıları kesme

testlerinden deneysel olarak belirlenen kayma kuvvetlerini analitik olarak elde edilen ortalama frezeleme kuvvet ifadeleriyle eşitleyerek aşağıda gösterildiği gibi;

$$\left. \begin{aligned} K_t^{zit} &= -\frac{2\pi}{N a_a} \left[\frac{4V_x}{f_t (2 + K_r \pi)} \right] & K_t^{aym} &= \frac{2\pi}{N a_a} \left[\frac{4V_x}{f_t (2 - K_r \pi)} \right] \\ K_r^{zit} &= \frac{\pi V_x + 2V_y}{2V_x - \pi V_y} & K_r^{aym} &= -\frac{\pi V_x - 2V_y}{2V_x + \pi V_y} \end{aligned} \right\} \quad (5.20)$$

belirlenmiştir. Katsayılar farklı ilerleme hızları için elde edildikten sonra Denklem (5.5) de gösterildiği gibi ortalama talaş kalınlığının üstel fonksiyonları olarak ifade edilir. Sonuç olarak, kesme kuvveti katsayıları küçük ilerlemelerde çok yüksektir ve ilerleme hızı arttıkça kesme kuvveti katsayıları üstel olarak azalmaktadır [58].

5.2.2. Doğrusal kenar kuvvet modeli

Thrust ve MacNeil, Yellowley ve Armarego frezeleme sırasında kesici ağzın serbest yüzeyinin işlenen yüzeye temasını gösteren kenar kuvveti bileşenlerini üstel kuvvet katsayısı modeline ekleyerek doğrusal kenar kuvvet modelini geliştirmişlerdir [19, 22, 73, 74]. Doğrusal kenar-kuvvet modelinde, kesme kuvvetleri kenar (sürtme ve yan temas nedeniyle) ve kesme bileşenleri olmak üzere temel iki bileşene ayrılır [75]. Kesme katsayıları (K_{te} , K_{re} , K_{ae}) ve (K_{tc} , K_{rc} , K_{ac}) sırasıyla toplam kesme kuvvetlerine, sürtme veya ovalama ve gerçek talaş kaldırma mekanizmalarına bağlıdır. Mekanistik yaklaşım kullanıldığında kesme kuvveti katsayıları belirli bir kesici takım-iş parçası malzemesi çifti için deneysel olarak belirlenir [58].

j kesici ağzına etki eden teğetsel (dF_t), radyal (dF_r) ve aksel (dF_a) kesme kuvvetleri Şekil 5.2'de gösterilmiş olup, Armarego doğrusal kenar kuvvet modelini Denklem (5.21) deki gibi;

$$\left. \begin{aligned} dF_{t,j}(\phi, z) &= [K_{tc} h_j(\phi_j(z)) + K_{te}] dz \\ dF_{r,j}(\phi, z) &= [K_{rc} h_j(\phi_j(z)) + K_{re}] dz \\ dF_{a,j}(\phi, z) &= [K_{ac} h_j(\phi_j(z)) + K_{ae}] dz \end{aligned} \right\} \quad (5.21)$$

ifade etmiştir [22]. Burada $h_j(\phi_j(z)) = f_t \sin \phi_j(z)$ deforme olmamış talaş kalınlığı ve f_t diş başına ilerleme miktarıdır. ϕ referans kesici ağzın ($j=0$) ucunda ($z=0$) y ekseninden saat ibreleri yönünde ölçülen dalma açısıdır. Elemental kuvvetler Denklem (5.7) de gösterildiği gibi ilerleme (x), normal (y) ve eksenel (z) doğrultularda bileşenlere ayrılabilir.

Denklem (5.7) de Denklem (5.3) ve (5.21) yerleştirilerek j kesici ağızı için kesme kuvvetleri;

$$\left. \begin{aligned} dF_{t,j}(\phi_j(z)) &= -[(K_{te} + K_{tc} f_t \sin \phi_j(z)) \cos \phi_j(z) \\ &\quad - (K_{re} + K_{rc} f_t \sin \phi_j(z))] dz \\ dF_{r,j}(\phi_j(z)) &= [(K_{te} + K_{tc} f_t \sin \phi_j(z)) \sin \phi_j(z) \\ &\quad - (K_{re} + K_{rc} f_t \sin \phi_j(z)) \cos \phi_j(z)] dz \end{aligned} \right\} \quad (5.22)$$

elde edilir. Daha sonra, kesici ağız tarafından üretilen toplam kesme kuvvetini elde etmek için j kesici ağzının kesen bölümü boyunca Denklem (5.23) deki gibi;

$$\left. \begin{aligned} F_{x,j}(\phi_j(z)) &= \frac{1}{k_\beta} \left[K_{te} \sin \phi_j(z) - K_{re} \cos \phi_j(z) \right. \\ &\quad \left. + \frac{f_t}{4} \left[K_{rc} (2\phi_j(z) - \sin 2\phi_j(z)) - K_{tc} \cos 2\phi_j(z) \right] \right]_{-z_{j,1}(\phi_j(z))}^{z_{j,2}(\phi_j(z))} \\ F_{y,j}(\phi_j(z)) &= -\frac{1}{k_\beta} \left[-K_{re} \sin \phi_j(z) - K_{te} \cos \phi_j(z) \right. \\ &\quad \left. + \frac{f_t}{4} \left[K_{tc} (2\phi_j(z) - \sin 2\phi_j(z)) + K_{rc} \cos 2\phi_j(z) \right] \right]_{-z_{j,1}(\phi_j(z))}^{z_{j,2}(\phi_j(z))} \end{aligned} \right\} \quad (5.23)$$

kuvvetlerin analitik olarak integrali alınır [10, 58]. Burada $z_{j,1}(\phi_j(z))$ ve $z_{j,2}(\phi_j(z))$ j kesici ağzının alt ve üst kesme sınırlarıdır. Kesici üzerindeki toplam anlık kesme kuvvetlerini elde etmek için tüm kesici ağzların oluşturduğu kesme kuvvetleri hesaplanır ve daha sonra bu kuvvetler toplanır [58].

5.2.2.1. Frezeleme kuvvet katsayılarının belirlenmesi ve ortalama kuvvetler

Helis açısını (β) dikkate alarak spesifik kesme kuvveti katsayılarını kalibre etmek için, üstel kuvvet katsayısı modelinde açıklandığı gibi, deneyler sırasında parmak freze z eksenini boyunca eşit aksel uzunluklu N_z disk elemana bölünmüştür. dz kalınlıklı bir plaka katmanına karşılık gelen her bir kesici disk element için bir diş periyodu süresince farklı ilerleme hızlarında ortalama kuvvetler (\bar{F}_x ve \bar{F}_y) ölçülmüştür. Daha sonra, ortalama kuvvetler ilerleme hızının (f_t) lineer fonksiyonu olarak ifade edilmiştir. Yani, kuvvetler Denklem (5.24) deki gibi;

$$\bar{F}_q = \bar{F}_{qe} + f_t \bar{F}_{qc} \quad (5.24)$$

kesme kuvvetleri ve kenar kuvvetleri olmak üzere iki bileşene ayrılmıştır. Burada $q=x, y$ dir. F_{qc} ve F_{qe} sırasıyla kesme ve kenar kuvvetlerini göstermektedir.

Parmak freze üzerine etki eden kesme ve kenar kuvvetlerinin dağılımını belirlemek için parmak freze iş mili sistemine bağlanan bir konsol kiriş olarak modellenmiştir. Katsayıları en küçük kareler yöntemi ile belirlenen ikinci dereceden polinom tüm kesici disk elementlerden elde edilen N_z adet kesme ve kenar kuvvet bileşenini $\{(z_1, q_1), (z_2, q_2), \dots, (z_i, q_i), i \in [1, 2, \dots, N_z]\}$ tanımlamak için kullanılmış olup, ikinci dereceden polinom eşitliği aşağıda gösterildiği gibi;

$$f_{qs}(z) = c_{qs,0} + c_{qs,1} z_i + c_{qs,2} z_i^2 \quad (5.25)$$

yazılabilir. Burada $q=x, y$ ve $s=c, e$ dir. z_i kesici disk elementin aksel koordinatıdır. Her bir disk element nispeten küçük yüksekliğe sahip olduğu için z_i değeri disk elementin orta noktasının aksel koordinatı olarak alınır. $c_{qs,0}$, $c_{qs,1}$ ve $c_{qs,2}$ polinomların katsayılarıdır.

Doğrusal kenar kuvvet modeli için kesme kuvveti katsayıları üstel kuvvet katsayısı modeline benzer şekilde tespit edilmiştir. Ancak, önerilen prosedür hem kesme hem de kenar kuvvetlerinin kalibrasyonu için ayrı ayrı uygulanarak kayma kuvvetleri belirlenmiştir. Daha sonra, kayma kuvvetleri ile spesifik kesme ve kenar kuvveti katsayılarını ilişkilendiren analitik ortalama kuvvet ifadeleri bulunmuştur.

Kesici takımın bir tam devri süresince Denklem (5.22)'nin integrali alındığında bir dış periyodundaki ortalama frezeleme kuvvetlerinin analitik denklemleri Denklem (5.26) daki gibi;

$$\left. \begin{aligned}
 \bar{F}_x &= \left[-\frac{N a_a f_t}{8\pi} \left(-K_{tc} \cos 2\phi + K_{rc} (2\phi - \sin 2\phi) \right) \right. \\
 &\quad \left. + \frac{N a_a}{2\pi} (-K_{te} \sin \phi + K_{re} \cos \phi) \right]_{\phi_{st}}^{\phi_{ex}} \\
 \bar{F}_y &= \left[\frac{N a_a f_t}{8\pi} (K_{tc} (2\phi - \sin 2\phi) + K_{rc} \cos 2\phi) \right. \\
 &\quad \left. + \frac{N a_a}{2\pi} (-K_{te} \cos \phi - K_{re} \sin \phi) \right]_{\phi_{st}}^{\phi_{ex}}
 \end{aligned} \right\} \quad (5.26)$$

belirlenmiştir [58]. Burada ϕ_{st} ve ϕ_{ex} sırasıyla giriş ve çıkış radyal dalma açıları, a_a aksenal kesme derinliği ve N kesici ağız sayısıdır.

Sonuç olarak, spesifik kesme kuvveti katsayıları kesme testlerinden deneysel olarak belirlenen kayma kuvvetlerini analitik olarak elde edilen ortalama frezeleme kuvvet ifadeleriyle eşitleyerek Denklem (5.27) gösterildiği gibi;

$$\left. \begin{aligned}
 K_{tc}^{zit} &= \frac{8\pi}{N a_a} \left(\frac{-2V_{xc} + \pi V_{yc}}{\pi^2 + 4} \right) & K_{tc}^{aynı} &= \frac{8\pi}{N a_a} \left(\frac{2V_{xc} + \pi V_{yc}}{\pi^2 + 4} \right) \\
 K_{rc}^{zit} &= -2 \left(\frac{K_{tc}}{\pi} + \frac{4V_{xc}}{N a_a} \right) & K_{rc}^{aynı} &= 2 \left(\frac{K_{tc}}{\pi} - \frac{4V_{xc}}{N a_a} \right) \\
 K_{te}^{zit} &= \pi \left(\frac{-V_{xe} + V_{ye}}{N a_a} \right) & K_{te}^{aynı} &= \pi \left(\frac{V_{xe} + V_{ye}}{N a_a} \right) \\
 K_{re}^{zit} &= -K_{te} - \frac{2\pi V_{xe}}{N a_a} & K_{re}^{aynı} &= K_{te} - \frac{2\pi V_{xe}}{N a_a}
 \end{aligned} \right\} \quad (5.27)$$

belirlenmiştir.

5.3. Frezeleme Kuvveti Tahmini İçin Frezeleme Mekanikçi Yaklaşımı

Helis ve talaş açısı gibi uygun bir şekilde seçilmesi gerekli birkaç değişkene sahip olan parmak frezelerin geometrisi karmaşıktır. Ayrıca, konik-helisel küresel uçlu parmak frezeler gibi bazı özel kesici takımların kesici kenar açıları ve çapı kesici ağızları boyunca değişebilir. Maliyetli ve pratikte uygun olmayan farklı kesici takım geometrileri için kesme kuvvetlerinin tahmininde çok büyük miktarda kesme verisi gereklidir. Üstelik mekanistik frezeleme kuvveti modellerinde takım geometrisi, kesme koşulları ve kesme kuvveti katsayıları arasında belirgin bir ilişki olmadığı için kesme verileri genelleştirilemez [58]. Her bir kesici takım-iş parçası malzemesi çifti için kesme kuvveti katsayıları belirli kesme koşullarında kalibre edilmelidir [7]. Tamamen deneylere dayalı bir prosedür, yani sürtünme, kayma gerilmesi, talaş ve helis açıları gibi iş parçası malzemesinin ve kesici takım geometrisinin temel işleme karakteristikleri ile frezeleme kuvvet katsayılarının ilişkisi fiziksel bir fikir vermez. Bu yüzden, mekanistik kesme kuvveti modelleri pek çok uygulamada yüksek doğrulukta tahminler vermesine rağmen, takım tasarımı, proses planlama ve karmaşık geometrili kesici takımların analizi için pratik değildir [58]. Bu yaklaşım bazen çok zaman alıcı olabilir [7].

Frezeleme mekanikçi yaklaşımı daha geneldir ve testlerin miktarında büyük ölçüde azalmaya sebep olmaktadır. Bu yaklaşım, talaş alanı ile kesme kuvvetlerini ilişkilendiren analitik kesme modellerinin kullanılmasına ve modelleme için gerekli parametrelerin deneysel olarak belirlenmesine dayanmaktadır [7]. Modelleme için gerekli kesme kuvveti parametreleri değişkenlerin sayısını dolayısıyla deneylerin sayısını azaltmak ve daha genel bir veri tabanı oluşturmak için ortogonal kesme testlerinden belirlenir ve talaş akış doğrultusunun tahmin edilen değerleriyle birlikte helis açısından dolayı eğik kesme modelinde kullanılır [7, 58]. Frezeleme kuvvet katsayıları basit orthogonal kesme parametreleri ile birlikte eğik kesme dönüşümü kullanılarak kesici imalatından önce tahmin edilebilir [10].

5.3.1. Kuvvet katsayısı ifadeleri

Frezeleme kuvvet katsayılarını tahmin etmek için eğik kesme modelinden ilgili denklemlerin tespit edilmesi gerekir [9]. Bölüm 2'de sunulduğu gibi eğik kesme modellerinde kesici takım açılarını ölçmek ve hız ve kuvvet denge ilişkilerini

Eğik kesme modelinde elemental aksel genişlik (dz) değişiminin $h_j(\phi_j(z))$ değişimlerine göre ihmal edilebilecek kadar küçük olduğu kabul edilir. Anlık radyal kesme kalınlığı ($h_j(\phi_j(z))$) ve elemental aksel genişlik (dz) eğik kesmedeki kesme kalınlığına (h) ve kesme genişliğine (b) ve elemental teğetsel ($dF_{t,j}$), radyal ($dF_{r,j}$) ve aksel ($dF_{a,j}$) kuvvet bileşenleri klasik prosesdeki kesme (F_t), ilerleme (F_f) ve radyal (F_r) kuvvet bileşenlerine karşılık geldiği için bu model ve klasik eğik kesme prosesi modeli ve kesme mekaniği analizleri arasında benzerlik bulunmaktadır. Bu yüzden, elemental kayma kuvveti (dF_s) ve kayma düzlemindeki kayma hızı (V_s) ile aynı doğrultuda ve normal düzleme (P_n) göre η_s açısı kadar eğikken, elemental sürtünme kuvveti (dF_u) ve talaş yüzeyindeki talaş hızı (V_c) ile aynı doğrultuda ve normal P_n 'ye göre η_c açısı kadar eğiktir. Süreklilik ve sıkıştırılamazlık koşulları uygulanırken kayma düzlemi ve kesici takım-talaş ara yüzünde talaş üzerine etki eden eşit büyüklükte ve aynı doğrultuda zıt iki kuvvetin etkisi altında talaşın dengede olduğu kabul edilir. Kesme mekaniği analizine göre Şekil 5.5'deki üç elemental kuvvet $dF_{t,j}$, $dF_{r,j}$, $dF_{a,j}$ kesme bileşeninden ve kesici kenardaki sürtme ya da ovalamadan dolayı kenar kuvvetten oluşmaktadır [9]. Normal düzlemdeki elemental teğetsel ($dF_{t,n}$), radyal ($dF_{r,n}$) ve kayma ($dF_{s,n}$) kuvvetlerinin bileşenleri frezeleme kuvvetleri ve geometrisi ile Denklem (5.29) da gösterildiği gibi;

$$\left. \begin{aligned} dF_{t,n} &= dF_{t,j} \cos i + dF_{z,j} \sin i \\ dF_{r,n} &= dF_{r,j} \\ dF_{s,n} &= \tau_s \frac{f_t \sin \phi_j(z)}{\sin \phi_n \cos i} \end{aligned} \right\} \quad (5.29)$$

ilişkilendirilmiştir. dF_v ve dF_u talaş yüzeyindeki elemental normal ve sürtünme kuvvetleridir [58]. Eğik kesme modeline dayanarak elemental talaşın kuvvet dengesinden elde edilen frezeleme kuvvet katsayıları (K_{tc} , K_{fc} , ve K_{rc}) kesme mekaniği analizi değişkenleri açısından Denklem (5.30) daki gibi;

$$\left. \begin{aligned}
K_{tc} &= \frac{\tau_s}{\sin \phi_n} \frac{\cos(\beta_n - \alpha_n) + \tan i \tan \eta_c \sin \beta_n}{\sqrt{\cos^2(\phi_n + \beta_n - \alpha_n) + \tan^2 \eta_c \sin^2 \beta_n}} \\
K_{fc} &= \frac{\tau_s}{\sin \phi_n \cos i} \frac{\sin(\beta_n - \alpha_n)}{\sqrt{\cos^2(\phi_n + \beta_n - \alpha_n) + \tan^2 \eta_c \sin^2 \beta_n}} \\
K_{rc} &= \frac{\tau_s}{\sin \phi_n} \frac{\cos(\beta_n - \alpha_n) \tan i - \tan \eta_c \sin \beta_n}{\sqrt{\cos^2(\phi_n + \beta_n - \alpha_n) + \tan^2 \eta_c \sin^2 \beta_n}}
\end{aligned} \right\} \quad (5.30)$$

ifade edilebilir [68]. Burada τ_s kayma düzlemindeki kayma gerilmesi, ϕ_n normal düzlemindeki kayma açısı, i eğim veya helis açısı, η_c talaş yüzeyinde ölçülen talaş akış açısıdır. Armarego ve Whitfield talaş akış açısı tahmini için $\eta_c = i$ olduğunu belirten Stabler kuralını [67] kullanmıştır [23]. Ancak, talaş akış açısı Bölüm 2’de açıklanan kuvvet ve hız ilişkilerinden elde edilen denklemlerle iteratif olarak çözülebilir [9, 23, 58]. Bu çalışmada, talaş akış açısının tahmini için Whitfield tarafından önerilen ve daha sonra Budak tarafından incelenen formülasyon kullanılmış olup [58, 66], talaş akış denklemi Newton-Rapson algoritması ile nümerik olarak çözülmüştür.

Normal sürtünme açısı (β_n), yani talaş yüzeyindeki sürtünme açısının (β_a) normal düzlemindeki (P_n) bileşeni Denklem (5.31) deki gibi [68];

$$\tan \beta_n = \tan \beta_a \cos \eta_c \quad (5.31)$$

ve Şekil 5.5’deki deformasyon geometrisi ve süreklilik ve sıkıştırılmazlık koşullarından normal düzlemindeki (P_n) normal kayma açısı Denklem (5.32) deki gibi;

$$\tan \phi_n = \frac{r_c (\cos \eta_c / \cos i) \cos \alpha_n}{1 - r_c (\cos \eta_c / \cos i) \sin \alpha_n} \quad (5.32)$$

hesaplanabilir. Ayrıca, aşağıdaki denklem klasik eğik kesme proseslerine uygulanır.

$$\tan(\phi_n + \beta_n) = \frac{\cos \alpha_n \tan i}{\tan \eta_c - \sin \alpha_n \tan i} \quad (5.33)$$

Denklem (5.30)-(5.33) birleştirilerek Denklem (5.30) da verilen frezeleme kuvvet katsayıları Denklem (5.34) deki gibi;

$$\begin{aligned}
K_{tc}, K_{fc}, K_{rc} &= \text{fonksiyonlar } (\tau_s, \alpha_n, i, \phi_n \text{ veya } r_c, \beta_n \text{ veya } \beta_a) \text{ veya} \\
K_{tc}, K_{fc}, K_{rc} &= \text{fonksiyonlar } (\tau_s, \alpha_n, i, \phi_n \text{ veya } r_c, \eta_c) \text{ veya} \\
K_{tc}, K_{fc}, K_{rc} &= \text{fonksiyonlar } (\tau_s, \alpha_n, i, \eta_c, \beta_n \text{ veya } \beta_a)
\end{aligned}
\tag{5.34}$$

ifade edilebilir. Elemental kesici takım geometrisi (α_n, i), iş parçası kayma gerilmesi (τ_s) ve üç basit kesme niceliğinden (ϕ_n , veya r_c, β_n veya β_a ve η_c) herhangi ikisi bilinirse bu katsayılar tayin edilebilir [9].

Denklem (5.30) daki üç katsayıyı tahmin etmek için Denklem (5.30)-(5.33)'ün çözümündeki metod ortogonal kesme testlerinden bulunan kayma gerilmesi (τ_s), talaş kalınlığı oranı (r_c) ve talaş yüzeyindeki sürtünme açısı (β_a) olarak adlandırılan üç basit kesme niceliğinin kullanılmasına dayanmaktadır [9]. Metal kesme parametreleri olarak adlandırılan kayma açısı (ϕ_c), kayma düzlemindeki kayma gerilmesi (τ_s) ve talaş yüzeyindeki sürtünme açısı (β_a) farklı talaş açıları ve kesme hızlarında yapılan ortogonal kesme testlerinde ölçülen kesme kuvvetleri ve talaş kalınlığı oranlarından Denklem (5.35)'deki eşitlikler;

$$\left. \begin{aligned}
\tan \phi_c &= \frac{r_c \cos \alpha_r}{1 - r_c \sin \alpha_r} \\
\tau_s &= \frac{(F_{tc} \cos \phi_c - F_{fc} \sin \phi_c) \sin \phi_c}{b h} \\
\tan \beta_a &= \frac{F_{fc} + F_{tc} \tan \alpha_r}{F_{tc} - F_{fc} \tan \alpha_r}
\end{aligned} \right\} \tag{5.35}$$

kullanılarak bulunabilir [64]. Burada r_c kesme oranı veya deforme olmamış talaş kalınlığının talaş kalınlığına oranı, α_r radyal talaş açısı, F_t ve F_f sırasıyla kesme hızı ve ilerleme yönündeki kesme kuvvetleridir.

Bu yaklaşım belirli bir kesici takım-iş parçası malzemesi çifti için ortogonal kesme veri tabanı hazırlanmasını gerektirmektedir. Çeşitli talaş kalınlıkları (h), talaş açıları (α_n) ve kesme hızlarında (V) gerçekleştirilen bir dizi ortogonal kesme testi talaş kalınlığı oranının belirlenmesinin yanı sıra kesme (F_t) ve ilerleme (F_f) kuvvet bileşenlerinin ölçümünü içerir [9].

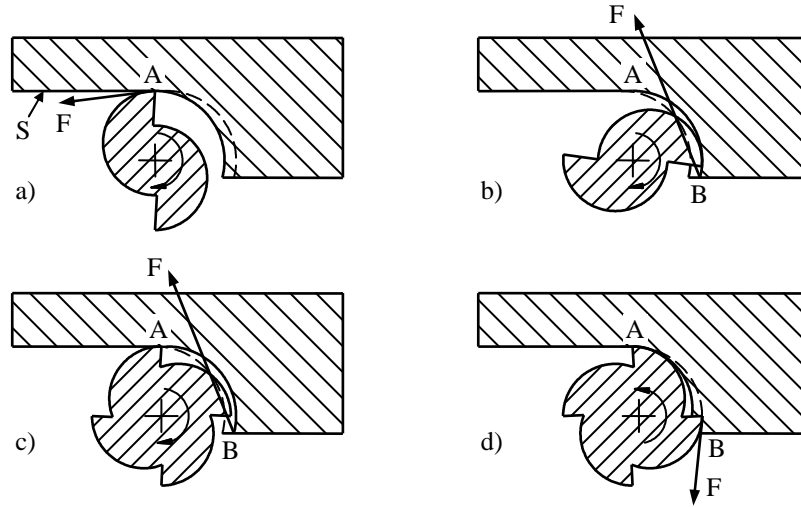
Ortogonal kesme kuvvetlerinin analizinde hem üstel hem de doğrusal kenar kuvvet modelleri kullanılır ve her iki yöntem de doğru kuvvet tahminleri verir. Ancak, kenar kesme kuvvetleri ile kayma ve talaş yüzeyi sürtünmesi arasında herhangi bir ilişki olmadığı için kayma gerilmesi ve sürtünme açısının analizi ve belirlenmesinde kenar kuvvetleri kesme kuvvetlerinden ayrılmalıdır. Bu nedenle, doğrusal kenar kuvvet modeli kullanıldığında Denklem (5.35) de toplam kesme kuvvetlerinin kesme bileşenleri kullanılmalıdır [58]. Kenar kuvvet bileşenleri ölçülen kuvvet-kesme kalınlığı fonksiyonlarından sıfır talaş kalınlığına göre tahmin edilir ve F_{tc} ve F_{fc} kesme kuvvet bileşenlerini tahmin etmek için ölçülen F_t ve F_f kuvvetlerinden çıkarılır [9].

Ortogonal kesme testleri bir dizi kesme hızı, talaş açısı ve deforme olmamış talaş kalınlığı için tekrarlandıktan sonra iş parçası ve kesici takım malzemesi çifti için ortogonal kesme veri tabanı oluşturulur. Daha sonra, bu veriler Denklem (5.30) da verilen eğik model kullanılarak frezeleme kuvvet katsayılarını belirlemek için kullanılabilir [7].

6. BOYUTSAL YÜZEY HATALARININ ANALİTİK MODELLENMESİ

6.1. Parmak Frezeleme Doğruluğu

Parmak frezelemede doğruluk konusu çeşitli nedenlerden dolayı ilgi çekici ve önemlidir. Birincisi, parmak frezeler oldukça esnektir ve kesme rijitliği yüksektir. İkincisi, parmak frezeleme havacılık ve uzay sanayisinde çok önemli bir operasyondur. Üçüncüsü, parmak frezeleme periyodik olarak değişen kuvvetin ve sehim ve doğruluk arasındaki dolaylı ilişkinin özel bir durumunu içermektedir. Şekil değişikliklerinin işlenmiş yüzeyin doğruluğu üzerindeki etkisini ifade etmek için düz kesici ağızlı parmak frezeler ve kuvvete karşı anlık şekil değiştirme tepkisi göz önüne alınarak üçüncü durum Şekil 6.1’de analiz edilmiştir [60].



