

Silindirik Düz ve Küresel Uçlu Takımlarla Parmak Frezeleme Operasyonlarında Kesme Kuvvetlerinin Tahmini için Mekanistik Modelleme

Mehmet AYDIN^{1*} 

¹Bilecik Şeyh Edebali Üniversitesi, Güzel Sanatlar ve Tasarım Fakültesi, Endüstriyel Tasarım Bölümü, Bilecik, Türkiye

Makale Bilgisi

Araştırma makalesi
Başvuru: 21/06/2024
Düzeltilme: 06/09/2024
Kabul: 15/09/2024

Anahtar Kelimeler

Parmak frezeler
Kesme kuvvetleri
Mekanistik modelleme
Simülasyon

Article Info

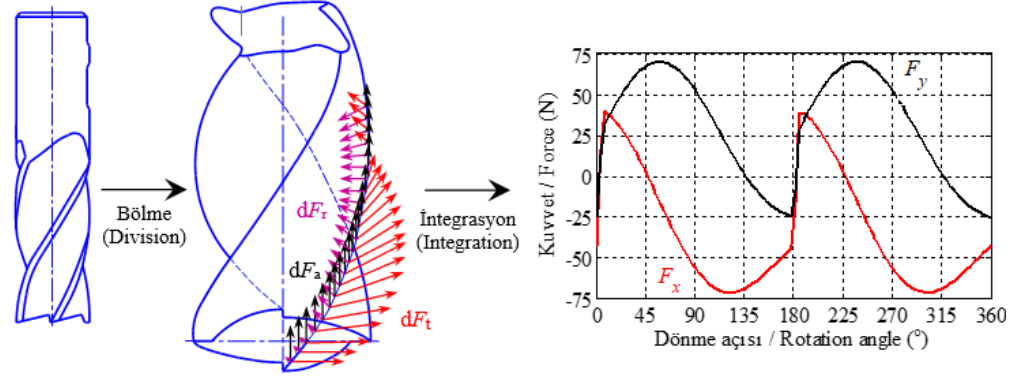
Research article
Received: 21/06/2024
Revision: 06/09/2024
Accepted: 15/09/2024

Keywords

End milling cutters
Cutting forces
Mechanistic modeling
Simulation

Grafik Özet (Graphical/Tabular Abstract)

Bu çalışma silindirik düz ve küresel uçlu takımlarla parmak frezeleme operasyonlarında kesme kuvvetlerini tahmin etmek için mekanistik bir yaklaşım sunmaktadır. / This study presents a mechanistic approach to predict the cutting forces in cylindrical flat-end and ball-end milling operations.



Şekil A: Mekanistik model için adımlar / Figure A: Steps for mechanistic model

Önemli noktalar (Highlights)

- Silindirik düz ve yarım küre uçlu takımlarla parmak frezeleme operasyonlarında kesme kuvvetlerini tahmin etmek için mekanistik modelleme / Mechanistic modeling to predict cutting forces in cylindrical flat-end and ball-end milling operations
- Mekanistik modelin tahmin kabiliyeti ve etkinliğinin derinlemesine analizi / In-depth analysis of the prediction capability and effectiveness of mechanistic model
- Küresel uçlu takım frezeleme işleminin simülasyonu sırasında ilerleme hızı ve kesici takım talaş açısının kesme kuvvetleri üzerindeki etkileri / The effects of feed rate and cutting tool rake angle on the cutting forces during the simulation of ball-end milling operation

Amaç (Aim): Bu çalışma parmak frezeleme operasyonlarında kesme kuvvetlerini tahmin etmeyi amaçlamaktadır. / This work aims at predicting cutting forces in end milling operations.

Özgünlük (Originality): Hem silindirik düz hem de küresel uçlu takımlarla parmak frezeleme operasyonlarında kesme kuvvetlerinin tahmini için mekanistik yaklaşım sunulmuştur. Ayrıca, yarım küre uçlu takım frezeleme işleminin mekanistik simülasyonu sırasında ilerleme hızı ve kesici takım talaş açısının kesme kuvvetleri üzerindeki etkileri incelenmiştir. / A mechanistic approach was presented for predicting cutting forces in both cylindrical flat-end and ball-end milling operations. Further, the influences of feed rate and cutting tool rake angle on cutting forces were investigated during the mechanistic simulation of ball-end milling operation.