Şekil 6.1. Düz kesici ağızlı parmak frezeler üzerindeki kuvvetler ve işlenmiş yüzeyin doğruluğu üzerindeki etkileri: a) İki ağızlı parmak freze ile zıt yönlü frezeleme kesici ağız A noktasında; b) İki ağızlı parmak freze ile zıt yönlü frezeleme kesici ağız B noktasında; c) Dört ağızlı parmak freze ile zıt yönlü frezeleme; d) Dört ağızlı parmak freze ile aynı yönlü frezeleme [60]

Şekil 6.1’de görüldüğü gibi zıt yönlü frezelemede kesici ağız A noktasında çok küçük bir kuvvetle kesmeye başlar ve B noktasında maksimum kuvvete ulaşır. Nihai yüzey kesici ağız A noktasında iken oluşur (S) ve iki ağızlı parmak freze ile işleme sırasında kesici ağız A noktasında iken pratik olarak hiçbir sehim yoktur (Şekil 6.1a).

Diğer taraftan, kesici ağız B noktasında iken büyük bir sehim vardır, fakat A noktasında oluşan yüzey üzerinde sehim izini bırakacak hiçbir kesici ağız yoktur (Şekil 6.1b). Buna ilaveten, Şekil 6.1c'de gösterildiği gibi dört ağızlı parmak freze için radyal kesme derinliği en az kesici yarıçapına eşitse, B noktasında kesme yapan kesici ağzın meydana getirdiği kuvvetten dolayı A noktasındaki kesici ağız S yüzeyinde sehim izini bırakır. Aynı yönlü frezelemede (Şekil 6.1d) benzer bir durum vardır, fakat sehim iş parçasından dışarıya doğrudur. Aslında parmak frezeler düz değil helisel kesici ağızlara sahiptir ve kuvvet, sehim ve işlenmiş yüzey şekli arasındaki ilişki daha karmaşıktır [60].

6.2. Helisel Kesici Ağızlı Parmak Frezelerin Meydana Getirdiği Boyutsal Hatalar: Statik Şekil Değiştirme

Tlusty helisel parmak frezelerin yol açtığı boyutsal hataları incelemek için Şekil 6.2'de gösterilen zıt yönlü frezeleme durumu ele alınmıştır [60]. Kesici kenar üzerindeki bir noktanın koordinati S yüzeyi ile parmak frezenin temasını gösteren sıfır (0) çizgisindeki kesme yayının başlangıcından ölçülen açıyla tanımlanmıştır. Kesici kenarın her bir noktası $\phi = 0$ 'dan $\phi = \phi_{ex}$ 'ye kadar kesme yapmaktadır.

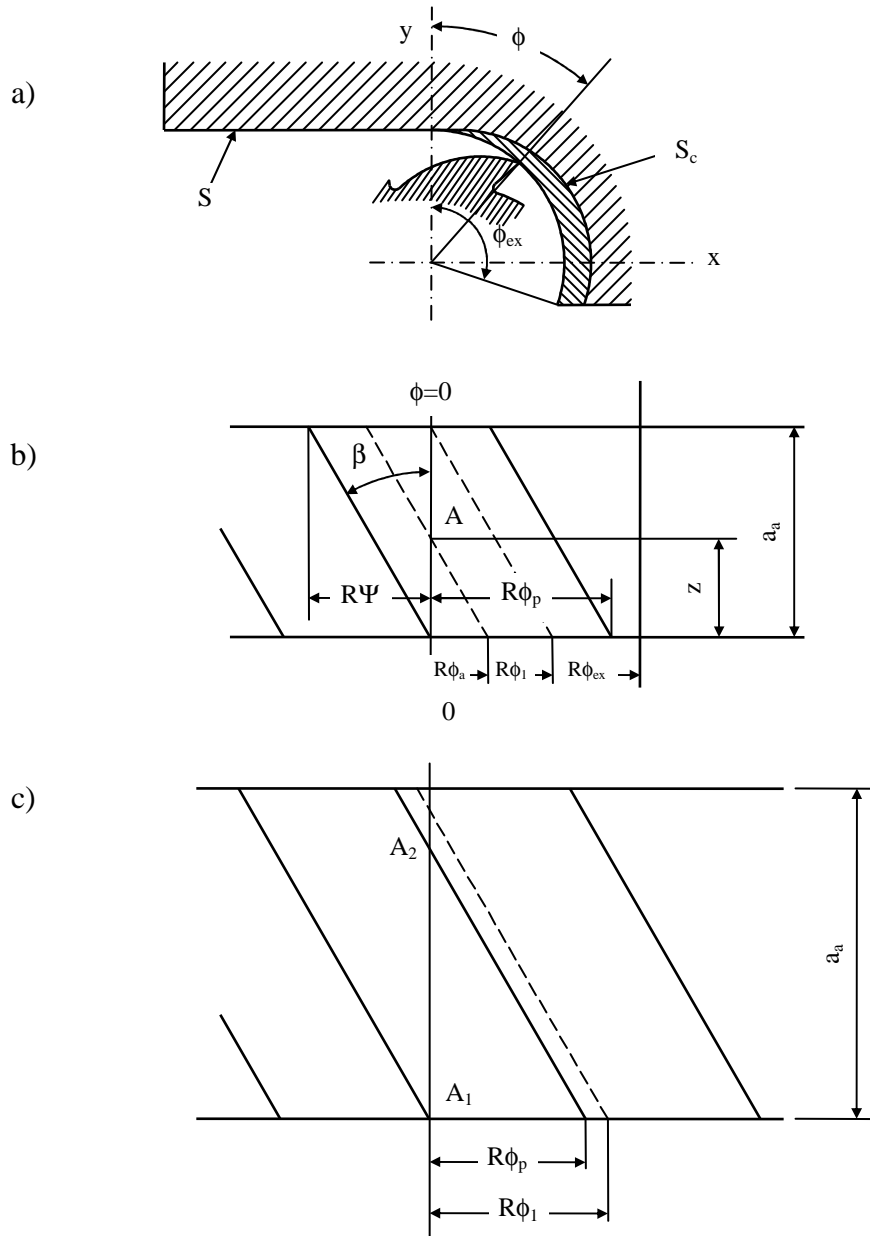
Şekil 6.2b kesici takım ve kesme yüzeyi çevresinin açınımlı göstermektedir. Tüm kesici kenarlar helis açısı (β) kadar eğik düz çizgiler olarak görünmektedir. Dişlerin adım açısı (ϕ_p) ve bir kesici kenarın verilen aksel kesme derinliği (a_a) boyunca yayıldığı süpürme açısı ψ ile belirtilmiştir. Kesici takım yarıçapı R olup, ψ açısı Denklem (6.1) deki gibi;

$$\left. \begin{aligned} R\psi &= a_a \tan \beta \\ \psi &= \frac{a_a \tan \beta}{R} \end{aligned} \right\} \quad (6.1)$$

ifade edilmiştir. Şekil 6.2b $\psi < \phi_p$ durumunu göstermektedir. Bir kesici kenar kılavuzluk eden noktası ile birlikte tam sıfır (0) çizgisi üzerinde gösterilmiştir. Bu kenar kesmeye başladığında kılavuzluk eden nokta ϕ_a açısındadır. Denklem (6.2) de gösterildiği gibi;

$$z = \frac{R \phi_a}{\tan \beta} \quad (6.2)$$

kesici kenar z yüksekliğindeki A noktasında sıfır (0) çizgisi üzerinde S yüzeyini oluşturacaktır. Kesici kenarın yüzey oluşturan noktası kesme esnasında a_a uzunluğu boyunca aşağıdan yukarıya doğru çıkmaktadır. Bu durum kesici kenar sıfır çizgisini geçtikçe her bir kesici kenar tarafından tekrarlanır.



Şekil 6.2. Helisel parmak frezelerle işlenen yüzeyin doğruluğu üzerinde kuvvet etkisinin analizi: a) Freze dişi; b) $\Psi < \phi_p$; c) $a_a > a_{a,p}$ [60]

Şekil 6.2b küçük bir aksel kesme derinliğinde kesici kenarın sıfır (0) çizgisi üst noktasına ulaşmak için $\phi_1 < \phi_p$ açısında hareket ettiğini de göstermektedir. Bu bir zaman aralığındaki şekil değişikliklerinin dış periyoduna göre daha küçük olduğu anlamına gelmektedir.

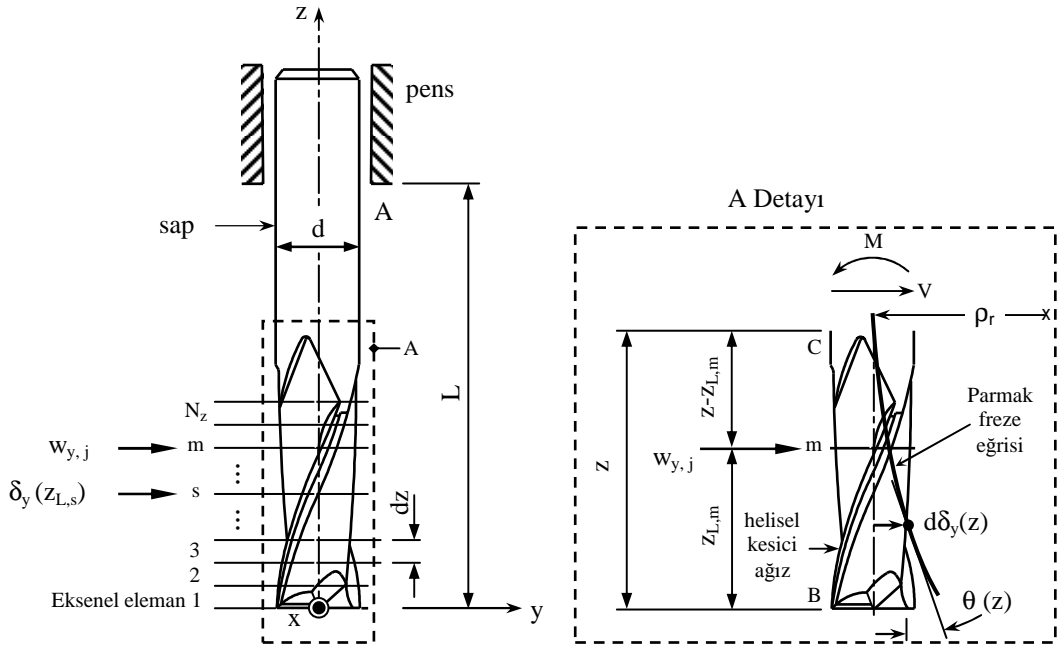
$a_a < a_{a,p}$ ise, $\phi_1 < \phi_p$ durumu ortaya çıkar. Burada $a_{a,p} = R \phi_p / \tan \beta$ kesici kenar süpürme açısının (ψ) adım açısına (ϕ_p) eşit olduğu aksel kesme derinliğidir.

Tam tersi bir durumda, yani $a_a > a_{a,p}$ ise (Şekil 6.2c), S yüzeyi sıfır (0) çizgisi üzerinde aynı anda bulunan iki kesici kenar noktası (A_1 ve A_2) tarafından oluşturulur. Aynı yönlü frezeleme analizi de benzer şekilde yapılabilir.

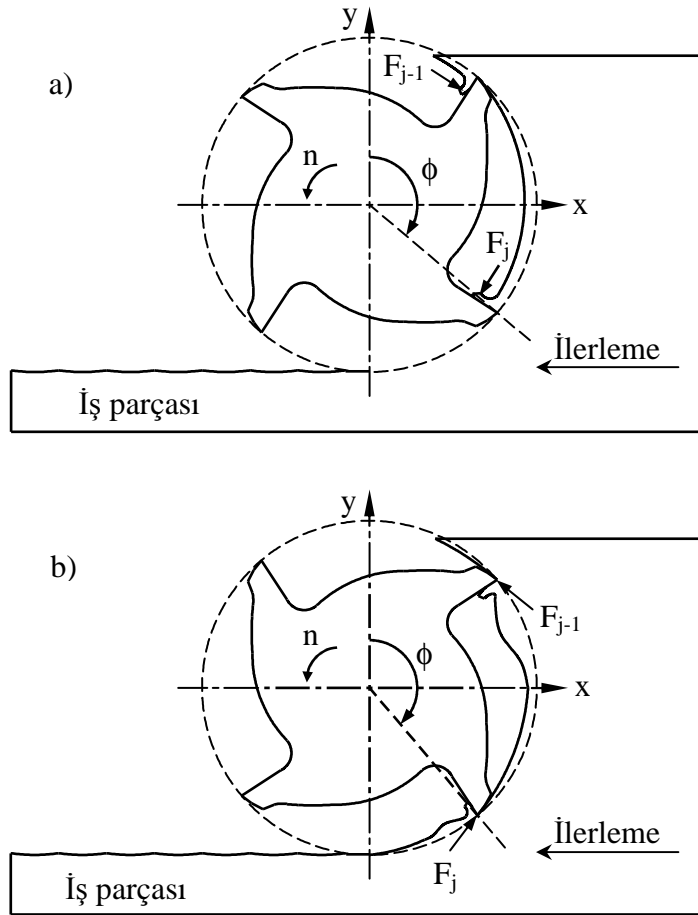
6.2.1. Statik olarak elastik parmak frezeler için boyutsal hata modeli

Parmak frezelemede yüzey kesici sehimi, dönme açısı ve ilerleme hızı ile belirlenen kesici kenar yörüngesi tarafından meydana getirilir. İş parçasından talaş kaldırıldığında kesici geometrisi ve kesme genişliğine bağlı olarak helisel kesici kenar boyunca yüzey oluşturan birkaç temas noktası mevcuttur. Parmak frezenin alt tarafındaki bir P_1 kesici kenar noktası y eksenini ile hizalıysa, parmak freze $d\phi$ açısı kadar döndürüldüğünde helis açısından dolayı P_1 temas noktası P_2 temas noktasına hareket edecektir. P_1 'den P_2 'ye hareket yüzey oluşumuna yol açar. Yüzey zıt yönlü frezelemede girişte ($\phi_{st} = 0$) meydana gelirken, aynı yönlü frezelemede çıkışta ($\phi_{ex} = \pi$) oluşur. Bu esnada normal kesme kuvveti sıfır olmayacağı için elastik parmak frezenin sehimi iş parçası yüzeyine normal yönde statik boyut hatası olarak geçer [10]. Bu nedenle, boyutsal yüzey hatalarını tam olarak hesaplamak için dönme açısına göre kesici sehimini incelemek gereklidir. Şekil 6.3 L efektif uzunluklu parmak frezenin statik şekil değiştirme modelini göstermektedir.

Parmak frezeler helisel kesici ağızlara sahip olduğu için yüzey oluşturma işlemi karmaşık bir yapıya sahiptir. Kesici takım y eksenini üzerindeyken, talaş kalınlığı daima sıfırdır. Bu durum, zıt yönlü frezelemede kesici takım girişte ($\phi = 0$) iken ve aynı yönlü frezelemede kesici takım çıkışta ($\phi = \pi$) iken meydana gelir (Şekil 6.4).



Şekil 6.3. Parmak freze statik şekil değiştirme modeli



Şekil 6.4. Yüzey şekil hataları üzerinde frezeleme yöntemi ve kesme genişliğinin etkisi: a) Zıt yönlü frezeleme; b) Aynı yönlü frezeleme [10]

Kesici kenar temas noktalarının z doğrultusundaki koordinatları kesici takım dönme açısının (ϕ) fonksiyonu olarak tespit edilebilir. Kesici kenar temas noktaları zıt yönlü frezelemede anlık dalma açısını $(\phi_j(z) = \phi + (j-1)\phi_p - k_\beta z)$ sifıra ve aynı yönlü frezelemede π 'ye eşitleyerek Denklem (6.3) deki gibi;

$$\left. \begin{aligned} z_j(\phi) &= \frac{\phi + (j-1)\phi_p}{k_\beta} && \text{(zıt - yönlü frezeleme)} \\ z_j(\phi) &= \frac{\phi + (j-1)\phi_p - \pi}{k_\beta} && \text{(aynı - yönlü frezeleme)} \end{aligned} \right\} \quad (6.3)$$

hesaplanır. Burada β helis açısı, $j=1, 2, \dots, N-1$ kesici ağız sayısı ve $\phi_p = 2\pi/N$ kesici adım açısıdır.

Pensle iş miline bağlanan helisel kesici kenarlı parmak freze statik olarak elastik ve değişken atalet momentine sahip konsol kiriş olarak modellenmiş ve aksel olarak eşit yüksekliğe ($dz = a_a/N_z$) sahip N_z sayıda disk elemana bölünmüştür. Her bir aksel elemanın kesici kenarının oluşturduğu normal frezeleme kuvveti $(w_{y,j}(\phi_j(z)) = dF_{y,j}(\phi_j(z))/dz)$ kesici ve iş parçası arasındaki temas noktasında konumlandırılan tekil kuvvet olarak modellenmiş ve aşağıdaki gibi;

$$w_{y,j}(\phi_j(z)) = K_t \frac{f_t}{2} \int_{z_{L,k}}^{z_{L,k+1}} [1 - \cos 2\phi_j(z) - K_r \sin 2\phi_j(z)] \quad (6.4)$$

ifade edilmiştir. Burada K_t ve K_r kesme kuvveti katsayıları ve f_t diş başına ilerlemedir. $z_{L,k}$ ve $z_{L,k+1}$ elemanın alt ve üst z ekseni sınırlarını göstermektedir.

Frezelenen yüzeyi belirlemek için kesicinin açısal pozisyonun bir fonksiyonu olarak frezeleme kuvvetinin değişimi, yani kesicinin açısal pozisyonuna karşılık gelen kesici-iş parçası temas noktasının değişimi incelenmiştir. Pensin kesici takımı rijit olarak sığıldığı varsayılmıştır. Bundan dolayı pensin rijitliği hesaba katılmamıştır.

Şekil 6.3'de gösterildiği gibi parmak freze $w_{y,m}$ frezeleme kuvvetine maruz bırakıldığında kesici ekseni ρ_r yarıçaplı dairesel bir yay şeklini alır. Kesici ekseni boyunca parmak frezenin uzunluğu aynı kalır, fakat eğilme momenti ve eksen

eğriliği parmak freze uzunluğu boyunca değişir. Böyle bir durumda yeni yüzeyin oluşturulduğu her bir temas noktasındaki sehim için denklem geliştirirken moment-eğrilik ilişkisi incelenebilir. Parmak freze malzemesinin lineer olarak elastik kaldığı varsayımına göre kesici eksen eğriliği ve eğilme momenti arasındaki ilişki aşağıdaki gibi;

$$\frac{1}{\rho_r} = \frac{M_{y,j}(\phi_j(z))}{EI} \quad (6.5)$$

yazılabilir [77]. Burada $1/\rho_r$ parmak freze eğrisinin eğriliği ve $M_{y,j}(\phi_j(z))$ parmak freze üzerindeki bir noktada uygulanan eğilme momentidir. Şekil 6.3’de görüldüğü C noktasının herhangi bir konumu için eğilme momenti denklemi aşağıdaki gibi;

$$M_{y,j}(\phi_j(z)) = -w_{y,j}(\phi_j(z)) \langle z - z_{L,m}(\phi_j) \rangle^1 \quad (6.6)$$

ifade edilebilir. Eğilme momenti ($M_{y,j}(\phi_j(z))$) Denklem (6.5)’de yerine konulduğunda;

$$\frac{1}{\rho} = - \frac{w_{y,j}(\phi_j(z)) \langle z - z_{L,m}(\phi_j) \rangle}{EI} \quad (6.7)$$

elde edilir. Elementer hesaplama ve analitik geometriden parmak freze eğrisinin herhangi bir P(y,z) noktasındaki eğriliği aşağıdaki gibi;

$$\frac{1}{\rho} = \frac{\frac{d^2\delta_y(z)}{dz^2}}{\left[1 + \left(\frac{d\delta_y(z)}{dz} \right)^2 \right]^{3/2}} \quad (6.8)$$

yazılabilir. Burada $d\delta_y(z)/dz$ ve $d^2\delta_y(z)/dz^2$ terimleri $\delta_y(z)$ fonksiyonunun birinci ve ikinci türevleridir. Küçük şekil değişiklikleri için eğim $d\delta_y(z)/dz$ çok küçüktür ve karesi $((d\delta_y(z)/dz)^2)$ ihmal edilebilir düzeydedir. Buna göre Denklem (6.8) aşağıdaki gibi;

$$\frac{1}{\rho} = \frac{d^2\delta_y(z)}{dz^2} \quad (6.9)$$

ifade edilir. Denklem (6.9)'a Denklem (6.5) konulduğunda ve her iki taraf EI ile çarpıldığında;

$$EI \frac{d^2\delta_y(z)}{dz^2} = M_{y,j}(\phi_j(z)) \quad (6.10)$$

elde edilir. $M_{y,j}(\phi_j(z))$ 'nin değeri Denklem (6.10)'a yazıldığında;

$$EI \frac{d^2\delta_y(z)}{dz^2} = -w_{y,j}(\phi_j(z)) \langle z - z_{L,m}(\phi_j) \rangle^1 \quad (6.11)$$

ifadesi elde edilir. Denklem (6.11)'in integrali aşağıdaki gibi;

$$\begin{aligned} EI \frac{d\delta_y(z)}{dz} &= \int_0^z M_{y,j}(\phi_j(z)) dz \\ &= -\frac{1}{2} w_{y,j}(\phi_j(z)) \langle z - z_{L,m}(\phi_j) \rangle^2 + C_{y,1} \end{aligned} \quad (6.12)$$

bulunur. Konsol kiriş halinde sabit uçta (A) eğim sıfırdır. Denklem (6.12)'de $z = L$ ve $\theta_y(z) = d\delta_y(z)/dz = 0$ alınarak integrasyon sabiti $C_{y,1}$ sınır koşullarından aşağıdaki gibi;

$$C_{y,1} = \frac{1}{2} w_{y,j}(\phi_j(z)) [L - z_{L,m}(\phi_j)]^2$$

belirlenebilir. Denklem (6.12)'un her iki tarafının integrali aşağıdaki gibi;

$$EI \delta_y(z) = \int_0^z dz \int_0^z M_{y,j}(\phi_j(z)) dz + C_{y,1} z + C_{y,2} \quad (6.13)$$

ifade edilir. Denklem (6.13) de $z = L$ yerine konulduğunda;

$$EI \delta_y(z) = -\frac{1}{6} w_{y,j}(\phi_j(z)) \langle L - z_{L,m}(\phi_j) \rangle^3 + C_{y,1} L + C_{y,2} \quad (6.14)$$

elde edilir. Konsol kiriş halinde sabit uçta (A) sehimi ($\delta_y(z)$) de sıfırdır. $C_{y,1}$ integrasyon sabitini Denklem (6.14)'e yerleştirerek $C_{y,2}$ integrasyon sabiti aşağıdaki gibi;

$$C_{y,2} = -\frac{1}{6} w_{y,j}(\phi_j(z)) [L - z_{L,m}(\phi_j)]^2 [2L + z_{L,m}(\phi_j)]$$

belirlenebilir.

$C_{y,1}$ ve $C_{y,2}$ integrasyon sabitleri Denklem (6.13) de yerine konularak parmak frezenin j'ninci kesici ağzının m'inci elemanındaki normal kuvvetin neden olduğu y yönündeki $z_{L,s}$ noktasındaki sehimi ($\delta_y(z_{L,s}(\phi_j))$) aşağıdaki gibi;

$$\begin{aligned} \delta_y(z_{L,s}(\phi_j)) = & \frac{w_{y,j}(\phi_j(z))}{6EI} \{-\langle v_s(\phi_j) - v_m(\phi_j) \rangle^3 \\ & + [L - v_m(\phi_j)]^2 [3v_s(\phi_j) - 2L - v_m(\phi_j)]\} \end{aligned} \quad (6.15)$$

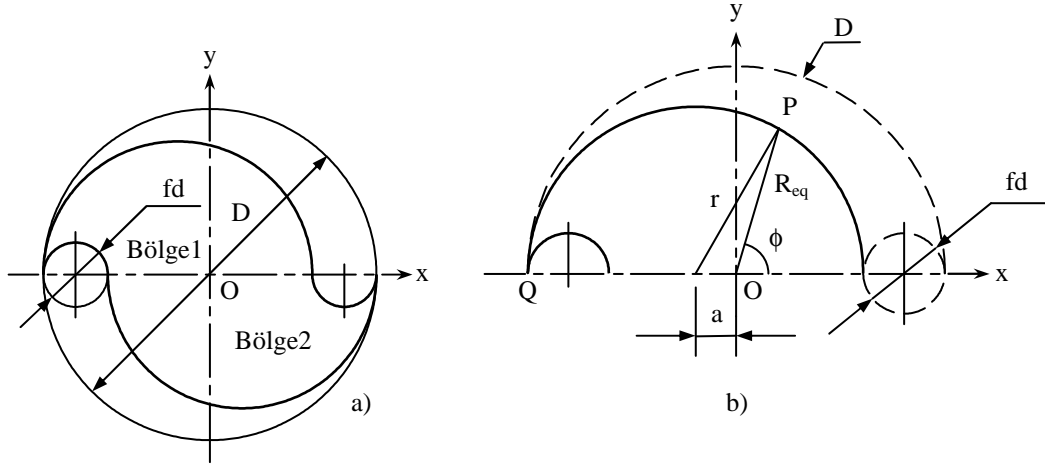
ifade edilebilir. Burada E kesici takımın elastisite modülü, I kesici takım kesitinin atalet momenti, L pens yüzeyinden ölçülen kesici ölçü uzunluğu, $v_s(\phi_j) = L - z(\phi_j)$ ve $v_m(\phi_j) = L - z_{L,m}(\phi_j)$ sehimin ve uygulanan kuvvetin sabit A ucundan uzaklığıdır.

Atalet momentini (I) belirlemek için Kivanc ve Budak tarafından önerilen yaklaşım kullanılarak parmak freze kesitinin geometrik modeli oluşturulmuştur [29]. Şekil 6.5 parmak freze kesitinin geometrik parametrelerini göstermektedir.

İki ağzılı parmak frezenin birinci kesici ağzı için eşdeğer yarıçap (R_{eq}) kosinüs teoremi ile dönme açısının fonksiyonu olarak aşağıdaki gibi;

$$R_{eq, 2-ağzılı}(\phi) = -a \cos(\phi) + \sqrt{(r^2 - a^2) + a^2 \cos^2(\phi)} \quad 0 < \phi \leq \pi \quad (6.16)$$

ifade edilmiştir. Burada r yay yarıçapı ve a yay merkezinin konumudur.



Şekil 6.5. İki ağızlı parmak freze: a) Freze kesiti; b) Bölge 1

Tüm kesitin atalet momentini analitik olarak belirlemek için x ve y eksenleri etrafında parmak frezenin birinci kesici ağızının atalet momentini aşağıdaki gibi;

$$\left. \begin{aligned}
 I_{x2\text{-ağızlı}} &= \left[\int_0^\pi \int_0^{R_{eq,2\text{-ağızlı}}(\phi)} \Omega^3 \sin^2(\phi) d\Omega d\phi \right] \\
 &\quad - \left[\frac{1}{8} \pi \left(\frac{fd}{2} \right)^4 \right] \\
 I_{y2\text{-ağızlı}} &= \left[\int_0^\pi \int_0^{R_{eq,2\text{-ağızlı}}(\phi)} \Omega^3 \cos^2(\phi) d\Omega d\phi \right] \\
 &\quad - \left[\frac{1}{8} \pi \left(\frac{fd}{2} \right)^4 + \frac{\pi fd^2}{8} \left(r + a - \frac{fd}{2} \right)^2 \right]
 \end{aligned} \right\} \quad (6.17)$$

bulunmuştur. Burada $0 < \Omega \leq R_{eq}(\phi)$. Kesitin toplam atalet momentini birinci kesici ağızın atalet momentini ağız sayısı ile çarparak aşağıda gösterildiği gibi;

$$\left. \begin{aligned}
 I_{x2\text{-ağızlı,TOT}} &= 2(I_{x2\text{-ağızlı}}) \\
 I_{y2\text{-ağızlı,TOT}} &= 2(I_{y2\text{-ağızlı}})
 \end{aligned} \right\} \quad (6.18)$$

tespit edilebilir. Burada $I_{x2\text{-ağızlı}}$ ve $I_{y2\text{-ağızlı}}$ sırasıyla x ve y eksenlerine göre parmak frezenin atalet momentleridir. Her bir dönme açısında atalet momentini helis açısından dolayı parmak freze eksenine boyunca değişmektedir. Bu her bir dönme açısında kesici rijitliğinin değişiminden dolayı boyutsal yüzey hatasının da değiştiği anlamına gelir.

$z_{L,s}$ temas noktasındaki toplam sehim ($\delta_y(z_{L,s})$) eş zamanlı olarak iş parçasından talaş kaldıran tüm elemental kesici kenarlar tarafından oluşturulan sehimlerin toplamından Denklem (6.19) daki gibi;

$$\delta_y(z_{L,s}) = \sum_{i=1}^{N_z} \int_{\phi_{st}}^{\phi_{ex}} \delta_{y,i}(z_{L,s}(\phi_j)) = \sum_{i=1}^{N_z} \left(\frac{1}{6EI} \int_{\phi_{st}}^{\phi_{ex}} M_{y,i}(\phi_j(z_{L,s})) \right) \quad (6.19)$$

hesaplanabilir. Burada $M_{y,i}(\phi_j(z_{L,s}))$ eğilme momenti aşağıdaki gibi ifade edilir:

$$M_{y,i}(\phi_j(z_{L,s})) = w_{y,j}(\phi_j(z)) \{ -\langle v_s(\phi_j) - v_m(\phi_j) \rangle^3 \\ + [L - v_m(\phi_j)]^2 [3v_s(\phi_j) - 2L - v_m(\phi_j)] \}$$

Kesici kenarın finiş yüzeyle temas halinde olduğu noktalarda normal yönde oluşan kesici takım sehimi ($\delta_y(z_{L,s})$) frezelenen yüzeye boyutsal hata ($e_y(z_{L,s})$) olarak geçmektedir. Bundan dolayı, boyutsal yüzey hatası Denklem (6.20) deki gibi;

$$e_y(z_{L,s}) = \delta_y(z_{L,s}) \quad (6.20)$$

kesici takım sehiminin incelenmesiyle tam olarak tahmin edilebilir. Frezelenen yüzey kesici ağızlar tarafından oluşturulan izlerden meydana geldiği için boyutsal yüzey hata profili tahmini temas noktasının değişimi göz önüne alınarak yapılmalıdır. Bu amaçla kesici takım $2\pi/N$ kesici ağız geçiş periyodu boyunca $d\phi$ açısal artışı ile döndürülerek temas noktasının pozisyonuna karşılık gelen her bir açısal pozisyona göre kesici sehimi hesaplanır ve finiş yüzey formunu belirlemek için süperpoze edilir.

7. MATERYAL VE YÖNTEM

Bu araştırmada üç grup deneysel test çalışması yapılmıştır. Birinci grup deneysel test çalışmaları özel olarak tasarlanan yarım dalma zıt ve aynı yönlü frezeleme testlerinden oluşmaktadır. İkinci grup deneysel test çalışmaları ortogonal kesme testlerini içermektedir. Üçüncü grup deneysel çalışmalar da doğrulama testleridir. Tüm deneysel test çalışmaları Marmara Üniversitesi, Teknik Eğitim Fakültesi, Makine Eğitimi Bölümü CNC laboratuvarında bulunan takım tezgahları ve kuvvet ölçme sistemleri kullanılarak yapılmıştır.

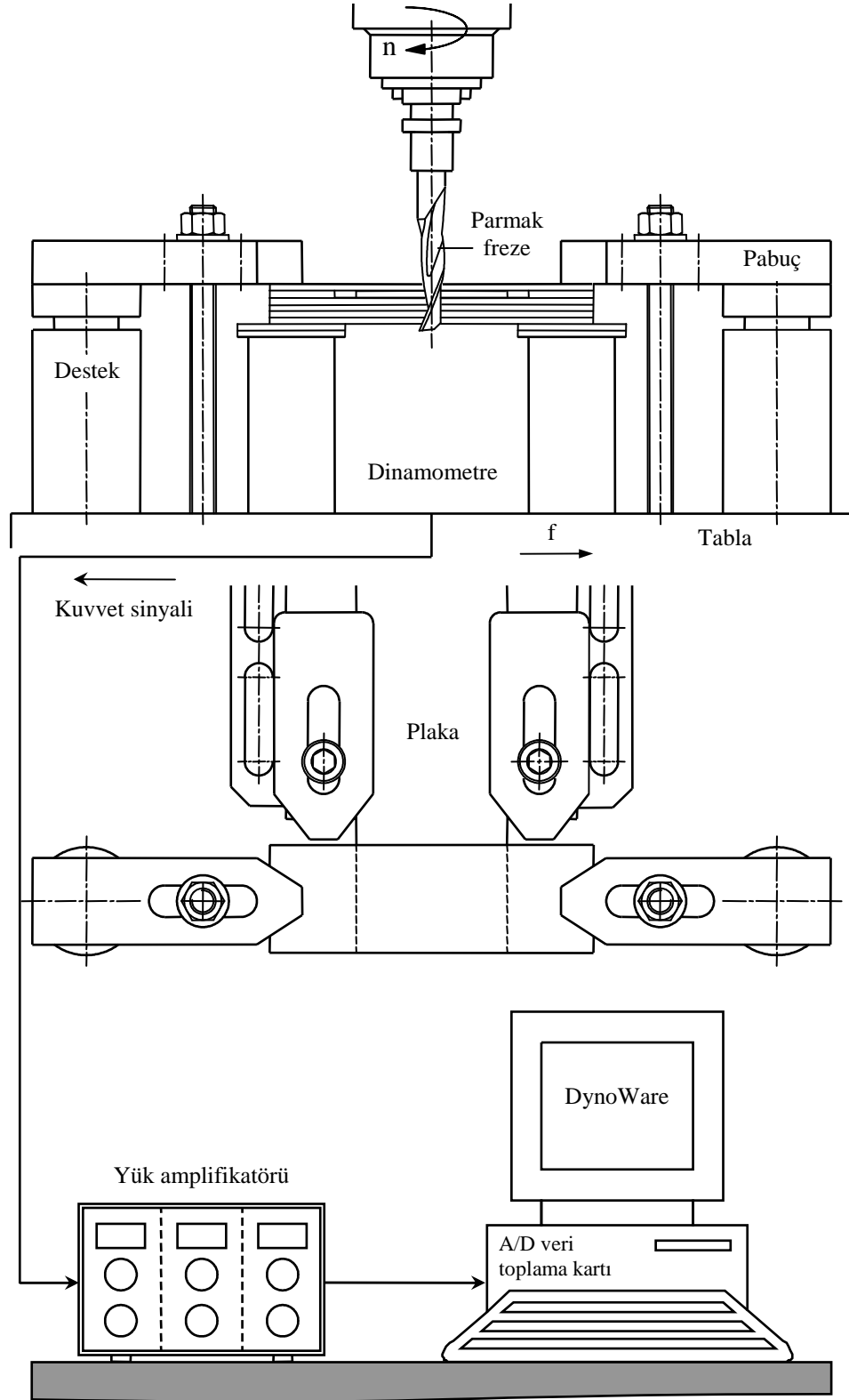
7.1. Kalibrasyon Testleri

Kesme kuvveti katsayılarını kalibre etmek için parmak freze kesici kenar uzunluğu boyunca etki eden kesme kuvvetlerinin değişiminin dahil edildiği bir kalibrasyon prosedürü geliştirilmiştir. Şekil 7.1 kalibrasyon deney düzeneğini Şematik olarak göstermektedir. Kesici kenar uzunluğu boyunca etki eden kesme kuvvetlerini belirlemek için birbiri üzerine dizilen plakalardan bloklar oluşturulmuştur. Plakalardan biri dinamometreye diğerleri tezgah tablasına bağlanmıştır. Plakaların tezgah tablasına sabitlenmesinde iş parçası bağlama elemanları (saplama, somun, bağlama pabucu, destek ve yardımcı aparatlar) kullanılmış olup, dinamometreye bağlantısında tork anahtarı ile sıkılan civatalardan faydalanılmıştır. Dinamometreye bağlı plaka ile diğer plakalar arasında 0.25mm boşluk bulunmaktadır. Sap kısmından pens adaptörüne bağlanan parmak frezenin ucu başlangıçta en alttaki plakadan 1.5mm aşağıya konumlandırılmıştır. Dinamometreye bağlı ilk plakaya karşılık gelen disk element üzerine etki eden kesme kuvvetleri bu koşullar altında ölçülmüştür.

Şekilde 7.1'de görüldüğu gibi deneyler sırasında tüm plakaların yüzeyleri işlenmiş, fakat kuvvet değerleri sadece dinamometreye bağlı plakadan elde edilmiştir.

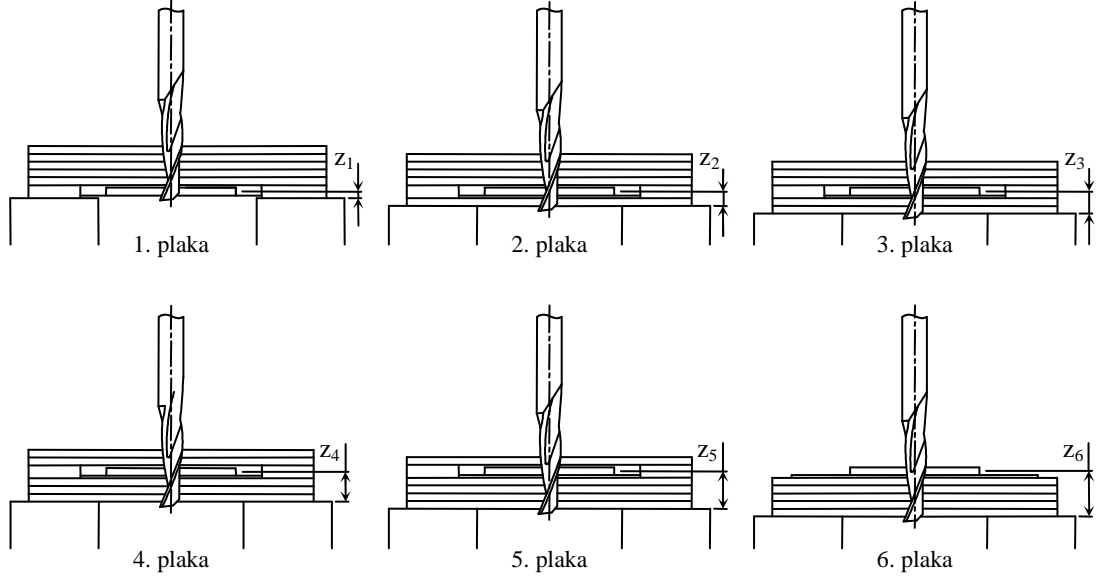
Her bir plakaya karşılık gelen disk elementler üzerine etki eden kesme kuvvetlerini ölçmek için parmak frezenin ve tezgah tablasına bağlı plakaların konumları değiştirilmiştir. Parmak frezenin konumu tezgah başlığını 3mm (plaka kalınlığı) artışlarla aşağı doğru indirerek ayarlanmıştır. Plaka konumlarını değiştirmek için de

tezghah tablasına bağlı olan plakalar sırasıyla dinamometreye bağlı plakanın altına yerleştirilmiştir.



şekil 7.1. Kalibrasyon deney düzeneğinin şematik gösterimi

Parmak frezinin ve her bir plakasının deneysel testler sırasındaki aksel konumları $D=12\text{mm}$ için Şekil 7.2. gösterilmiştir. Aynı zamanda bu şekil önerilen kesme kuvveti dağılımı metodunun iyi bir gösterimidir.



Şekil 7.2. Parmak freze ve plakaların aksel konumları ($D=12\text{ mm}$)

Şekil 7.2’de görüldüğü gibi kesme kuvveti katsayılarının belirlenmesi için özel olarak tasarlanan yarım dalma zıt ve aynı yönlü frezeleme testleri yürütülmüştür. Testler Fanuc serisi O-M kontrol ünitesine ve 10HP iş mili motor gücüne sahip Johnford VMC-550 model dik işleme merkezinde gerçekleştirilmiştir. 8, 10, 12mm çapında, tek ağızlı ve 30° helis açısına sahip kaplamasız karbür parmak frezeler kullanılmıştır. Normal talaş açısının orthogonal kesmedeki talaş açısına karşılık gelen açı olduğu kabul edilmiş olup [24], helisel parmak frezeler 5° , 10° ve 15° olmak üzere üç farklı normal talaş açısına sahiptir. İş parçası malzemesi 50X250X3 mm ebatlarında kesilen Al 7075-T651 alaşımı sac parçalardır.

Kuvvet ölçme sistemi; KISTLER 3-eksenli kuartz kristalli dinamometre (Model 9443B), dinamometreden üç yönde gelen sinyalleri yükselterek volt cinsinden çıkış veren KISTLER yük amplifikatörü (Model 5019b), analog sinyalleri sayısala çeviren A/D veri toplama kartından (Model PCL-812PG) oluşmaktadır. Kuvvet verilerinin kaydı ve grafik halinde görüntülenmesi KISTLER DynoWare 2.31 veri toplama programı ile gerçekleştirilmiştir. Ölçülen kesme kuvvetleri (F_x ve F_y) Newton (N) cinsindedir. Frezeleme işlemine tabi tutulan malzemeye etki eden kuvvetlerin

bileşenlerinin ölçülmesinde kullanılan tüm deneysel donanım ayrıntılı olarak Şekil 7.3'de gösterilmiştir.



a)



b)

Şekil 7.3. Kalibrasyon deney düzeneği: a) Dik işleme merkezi, iş parçası ve dinamometre; b) Amplifikatör, A/D kart ve DynoWare yazılımı

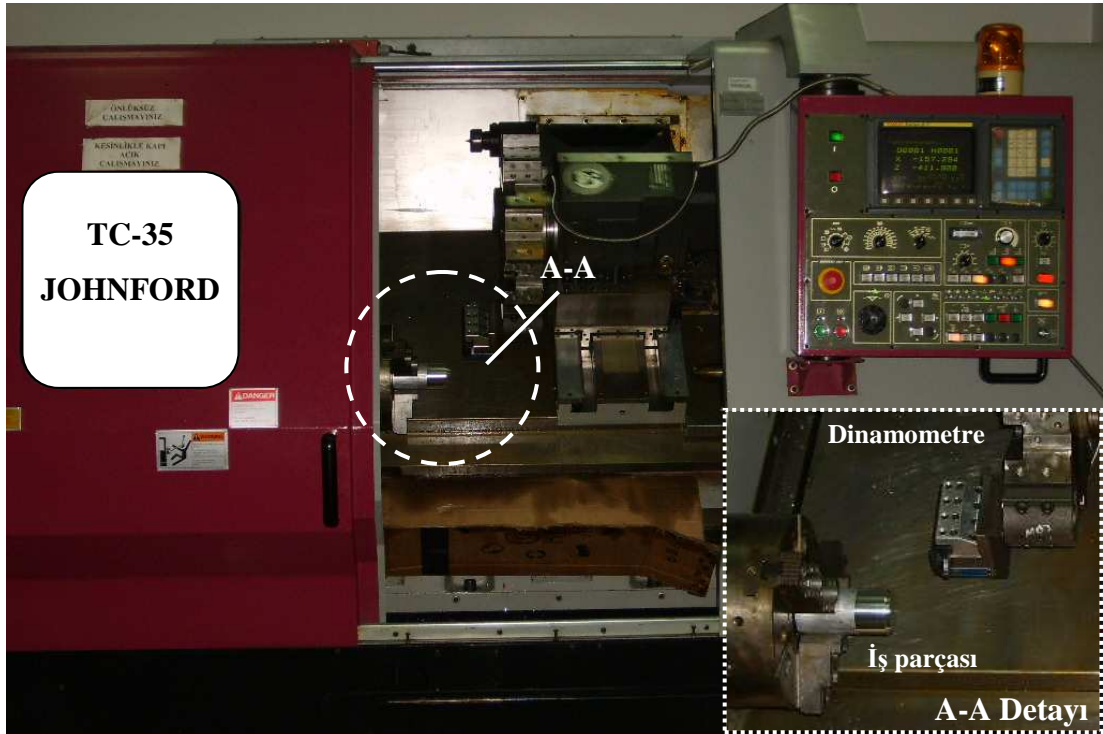
Deneysel sabit kesme hızında, aksel ve radyal kesme derinliklerinde farklı ilerleme hızları ile gerçekleştirilmiş olup, ölçülen kuvvetlerden ortalama kuvvet değerleri belirlenmiştir. Üç farklı çaptaki parmak freze için aksel kesme derinliği kesici takım çapının 1.5 katı alınmıştır. 0.04, 0.08 ve 0.12 mm/diş ilerleme hızlarında ve 30 m/dak kesme hızında tungsten karbür–Al7075-T651 malzeme çifti için test edilmiştir. 10 ve 12mm çapındaki parmak frezeler kullanılarak yapılan deneylerde

Kesme ve kenar kuvvet katsayılarını, kayma gerilmesini ve sürtünme açısını belirlemek için yapılan ortogonal tornalama deneyleri Johnford TC 35 CNC torna tezgahında gerçekleştirilmiştir. Deneylerde kullanılan CNC torna tezgahı Fanuc OT kontrol ünitesine, 30-3500dev/dak devir sayısına, 20HP motor gücüne, 1/1000 mm hassasiyetinde x-z eksenlerine ve yüksek yüzey kalitesine sahiptir.

Ortogonal kesme ile benzerlik gösteren tornalama deneyleri Al7075-T651 alaşımı çubuklar üzerinde farklı ilerleme hızları ve kesme hızlarında farklı talaş açılı kesici takımlarla yapılmıştır. Çubukların çapı ve uzunluğu sırasıyla 60 mm ve 120 mm dir. Saf alüminyum hafif (özgül ağırlığı 2.7 gr/cm^3), yumuşak ve şekillendirilmesi kolaydır ($\sigma_{ak} = 28 \text{ MPa}$). Alaşımsız alüminyum soğuk şekillendirme ile oldukça dayanıklı hale getirilebilir. En yaygın alaşım elementleri Si, Cu, Mn ve Mg dir. Isıl işlem ve soğuk şekillendirme kombinasyonu ile oldukça güçlü bazı alaşımlar yapılabilir ve $\sigma_{ak} = 570 \text{ MPa}$ elde edilebilir. Dayanım/ağırlık oranları pek çok çeliğin dayanım/ağırlık oranlarından daha iyidir. Bu durum, alüminyum alaşımlarının dövme ve talaş kaldırma işlemlerini çeliklere göre kolaylaştırmakla birlikte alüminyum alaşımlarını uçaklar için tercih edilir malzeme yapmaktadır. Çoğu alüminyum ürün döküm olarak yapılır: örneğin, bazı otomobil ve motosiklet motor blokları. Alaşımlama mekanik özellikleri iyileştirmenin dışında, eriyik akışkanlığını artırdığı durumlarda önemlidir. En az poroziteli en iyi dökümler yüksek Si alaşımlarından elde edilir. Yaklaşık %12 Si ve 560°C de Al-Si faz diyagramı ötektik oluşum gösterir. Ötektik alaşım üstün dökülebilirlikten dolayı otomobil motor dökümlerinde kullanılır. Ancak, Si fazının yüksek sertliğinden dolayı ve özellikle kalıntıların bazıları çok sert SiO_2 şeklinde olduğu için talaş kaldırarak işlemek zordur. Sinterlenmiş elmas kesici takımlar kullanılmalıdır [60].

Kesici uçlar Sandvik marka N123K2-0720-0002-BG H10F tipi tungsten karbür kesici uçlardan özel olarak bilenen kaplamasız ve talaş kırıcısız uçlardır. Kesme testlerinde parmak frezeler üzerindeki normal talaş açısına karşılık gelen 5° , 10° ve 15° talaş açılı üç farklı takım geometrisi kullanılmıştır. Bu kesici uçlar sandvik marka L/LF123K32-2525BM tipi takım tutucuya rijit olarak bağlanmıştır. Takım tutucu dinamometreye bağlanabilmesi için deneyler öncesinde 20X20mm kesit ölçüsüne işlenmiştir.

Kuvvet ölçme sistemi; üç kesme kuvveti bileşenini (F_t , F_f ve F_r) aynı anda ölçebilen kuartz kristalli dinamometre (Model KISTLER 9121), dinamometreden gelen x, y ve z sinyallerini yükselterek volt cinsinden çıkış veren yük amplifikatörü (Model KISTLER 5019b), analog sinyalleri sayısala çeviren A/D veri toplama kartından (Model PCL-812PG) oluşmaktadır. Ölçülen kuvvet verilerinin kaydı ve grafik halinde görüntülenmesi KISTLER DynoWare 2.31 veri toplama programı ile gerçekleştirilmiştir. Ortogonal tornalama işlemine tabi tutulan malzemeye etki eden kuvvet bileşenlerinin ölçülmesinde kullanılan tüm deneysel donanım ayrıntılı olarak Şekil 7.5’de gösterilmiştir.



a)



b)

Şekil 7.5. Ortogonal kesme deney düzeneği: a) CNC torna, iş parçası ve dinamometre; b) Amplifikatör, A/D kart ve DynoWare yazılımı

Ortogonal kesme testleri değişik kesme hızları ve ilerleme hızlarında farklı takım geometrileri ile gerçekleştirilmiştir. Deneysel testlerin özeti Tablo 7.1’de verilmiştir.

Tablo 7.1. Ortogonal kesme koşulları

Kesici takım	Tungsten karbür kesici uç
İş parçası	Al 7075-T651 alaşımı
Talaş açısı (α_r)°	5, 10, 15
Kesme hızı (V), m/dak	75, 150, 300
İlerleme hızı (f_r), mm/dev	0.04, 0.06, 0.08, 0.12
Kesme genişliği (b), mm	3

En kritik parametrelerden biri olan deforme olmuş talaş kalınlığını (h_c) ölçmek için taramalı elektron mikroskobu (SEM) (Model Zeiss Supra 40VP) kullanılmıştır. Ölçümler 300x büyütme uygulanarak talaşların farklı bölgelerinde yapılmış olup, ölçülen talaş kalınlıklarının ortalama değerleri incelenmiştir.

7.3. Frezelemede Kuvvet Hesaplama Prosedürü

Kesme kuvveti değişimi bilgisi zorlanmış titreşimler ve işlenmiş yüzeyin doğruluğu üzerindeki etkisinden dolayı önemlidir. Analiz Şekil 7.6’daki diyagramlara dayanmaktadır. Şekil 7.6a a_r radyal kesme derinliğinde ve sıfır (0) pozisyonundan ölçülen ϕ açısında bulunan bir kesici elemanını göstermekte olup, kesme işlemi $\phi_{st} < \phi < \phi_{ex}$ aralığında gerçekleşmektedir. Kesme açısı $\phi_c = \phi_{ex} - \phi_{st}$ dir. Eksenel kesme derinliği a_a ’dır. Dönen kesiciye karşı iş parçasının ilerleme hareketi yönü (f) şekilde gösterildiği gibi olup, diş başına ilerleme miktarı f_t ’dir. Denklem (4.3)’e göre bir diş elemanı h talaş kalınlığını kesmektedir [60].

Şekil 7.6c kesici takımın açınımını göstermektedir. Eksenel kesme derinliği (a_a) A seviyesinden B seviyesine yayılmıştır. Her bir helisel kesici ağız helis açısı (β) kadar eğimli düz çizgiler oluşturmaktadır. Tüm kenarlar V çevresel hızıyla (kesme hızı) hareket etmektedir. Diyagramda pozisyonları yöndeş açılarla (ϕ_p) sembolik olarak gösterilmiştir. Pozisyonları uygun şekilde çevresel uzaklıklar ($R \phi_p$) olarak ölçülmelidir, burada R kesici takım yarıçapıdır. Bir diş ψ açısı üzerinde yayılmıştır ve ψ açısı Denklem (7.1) deki gibi;

çizilmiştir [60]. Kesici takımın ϕ_p adım açısı kadar dönüşüne karşılık gelen diş periyodunda kesme kuvvetlerinin değişimi periyodiktir.