Bulgular (Results): Mekanistik model, silindirik düz uçlu takım frezelemede ilerleme ve normal kuvvetleri sırasıyla ortalama %3,64 ve %6,09'luk hatalarla tahmin etmiştir. 0,06 mm/diş ilerleme hızında 6° talaş açısına sahip yarım küre uçlu takım kullanılarak yapılan simülasyon için tahmin edilen kesme kuvvetleri 0,09 mm/diş ilerleme hızında -10° talaş açılı takım tahmin edilenlerden oldukça düşüktür. / The mechanistic model predicted the feed and normal forces with average errors of 3,64% and 6,09% in cylindrical flat-end milling, respectively. The predicted cutting forces for ball-end milling simulation performed using tool with rake angle of 6° at a feed rate of 0,06 mm/tooth were quite lower than ones predicted by tool with rake angle of -10° at a feed rate of 0,09 mm/tooth.

Sonuç (Conclusion): Mekanistik model, parmak frezeleme sırasında kabul edilebilir doğrulukla ilerleme ve normal yönlerdeki kesme kuvvetlerini tahmin etmiştir. Ayrıca, enerji tüketimini azaltmak için takım talaş açısı 6° olarak ayarlanmalıdır. / The mechanistic model predicted cutting forces in the feed and normal directions with an acceptable accuracy during end milling. In addition, the tool rake angle should be adjusted at 6° to reduce energy consumption.



Silindirik Düz ve Küresel Uçlu Takımlarla Parmak Frezeleme Operasyonlarında Kesme Kuvvetlerinin Tahmini için Mekanistik Modelleme

Mehmet AYDIN^{1*}

¹Bilecik Şeyh Edebali Üniversitesi, Güzel Sanatlar ve Tasarım Fakültesi, Endüstriyel Tasarım Bölümü, Bilecik, Türkiye

Makale Bilgisi

Araştırma makalesi
Başvuru: 21/06/2024
Düzeltilme: 06/09/2024
Kabul: 15/09/2024

Anahtar Kelimeler

Parmak frezeler
Kesme kuvvetleri
Mekanistik modelleme
Simülasyon

Öz

Frezeleme kuvvetleri, işleme sürecinde takım ömrünü, boyut doğruluğunu, yüzey topografyasını ve kesme sıcaklığını etkilemektedir. Ayrıca, kesici takımların ve takım tezgahlarının tasarımı için frezeleme kuvvetlerinin tahmin edilmesi çok önemlidir. Frezeleme kuvvetlerinin tahmini için genellikle mekanistik yaklaşım kullanılmaktadır. Bu çalışmada, parmak frezeleme operasyonlarında kesme kuvvetlerini tahmin etmek için mekanistik model sunulmuştur. Parmak frezeleme operasyonu silindirik düz ve küresel uçlu iki farklı kesici takım için ele alınmıştır. Kesme hızı 100 m/dak'da sabit tutularak farklı ilerleme hızlarında (0,06 ve 0,09 mm/diş) ve takım talaş açılarında (6 ve -10°) AISI 1045 çeliği üzerinde bir dizi analiz gerçekleştirilmiştir. Mekanistik modelin etkinliği, silindirik düz uçlu takımla frezeleme sırasında deneysel olarak elde edilen kuvvetlerle tahminlerin karşılaştırılması ile ortaya konmuştur. Mekanistik model ilerleme kuvvetini %3,64'lük ortalama hatayla tahmin ederken, normal kuvvet için %6,09'luk daha büyük bir tahmin hatası gözlemlenmiştir. Kesme kuvveti modelinin doğrulanmasına ek olarak, küresel uçlu takımla frezeleme işlemi sırasında ilerleme hızı ve kesici takım talaş açısının kesme kuvvetleri üzerindeki etkilerini incelemek amacıyla bir simülasyon çalışması yürütülmüştür. 6° pozitif talaş açısına sahip takım kullanılarak yapılan simülasyonlarda ilerleme hızının 0,06 mm/diş'ten 0,09 mm/diş'e artırılması ilerleme ve normal kuvvet genliklerinin yaklaşık %30 artmasına neden olmuştur. 0,06 mm/diş ilerleme hızında takım talaş açısı 6° 'den -10° 'ye değiştirildiğinde kesme kuvvetlerindeki artış %45 civarındadır. Sonuç olarak, enerji tüketimini azaltmak için takım talaş açısı 6° olarak ayarlanmalıdır.