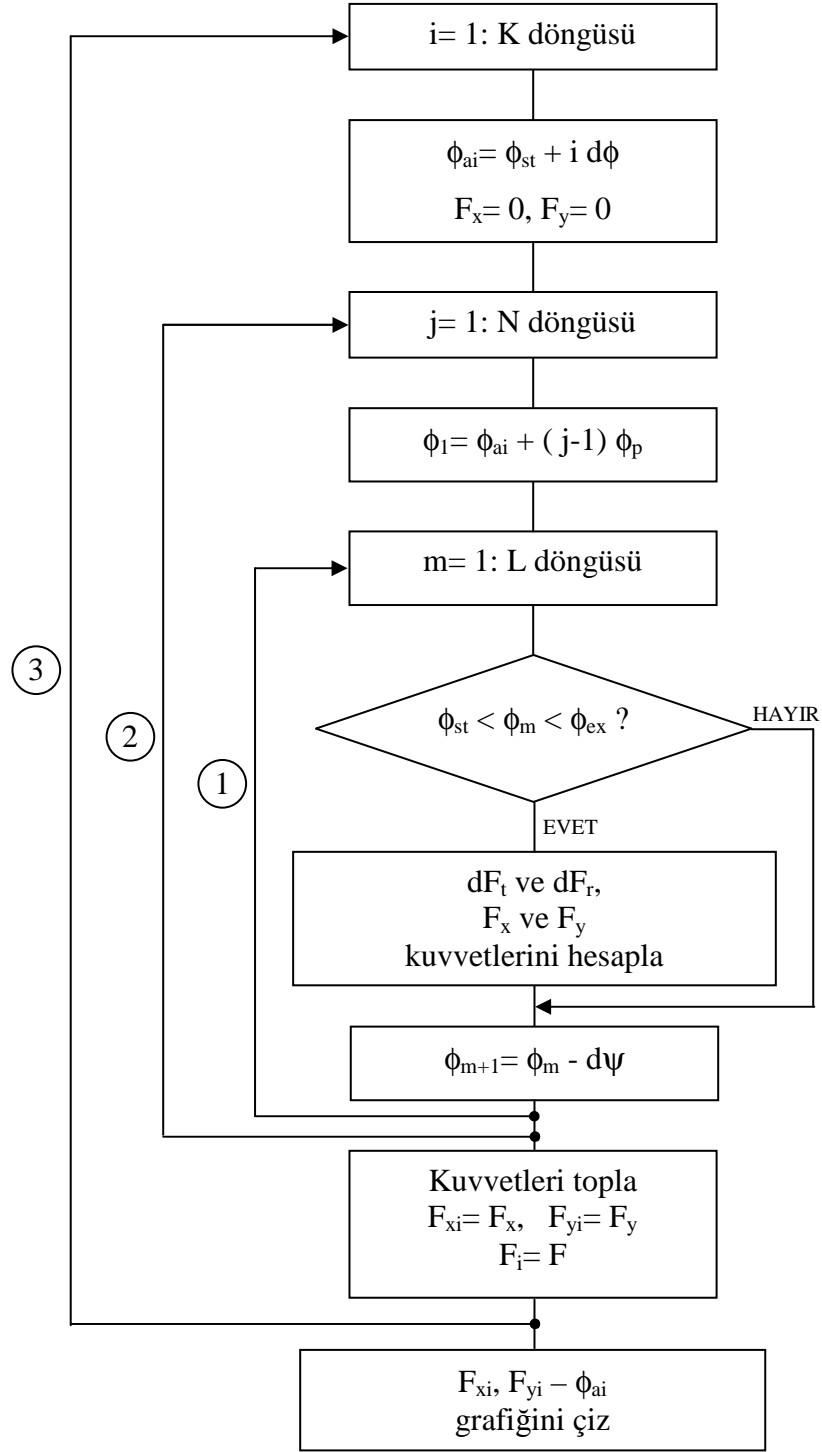
$\phi_a = \phi_{st}$ 'de kesmeye giren A seviyesindeki T_1 dişinin kılavuzluk eden noktasıyla analize başlayabiliriz ve bu dişin $\phi_a = \phi_{st} + \phi_p$ 'e kadar olan hareketini inceleyebiliriz. T_1 dişi bu aralıkta T_{1st} olarak gösterilen pozisyonundan T_{1ex} pozisyonuna doğru hareket edecektir. T_2 ve T_3 dişleri de sırasıyla ϕ_p ve $2\phi_p$ açılarıyla ilerlemektedir. ϕ_p aralığında kesici ağız üzerindeki parçalar i sayı ve $d\phi$ ile artışlı olarak hareket eder ve K sayıda adım vardır. Her bir kenar m sayısı ile artışlı olarak yukarıya doğru L elemana kadar da hareket etmektedir ve her biri $d\psi$ üzerine yayılmıştır ve dz yüksekliğindedir [60].

Mekanistik frezeleme kuvvet simülasyon programı Şekil 7.7'de verilen algoritmaya göre ilerlemektedir. Her i 'ninci adımda dönme durur, kesici boyunca yatay parçalardaki ve T_1 , T_2 , ve T_3 dişleri üzerindeki kuvvet bileşenleri hesaplanır ve F_x ve F_y kuvvet değerlerini bulmak için toplanır. Daha sonra, kesici takım $d\phi$ açısı ile $i+1$ pozisyonuna hareket ettirilir.

Frezeleme kuvvet katsayıları önerilen kalibrasyon prosesinden belirlenmiş ve frezeleme kuvvetlerini tahmin etmek için girdi olarak kullanılmıştır. Simülasyon algoritması için kullanıcı tarafından belirlenen diğer girdi değişkenleri:

- 1) Devir sayısı (n), ilerleme hızı (f_t), aksenal kesme derinliği (a_a), giriş (ϕ_{st}) ve çıkış (ϕ_{ex}) açıları gibi kesme parametreleri,
- 2) Kesici takım çapı (D), helis açısı (β), kesici ağız sayısı (N) gibi kesici takım geometrisi parametreleri,
- 3) İntegrasyon açısı ($d\phi$) and integrasyon yüksekliği (dz) gibi simülasyon parametreleridir.

Kesici takım simülasyonlarda küçük artışlı açılarla döndürülür. Artışlı her bir dönüş için kesici ağzın alt tarafından nihai aksenal kesme derinliğine doğru dilimlenmiş elemanlar boyunca kesme kuvvetlerinin aksenal olarak integrali alınır [10]. Böylece kesici takımın anlık açısal pozisyonu için toplam kesme kuvvetleri elde edilir.



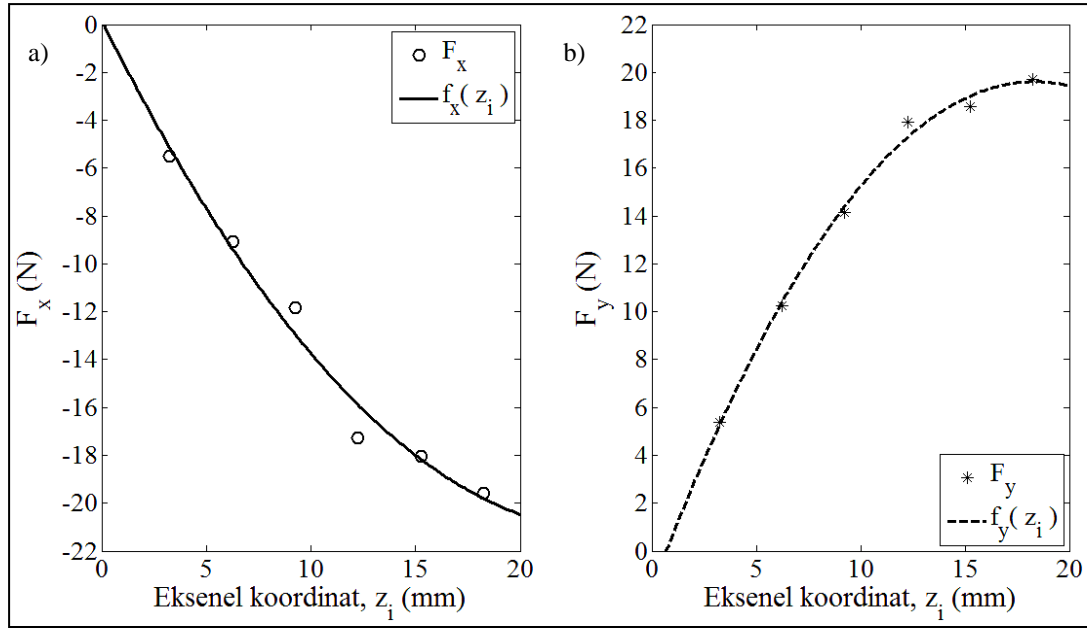
- Döngü 1:** Kesicinin bir pozisyonunda bir kenar boyunca artışı kuvvetleri hesapla ve topla.
- Döngü 2:** Kesme bölgesindeki tüm kenarlar için 1'i tekrarla.
- Döngü 3:** Bir dış periyodu boyunca kesicinin ard arda gelen artışı pozisyonları için 1 ve 2'yi tekrarla

Şekil 7.7. Helisel ağızlı kesiciler için frezeleme kuvveti hesaplama algoritması [60]

8. DENEYSEL SONUÇLAR VE TARTIŞMA

8.1. Kesme Kuvveti Dağılımı Metodunun Analizi

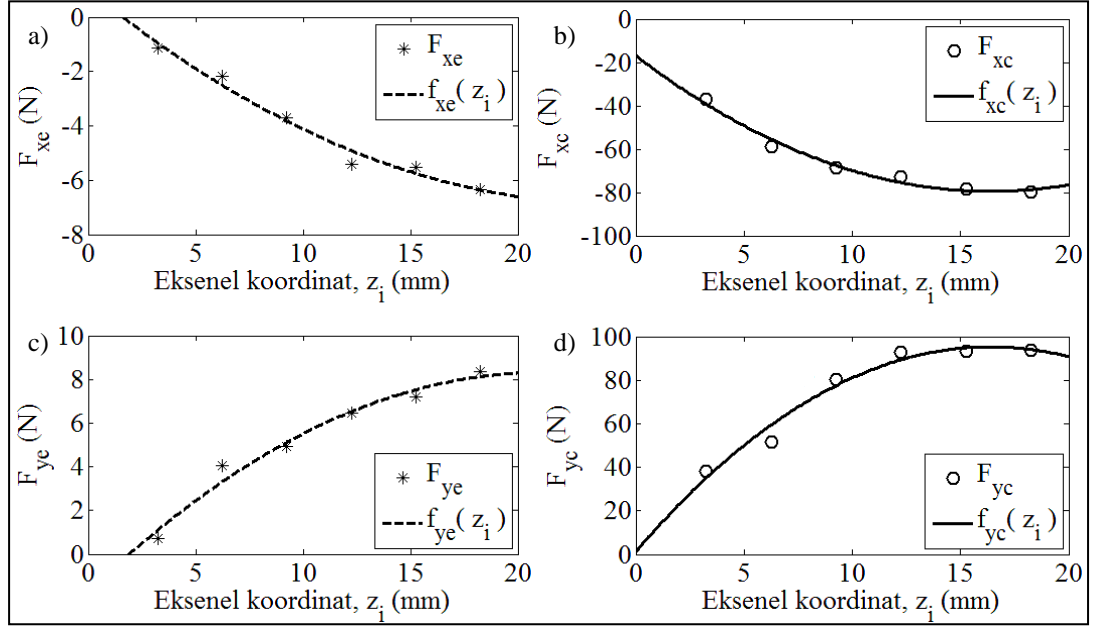
Parmak frezeleme operasyonlarında kesme kuvvetlerini tahmin etmek için kullanılacak olan spesifik kesme kuvveti katsayıları özel olarak tasarlanan frezeleme testlerinden ve önerilen mekanistik yaklaşımdan kalibre edilmiştir. Üstel kuvvet katsayısı modelinde spesifik kuvvet katsayılarını (K_t , K_r) tahmin etmek için parmak frezenin kesen kısmı N_z disk elemana bölünerek tüm kesici disk elemanlar üzerindeki ortalama kuvvetler belirlenmiştir. $D=12$ mm, $f_t=0.12$ mm/diş ve $\alpha_n=15^\circ$ için parmak frezenin kesen parçası boyunca ölçülen ortalama kesme kuvvetlerinin değişimleri Şekil 8.1’de gösterilmiştir.



Şekil 8.1. Parmak frezenin kesme yapan parçası boyunca ortalama kesme kuvvetlerinin değişimleri: a) Zıt yönlü frezeleme; b) Aynı yönlü frezeleme

Doğrusal kenar kuvvet modeli kullanılarak frezeleme kuvvetlerini tahmin etmek için gerekli spesifik kesme katsayılarını mekanistik olarak kalibre etmek için helisel parmak frezenin kesme yapan kısmını N_z disk elemana bölünerek tüm kesici disk elemanlar üzerindeki ortalama kuvvetlerden kesme (K_{tc} , K_{rc}) ve kenar (K_{te} , K_{re}) kuvvet bileşenleri belirlenmiştir. Şekil 8.2 12 mm çapa ve 15° talaş açısına sahip

parmak freze için aksel kesme derinliği boyunca kesme ve kenar kuvvet bileşenlerinin değişimlerini göstermektedir.



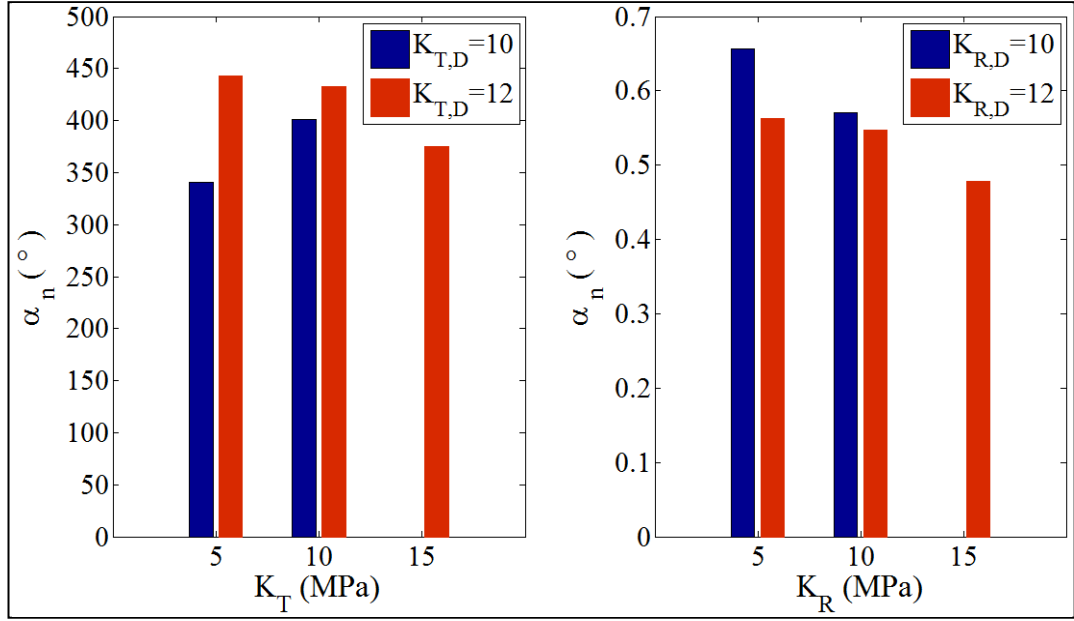
Şekil 8.2. Parmak frezenin kesme yapan parçası boyunca kenar ve kesme kuvveti bileşenlerinin değişimleri: a) Zıt; b) Zıt; c) Aynı; d) Aynı yönlü frezeleme

Şekil 8.1’de açıkça görüldüğü gibi ortalama kesme kuvvetleri parmak freze z eksenini boyunca parabolik olarak değişmektedir. Benzer bir değişim Şekil 8.2’de kesme ve kenar kuvveti bileşenleri üzerinde de görülmüştür. Yani, helisel kesici ağızdan dolayı kesme ve kenar kuvvet bileşenleri aksel doğruyu boyunca artmaktadır. Spesifik kuvvet katsayılarının kalibrasyonu için bu değişimler ikinci dereceden polinom denklemlerle tanımlanabilir. Daha sonra, Denklem (5.18) kullanılarak elde edilen ortalama kesme kuvveti ve kesme-kenar kuvvet bileşenleri polinom denklemlerinden kayma kuvvetleri hesaplanabilir.

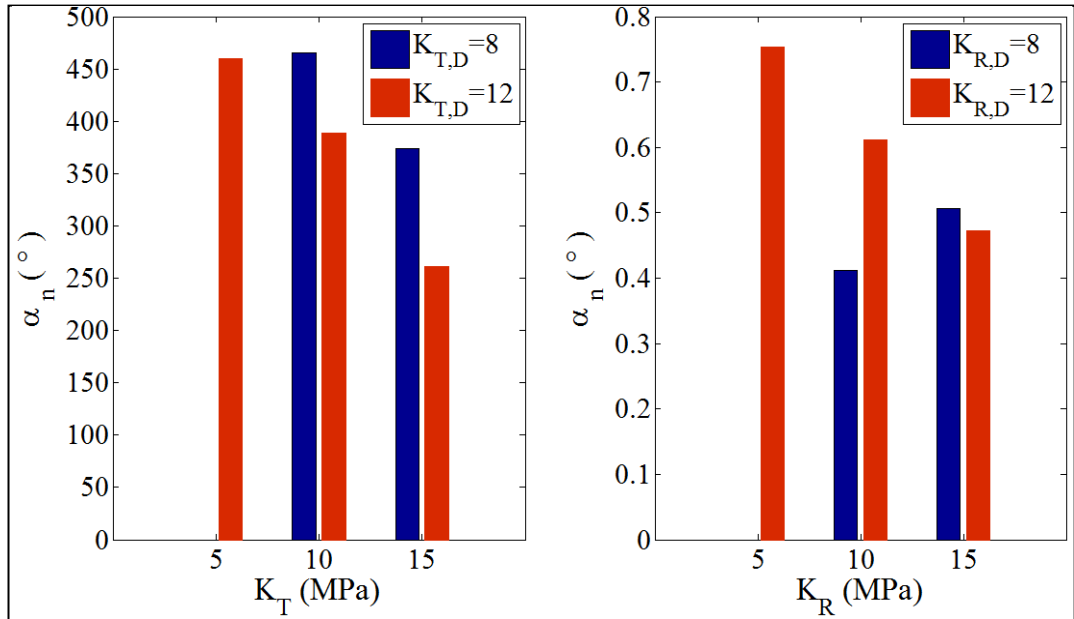
8.1.1. Mekanistik yaklaşımdan kuvvet katsayılarının tahmini

Üstel kuvvet katsayısı modelinden frezeleme kuvvetlerini ve boyutsal yüzey hatalarını tahmin etmek için kullanılacak spesifik kesme kuvveti katsayıları Denklem (5.20)’ye hesaplanan kayma kuvvetleri yerleştirilerek kalibre edilmiştir. K_T , K_R , p ve q kesme parametreleri farklı ortalama talaş kalınlıkları (h_a) için kesme kuvveti katsayıları elde edildikten sonra üstel eğri uydurarak elde edilmiştir. Şekil 8.3 ve 8.4 zıt ve aynı yönlü frezeleme testleri için üstel kuvvet katsayısı modeli ve önerilen

kalibrasyon prosesinden mekanistik olarak belirlenen kuvvet katsayılarının sonuçlarını göstermektedir. $D = 12\text{ mm}$ ve üç farklı talaş açısı (5° , 10° , 15°) için belirlenen spesifik kuvvet katsayıları zıt ve aynı yönlü frezeleme testlerinde talaş açısı artışı ile azalmasına karşın, 8 ve 10mm çapındaki parmak frezelerle gerçekleştirilen zıt ve aynı yönlü frezeleme testlerinde böyle bir eğilim gözlenmemiştir.

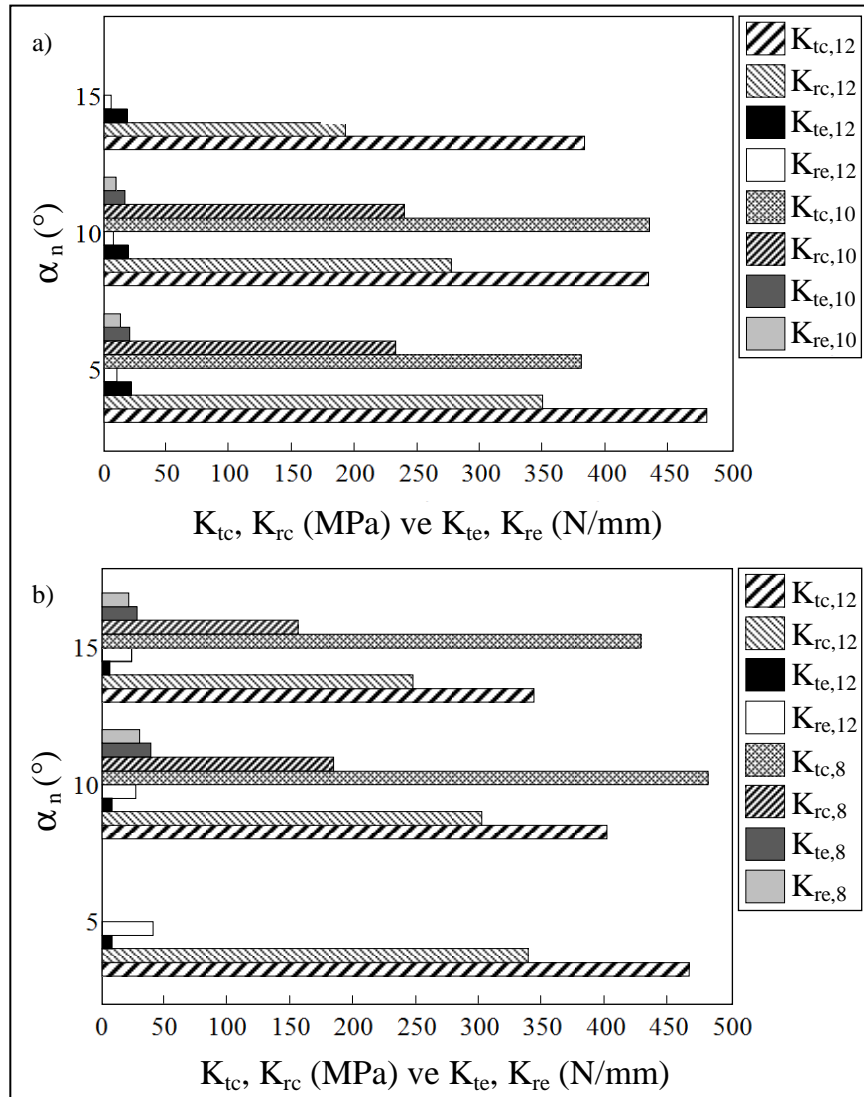


Şekil 8.3. Üstel kuvvet katsayısı modeli ve zıt yönlü frezeleme testleri için önerilen metod kullanılarak kalibre edilen kuvvet katsayıları



Şekil 8.4. Üstel kuvvet katsayısı modeli ve aynı yönlü frezeleme testleri için önerilen metod kullanılarak kalibre edilen kuvvet katsayıları

Doğrusal kenar kuvvet modelinden frezeleme kuvvetlerini tahmin etmek için kullanılacak kesme ve kenar kuvveti katsayıları Denklem (5.27)'ye hesaplanan kayma kuvvetlerini yerleştirerek kalibre edilmiştir. Şekil 8.5 doğrusal kenar kuvvet modeli ve önerilen kalibrasyon prosesinden mekanistik olarak belirlenen kuvvet katsayılarının değerlerini göstermektedir. Üç farklı talaş açısı (5° , 10° , 15°) için belirlenen spesifik kuvvet katsayıları aynı yönlü frezeleme testlerinde talaş açısı ile azalmasına karşın, zıt yönlü frezeleme testlerinde böyle bir eğilim gözlenmemiştir.



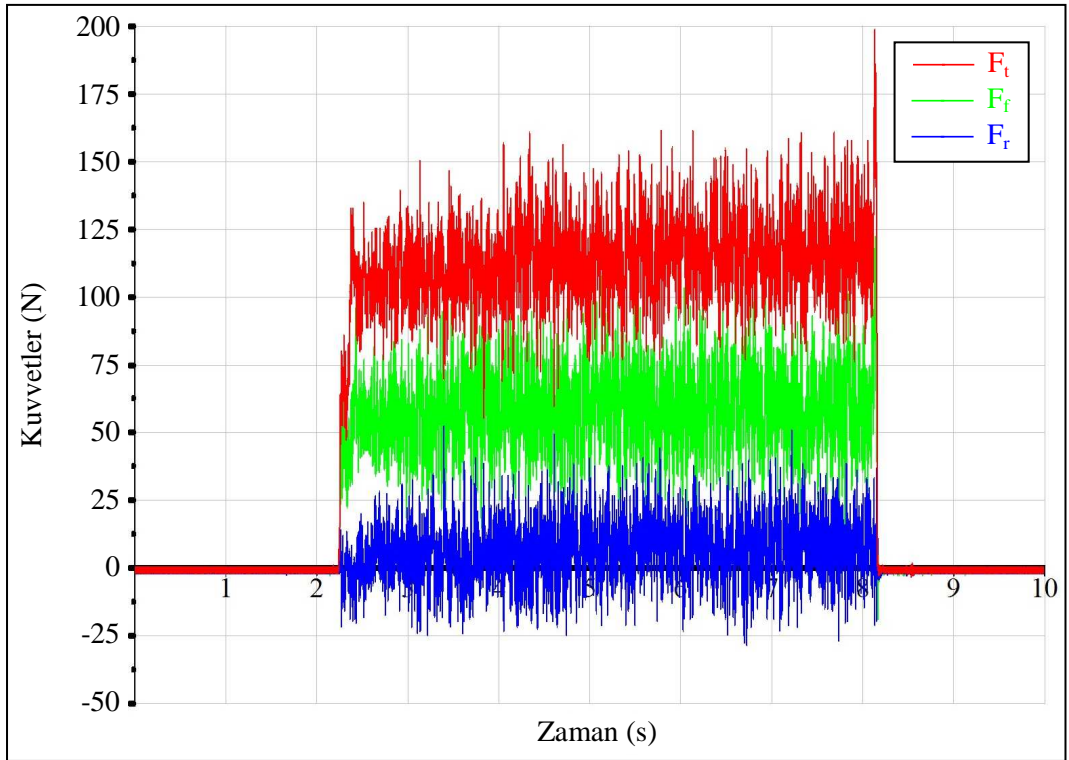
Şekil 8.5. Doğrusal kenar kuvvet modeli için önerilen metod kullanılarak kalibre edilen kesme ve kenar kuvvet katsayıları: a) Zıt yönlü frezeleme D= 10 ve 12 mm; b) Aynı yönlü frezeleme D= 8 ve 12 mm

Şekil 8.3, 8.4 ve 8.5'de görüldüğü gibi, önerilen kesme kuvveti dağılımı metoduna dayalı olarak kalibre edilen frezeleme kuvvet katsayıları sadece takım-iş parçası çifti

için değil aynı zamanda kesici geometrisi ve frezeleme tipi için verilmiştir. Sonuç olarak, frezeleme prosesi kesme koşullarına bağlı olarak farklı spesifik kesme kuvveti katsayılarının tahmin edildiği tespit edilmiştir.

8.2. Frezeleme Mekanik Yaklaşımının Analizi

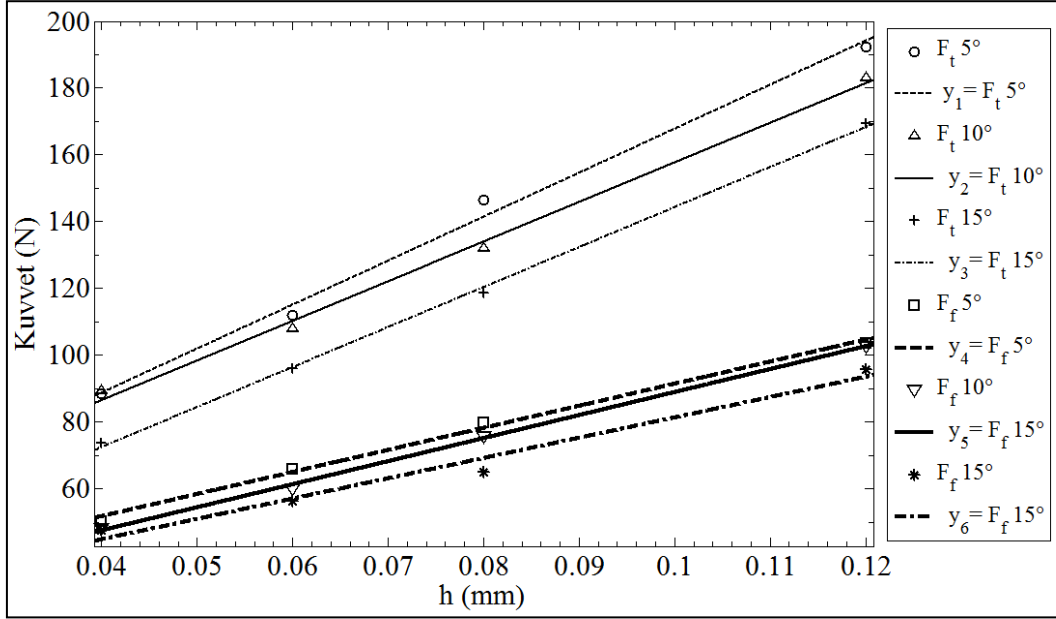
Ortogonal kesme testleri üç farklı takım geometrisi için Al7075-T651 alaşımı üzerinde gerçekleştirilmiş olup, kesme hızı deneyler süresince değiştirilmiştir. Deneysel testlerin ilk sonuçları ölçülen kuvvetlerdir. Şekil 8.6 ölçülen kuvvetlerin örnek bir çıktısını grafiksel olarak göstermektedir (75 m/dak kesme hızı, 0.06 mm/dev ilerleme hızı ve 15° talaş açısı). Şekilde görüldüğü gibi ölçülen radyal kuvvet (F_r) bileşeni ilerleme (F_f) ve teğetsel (F_t) kuvvet bileşenlerine göre nispeten küçük değerlerde olduğundan tornalama işleminin ortogonal olduğu sonucu teyit edilebilir.



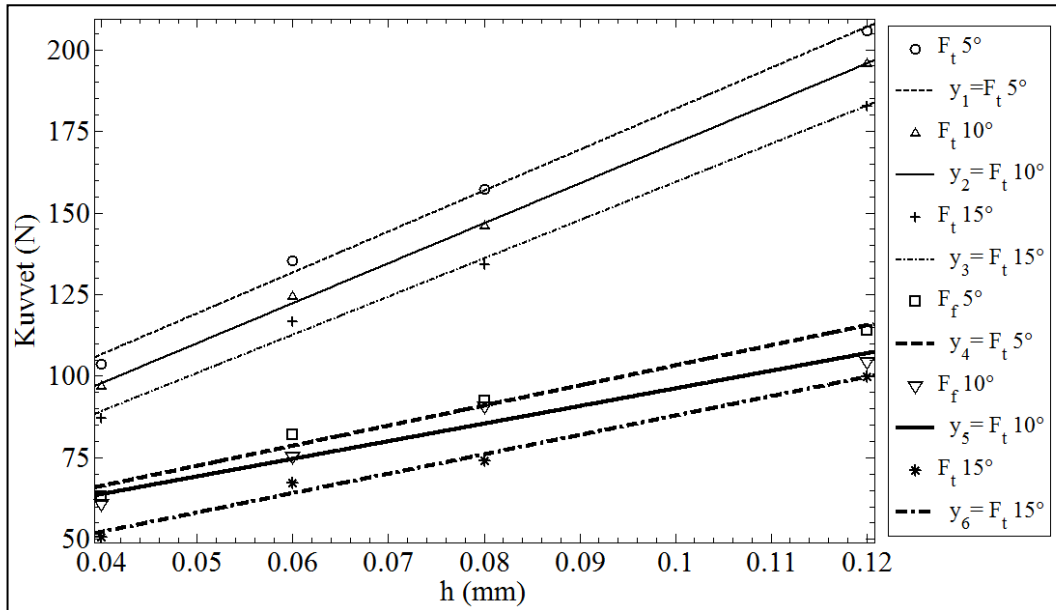
Şekil 8.6. Ortogonal kesme sırasında ölçülen kuvvetlerin örnek çıktısı ($V=75\text{m/dak}$, $f_r=0.06\text{ mm/dev}$, $\alpha_r=15^\circ$)

Ortogonal kesme işlemi sonunda kesme kuvvetlerinin kararlı olduğu bölgenin başlangıç ve bitiş değerleri esas alınarak, ortalama F_t ve F_f kuvvetleri belirlenmiştir. Şekil 8.7, 8.8 ve 8.9 üç farklı kesme hızında (75, 150 ve 300 m/dak) yapılan kesme

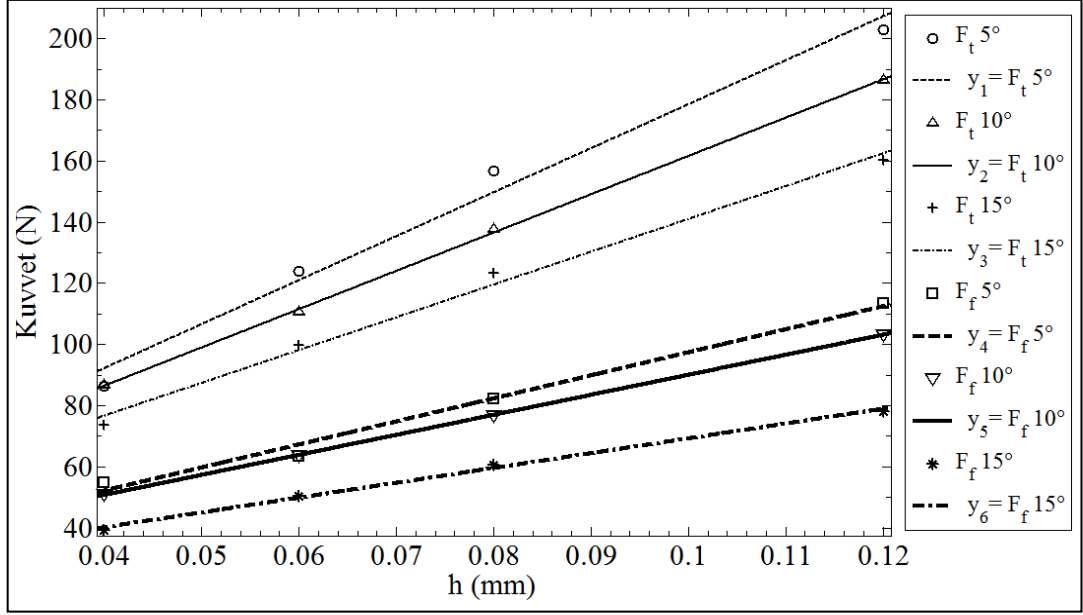
testlerinde ölçülen kuvvetlerin deforme olmamış talaş kalınlığı (h) ile değişimlerini göstermektedir. Şekillerden görüldüğü gibi kuvvetler kesme hızıyla önemli ölçüde değişmemektedir. Bu durum kayma gerilmesi üzerinde sıcaklık ve deformasyon sertleşmesi etkilerinin dengelenmesine bağlanabilir [58]. Ayrıca, takım talaş açısının artışıyla hem teğetsel hem de ilerleme yönündeki kesme kuvvetlerinin azaldığı sonucu çıkarılabilir.



Şekil 8.7. Farklı talaş açılı takımlarla yapılan ortogonal kesme deneylerinde ölçülen kesme ve ilerleme kuvvetleri ($V=75$ m/dak)



Şekil 8.8. Farklı talaş açılı takımlarla yapılan ortogonal kesme deneylerinde ölçülen kesme ve ilerleme kuvvetleri ($V=150$ m/dak)



Şekil 8.9. Farklı talaş açılı takımlarla yapılan ortogonal kesme deneylerinde ölçülen kesme ve ilerleme kuvvetleri (V=300 m/dak)

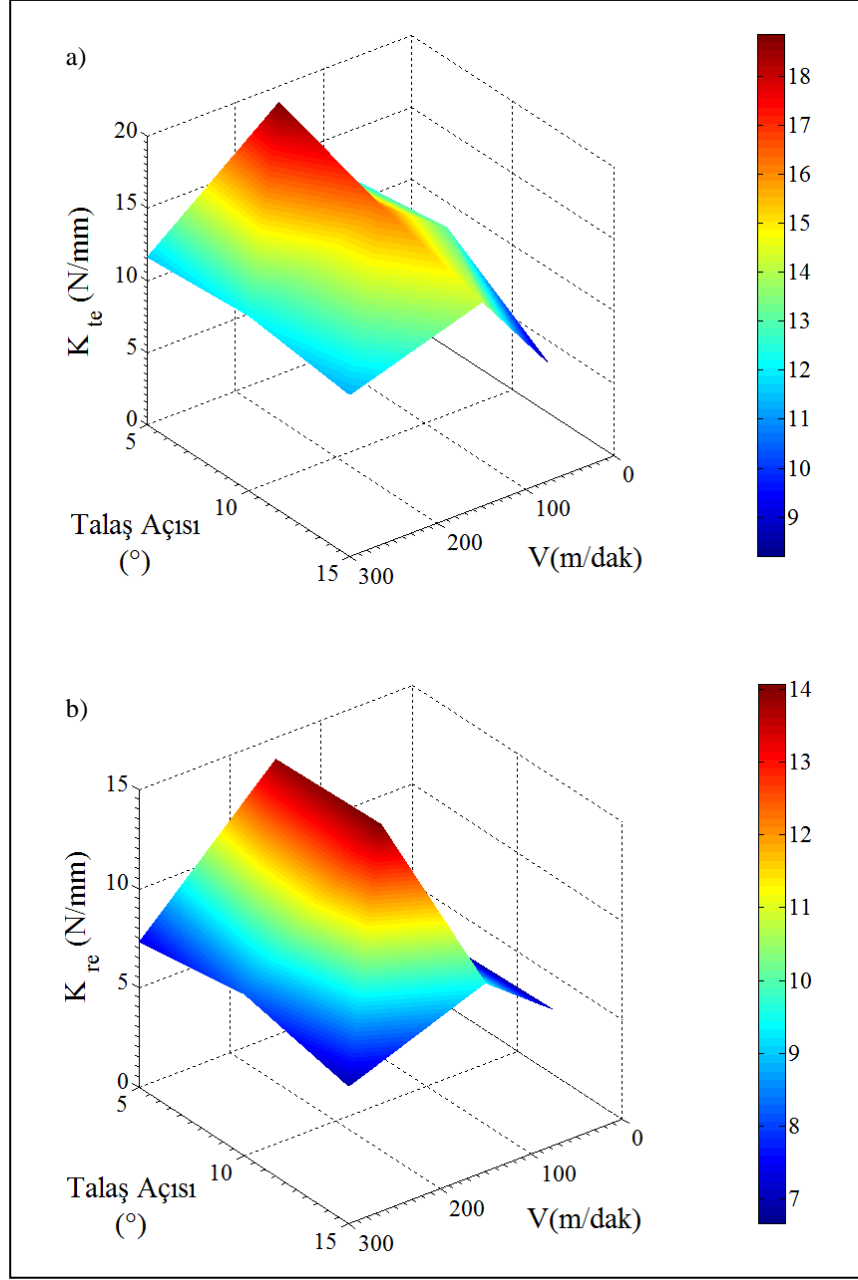
Ölçülen kuvvetler hem kesme hem de kesici kenardaki sürtme yada ovalamadan dolayı ikincil bir proses içerdiği için önceki bölümde verilen kenar kuvvet modeli uygulanarak Denklem (8.1)'deki gibi;

$$\left. \begin{aligned} F_t &= F_{te} + F_{tc} \\ F_f &= F_{fe} + F_{fc} \end{aligned} \right\} \quad (8.1)$$

ifade edilmiştir.

Tungsten karbür kesici takım ve Al 7075-T651 alaşımı iş parçası çifti için kenar kuvvetleri sıfır talaş kalınlığında kuvvet–talaş kalınlığı fonksiyonlarının kesişimlerinden belirlenmiştir. Şekil 8.10'da görüldüğü gibi farklı kesme hızları ve talaş açılarında kenar kuvvet katsayıları önemli ölçüde değişmemektedir. Bu yüzden analiz kenar kuvvetlerinin ortalama değerleri kullanılarak gerçekleştirilebilir. Ayrıca, ortalama kenar kuvvet katsayıları (K_{te} ve K_{fe}) birim talaş genişliğindeki sürtme kuvvetlerini göstermektedir. K_{ae} değeri çoğunlukla çok küçük olup, ortogonal kesme verilerinin eğik modele dönüşümünde sıfır olarak alınır [23].

Ortogonal tornalama teslerinden belirlenen kenar kuvvet katsayılarının ortalama ve standart sapma değerleri K_{te} için sırasıyla 13.07N/mm ve 2.91, K_{fe} için 9.1N/mm ve 2.75 olarak hesaplanmıştır.



Şekil 8.10. Ortogonal kesme deneylerinden belirlenen kenar kuvvet katsayıları: a) K_{te} ; b) K_{re}

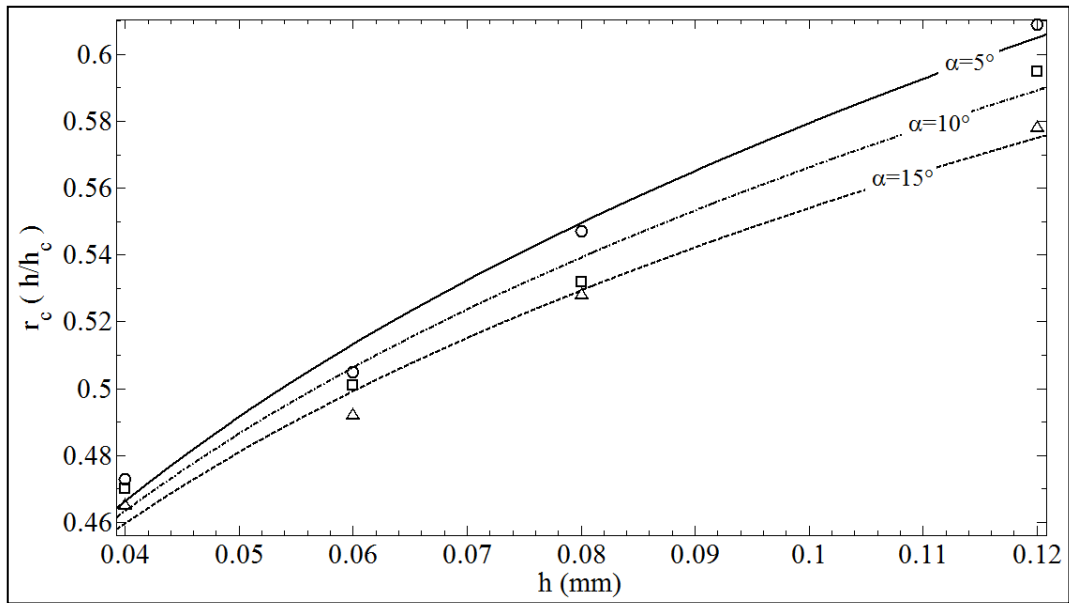
Kayma gerilmesi (τ_s), kayma açısı (ϕ_c) ve sürtünme açısı (β_a) kesme kuvveti katsayılarının tahmininde girdi olarak kullanılacağı için çok önemlidir. Bu temel kesme parametreleri Merchant tarafından sunulan ortogonal kesme teorisi [64], tornalama testlerinden belirlenen talaş kalınlığı oranı (r_c) ve ölçülen kuvvetlerin kesme bileşenleri kullanılarak Denklem (8.2)'den;

$$\left. \begin{aligned} \tan \phi_c &= \frac{r_c \cos \alpha_r}{1 - r_c \sin \alpha_r} \\ \tau_s &= \frac{(F_{tc} \cos \phi_c - F_{fc} \sin \phi_c) \sin \phi_c}{b h} \\ \tan \beta_a &= \frac{F_{fc} + F_{tc} \tan \alpha_r}{F_{tc} - F_{fc} \tan \alpha_r} \end{aligned} \right\} \quad (8.2)$$

hesaplanmıştır. Talaşların farklı bölgelerinden alınan talaş kalınlıklarının ortalama değerleri talaş kalınlığı oranını (r_c) hesaplamada kullanılmıştır. Şekil 8.11 deforme olmamış talaş kalınlığı ve talaş açısıyla talaş kalınlığı oranının (r_c) değişimini göstermektedir. Kesme hızıyla önemli ölçüde değişim gözlenmemiş olup, r_c talaş kalınlığının üstel fonksiyonu olarak değişmektedir. Eğri uydurarak aşağıdaki;

$$r_c = r_0 h^a, \quad r_0 = 1.04 - 0.011 \alpha_r, \quad a = 0.247 - 0.003 \alpha_r \quad (8.3)$$

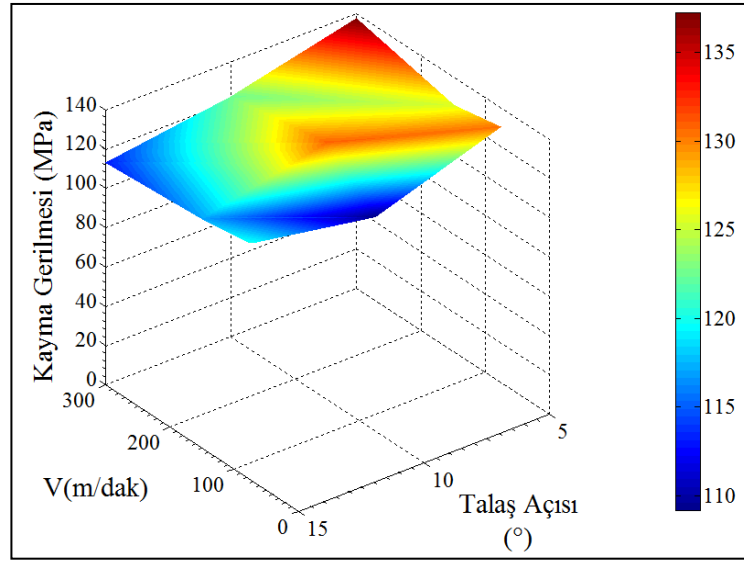
ampirik denklem tanımlanmıştır. Budak ve arkadaşları da titanyum alaşımı (Ti6Al4V) için benzer bir değişim gözlemlemiştir [9].



Şekil 8.11. Talaş kalınlığı ve talaş açısıyla talaş kalınlığı oranının (r_c) değişimi

Denklem (8.3) talaş açısı ile kesme oranı (r_c) değişiminin oldukça küçük olduğunu, deforme olmamış talaş kalınlığı ile kesme oranının önemli ölçüde değişim gösterdiğini ifade etmektedir.

Kayma gerilmesi (τ_s) talaş kaldırmada en çok incelenen parametrelerden biri olup, talaş kalınlığı oranından (r_c) belirlenen kayma açısı ve Denklem (8.2) kullanılarak hesaplanmıştır. Şekil 8.12’de görüldüğü gibi kuvvet analizinden elde edilen kayma düzlemindeki kayma gerilmesi kesme hızı ve talaş açısıyla önemli ölçüde değişmemektedir. Bunun nedeni kesme hızı ile orantılı kayma bölgesindeki ısı ve deformasyon hızının zıt etkileridir [58]. Bu yüzden kayma gerilmesi için ortalama değer kullanılabilir. Buna göre ortogonal kesme testlerinden belirlenen kayma gerilmesi değerlerinin ortalama ve standart sapması sırasıyla $\tau_s = 122.86 \text{ MPa}$ ve $\sigma(\tau_s) = 12.21$ olarak hesaplanmıştır.



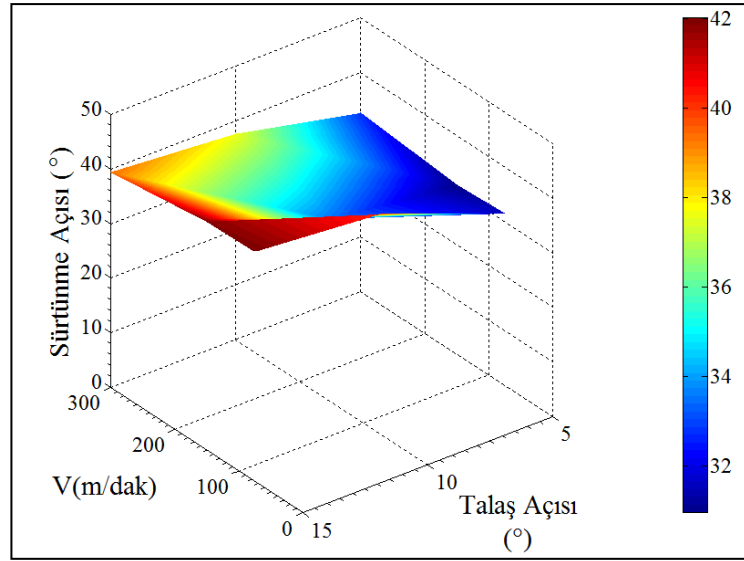
Şekil 8.12. Ortogonal kesme deneylerinden belirlenen kayma gerilmesi değerleri

Kesme kuvveti analizinde gerekli parametrelerden biri olan ortalama sürtünme açısı (β_a) Denklem (8.2)’den hesaplanmıştır. Şekil 8.13’de görüldüğü gibi sürtünme açısı talaş açısı ve kesme hızıyla çok az değişmektedir. Ortogonal kesme testlerinden belirlenen sürtünme açısı talaş ve kesici takım talaş yüzeyi arasındaki yapışma ve kayma bölgelerindeki ortalama sürtünme değeridir. Talaş açısı artırıldığında daha uzun bir kayma bölgesi oluşacağı için talaş yüzeyindeki basınç azalır, fakat azalan basınç nedeniyle daha yüksek sürtünme katsayısı elde edilir. Bu yüzden, talaş yüzeyindeki ortalama sürtünme değeri talaş açısıyla artmaktadır. Talaş açısı artışıyla sürtünmenin artış göstermesi ve kesme kuvvetlerinin azalması metal kesmedeki ana ikilemlerden biri olarak kabul edilmektedir [76]. Diğer taraftan, sürtünme açısı

kesme hızıyla çok az değişmektedir. Bu yüzden kesme hızıyla sürtünme açısının değişimi ihmal edilmiş ve sürtünme açısı (β_a) için doğrusal regresyon analiziyle Denklem (8.4);

$$\beta_a = 27.32 + 0.932 \alpha_r \quad (8.4)$$

elde edilmiştir. Denklem (8.4) de talaş yüzeyindeki ortalama sürtünme açısı talaş açısının fonksiyonu olarak ifade edilmiştir. Sürtünme açısı ortalama ve standart sapma değerleri de $\bar{\beta}_a = 36.6^\circ$ ve $\sigma(\bar{\beta}_a) = 1.4$ olarak bulunmuştur.



Şekil 8.13. Orthogonal kesme deneylerinden belirlenen sürtünme açısı değerleri

Kesme oranı (r_c), kayma gerilmesi (τ_s), sürtünme açısı (β_a) ortogonal kesme deney sonuçlarıyla birlikte en küçük kareler eğri uydurma metodu kullanılarak tahmin edilmiştir. Eğri-uydurma denklemlerinden belirlenen ve hesaplanan değerler arasındaki ortalama yüzde hata değerleri Tablo 8.1’de verilmiştir.

Tablo 8.1. Temel işleme parametrelerinin istatistiksel hata değerleri

İşleme parametreleri	Hata (ϵ), %
Kayma gerilmesi (τ_s), MPa	-0.94
Sürtünme açısı ($\beta_a, \bar{\beta}_a$), °	0.78, -1.35
Kesme oranı (r_c)	-0.94
Teğetsel kenar kuvvet katsayısı (K_{te}), N/mm	-5.1
Radyal kenar kuvvet katsayısı (K_{fe}), N/mm	-7.7

30° helis açısı için talaş akış açısı (η_c) ortogonal kesme verileri (τ_s , r_c , β_a) ve $\eta_c = i$ başlangıç değeri kullanılarak Denklem (8.5) 'in iteratif çözümünden;

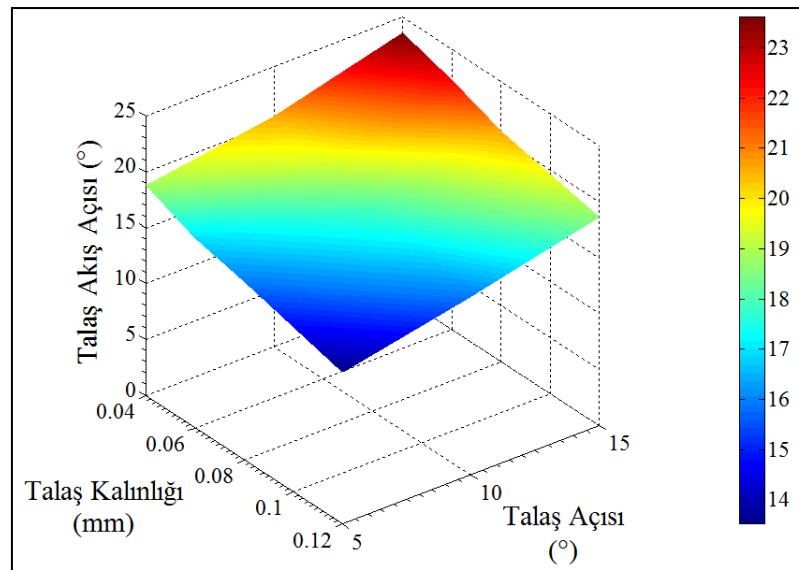
$$\begin{aligned} & \sin \eta_c (r_c \cos \alpha_n + \cos i \tan \beta_a) - \cos \eta_c (\tan \beta_a \sin \alpha_n \sin i) \\ & - \sin \eta_c \cos \eta_c (r_c \sin \alpha_n \tan \beta_a) + \cos^2 \eta_c (r_c \tan \beta_a \tan i) = \sin i \cos \alpha_n \end{aligned} \quad (8.5)$$

hesaplanmıştır.

Şekil 8.14 talaş açısı artışı ile η_c 'nin arttığını ve talaş kalınlığı, yani talaş kalınlığı oranı (r_c) artışı ile η_c 'nin azaldığını göstermektedir. Ortogonal kesme testlerinden belirlenen kesme parametreleri Tablo 8.2'de özetlenmiştir.