Mechanistic Modeling for Predicting Cutting Forces in End-Milling Operations with Cylindrical Flat-End and Ball-End Milling Cutters

Article Info

Research article
Received: 21/06/2024
Revision: 06/09/2024
Accepted: 15/09/2024

Keywords

End milling cutters
Cutting forces
Mechanistic modeling
Simulation

Abstract

Milling forces affect tool life, dimensional accuracy, surface topography and cutting temperature in the machining process. Further, the prediction of milling forces is very important for designing cutting tools and machine tools. The mechanistic approach is commonly employed for the prediction of milling forces. In this study, a mechanistic model was presented to predict the cutting forces in end milling operations. The end milling operation was considered for two different cutting tools, namely cylindrical flat and ball-end milling cutters. A number of analyses were performed on AISI 1045 steel at different feed rates (0,06 and 0,09 mm/tooth) and tool rake angles (6 and -10°) by keeping the cutting speed constant at 100 m/min. The effectiveness of the mechanistic model was demonstrated by comparing the predictions with experimentally obtained forces during cylindrical flat-end milling. While the mechanistic model predicted the feed force with an average error of 3,64%, a larger prediction error of 6,09% was observed for the normal force. In addition to verification of the cutting force model, a simulation study was conducted to examine the influences of feed rate and cutting tool rake angle on cutting forces during ball-end milling operation. In simulations performed using a tool with a positive rake angle of 6° , increasing the feed rate from 0,06 to 0,09 mm/tooth caused the feed and normal force amplitudes to increase by approximately 30%. When the tool rake angle was changed from 6° to -10° at feed rate of 0,06 mm/tooth, the increase in cutting forces was around 45%. Consequently, the tool rake angle should be adjusted at 6° to reduce energy consumption.

1. GİRİŞ (INTRODUCTION)

Frezeleme operasyonları, çoğunlukla çeşitli geometrilere sahip parmak freze takımlarıyla çelik, alüminyum veya kompozit malzemelerden üretilmiş prizmatik parçalar üzerinde gerçekleştirilmektedir [1]. Prizmatik parçaların çevresel frezelenmesinde yaygın olarak silindirik parmak frezeler kullanılır. Şekillendirilmiş kalıp ve havacılık parçalarının yüzeylerinin işlenmesinde kullanılan yarım küre uçlu frezeler, kavisli alt yüzeyle buluşarak parçaların çevresini üretir [2]. Bu frezeleme operasyonlarında kesme kuvvetleri, parçaların kalitesini ve hassasiyetini etkiler; bu nedenle frezeleme kuvvetlerinin hassas tahmini, işleme performansını artırmak için önemli bir faktör haline gelmiştir. Ayrıca, kesme kuvvetlerinin güvenilir tahmini, gerekli güç ve torkun, takım tezgahı titreşimlerinin, iş parçası yüzey kalitesinin, geometrik doğruluğun ve süreç stabilitesinin tahmin edilmesi için gereklidir [3].

Literatürden araştırmacıların parmak frezeleme operasyonlarındaki kesme kuvvetlerini hesaplamak için analitik, nümerik ve mekanistik yaklaşımlardan faydalandıkları görülmektedir [4, 5]. İlki, kesme kuvvetleri ile sürtünme, geometri ve malzemelerin mekanik davranışı gibi çeşitli mekanik özellikler arasında matematiksel ilişkiler kurmaya çalışan analitik modellerdir. Merchant [6] ve Armarego [7] dik ve eğik kesme mekaniğinin geliştirilmesiyle bu tür modellere katkıda bulunan başlıca iki araştırmacıdır. Daha sonra, Koenigsberger ve Sabberwal [8] frezeleme işlemi sırasında oluşan kesme kuvveti üzerine analitik bir çalışma yürüterek frezeleme kuvvetleri için denklemler geliştirmişlerdir. Young ve ark. [9] alın frezelemede kesme kuvvetlerini tahmin etmek için Oxley'in kestirimci işleme teorisinin [10] uygulanabileceğini göstermişlerdir. Frezeleme işlemi simüle etmek için kullanılan ikinci yaklaşım, takım ucu bölgesine ve takım ile iş parçası arasındaki temasın incelenmesine odaklanan sonlu elemanlar analizine dayalı nümerik yöntemdir [11, 12].

Üçüncüsü, kesme kuvvetlerinin kesilmemiş talaşın kesit alanıyla orantılı [13] olduğunu varsayarak bazı süreç değişkenleri ile kesme kuvvetleri arasındaki bir dizi ilişkiyi kullanan mekanistik yöntemlerdir [14-16]. Bu çalışmalarda önerilen kuvvet modelleri silindirik düz uçlu frezeler içindir.

Yarım küre uçlu parmak freze için ilk kuvvet modellerinden biri Koch ve ark. [17] tarafından sunulmuştur. Hem düz uçlu freze hem de yarım küre uçlu freze kullanarak üç eksenli frezelemede kesme kuvvetlerini hesaplamak için bilgisayar destekli

mühendislik modülü geliştirmişlerdir. Feng ve ark. [18] yarım küre uçlu frezeler için kesme kuvveti katsayılarının polinomlarla tahmin edildiği bir kuvvet modeli sunmuşlardır. Altıntaş ve Lee [19] helisel kesici takım geometrisinin değerlendirilmesine ve talaş kalınlığının tahmin edilmesine olanak sağlayan bir model önermişlerdir. Daha sonra, Aydın ve Köklü [20] yarım küre uçlu parmak freze için kesme kuvveti katsayılarının çıkarılmasına yönelik bir yaklaşım sunmuşlardır.

Mekanistik modellerin geliştirilmesi, kesme sürecini analiz etmek ve kesme mekanizmasının açık bir şekilde anlaşılması için önemlidir [21]. İşleme literatüründe iki tip mekanistik kesme kuvveti modeli bulunmaktadır. İlk modelde, talaş oluşumu sürecinden kaynaklanan kesme mekanizmasının takımın talaş yüzeyi üzerindeki etkileri ile birlikte sürtünme ve sürme mekanizmalarının serbest yüzey üzerindeki etkileri her bir kesme kuvveti bileşeni için belirli bir kuvvet katsayısında toplanmıştır [22, 23]. İkinci modelde, kesme ve sürtünme+sürtme+sürme mekanizmaları kesme ve kenar kuvveti katsayıları ile ayrı ayrı karakterize edilir [24-26]. Bu çalışmada teğetsel, radyal ve eksenel kuvvet bileşenlerinin kesme ve kenar kuvvetlerinden oluştuğu ikinci model kullanılmıştır.

Otomotiv ve kalıp işleme endüstrisinde frezeleme işlemleri sırasında farklı geometrilere sahip parmak freze takımlarının yaygın olarak kullanılması sebebiyle çeşitli parmak freze geometrileri için frezeleme kuvvetinin tahmini konusunda araştırma yapılması büyük önem taşımaktadır. Bu çalışmanın temel amacı, silindirik düz ve yarım küre uçlu freze takımları ile parmak frezeleme işlemlerinde kesme kuvvetlerini tahmin etmek için mekanistik modellerin sunulmasıdır. İlk olarak, AISI 1045 çeliği üzerinde silindirik düz uçlu parmak freze kullanılarak gerçekleştirilen kanal frezeleme işlemleri için tahmin edilen kesme kuvvetleri, deneysel sonuçlarla ortalama genlik ve kuvvet deseni açısından karşılaştırılarak doğrulanmıştır. Daha sonra, yarım küre uçlu parmak freze takımı ile frezelemede ilerleme hızının ve kesici takım talaş açısının kesme kuvvetleri üzerindeki etkileri kanal frezeleme simülasyonları ile analiz edilmiştir.

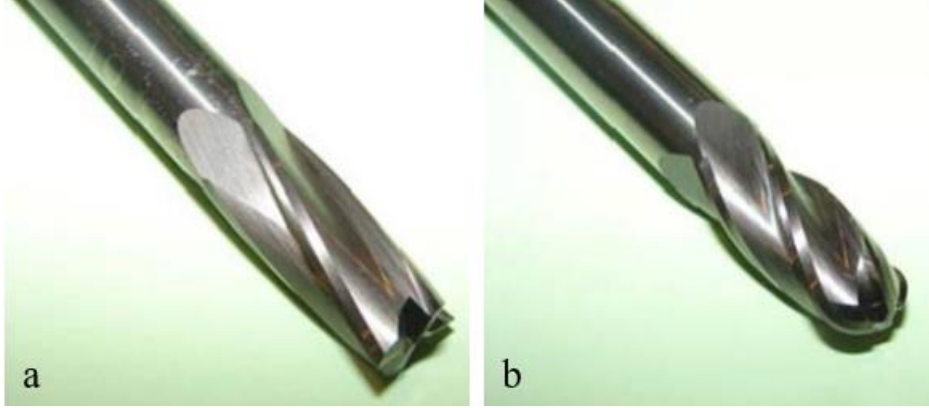
2. PARMAK FREZENİN GEOMETRİK MODELİ (GEOMETRIC MODEL OF END MILLING CUTTER)

Parmak freze geometrisinin genelleştirilmiş modeli Engin ve Altıntaş tarafından gerçekleştirilen çalışmada [2] sunulmuştur. Helisel kesici kenarlar,

Şekil 1’de gösterildiği gibi, parmak frezelerin etrafına sarılmıştır.