Tablo 8.2. Al7075-T651 alaşımı için ortogonal kesme parametreleri

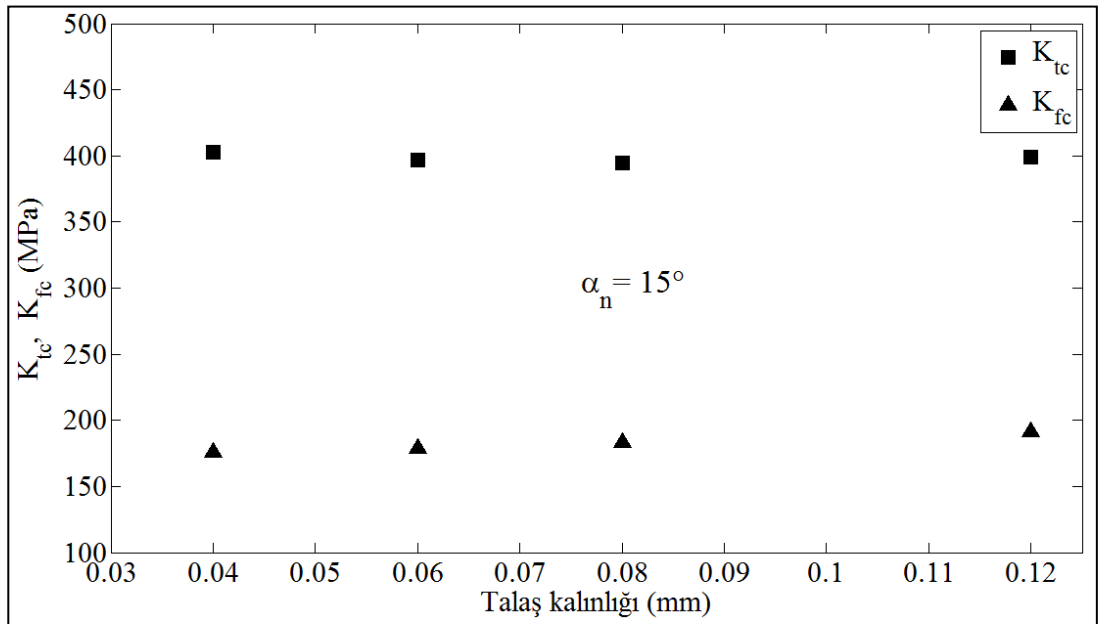
Kayma gerilmesi (τ_s), MPa	122.86
Sürtünme açısı (β_a), °	$27.32 + 0.932 \alpha_r$
Kesme oranı (r_c)	$r = r_o h^a$ $r_o = 1.04 - 0.011 \alpha_r$ $a = 0.247 - 0.003 \alpha_r$
Teğetsel kenar kuvvet katsayısı (K_{te}), N/mm	13.07
Radyal kenar kuvvet katsayısı (K_{fe}), N/mm	9.1



Şekil 8.14. 30° helis açısı için talaş akış açısının tahmin edilen değerleri

8.2.1. Frezeleme mekaniği yaklaşımından kuvvet katsayılarının tahmini

Frezeleme kuvvet katsayıları Armarego ve Whitfield ve daha sonra Budak ve arkadaşları tarafından önerilen prosedür kullanılarak tahmin edilmiştir [9, 23]. Orthogonal kesme testlerinden elde edilen veriler ve talaş akış açısının hesaplanan değerleri K_{tc} ve K_{fc} frezeleme kuvvet katsayılarını tahmin etmek için Denklem (5.30)'da kullanılmıştır. $\alpha_n = 15^\circ$ için tahmin edilen katsayıların değişimleri Şekil 8.15'de gösterilmiştir. Şekilde görüldüğü gibi düşük talaş kalınlığında çok düşük r_c değerleri yüksek kayma açıları ve kuvvet katsayılarına yol açmaktadır.



Şekil 8.15. Talaş kalınlığı ile tahmin edilen frezeleme kuvvet katsayılarının değişimleri ($\alpha_n = 15^\circ$)

Tahmin edilen teğetsel (K_{tc}) ve radyal (K_{fc}) yönlerdeki kesme kuvveti katsayıları Tablo 8.3'de verilmiştir. Kesme oranı (r_c) ve talaş akış açısı (η_c) deforme olmamış talaş kalınlığının fonksiyonları olduğu için tahmin edilen frezeleme kuvvet katsayıları (K_{tc} , ve K_{fc}) talaş kalınlığı ile değişmektedir. Ancak, bu değişim ihmal edilebilir ve kuvvet katsayılarının ortalama değerleri kullanılabilir. Tablo 8.3'de tahmin edilen frezeleme kuvvet katsayılarının ortalama değerleri verilmiştir. Talaş açısı 5° 'den 15° 'ye arttığı için radyal kuvvet katsayısının (K_{fc}) tahmin edilen değerleri 367 MPa'dan 182 MPa'ya düşmektedir. Radyal veya ilerleme kuvveti talaş yüzeyi sürtünmesi ve normal kuvvetlerin bileşenleri arasındaki farka eşittir. Bu durum ortogonal kesme için aşağıdaki gibi;

$$F_f = F_u \cos \alpha_r - F_v \sin \alpha_r \quad \text{veya} \quad F_f = F_v \cos \alpha_r (\tan \beta_a - \tan \alpha_r) \quad (8.6)$$

ifade edilebilir. Burada F_f ilerleme kuvveti, F_u ve F_v talaş yüzeyindeki sürtünme ve normal kuvvetler ve β_a ve α_r sürtünme ve talaş açılarıdır. Denklem (8.6)'da görüldüğü gibi talaş açısıyla ilerleme kuvvetindeki azalma belirlenen talaş açısıyla Denklem (8.4) de verilen sürtünme açısının değişimine bağlıdır. Yüksek talaş açılarında ($>15^\circ$) belirlenen ve tahmin edilen K_{fc} değerleri arasındaki kötü uyum daha fazla ortogonal veri gerekli olduğunu gösteren sürtünme tahmini hatasından kaynaklanmaktadır. K_{fc} deki hatalar genel kuvvet tahmin doğruluğu üzerinde çok küçük etkiye sahip olduğu için radyal yönde kritik talaş kalınlığı teğetsel yöndekinden çok daha büyüktür. Diğer taraftan, büyük talaş açılarında yüksek sürtünme değerleri elde edilir [58].

Tablo 8.3. Farklı talaş açıları için ortogonal verilerden tahmin edilen kesme kuvveti katsayıları

α_n ($^\circ$)	Kesme katsayıları	
	K_{tc} (MPa)	K_{fc} (MPa)
5	500	367
10	442	261
15	399	182

8.3. Frezeleme Kuvvet Hesaplaması Doğrulama Testleri

Kesme kuvveti dağılımı metodundan tahmin edilen spesifik kuvvet katsayılarıyla hesaplanan frezeleme kuvvetlerinin doğruluğu frezeleme testlerinden elde edilen ve frezeleme mekaniği yaklaşımından tahmin edilen kuvvetlerin karşılaştırılmasıyla teyit edilmiştir. Doğrulama deneyleri için kesme kuvveti katsayılarının kalibrasyonunda kullanılan deneysel donanım kullanılmıştır. Geliştirilen kesme kuvveti dağılımı metodunu doğrulamak için 70X200X40 mm ebatlarında Al 7075-T651 alaşımı bloklar üzerinde yarım dalma zıt ve aynı yönlü frezeleme testleri gerçekleştirilmiştir. Alüminyum bloklar bağlama elemanları ile tezgah tablasına sabitlenen dinamometre üzerine M12 civatalar kullanılarak bağlanmıştır. Kesici takımlar 8, 10, 12 mm çapında, iki ağızlı, 5° , 10° ve 15° talaş açılı ve 30° helis açısına sahip kaplamasız karbür parmak frezelerdir.

Deneysel doğrulama testleri 0.04, 0.08 ve 0.12 mm/diş ilerleme hızlarında ve sabit aksel kesme derinliğinde gerçekleştirilmiştir. Tablo 8.4 ve 8.5 deneysel testlerde ölçülen ve kesme kuvveti dağılımı metodu ile doğrusal kenar kuvvet modelinden mekanistik olarak tahmin edilen ortalama ve maksimum kesme kuvvetlerinin karşılaştırmalarını sırasıyla göstermektedir. Tablolardan açıkça görüldüğü gibi ölçülen ve tahmin edilen F_x ve F_y kesme kuvvetleri arasında oldukça yüksek bir doğruluk vardır. Ayrıca, tahmin edilen F_x ve F_y kesme kuvvetleri için Denklem (8.7)'den;

$$\% \text{ Mutlak hata } (\epsilon) = \left| \frac{y_{i,e} - y_{i,p}}{y_{i,e}} \right| \times 100 \quad (8.7)$$

mutlak yüzde hata (ϵ) hesaplanmıştır. Burada $y_{i,e}$ ve $y_{i,p}$ sırasıyla ölçülen ve tahmin edilen kuvvetlerin değerleridir.

Tablo 8.4. Ölçülen ve kesme kuvveti dağılımı metodu ile doğrusal kenar kuvvet modelinden tahmin edilen ortalama kesme kuvveti değerleri

Test no	Kesme hızı V, m/dak	İlerleme miktarı f_e mm/diş	Frezeleme modu	Kesici takım çapı D, mm	Talaş açısı α_o	İlerleme kuvveti, F_x (N)			Normal Kuvvet, F_y (N)		
						Ölçülen ($y_{i,e}$)	Tahmin ($y_{i,p}$)	Hata, ϵ (%)	Ölçülen ($y_{i,e}$)	Tahmin ($y_{i,p}$)	Hata, ϵ (%)
1	30	0.04	Zıt	12	15	-130.6	-139	6.4	277	276.5	0.2
2	30	0.08	Zıt	12	15	-269.8	-277.9	3	524.4	553	5.5
3	30	0.12	Zıt	12	10	-570	-598.3	5	948.5	937.4	1.2
4	30	0.04	Aynı	12	5	-266.1	-244.1	8.3	340.7	336.2	1.3
5	30	0.08	Aynı	12	10	-395.9	-434.9	9.9	536.3	578.9	7.9
6	30	0.12	Aynı	12	5	-802	-732.2	8.7	1004	1008.7	0.5
7	30	0.04	Zıt	10	10	-145.5	-144	1	249.2	261	4.7
8	30	0.08	Zıt	10	10	-277.7	-288	3.7	465	522	12.3
9	30	0.12	Zıt	10	5	-424.1	-419.4	1.1	642.5	685.8	6.7
10	30	0.04	Aynı	8	10	-103.7	-88.3	14.9	223.4	231.4	3.6
11	30	0.08	Aynı	8	15	-158.3	-149.8	5.4	373	411.8	10.4
12	30	0.12	Aynı	8	10	-311.6	-265	15	648.1	694.1	7.1
Ortalama mutlak hata								6.9			5.1

Önerilen kesme kuvveti dağılımı metodu kullanılarak doğrusal kenar kuvvet modelinden tahmin edilen ortalama F_x ve F_y kesme kuvvetleri için ortalama mutlak hata sırasıyla %6.9 ve %5.1 olarak bulunmuştur. Yani, ortalama F_x ve F_y kesme kuvvetleri için tahmin doğruluğu sırasıyla %93.1 ve %94.9 dur. Tahmin edilen maksimum F_x ve F_y kesme kuvvetleri de %10'dan daha az ortalama mutlak hataya sahiptir. En son gerçekleştirilen aynı yönlü frezeleme simülasyon testi (Test no: 12) dışında tahmin edilen kesme kuvvetleri için en büyük yüzde simülasyon hatası %15'den daha az bulunmuştur. Bu sonuçlar geliştirilen kesme kuvveti dağılımı metodunun kesme kuvvetlerinin tahmininde yüksek bir doğruluk oranı sağladığını göstermektedir.

Tablo 8.5. Ölçülen ve kesme kuvveti dağılımı metodu ile doğrusal kenar kuvvet modelinden tahmin edilen maksimum kesme kuvveti değerleri

Test no	Kesme hızı V, m/dak	İlerleme miktarı f_z , mm/diş	Frezeleme modu	Kesici takım çapı D, mm	Talaş açısı α_n , °	İlerleme kuvveti, F_x (N)			Normal kuvvet, F_y (N)		
						Ölçülen ($y_{i,e}$)	Tahmin ($y_{i,p}$)	Hata, ϵ (%)	Ölçülen ($y_{i,e}$)	Tahmin ($y_{i,p}$)	Hata, ϵ (%)
1	30	0.04	Zıt	12	15	-343.4	-315.8	8	525.4	453.3	13.7
2	30	0.08	Zıt	12	15	-590.3	-631.6	7	924.1	906.6	1.9
3	30	0.12	Zıt	12	10	-1080.2	-1233.9	14.2	1377.5	1573	14.2
4	30	0.04	Aynı	12	5	-533.7	-481.7	9.7	669.6	573.8	14.3
5	30	0.08	Aynı	12	10	-755.3	-848.9	12.4	1141	992.9	13
6	30	0.12	Aynı	12	5	-1538.4	-1445	6.1	1860.9	1721.5	7.5
7	30	0.04	Zıt	10	10	-350.3	-314.7	10.2	474.6	431.7	9
8	30	0.08	Zıt	10	10	-581.5	-629.4	8.2	859.2	863.4	0.5
9	30	0.12	Zıt	10	5	-789.5	-879.3	11.4	1213.2	1145.7	5.6
10	30	0.04	Aynı	8	10	-222.8	-230.5	3.5	369.2	373.6	1.2
11	30	0.08	Aynı	8	15	-447	-401.2	10.2	742.1	663.5	10.6
12	30	0.12	Aynı	8	10	-763.4	-691.5	9.4	1233.6	1120.8	9.1
Ortalama mutlak hata								9.2			8.4

Tablo 8.6 ve 8.7 kesme kuvveti dağılımı metodu ile üstel kuvvet katsayısı modelinden mekanistik olarak tahmin edilen ortalama ve maksimum kesme kuvvetlerini göstermektedir. Tablo 8.6'da görüldüğü gibi üstel kuvvet modeliyle

tahmin edilen ortalama frezeleme kuvvet tahminlerinin doğruluğu oldukça yüksektir. Yani, tahmin edilen ortalama F_x ve F_y kesme kuvvetleri için ortalama mutlak hata sırasıyla %7.6 ve %2.8 olarak bulunmuştur ve ortalama mutlak hata değerlerinden tahmin doğrulukları da sırasıyla 92.4% ve 97.2% olarak hesaplanmıştır.

Tablo 8.6. Ölçülen ve kesme kuvveti dağılımı metodu ile üstel kuvvet katsayısı modelinden tahmin edilen ortalama kesme kuvveti değerleri

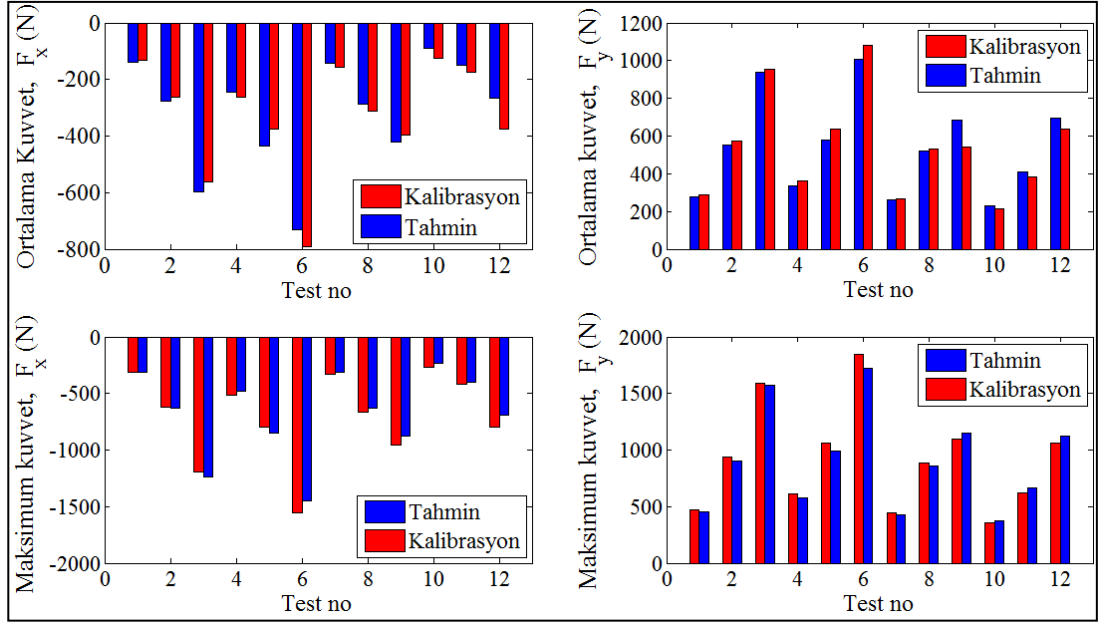
Test no	Kesme hızı V, m/dak	İlerleme miktarı f_e mm/diş	Frezeleme modu	Kesici takım çapı D, mm	Talaş açısı α_{ip}	İlerleme kuvveti, F_x (N)			Normal Kuvvet, F_y (N)		
						Ölçülen ($Y_{i,e}$)	Tahmin ($Y_{i,p}$)	Hata, ϵ (%)	Ölçülen ($Y_{i,e}$)	Tahmin ($Y_{i,p}$)	Hata, ϵ (%)
1	30	0.04	Zıt	12	15	-130.6	-129.1	1.1	277	270	2.5
2	30	0.08	Zıt	12	15	-269.8	-258.1	4.3	524.4	540	3
3	30	0.12	Zıt	12	10	-570	-511.6	10.2	948.5	935.3	1.4
4	30	0.04	Aynı	12	5	-266.1	-249.7	6.2	340.7	331.2	2.8
5	30	0.08	Aynı	12	10	-395.9	-342.3	13.5	536.3	560.2	4.5
6	30	0.12	Aynı	12	5	-802	-749.2	6.6	1004	993.6	1
7	30	0.04	Zıt	10	10	-145.5	-137.4	5.6	249.2	240.6	3.5
8	30	0.08	Zıt	10	10	-277.7	-274.8	1	465	481.2	3.5
9	30	0.12	Zıt	10	5	-424.1	-403.3	4.9	642.5	613.8	4.5
10	30	0.04	Aynı	8	10	-103.7	-92	11.3	223.4	223.2	0.1
11	30	0.08	Aynı	8	15	-158.3	-181.3	14.5	373	359	3.8
12	30	0.12	Aynı	8	10	-311.6	-275.8	11.5	648.1	669.6	3.3
Ortalama mutlak hata								7.6			2.8

Tablo 8.7’de görüldüğü gibi ilerleme yönündeki (x) maksimum kesme kuvveti tahminleri %10’dan daha az ortalama mutlak hataya sahip olmasına karşın, normal yöndeki (y) maksimum kesme kuvveti tahminlerinde ortalama mutlak hata %10’dan biraz fazladır. Ancak, tahmin edilen maksimum kuvvet değerlerinden hesaplanan ortalama mutlak hata değeri kabul edilebilir bir doğruluktur. Bundan dolayı, maksimum F_y kuvvet değerlerinin de makul tahmin doğruluğuna sahip olduğu sonucu çıkarılabilir.

Tablo 8.7. Ölçülen ve kesme kuvveti dağılımı metodu ile üstel kuvvet katsayısı modelinden tahmin edilen maksimum kesme kuvveti değerleri

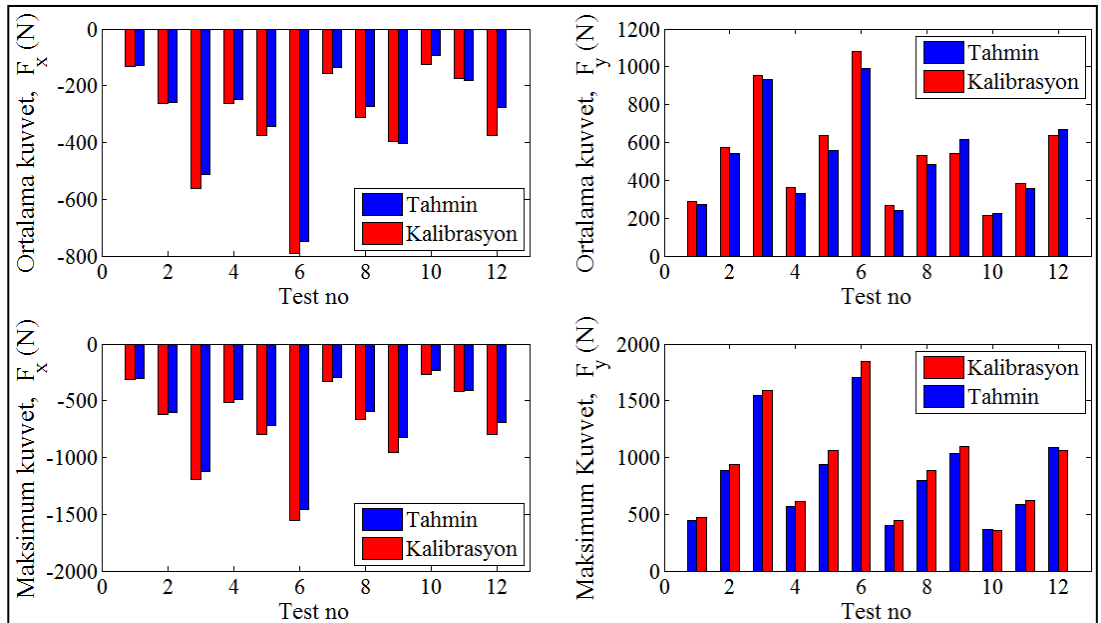
Test no	Kesme hızı V, m/dak	İlerleme miktarı f_s , mm/dış	Frezeleme modu	Kesici takım çapı D, mm	Talaş açısı α_o	İlerleme kuvveti, F_x (N)			Normal kuvvet, F_y (N)		
						Ölçülen ($Y_{i,e}$)	Tahmin ($Y_{i,p}$)	Hata, ϵ (%)	Ölçülen ($Y_{i,e}$)	Tahmin ($Y_{i,p}$)	Hata, ϵ (%)
1	30	0.04	Zıt	12	15	-343.4	-300.2	12.6	525.4	441.1	16
2	30	0.08	Zıt	12	15	-590.3	-600.3	1.7	924.1	882.2	4.5
3	30	0.12	Zıt	12	10	-1080.2	-1120.9	3.8	1377.5	1544.6	12.1
4	30	0.04	Aynı	12	5	-533.7	-486.9	8.8	669.6	568.4	15.1
5	30	0.08	Aynı	12	10	-755.3	-717.6	5	1141	935.5	18
6	30	0.12	Aynı	12	5	-1538.4	-1460.7	5.1	1860.9	1705.2	8.4
7	30	0.04	Zıt	10	10	-350.3	-296	15.5	474.6	399.3	15.9
8	30	0.08	Zıt	10	10	-581.5	-592.1	1.8	859.2	798.5	7.1
9	30	0.12	Zıt	10	5	-789.5	-823.7	4.3	1213.2	1034.3	14.7
10	30	0.04	Aynı	8	10	-222.8	-230.6	3.5	369.2	361.8	2
11	30	0.08	Aynı	8	15	-447	-411.9	7.9	742.1	590	20.5
12	30	0.12	Aynı	8	10	-763.4	-691.8	9.4	1233.6	1085.3	12
Ortalama mutlak hata								6.6			12.2

Önerilen kesme kuvveti dağılımı metodunun etkinliğini göstermek için özellikle freze tasarımında faydalı olan frezeleme mekaniği yaklaşımı da incelenmiştir. Kesme kuvveti dağılımı metodu ve frezeleme mekaniği yaklaşımından doğrusal kenar kuvvet modeli ile tahmin edilen F_x ve F_y kesme kuvvetlerinin ortalama ve maksimum değerleri Şekil 8.16'da karşılaştırılmıştır. Şekillerde görüldüğü gibi önerilen metot kullanılarak tahmin edilen ortalama kuvvetler ve frezeleme mekaniği yaklaşımından tahmin edilen kuvvetler arasında oldukça iyi bir uyum vardır. Geliştirilen kesme kuvveti dağılımı metodu ile birlikte doğrusal kenar kuvvet modelinden ve frezeleme mekaniği yaklaşımından tahmin edilen ilerleme kuvveti (\bar{F}_x) ve normal kuvvet (\bar{F}_y) değerleri için ortalama mutlak sapmalar da sırasıyla %12 ve %6.8 olarak bulunmuştur. Ayrıca, tahmin edilen maksimum ilerleme (F_x) ve normal (F_y) kuvvetler de %10'dan daha az ortalama mutlak hataya sahiptir.



Şekil 8.16. Kesme kuvveti dağılımı metodu ve frezeleme mekaniği yaklaşımından doğrusal kenar kuvvet modeli ile tahmin edilen ortalama ve maksimum kesme kuvvetleri

Doğrusal kenar kuvvet modeline benzer olarak, kesme kuvveti dağılımı metodu ve frezeleme mekaniği yaklaşımından üstel kuvvet katsayısı modeli ile tahmin edilen ilerleme (F_x) ve normal (F_y) kesme kuvvetlerinin ortalama ve maksimum değerleri Şekil 8.17’de karşılaştırılmıştır.