Freze üzerine etki eden kesme kuvvetlerini belirlemek için kesici kenar geometrisi, talaş yükü ve kesme kuvveti bileşenleri (teğetsel, radyal ve eksenel) kesici kenar boyunca her noktada

tanımlanmalıdır. Şekil 2’de gösterildiği gibi, kesici kenar üzerindeki bir P noktası, Z eksenine yönünde a_p eksenel kesme derinliği, XY düzleminde kesici ekseninden $r(z)$ radyal mesafesi, $\kappa(z)$ eksenel dalma açısı ve $\psi(z)$ radyal gecikme açısı ile karakterize edilir.



Şekil 1. Parmak freze üzerindeki helisel kesici kenarlar: a) Silindirik düz uçlu parmak freze; b) Yarım küre uçlu parmak freze (Helical cutting edges on the end milling cutter: a) Cylindrical flat-end milling cutter, b) Ball-end milling cutter) [27]

j 'ninci kesici kenar üzerindeki P noktasının konumu silindirik koordinatlarda çizilen \vec{r}^w vektörüyle, Denklem (1)'de verildiği gibi, ifade edilebilir:

$$\vec{r}_j^w = x_j^w \vec{i} + y_j^w \vec{j} + z_j^w \vec{k} = r(\phi_j)(\sin \phi_j \vec{i} + \cos \phi_j \vec{j}) + z(\phi_j) \vec{k} \quad (1)$$

burada ϕ_j , j dişi üzerindeki P noktasının radyal dalma açısıdır.

Kesici kenar için uygulanan matematiksel modelde takımın birinci kesici kenarı ($j=1$) başlangıç referans noktası olarak kabul edilir ve ϕ açısı $z=0$ yüksekliğindeki dönme açısını göstermektedir. Belirli bir z eksenel konumunda j kesici kenarı için radyal dalma açısı, Denklem (2)'de gösterildiği gibi, ifade edilir:

$$\phi_j(z) = \phi + (j-1)\phi_p - \psi(z) \quad (2)$$

burada $\phi_p = 2\pi/N$ N adet eşit aralıklı dişe sahip kesici takımın adım açısını göstermektedir. Yerel helis açısı (i) nedeniyle radyal gecikme açısı ($\psi(z)$) ortaya çıkar. Bu açı, silindirik düz uçlu freze takımı için sabittir. Yarım küre uçlu parmak freze durumunda kesici takım çapı eksen boyunca farklılık gösterdiği için helis ve dolayısıyla radyal gecikme açısı kesici kenar boyunca değişiklik göstermektedir.

Helisel kesici kenarın diferansiyel uzunluğu, Denklem (3)'te verildiği gibi, ifade edilebilir:

$$dS = |d\mathbf{r}| = \sqrt{r^2(\phi) + (r'(\phi))^2 + (z'(\phi))^2} d\phi, \quad r'(\phi) = \frac{dr(\phi)}{d\phi}, \quad z' = \frac{dz(\phi)}{d\phi} \quad (3)$$

Kesilmemiş talaş kalınlığı ($h(\phi)$), Denklem (4)'te verildiği gibi, radyal (ϕ) ve eksenel (κ) dalma açılarının fonksiyonu olarak değişmektedir:

$$h(\phi_j) = s_{vj} \sin \phi_j \sin \kappa \quad (4)$$

burada s_{vj} dişi için diş başına ilerlemedir.

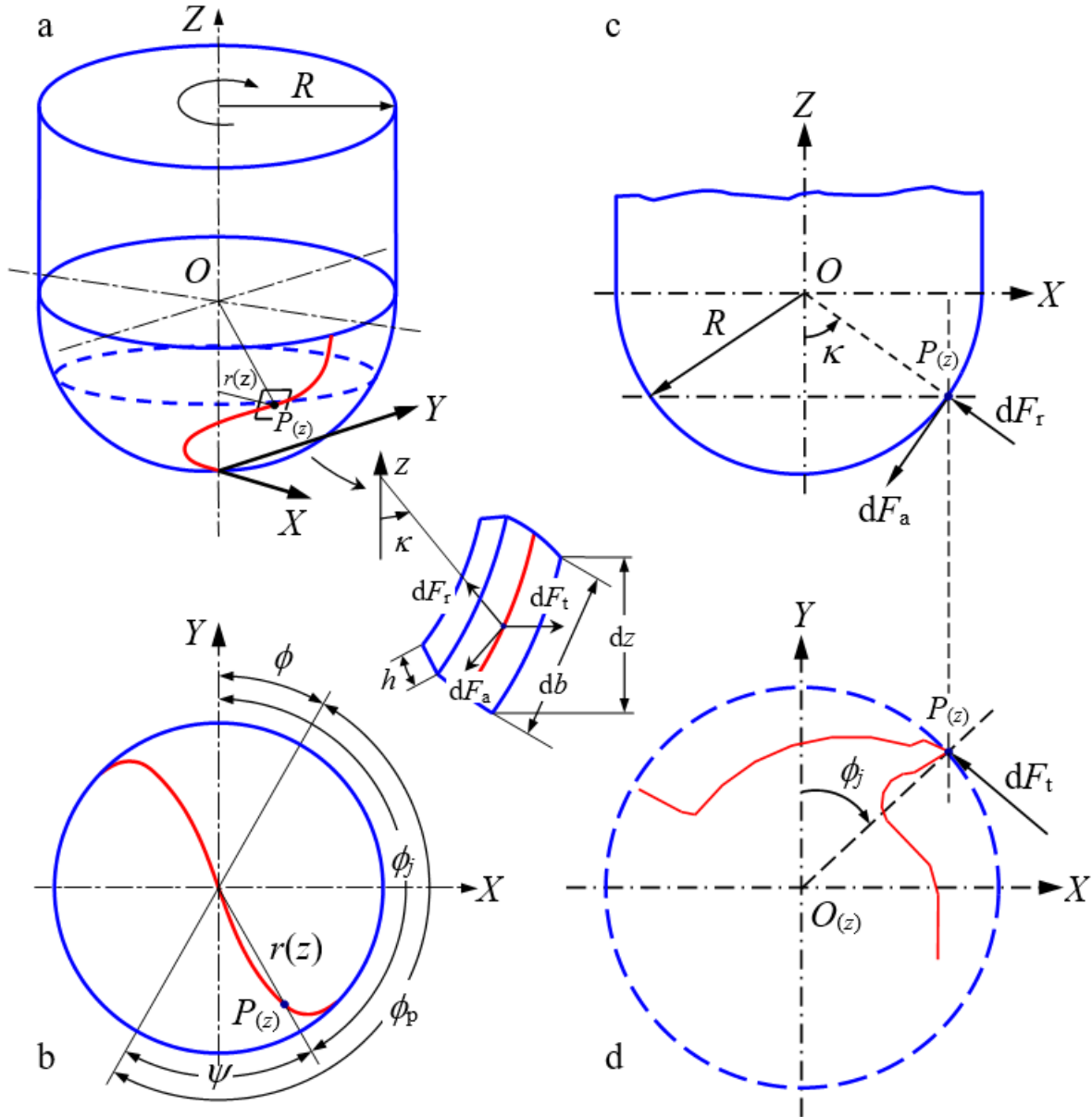
Yukarıda bahsedildiği gibi, bu çalışmada silindirik düz ve yarım küre uçlu freze takımları ele alınmıştır. Her bir kesici tipi için koşullar, kesici takımın geometrisi analiz edilerek aşağıda matematiksel olarak ifade edilmiştir.

Silindirik düz uçlu freze takımı için genel çözüm bulmak amacıyla koşullar Denklem (5)'te verildiği gibi, tanımlanmıştır:

$$r(z) = \frac{D}{2}, \quad \kappa = 90^\circ, \quad \psi = k_i z, \quad k_i = (2 \tan i_0) / D \quad (5)$$

Yarım küre uçlu freze takımı için radyal mesafe, eksenel dalma açısı ve yerel helis açısı z 'nin fonksiyonu olarak, Denklem (6)'da verildiği gibi, tanımlanır:

$$r(z) = R\sqrt{1-E^2}, \quad E(z) = (R-z)/R, \quad \kappa(z) = \arcsin \sqrt{1-E^2}, \quad i(z) = \arctan\left(\frac{r(z)}{R \tan i_0}\right) \quad (6)$$



Şekil 2. Yarım küre uçlu parmak frezenin geometrisi: a) Üç boyutlu geometri, b) Üst görünüş, c) Genel takım geometrisi, d) Takım talaş yüzeyi (Geometry of ball-end milling cutter: a) Three-dimensional geometry, b) Top view, c) General tool geometry, d) Rake face of tool) [28]

3. KESME MEKANİSTİK KUVVETLERİNİN MODELLENMESİ (MECHANISTIC MODELLING OF CUTTING FORCES)

Mekanistik modelle frezeleme kuvvetlerini tahmin etmek için hesaplama üç aşamada gerçekleştirilir (Şekil 3). İlk adımda, parmak freze kesici kenarlarının konumu hesaplanır. İkinci adımda, her bir elemana ait talaş kalınlığı elde edilir. Son adımda, bileşke kesme kuvveti sayısal integrasyonla tahmin edilir.