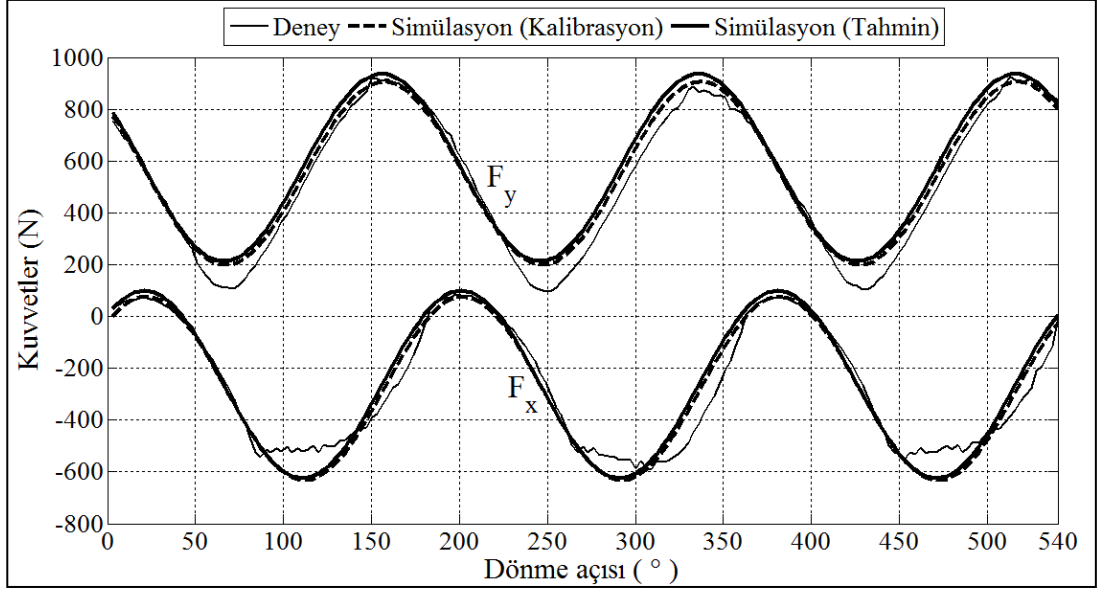


Şekil 8.17. Kesme kuvveti dağılımı metodu ve frezeleme mekaniği yaklaşımından üstel kuvvet katsayısı modeli ile tahmin edilen ortalama ve maksimum kesme kuvvetleri

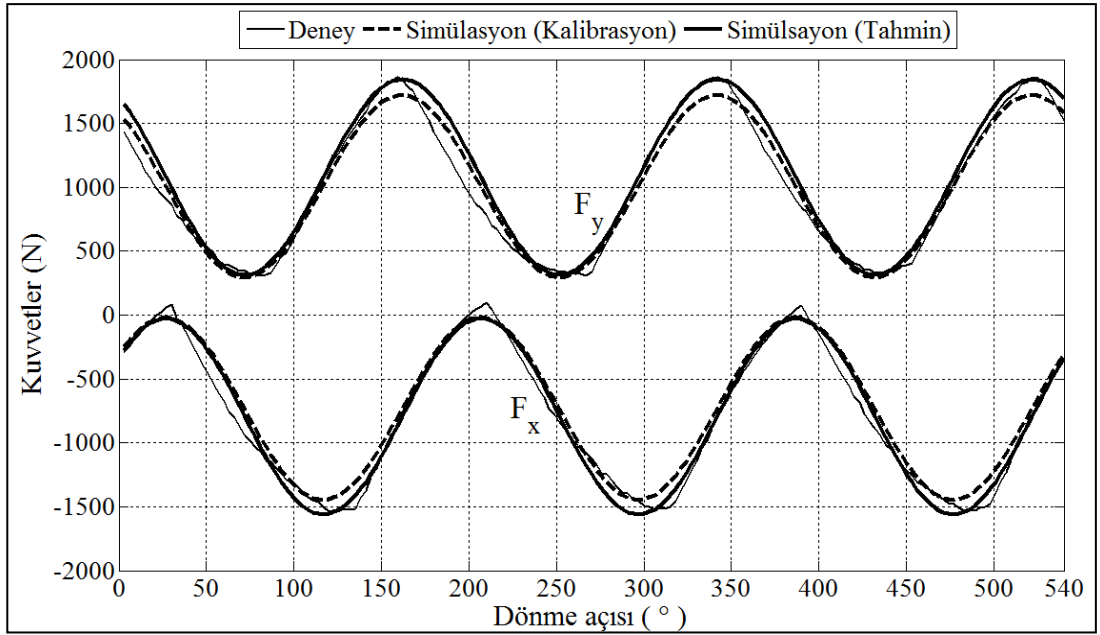
Kesme kuvveti dağılımı metodu ile birlikte üstel kuvvet katsayısı modelinden mekanistik olarak tahmin edilen ve frezeleme mekaniği yaklaşımından ortogonal kesme parametreleri kullanılarak simüle edilen ortalama ilerleme (\bar{F}_x) ve normal (\bar{F}_y) kesme kuvveti değerleri arasındaki ortalama mutlak sapmalar sırasıyla %9.6 ve %7.6 olarak hesaplanmıştır. Diğer taraftan, tahmin edilen maksimum ilerleme (F_x) ve normal (F_y) kesme kuvvetleri arasında sırasıyla %8.4 ve %6.4 ortalama mutlak sapma elde edilmiştir. Sonuç olarak, özel olarak tasarlanan frezeleme testleri ve geliştirilen mekanistik yaklaşım eğik kesme modeli kullanılarak ortogonal kesme testlerinden tahmin edilen frezeleme kuvvetleri ile hemen hemen aynı değerleri vermektedir.

Geliştirilen metot ve frezeleme mekaniği yaklaşımı ile tahmin edilen ve deneysel testlerden elde edilen kesme kuvvetlerinin daha anlamlı bir karşılaştırması için anlık kuvvet sinyalleri de incelenmiştir. Şekil 8.18 ve 8.19 kesici takımın 1.5 devrinde kesme kuvveti dağılımı metodu ve frezeleme mekaniği yaklaşımından doğrusal kenar kuvvet modeli ile tahmin edilen ve deneysel testlerden elde edilen anlık kuvvetleri göstermektedir.

Şekil 8.18 çapı 12 mm olan iki ağızlı parmak freze ile yapılan yarım dalma-zıt yönlü frezeleme testi için ölçülen ve doğrusal kenar kuvvet modelinden tahmin edilen frezeleme kuvvetlerini göstermektedir. Dış başına ilerleme miktarı $f_t = 0.08$ mm/diş ve normal talaş açısı $\alpha_n = 15^\circ$ dir. Eksenel kesme derinliği ve kesme hızı sırasıyla $a_a = 18$ mm ve $V = 30$ m/dak dır. Şekilde görüldüğü gibi özel olarak tasarlanan yarım dalma frezeleme testlerinden mekanistik olarak belirlenen spesifik kuvvet katsayılarına dayalı kuvvet tahminleri ortogonal kesme parametrelerinden tahmin edilen ve deneysel olarak ölçülen frezeleme kuvvetleri ile iyi bir uyum göstermektedir. İki ağızlı parmak freze ile gerçekleştirilen yarım dalma-aynı yönlü frezeleme testi için doğrusal kenar kuvvet modelinden tahmin edilen ve ölçülen kuvvetler Şekil 8.19'da gösterilmiştir. Burada $f_t = 0.12$ mm/diş ve $\alpha_n = 5^\circ$ dir. Diğer koşullar zıt yönlü frezeleme testlerinde olduğu gibidir. Ortogonal kesme parametrelerinden tahmin edilen ve ölçülen kuvvetlerin değerleri mekanistik olarak kalibrasyon katsayılarından elde edilen değerlerle yaklaşık olarak aynıdır.



Şekil 8.18. Kesme kuvveti dağılımı metodu (Kalibrasyon) ve frezeleme mekaniği yaklaşımından (Tahmin) doğrusal kenar kuvvet modeli ile simüle edilen ve ölçülen frezeleme kuvvetleri (Malzeme: Al7075-T651 alaşımı, yarım dalma-zıt yönlü frezeleme, $f_t = 0.08$ mm/diş, $a_a = 18$ mm, $V = 30$ m/dak, takım: 2 ağızlı parmak freze, $\alpha_n = 15^\circ$, $D = 12$ mm)



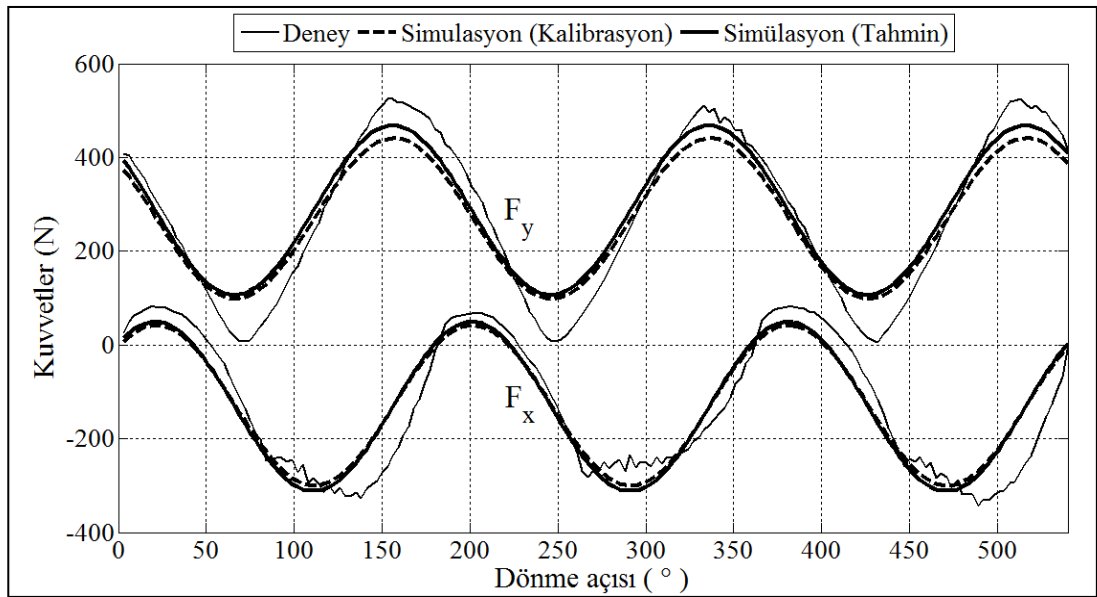
Şekil 8.19. Kesme kuvveti dağılımı metodu (Kalibrasyon) ve frezeleme mekaniği yaklaşımından (Tahmin) doğrusal kenar kuvvet modeli ile simüle edilen ve ölçülen frezeleme kuvvetleri (Malzeme: Al7075-T651 alaşımı, yarım dalma-aynı yönlü frezeleme, $f_t = 0.12$ mm/diş, $a_a = 18$ mm, $V = 30$ m/dak, takım: 2 ağızlı parmak freze, $\alpha_n = 5^\circ$, $D = 12$ mm)

Şekil 8.20 ve 8.21 çapı 12 mm olan iki ağızlı parmak freze ile gerçekleştirilen yarım dalma zıt ve aynı yönlü frezeleme testleri için kesici takımın 1.5 devrinde ölçülen ve kesme kuvveti dağılımı metodu ile birlikte üstel kuvvet katsayısı modelinden tahmin edilen anlık frezeleme kuvvetlerini göstermektedir. Şekillerde görüldüğü gibi üstel kuvvet katsayısı modeli frezeleme kuvvet katsayılarının kalibrasyonu için geliştirilen kesme kuvveti dağılımı metodu ile birlikte anlık kesme kuvvetlerinin tahmininde oldukça iyi sonuçlar vermiştir.

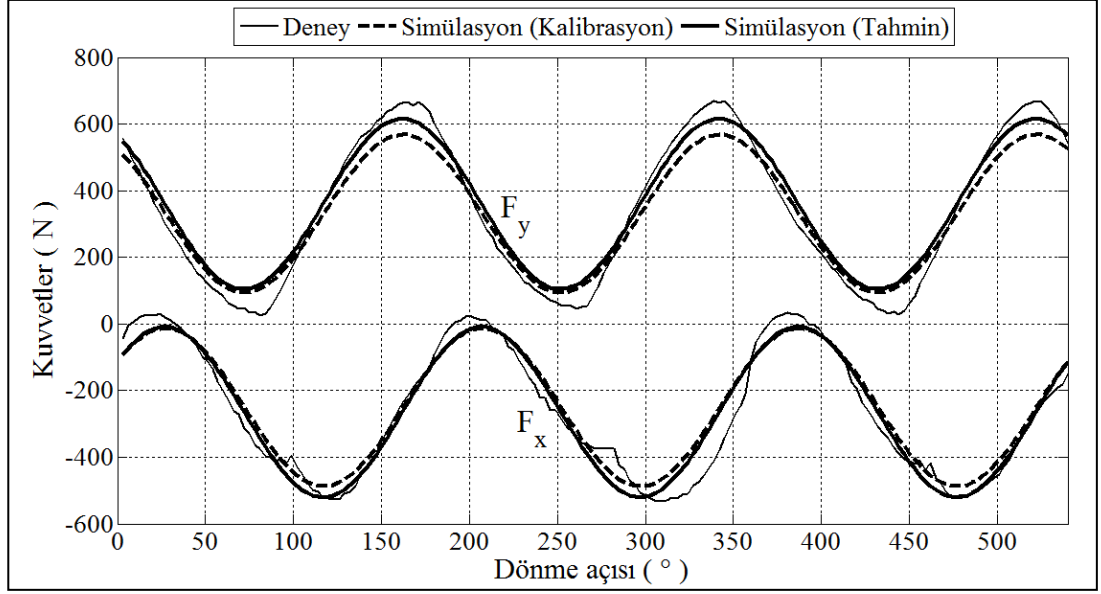
Sonuç olarak, geliştirilen metot proses planlayıcılarının frezeleme operasyonlarında kesme kuvvetlerini tatmin edici bir doğrulukla tahmin etmelerine olanak sağlayabilir.

Tahmin edilen ve ölçülen kuvvetler arasındaki sapmalar:

1. Burada rijit kesme kuvvetleri incelendiği için kesici takım salgısına ve defeksiyonlarına bağlanabilir,
2. Bir diğer sebep muhtemel kesici takım, iş parçası ve dinamometre titreşimlerinin yol açtığı kesme kuvvetlerinin küçük genlik dalgalanmaları olabilir.



Şekil 8.20. Ölçülen ve kesme kuvveti dağılımı metodu (Kalibrasyon) ve frezeleme mekaniği yaklaşımından (Tahmin) üstel kuvvet katsayısı modeli ile simüle edilen frezeleme kuvvetleri (Malzeme: Al7075-T651 alaşımı, yarım dalma-zıt yönlü frezeleme, $f_t = 0.04$ mm/diş, $a_a = 18$ mm, $V = 30$ m/dak, takım: 2 ağızlı parmak freze, $\alpha_n = 15^\circ$, $D = 12$ mm)



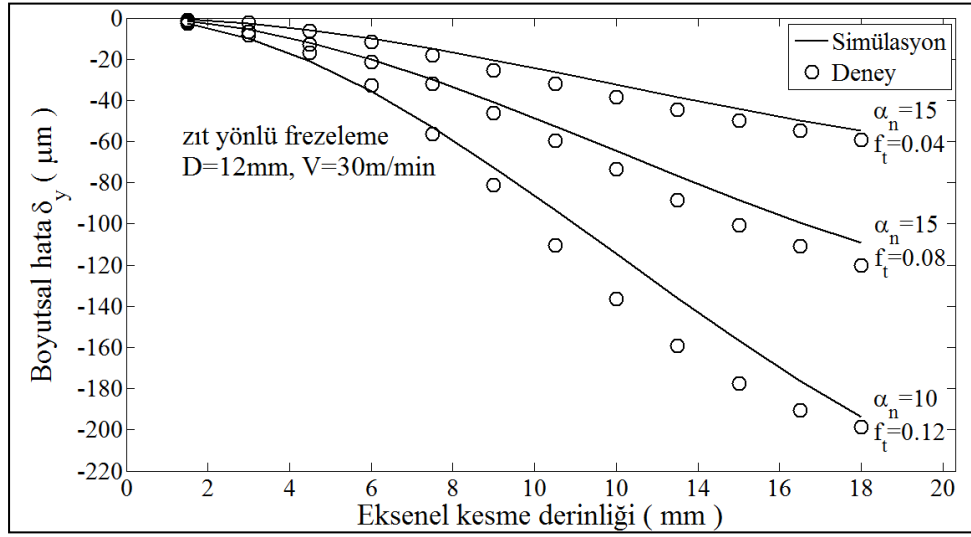
Şekil 8.21. Ölçülen ve kesme kuvveti dağılımı metodu (Kalibrasyon) ve frezeleme mekaniği yaklaşımından (Tahmin) üstel kuvvet katsayısı modeli ile simüle edilen frezeleme kuvvetleri (Malzeme: Al7075-T651 alaşımı, yarım dalma-aynı yönlü frezeleme, $f_t = 0.04$ mm/diş, $a_a = 18$ mm, $V = 30$ m/dak, takım: 2 ağızlı parmak freze, $\alpha_n = 5^\circ$, $D = 12$ mm)

Önerilen metodun geçerliliğini göstermek için ortalama kuvvet yaklaşımı [78] da incelenmiştir. Kanal frezeleme verilerinden elde edilen ortalama kuvvetlere dayalı bu yaklaşımdan [78] kuvvet katsayılarının belirlenmesinde kesme kuvveti dağılımının etkisi ihmal edilir. Ancak, kuvvet katsayılarını belirlemek için önerilen metod geliştirilen deneysel mekanizma vasıtasıyla kuvvet dağılımının etkisini göz önünde bulundurmaktadır. Şekil 8.4’de verilen katsayılar önerilen metod kullanılarak belirlenen kayma kuvvetlerini (V_x , V_y) Denklem (5.20)’ye yerleştirerek kalibre edilmiştir. Şekil 8.5’de verilen katsayılar ise kesme (V_{xc} , V_{yc}) ve kenar (V_{xe} , V_{ye}) kayma kuvvetlerini Denklem (5.27)’ye yerleştirerek kalibre edilmiştir. Önerilen metod ile simüle edilen frezeleme kuvvet desenleri ortalama kuvvet yaklaşımından [78] elde edilenlere göre deneysel kuvvetlerle daha iyi bir uyum sergilemiştir. Sonuç olarak, kesme kuvveti dağılımı metodu ile tahmin edilen frezeleme kuvvetleri ortalama kuvvet yaklaşımına dayalı kuvvetlerden daha doğrudur.

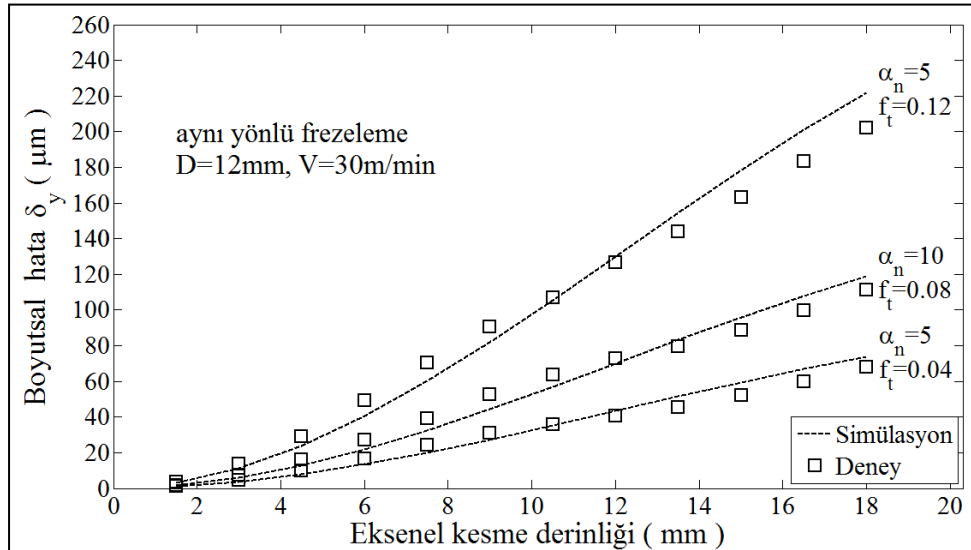
8.4. Boyutsal Yüzey Hata Hesaplaması Doğrulama Testleri

Boyutsal yüzey hatalarını tahmin etmek ve deneysel sonuçlar ile simülasyon sonuçlarını karşılaştırarak önerilen modelin etkinliğini ve doğruluğunu teyit etmek

için bir dizi yarım dalma zıt ve aynı yönlü frezeleme testi gerçekleştirilmiştir. Deneysel cihazlar ve kesme koşulları frezeleme kuvvet ölçümleri ile aynıdır. Boyutsal yüzey hataları üç boyutlu koordinat ölçme cihazı kullanılarak aksel doğrultu boyunca planlanan referans yüzeyden ölçülmüştür. Şekil 8.22 ve 8.23 yarım dalma zıt ve aynı yönlü frezeleme test örneklerinin deneysel olarak ölçülen ve önerilen simülasyon modeli ile tahmin edilen yüzey hata profillerini sırasıyla göstermektedir.



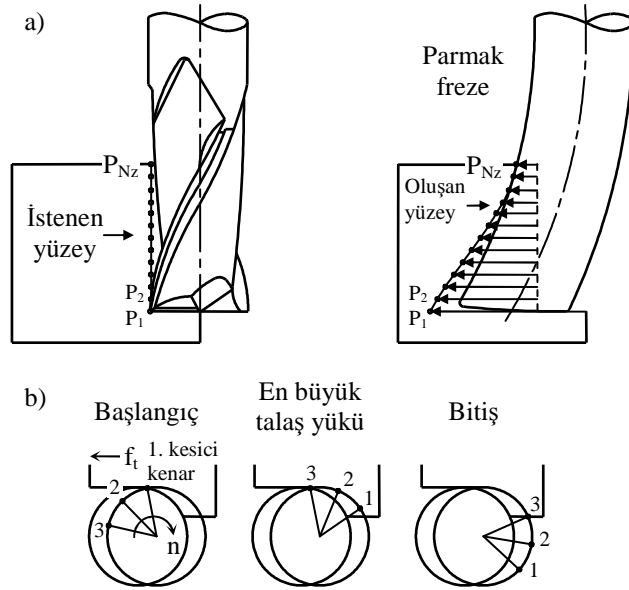
Şekil 8.22. Yarım dalma zıt yönlü frezeleme testi için tahmin edilen ve ölçülen boyutsal yüzey hata profil eğrileri



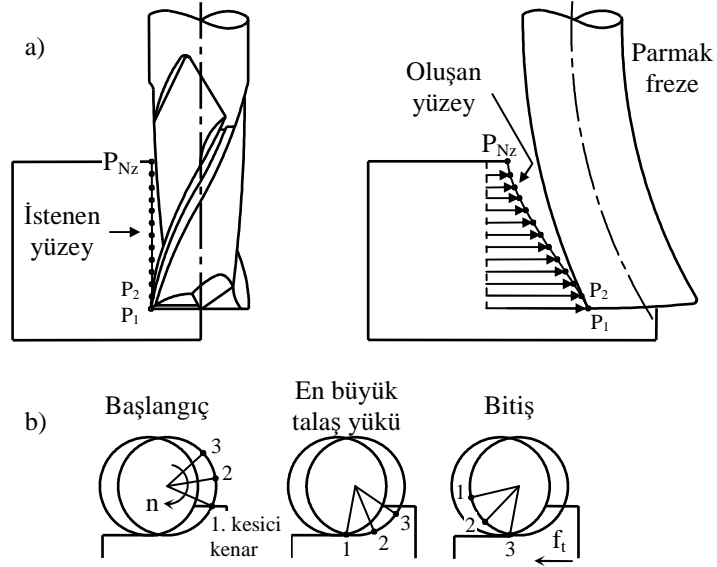
Şekil 8.23. Yarım dalma aynı yönlü frezeleme testi için tahmin edilen ve ölçülen boyutsal yüzey hata profil eğrileri

Şekil 8.22 ve 8.23’de verilen grafikler iş parçasının üst tarafından alt tarafına doğru farklı aksenal konumdaki boyutsal hataları ifade etmektedir. Aksenal derinlik koordinatı parmak frezenin sabit ucundan uzaklaştıkça boyutsal hatalar yaklaşık lineer olarak artmıştır. Şekillerde görüldüğü gibi önerilen modelle kesici takımın sehimi incelenerek simüle edilen yüzey formunun değişimi deneysel olarak ölçülen yüzey profillerine hem şekil hem de büyüklük bakımından çok benzer ve yakındır.

Şekil 8.24 ve 8.25 zıt ve aynı yönlü frezeleme proseslerinde iş parçası yüzeyinde elde edilen profilleri ve talaş yükü değişimini şematik olarak sırasıyla göstermektedir. P_1 ve P_2 kesicinin açısal pozisyonuna karşılık gelen iş parçası yüzeyindeki temas noktalarıdır. İş parçası yüzeyi P_{Nz} sayıda noktaya bölünmüştür: $P_i, i \in 1, 2, \dots, N_z$. Kesici takım $d\phi$ açısal artışı ile döndükçe kesici kenar başlangıç pozisyonundan maksimum talaş yükü pozisyonuna gelmektedir. Bu durumda, yüzey oluşum çizgisi üzerindeki kesici takım sehiminden dolayı boyutsal hata oluşur. Şekillerde görüldüğü gibi zıt ve aynı yönlü frezelemede yüzey oluşumu aynı değildir. Zıt yönlü frezeleme durumunda kesici takım kesme kuvvetlerinden dolayı iş parçası yüzeyine doğru şekil değişimine uğradığı için kesici kenarlar iş parçasından fazladan talaş kaldırmıştır. Diğer taraftan, aynı yönlü frezeleme operasyonunda normal kesme kuvveti kesici takımı iş parçasının dışına itmiş ve yüzeyde fazladan talaş kalmasına neden olmuştur.



Şekil 8.24. Zıt yönlü frezelemede yüzey oluşumu: a) Frezelenen yüzey; b) Talaş yükü değişimi



Şekil 8.25. Aynı yönlü frezelemede yüzey oluşumu:
a) Frezelenen yüzey; b) Talaş yükü değişimi

Zıt yönlü frezelemede kesici takım şekil değişikliğine karşı direç gösteren iş parçasına doğru sehime uğradığı için boyutsal yüzey hata büyüklükleri aynı yönlü frezelemeye göre daha küçüktür. Aynı yönlü frezelemede kesici takım iş parçasından dışarıya doğru sehime uğradığı için direç gösteren hiçbir temas rijitliği yoktur.

Hem zıt hem de aynı yönlü frezelemede en büyük boyutsal yüzey hatası parmak frezenin rijitliğinin azaldığı serbest uçta gözlenmiştir. Tablo 8.8’de iş parçasının alt tarafında ölçülen boyutsal yüzey hata değerleri özetlenmiş ve tahmin edilen hata değerleri ile karşılaştırılmıştır. Tabloda görüldüğü gibi tahmin edilen ve ölçülen boyutsal hata değerleri arasındaki en büyük fark %10’dan daha azdır. Başka bir deyişle, tahmin edilen hata değerleri ölçülenlere çok yakındır. Bundan dolayı, önerilen metot parmak frezeleme operasyonlarında proses planlama için oldukça kullanışlı olabilir. Diğer taraftan, ölçülen ve tahmin edilen hata değerleri arasındaki fark ovalama ve kararsız talaş kaldırma gibi kesici takım ucuna yakın kararsız kesme hareketlerine bağlanabilir.

Önerilen modelin geçerliliğini teyit etmek için elastik parmak frezelerle boyutsal yüzey hatası tahmini modeli de incelenmiştir [2]. Ortalama kuvvet yaklaşımına dayalı bu modelde [2] eksenel yöndeki kuvvet dağılımının boyut hataları üzerindeki etkisini incelenmemiştir. Ancak, yeni önerilen model boyutsal yüzey hatalarının belirlenmesi için kuvvet dağılımının etkisini dikkate almaktadır. Ayrıca, boyutsal

yüzey hataları konsol kiriş teorisinden faydalanarak, eğilme momenti ve kesici takım sehimi arasında analitik bir ilişki kurularak belirlenmiştir. Zıt yönlü frezeleme operasyonlarında önerilen model kullanılarak simüle edilen yüzey profilleri boyutsal yüzey hatası tahmini modelinden [2] elde edilen profillerle şekil bakımından benzerdir. Aynı yönlü frezeleme operasyonlarında önerilen model kullanılarak simüle edilen yüzey profilleri yaklaşık lineer olarak değişirken, boyutsal yüzey hatası tahmini modelinde [2] y eksenini boyunca hemen hemen sabit kalan bir şekil değişimi görülmüştür. Boyutsal yüzey hatası tahmini modelinde [2] zıt ve aynı yönlü frezeleme operasyonları için ölçülen ve tahmin edilen boyut hataları arasındaki en büyük fark yaklaşık %15'tir. Önerilen modelden tahmin edilen ve ölçülen boyutsal hata değerleri arasındaki en büyük fark ise %10'dan daha azdır (Tablo 8.8).