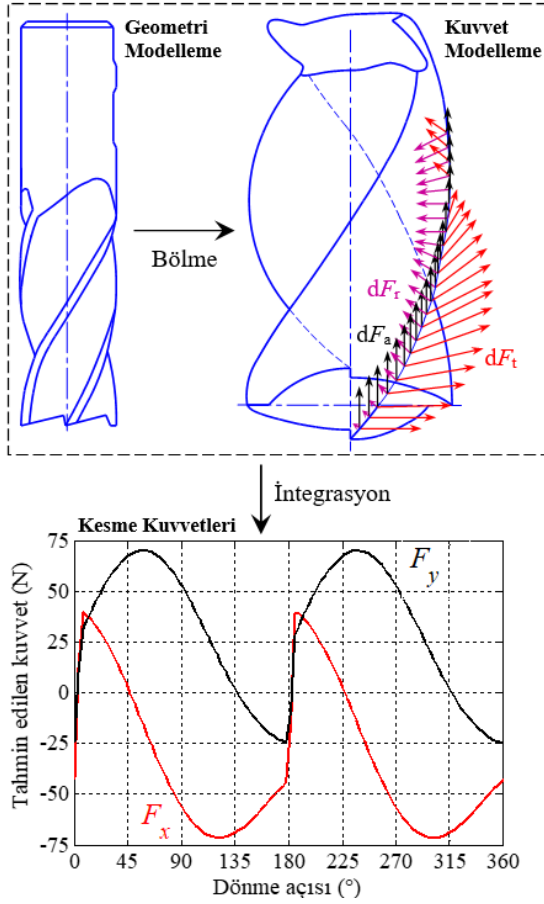
Yarım küre uçlu frezelemede, kesici kenar elemanına etki eden diferansiyel teğetsel (dF_t), radyal (dF_r) ve eksenel (dF_a) kesme kuvvetleri, Denklem (7)'de gösterildiği gibi, hesaplanır [29]:

$$\left. \begin{aligned} dF_t &= K_{te} dS + K_{tc} h(\phi, \kappa) db \\ dF_r &= K_{re} dS + K_{rc} h(\phi, \kappa) db \\ dF_a &= K_{ae} dS + K_{ac} h(\phi, \kappa) db \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

burada $h(\phi, \kappa)$ kesici kenara dik kesilmemiş talaş kalınlığıdır ve kesme noktasının konumuna ve kesici takımın dönmeye göre değişir. db her bir

kesici kenar elemanındaki talaş genişliği, Denklem (8)'de gösterildiği gibi, ifade edilebilir:

$$db = \frac{dz}{\sin \kappa} \quad (8)$$



Şekil 3. Mekanistik model için adımlar (Steps for mechanistic model)

K_{tc} , K_{rc} ve K_{ac} kenar kuvveti katsayılarıdır ve Denklem (7)'de verilen kesici kenar uzunluğu (dS) ile ilişkilidir. K_{tc} , K_{rc} ve K_{ac} kesme kuvveti katsayılarını göstermektedir.

Kuvvet katsayılarının kalibrasyonu için iki tipik yöntem vardır. Birinci yöntem dik kesmeden eğik kesmeye dönüşüm yöntemi [30], ikinci yöntem ise doğrudan kalibrasyon yöntemidir [31]. Birinci

$$\left. \begin{aligned} F_x(\phi) &= \sum_{j=1}^{N_f} F_{x,j}[\phi_j(z)] = \sum_{j=1}^{N_f} \int_{z_1}^{z_2} [-dF_{r,j} \sin \phi_j \sin \kappa_j - dF_{t,j} \cos \phi_j - dF_{a,j} \sin \phi_j \cos \kappa_j] dz \\ F_y(\phi) &= \sum_{j=1}^{N_f} F_{y,j}[\phi_j(z)] = \sum_{j=1}^{N_f} \int_{z_1}^{z_2} [-dF_{r,j} \cos \phi_j \sin \kappa_j + dF_{t,j} \sin \phi_j - dF_{a,j} \cos \phi_j \cos \kappa_j] dz \\ F_z(\phi) &= \sum_{j=1}^{N_f} F_{z,j}[\phi_j(z)] = \sum_{j=1}^{N_f} \int_{z_1}^{z_2} [dF_{r,j} \cos \kappa_j - dF_{a,j} \sin \kappa_j] dz \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