Tablo 8.8. İş parçasının alt tarafında ölçülen ve tahmin edilen boyutsal hata değerlerinin karşılaştırılması

Test no	Kesme hızı V, m/dak	İlerleme miktarı f_t , mm/diş	Frezeleme tipi	Çap d, mm	Talaş açısı α_n , °	Ölçü uzunluğu L, mm	Deney $y_{i,e}$, mm	Simülasyon $y_{i,p}$, mm	Hata ϵ , %
1	30	0.04	Zıt	12	15	48	-59.3	-54.6	7.9
2	30	0.08	Zıt	12	15	48	-120	-109.1	9.1
3	30	0.12	Zıt	12	10	48	-198.5	-193.9	2.3
4	30	0.04	Aynı	12	5	48	68	73.9	8.7
5	30	0.08	Aynı	12	10	48	111.3	118.9	6.8
6	30	0.12	Aynı	12	5	48	202.1	221.6	9.6
7	30	0.04	Zıt	10	10	36	-57	-52.4	8.1
8	30	0.08	Zıt	10	10	36	-111	-104.7	5.7
9	30	0.12	Zıt	10	5	36	-151	-137.5	8.9
10	30	0.04	Aynı	8	10	32	45	47.9	6.4
11	30	0.08	Aynı	8	15	32	73.5	79.5	8.2
12	30	0.12	Aynı	8	10	32	134.3	143.7	7.0
Ortalama mutlak sapma									7.4

9. SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Kesme kuvvetleri takım tezgahı motor gücünü, kesici takım ve iş parçası bağlama mekanizmalarının dayanımını, iş parçası yüzey kalitesi ve boyutsal doğruluğunu belirlemek için gerekli temel faktörlerden biridir. Bu nedenle, parmak frezeleme operasyonlarında kesme kuvvetlerinin tahmini birinci derecede önemlidir. Ayrıca, bilgisayar destekli tasarım ve imalat (CAD/CAM) ortamlarında proses planlamayı optimize etmek için doğru ve pratik kesme kuvveti tahmin yöntemleri gereklidir. Frezeleme kuvvetlerinin etkisi altında parmak freze boyutsal hatalara neden olan şekil değişimine uğradığı için işlenen parçalar üzerindeki tolerans gereksinimleri de metal kaldırma oranlarını sınırlandırmaktadır. Bundan dolayı, frezelemede yüzey oluşumu ve boyutsal doğruluk analizi toleransları ihlal etmeksizin verimliliği artırmak için gereklidir.

Bu çalışmada, özel olarak tasarlanan frezeleme testlerinden ve mekanistik analizden hem spesifik kesme kuvveti katsayılarının hem de elastik parmak frezelerin neden olduğu boyutsal yüzey hatalarının analitik olarak belirlenmesi için bir metot geliştirilmiştir. Önerilen metot parmak frezenin kesme yapan kesici kenar uzunluğu boyunca kuvvet dağılımının belirlenmesine dayanmaktadır. Doğrusal kenar kuvvet modelinden frezeleme kuvvetlerini tahmin etmek için kullanılacak spesifik kuvvet katsayılarını kalibre etmek için her bir disk eleman üzerinde ölçülen ortalama frezeleme kuvvetlerinin kesme ve kenar bileşenlerine eğri uydurularak kuvvet dağılımı belirlenmiştir. Diğer taraftan, üstel kuvvet katsayısı modelinde kuvvet katsayılarını tahmin etmek için doğrudan ölçülen ortalama frezeleme kuvvetlerine eğri uydurulmuştur. Daha sonra, elde edilen ikinci dereceden denklemlerin integrali alınarak hesaplanan kayma kuvvetlerinden hem doğrusal kuvvet modeli hem de üstel kuvvet katsayısı modeli için kuvvet katsayıları tayin edilmiş ve kesici takım sehimi hesaplamasında kullanılmıştır. Helisel kesici ağızlı parmak freze değişken atalet momentli konsol giriş olarak modellenmiş olup, kesici takım sehimi konsol giriş teorisi kullanılarak hesaplanmıştır. Boyutsal yüzey hataları doğrudan kesici takım sehiminden tahmin edilmiş ve deneysel sonuçlarla karşılaştırılmıştır. Kesme

kuvvetlerinin ve boyutsal yüzey hatalarının incelendiği bu çalışmadan elde edilen sonuçlar ve ileride yapılabilecek çalışmalar için bazı öneriler aşağıda özetlenmiştir:

- Spesifik kuvvet katsayılarının kalibrasyonunda kullanılan ortalama kesme kuvvetleri ve bu kuvvetlerin kesme ve kenar bileşenleri helisel kesici ağızdan dolayı parmak freze z eksenini boyunca parabolik olarak değişmek olup, bu değişimler ikinci dereceden polinom denklemlerle tanımlanabilir.
- Önerilen kesme kuvveti dağılımı metoduna göre kalibre edilen spesifik kuvvet katsayıları sadece takım-iş parçası çifti için değil aynı zamanda kesici geometrisi ve frezeleme tipi için belirlenmiş olup, farklı kesme koşulları altında gerçekleştirilen frezeleme testleri sonucunda farklı katsayılar elde edilmiştir.
- Önerilen metod kullanılarak hem doğrusal kenar kuvvet modelinden hem de üstel kuvvet katsayısı modelinden tahmin edilen frezeleme kuvvetlerinin doğruluğunu teyit etmek için doğrulama testleri yürütülmüştür. Kesme kuvveti dağılımı metodu kullanılarak doğrusal kenar kuvvet modelinden tahmin edilen ortalama F_x ve F_y kesme kuvvetleri için tahmin doğruluğu sırasıyla %93.1 ve %94.9 bulunmuştur. Kesme kuvveti dağılımı metodu ile üstel kuvvet katsayısı modelinden tahmin edilen ortalama F_x ve F_y kesme kuvvetleri için tahmin doğrulukları da sırasıyla 92.4% ve 97.2% olarak hesaplanmıştır. Bu çalışmalar sonucunda, kesme kuvveti dağılımının belirlenmesine dayalı simülasyon sonuçlarının doğrulama testlerinden elde edilen kuvvet değerleri ile oldukça iyi uyum içinde olduğu tespit edilmiştir. Başka bir deyişle, önerilen kesme kuvveti dağılımı metodu mekanistik yaklaşımla birlikte kesme kuvveti tahminlerinde oldukça yüksek bir doğruluk oranı sağlamaktadır. Bu yüzden, parmak frezeleme prosesi mekaniği ile birlikte frezeleme kuvvetlerini tahmin etmek için kullanılabilir.
- Kesme kuvveti dağılımı metodunun geçerliliğini göstermek için frezeleme mekaniği yaklaşımı da ele alınmış ve bu metod kullanılarak hesaplanan kuvvetler geliştirilen metod ile birlikte doğrusal kenar kuvvet modeli ve üstel kuvvet katsayısı modelinden tahmin edilen kuvvetlerle karşılaştırılmıştır. Diğer taraftan, kesme ve kenar katsayıları, kayma açısı ve gerilmesi, sürtünme açısı ve talaş akış açısı gibi parametreler frezeleme mekaniği yaklaşımında kesme kuvvetlerini tahmin etmek için girdi olarak kullanılacağı için çok önemlidir. Frezeleme mekaniği yaklaşımından elde edilen sonuçlar şöyle özetlenebilir:

- 1) Kenar kuvvet katsayılarının ortalama ve standart sapması K_{te} için sırasıyla 13.07N/mm ve 2.91, K_{fe} için 9.1N/mm ve 2.75 olarak hesaplanmış olup, farklı kesme hızları ve talaş açılarında kenar katsayıları önemli ölçüde değişmemiştir,
 - 2) Şekil 8.11'de görüldüğü gibi talaş kalınlığı oranı talaş kalınlığının üstel fonksiyonu olarak değişmektedir,
 - 3) Kayma gerilmelerinin ortalama ve standart sapması sırasıyla $\tau_s = 122.86$ MPa ve $\sigma(\tau_s) = 12.21$ olarak hesaplanmış olup, farklı kesme hızları ve talaş açılarında önemli ölçüde değişmemiştir,
 - 4) Sürtünme açısı talaş açısının lineer bir fonksiyonu olarak ifade edilebilir,
 - 5) Talaş akış açısı talaş açısı artışı ile artış, talaş kalınlığı artışı ile azalma göstermiştir. Talaş akış açısı talaş açısının fonksiyonu olduğu için talaş açısının 5° 'den 15° 'ye artışı radyal kuvvet katsayısının (K_{fc}) 367 MPa'dan 182 MPa'ya düşmesine sebep olmuştur. Deforme olmamış talaş kalınlığı ile talaş akış açısının (η_c) değişimi tahmin edilen kesme hızı ve ilerleme yönlerindeki kesme kuvveti katsayılarında (K_{tc} , ve K_{fc}) en fazla %10'luk bir sapmaya neden olmuş olup, analizde katsayıların ortalama değerleri kullanılabilir.
 - 6) Kesme kuvveti dağılımı metoduyla doğrusal kenar kuvvet modelinden hesaplanan \bar{F}_x ve \bar{F}_y kuvvetleri ve frezeleme mekaniği yaklaşımından elde edilen \bar{F}_x ve \bar{F}_y kuvvetleri arasındaki ortalama mutlak sapmalar sırasıyla %12 ve %6.8 olarak bulunmuştur. Kesme kuvveti dağılımı metoduyla üstel kuvvet katsayısı modelinden hesaplanan \bar{F}_x ve \bar{F}_y kuvvetleri ve frezeleme mekaniği yaklaşımından elde edilen \bar{F}_x ve \bar{F}_y için ortalama mutlak sapmalar sırasıyla %9.6 ve %7.6 olarak elde edilmiştir. Sonuç olarak, kesme kuvveti dağılımı metoduyla bulunan kesme kuvvetleri frezeleme mekaniği yaklaşımından tahmin edilen kuvvetlerle uyum içindedir.
- Önerilen metot kullanılarak tahmin edilen ve gerçekleştirilen doğrulama testlerinde ölçülen frezeleme kuvvetleri arasındaki sapmalar frezeleme kuvvetlerinin küçük genlik dalgalanmalarına, kesici takım salgısı ve sehimine bağlanabilir.
 - Talaş kaldırma işleminin bir sonucu olarak hem tahmin edilen hem de ölçülen boyutsal hata büyüklüklerinin kesici takım serbest ucuna doğru azalan rijitlikten

dolayı arttığı görülmüştür. Diğer taraftan, zıt yönlü frezelemede iş parçası yüzeyinden fazladan talaş kaldırılırken, aynı yönlü frezeleme prosesinde yüzeyde fazladan talaş kalmıştır.

- En büyük boyut hatası parmak frezenin serbest ucunda tespit edilmiş olup, önerilen metot ile tahmin edilen hata büyüklükleri ve ölçülen değerler arasındaki fark tatmin edici düzeydedir. Önerilen metot ile tahmin edilen ve ölçülen boyutsal yüzey hata değerleri arasındaki sapmalar kesici takımın serbest ucundaki kararsız kesme hareketinden dolayı ortaya çıkmış olabilir.
- Tablo 8.8'de görüldüğü gibi geliştirilen boyutsal yüzey hata modeli parmak frezeleme proseslerinde boyut hatalarının tahminlerini %92.6 doğrulukla sağlamaktadır. Bundan dolayı, model işlenen parça kalitesini veya boyutsal toleransını tahmin etmek için kullanılabilir. Önerilen model proses planlayıcılarının kesme koşullarını belirlemede ve operasyon planlama prosesinde faydalı olabilir.
- Mekanistik yaklaşıma dayalı bu metodun tahmin kabiliyetini artırmak için parmak freze z eksenini boyunca daha fazla disk elemana bölünebilir. Belirlenen katsayılar kesici takım üzerindeki kuvvet dağılımını içerdiği için önerilen kesme kuvveti dağılımı metodu endüstriyel uygulamalar için uygundur.

KAYNAKLAR

- [1] Shirase K., Altıntaş Y., Cutting force and dimensional surface error generation in peripheral milling with variable pitch helical end mills, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 1996, **36**, 567-584.
- [2] Budak E., Altıntaş Y., Peripheral milling conditions for improved dimensional accuracy, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 1994, **34**, 907-918.
- [3] Tsai J. S., Liao C. L., Finite element modeling of static surface errors in the peripheral milling of thin-walled workpieces, *Journal of Materials Processing Technology*, 1999, **94**, 235-246.
- [4] Engin S., Altıntaş Y., Mechanics and dynamics of general milling cutters. Part I: Helical end mills, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2001, **41**, 2195-2212.
- [5] Zheng L., Liang S. Y., Identification of cutter axis tilt in end milling, *Transactions of the ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 1997, **119**, 178-185.
- [6] Lee P., Altıntaş Y., Prediction of ball-end milling forces from orthogonal cutting data, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 1996, **36**, 1059-1072.
- [7] Budak E., Analytical models for high performance milling. Part I: Cutting forces, structural deformations and tolerance integrity, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2006, **46**, 1478-1488.
- [8] Altıntaş Y., Lee P., Mechanics and dynamics of ball end milling, *Transactions of the ASME Journal Manufacturing Science and Engineering*, 1998, **120**, 684-692.
- [9] Budak E., Altıntaş Y., Armarego E. J. A., Prediction of milling force coefficients from orthogonal cutting data, *Transactions of the ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 1996, **118**, 216-224.
- [10] Altıntaş Y., *Manufacturing automation: Metal cutting mechanics, machine tool vibrations, and CNC design*, Cambridge University Press, Cambridge, 2000.
- [11] Budak E., Altıntaş Y., Modeling and avoidance of static form errors in peripheral milling of plates, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 1995, **35**, 459-476.

- [12] Wan M., Zhang W. H., Qiu K. P., Gao T., Yang Y. H., Numerical prediction of static form errors in peripheral milling of thin-walled workpieces with irregular meshes, *Transactions of the ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 2005, **127**, 13-22.
- [13] Weck M., Altıntaş Y., Beer C., CAD assisted chatter free NC tool path generation in milling, *International Journal of Machine Tool Design and Research*, 1994, **34**, 879-891.
- [14] Martellotti M. E., An analysis of the milling process, *Transactions of the ASME*, 1941, **63**, 677-700.
- [15] Martellotti M. E., An analysis of the milling process. Part II: Down milling, *Transactions of the ASME*, 1945, **67**, 233-251.
- [16] Sabberwal A. J. P., Chip section and cutting force during the milling operation, *Annals of the CIRP*, 1961, **10**, 197-203.
- [17] Koenigsberger F., Sabberwal A. J. P., An investigation into the cutting force pulsations during milling operations, *International Journal of Machine Tool Design and Research*, 1961, **1**, 15-33.
- [18] Sutherland J. W., DeVor R. E., An improved method for cutting force and surface error prediction in flexible end milling system, *Journal of Engineering for Industry*, 1986, **108**, 269-279.
- [19] Tlusty J., McNeil P., Dynamics of cutting forces in end milling, *Annals of the CIRP*, 1975, **24**, 21-25.
- [20] Kline W. A., DeVor R. E., Zdeblick W. J., A mechanistic model for the force system in end milling with application to machining airframe structures, *In: North American Manufacturing Research Conference Proceedings*, Dearborn, MI, 1980, **18**, 297.
- [21] Altıntaş Y., Spence A., End milling force algorithms for CAD systems, *Annals of the CIRP*, 1991, **40**, 31-34.
- [22] Armarego E. J. A., Epp C. J., An investigation of zero helix peripheral up-milling, *International Journal of Machine Tool Design and Research*, 1970, **10**, 273-291.
- [23] Armarego E. J. A., Whitfield R. C., Computer based modelling of popular machining operations for force and power predictions, *Annals of the CIRP*, 1985, **34**, 65-69.
- [24] Brown R. H., Armarego E. J. A., Oblique machining with a single cutting edge, *International Journal of Machine Tool Design and Research*, 1964, **4**, 9-25.

- [25] Engin S., Altıntaş Y., Mechanics and dynamics of general milling cutters. Part II: Inserted cutters, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2001, **41**, 2213-2231.
- [26] Altıntaş Y., Engin S., Generalized modeling of mechanics and dynamics of milling cutters, *Annals of the CIRP*, 2001, **50**, 25-30.
- [27] Altıntaş Y., Lee P., A general mechanics and dynamics model for helical end mills, *Annals of the CIRP*, 1996, **45**, 59-64.
- [28] Lazoğlu İ., Liang S. Y., Analytical modeling of force system in ball-end milling, *Machining Science and Technology*, 1997, **1**, 219-234.
- [29] Kivanc E. B., Budak E., Structural modeling of end mills for form error and stability analysis, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2004, **44**, 1151-1161.
- [30] Liu X. W., Cheng K., Webb D., Luo X. C., Prediction of cutting force distribution and its influence on dimensional accuracy in peripheral milling, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2002, **42**, 791-800.
- [31] Liu X. W., Cheng K., Webb D., Luo X. C., Improved dynamic cutting force model in peripheral milling: Part 1: Theoretical model and simulation, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2002, **20**, 631-638.
- [32] Fuh K. H., Hwang R. M., A predicted milling force model for high speed end milling operation, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 1997, **37**, 969-979.
- [33] Kline W. A., DeVor R. E., The effect of runout on cutting geometry and forces in end milling, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 1983, **23**, 123-140.
- [34] Dépincé P., Hascoët J. Y., Active integration of tool deflection effects in end milling. Part 1: Prediction of milled surfaces, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2006, **46**, 937-944.
- [35] Kline W. A., Devor R. E., Shareef I. A., The prediction of surface accuracy in end milling, *Transactions of the ASME Journal of Engineering for Industry*, 1982, **104**, 272-278.
- [36] Wan M., Zhang W. H., Systematic study on cutting force modelling methods for peripheral milling, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2009, **49**, 424-432.
- [37] Oxley P. L. B., *The Mechanics of machining: An analytical approach to assessing machinability*, Ellis Horwood Limited, Chichester, UK, 1989.

- [38] Li H. Z., Zhang W. B., Li X. P., Modelling of cutting forces in helical end milling using a predictive machining theory, *International Journal of Mechanical Sciences*, 2001, **43**, 1711-1730.
- [39] Li X. P., Li H. Z., Theoretical modeling of cutting forces in helical end milling with cutter runout, *International Journal of Mechanical Sciences*, 2004, **46**, 1399-1414.
- [40] Puw H. Y., Hocheng H., Milling force prediction for fiber reinforced thermoplastics. Machining of Advanced Composites, *Proceedings of the 1993 ASME Winter Annual Meeting, American Society of Mechanical Engineers, Materials Division (Publication) MD*, 1993, **45**, 73-88.
- [41] Shin Y. C., Waters A. J., A new procedure to determine instantaneous cutting force coefficients for machining force prediction, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 1997, **37**, 1337-1351.
- [42] Gradišek J., Kalveram M., Weinert K., Mechanistic identification of specific force coefficients for a general end mill, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2004, **44**, 401-414.
- [43] Ozturk B., Lazoglu I., Erdim H., Machining of free-form surfaces. Part II: Calibration and forces, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2006, **46**, 736-746.
- [44] Dotcheva M., Millward H., Lewis A., The evaluation of cutting-force coefficients using surface error measurements, *Journal of Materials Processing Technology*, 2008, **196**, 42-51.
- [45] Wan M., Zhang W. H., Tan G., Qin G. H., New cutting force modeling approach for flat end mill, *Chinese Journal of Aeronautics*, 2007, **20**, 282-288.
- [46] Wan M., Zhang W. H., Dang J. W., Yang Y., A novel cutting force modelling method for cylindrical end mill, *Applied Mathematical Modelling*, 2010, **34**, 823-836.
- [47] Wan M., Zhang W. H., Qin G. H., Wang Z. P., Consistency study on three cutting force modelling methods for peripheral milling, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 2008, **222**, 665-676.
- [48] Kim G. M., Kim B. H., Chu C. N., Estimation of cutter deflection and form error in ball-end milling processes, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2003, **43**, 917-924.
- [49] Saffar R. J., Razfar M. R., Zarei O., Ghassemieh E., Simulation of three-dimension cutting force and tool deflection in the end milling operation based on finite element method, *Simulation Modelling Practice and Theory*, 2008, **16**, 1677-1688.

- [50] Seo T. I., Cho M. W., Tool trajectory generation based on tool deflection effects in flat-end milling process (I) – Tool path compensation strategy, *KSME International Journal*, 1999, **13**, 738-751.
- [51] Xu A. P., Qu Y. X., Zhang D. W., Huang T., Simulation and experimental investigation of the end milling process considering the cutter flexibility, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2003, **43**, 283-292.
- [52] Yun W. S., Ko J. H., Cho D. W., Ehmann K. F., Development of a virtual machining system, part 2: prediction and analysis of a machined surface error, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2002, **42**, 1607-1615.
- [53] Ryu S. H., Lee H. S., Chu C. N., The form error prediction in side wall machining considering tool deflection, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2003, **43**, 1405-1411.
- [54] Wan M., Zhang W. H., Efficient algorithms for calculations of static form errors in peripheral milling, *Journal of Materials Processing Technology*, 2006, **171**, 156-165.
- [55] Wan M., Zhang W. H., Tan G., Qin G. H., Systematic simulation procedure of peripheral milling process of thin-walled workpiece, *Journal of Materials Processing Technology*, 2008, **197**, 122-131.
- [56] Wan M., Zhang W. H., Qin G. H., Wang Z. P., Strategies for error prediction and error control in peripheral milling of thin-walled workpiece, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2008, **48**, 1366-1374.
- [57] Chan P. K. F., Chatter avoidance in milling, Master of Science Thesis, The University of British Columbia, Vancouver, 1990.
- [58] Budak E., Mechanics and dynamics of milling thin walled structures, Doctoral Dissertation, The University of British Columbia, Vancouver, 1994.
- [59] Merchant M. E., Mechanics of the metal cutting process. II: Plasticity conditions in orthogonal cutting, *Journal of Applied Physics*, 1945, **16**, 318-324.
- [60] Tlusty G., *Manufacturing process and equipment*, Prentice Hall, New Jersey, 2000.
- [61] Kalpakjian S., Schmid S. R., *Manufacturing engineering and technology*, Prentice Hall, New York, 2006.
- [62] Lee E. H., Shaffer B. W., Theory of plasticity applied to the problem of machining, *Journal of Applied Mechanics*, 1951, **18**, 405-413.
- [63] Palmer W. B., Oxley P. L. B., Mechanics of orthogonal machining, *Proceedings Institution of Mechanical Engineers*, 1959, **173**, 623-654.

- [64] Merchant M. E., Basic mechanics of the metal cutting process, *Transactions ASME Journal of Applied Mechanics*, 1944, **66**, 168-175.
- [65] Stabler G. V., The chip flow law and its consequences, *Advances in Machine Tool Design and Research*, 1964, **5**, 243-251.
- [66] Whitfield R. C., A mechanics of cutting approach for the prediction of forces and power in some commercial machining operations, Doctoral Dissertation, University of Melbourne, 1986.
- [67] Stabler G. V., The fundamental geometry of cutting tools, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, 1951, **165**, 14-26.
- [68] Armarego E. J. A., Brown R. H., *The machining of metals*, Prentice Hall, Englewood Cliffs, NJ, 1969.
- [69] Groover M. P., *Fundamentals of modern manufacturing: Materials, processes and systems*, 2nd ed., John Wiley & Sons, New York, 2002.
- [70] Fu H. J., DeVor R. E., Kapoor S. G., A mechanistic model for the prediction of the force system in face milling operations, *Transactions of the ASME Journal of Engineering for Industry*, 1984, **106**, 81-88.
- [71] Campomanes M. L., Dynamics of milling flexible structures, Master of Science Thesis, The University of British Columbia, Vancouver, 1998.
- [72] Lee P. P. W., Mechanics and dynamics of ballend milling, Master of Science Thesis, The University of British Columbia, Vancouver, 1995.
- [73] Yellowley I., Kusiak A., Observations on the use of computers in the process planning of machined components, *Transactions of the Canadian Society of Mechanical Engineers*, 1985, **9**, 70-74.
- [74] Armarego E. J. A., Deshpande N. P., Force prediction models and CAD/CAM software for helical tooth milling processes. I: Basic approach and cutting analyses, *International Journal of Production Research*, 1993, **31**, 1991-2009.
- [75] Yellowley I., Observations of the mean values of forces, torque and specific power in the peripheral milling process, *International Journal of Machine Tool Design and research*, 1985, **25**, 337-346.
- [76] Shaw M. C., *Metal cutting principles*, Oxford University Press, Oxford, 1984.
- [77] Gere J. M., Timoshenko S. P., *Mechanics of materials*, 4th ed., PWS-Kent Publishing Company, Boston, 1997.
- [78] Altintas Y., Spence A., End milling force algorithms for CAD systems, *Annals of the CIRP*, 1991, **40**, 31-34.

KİŞİSEL YAYIN VE ESERLER

- [1] **Aydın M.**, Uçar M., Cengiz A., Kurt M., Bakır B., A methodology for cutting force prediction in side milling, *Materials and Manufacturing Processes*, DOI: 10.1080/10426914.2014.912315.
- [2] **Aydın M.**, Karakuzu C., Uçar M., Cengiz A., Çavuşlu M. A., Prediction of surface roughness and cutting zone temperature in dry turning processes of AISI304 stainless steel using ANFIS with PSO learning, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2013, **67**, 957-967.
- [3] **Aydın M.**, Gök K., Cengiz A., Uçar M., Çalışkan A., Talaşlı imalatta değişik kesme parametreleriyle deneysel ve nümerik kesme kuvveti değerlerinin uyumluluğunun incelenmesi, 2. *Ulusal Talaşlı İmalat Sempozyumu*, Konya, Türkiye, 1-2 Ekim 2010.
- [4] **Aydın M.**, Cengiz A., Uçar M., AISI 304 Östenitik paslanmaz çeliğin kuru tornalanabilmesine kesme parametrelerinin etkisi, 2. *Ulusal Tasarım Analiz İmalat Kongresi*, Balıkesir, Türkiye, 11-12 Kasım 2010.

ÖZGEÇMİŞ

1979 yılında Bilecik'te doğdu. İlk, orta ve lise öğrenimini Bilecik'te tamamladı. 1997 yılında girdiği Dumlupınar Üniversitesi Simav Teknik Eğitim Fakültesi Makine Eğitimi Bölümü'nden 2001 yılında bölüm ve fakülte birincisi olarak mezun oldu. 2002-2005 yılları arasında Dumlupınar Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Makine Eğitimi Anabilim Dalı'nda Yüksek Lisansını tamamladı. 2001-2009 yılları arasında Dumlupınar Üniversitesi Simav Teknik Eğitim Fakültesi Makine Eğitimi Bölümünde öğretim görevlisi olarak çalıştı. Halen Bilecik Şeyh Edebali Üniversitesi Meslek Yüksekokulu Makine Programında öğretim görevlisi olarak görev yapmakta olup, evli ve bir çocuk babasıdır.