burada N_f kesici kenar sayısıdır. z_1 ve z_2 kesme bölgesindeki kesici kenarın temas sınırlarıdır. Sayısal hesaplama için kesici takım eksenel talaş

yöntemde, kesme hızı ve talaş derinliği sabit tutularak farklı ilerleme hızlarında belirli bir kesici takım-iş parçası çifti üzerinde bir dizi dik kesme deneyi gerçekleştirilir ve talaş kalınlığının yansız teğetsel ve ilerleme kuvvet bileşenleri ölçülerek ortalama değerler bulunur. Daha sonra, doğrusal kuvvet-ilerleme hızı fonksiyonları oluşturulur ve sıfır ilerleme hızı ile bu fonksiyonların kesişimlerinden kenar kuvveti katsayıları tahmin edilir. Kesme kuvveti katsayılarının belirlenmesi dik [6] ve eğik [7] kesme modellerine dayalıdır. Dik kesme modeline ölçülen kuvvetler ve talaş kalınlıkları yerleştirilerek kayma açısı, sürtünme açısı ve kayma gerilmesi hesaplanır. Bu veriler ve eğik kesme modeli kullanılarak kesme kuvveti katsayıları tahmin edilir.

İkinci yöntemde, kesme hızı, radyal ve eksenel talaş derinlikleri sabit tutularak farklı ilerleme hızlarında belirli bir kesici takım-iş parçası çifti üzerinde bir dizi frezeleme deneyi yapılır ve kuvvet bileşenleri ölçülür. Daha sonra, ölçülen kuvvet bileşenlerinden bir diş periyodundaki ortalama kuvvetler hesaplanır. Ortalama kuvvetlerin ilerleme hızına doğrusal olarak bağlı olduğu varsayılır ve deneysel ortalama kesme ve kenar kuvvetlerinin analitik ortalama frezeleme kuvveti ifadelerine eşitlenmesiyle kuvvet katsayıları elde edilir.

Teğetsel, radyal ve eksenel bileşenler Denklem (9)'daki dönüşümler ile X (ilerleme), Y (normal) ve Z (eksenel) yönlerine dönüştürülür [32]:

$$\begin{cases} dF_x \\ dF_y \\ dF_z \end{cases} = \begin{bmatrix} -\sin \phi \sin \kappa & -\cos \phi & -\sin \phi \cos \kappa \\ -\cos \phi \sin \kappa & \sin \kappa & -\cos \phi \cos \kappa \\ \cos \kappa & 0 & -\sin \kappa \end{bmatrix} \begin{cases} dF_r \\ dF_t \\ dF_a \end{cases} \quad (9)$$

ϕ dönme konumunda toplam kesme kuvvetleri, iş parçasıyla temas halinde olan tüm kesici kenarlar için Denklem (9)'un eksenel talaş derinliği boyunca integralinin alınmasıyla, Denklem (10)'da gösterildiği gibi, bulunabilir.

derinliği boyunca dz yüksekliğine sahip disk elemanlara bölünür. Diferansiyel kesme kuvvetleri, tüm kesici kenarlar için temas uzunluğu boyunca

hesaplanır ve belirli bir ϕ dönme açısında her bir eksen için $F_x(\phi)$, $F_y(\phi)$ ve $F_z(\phi)$ bileşke kuvvetlerini bulmak üzere toplanırlar.

İlerleme (X), normal (Y) ve aksenal (Z) yöndeki kuvvetler, silindirik düz uçlu frezeleme takımı (I. durum) için Denklem (11)'de belirtilen dönüşümden hesaplanır.

$$\begin{aligned} dF_{x,j}(\phi_j(z)) &= -dF_{t,j} \cos\phi_j - dF_{r,j} \sin\phi_j \\ dF_{y,j}(\phi_j(z)) &= +dF_{t,j} \sin\phi_j - dF_{r,j} \cos\phi_j \\ dF_{z,j}(\phi_j(z)) &= +dF_{a,j} \end{aligned} \quad (11)$$

Yarım küre uçlu takımla frezeleme durumunda (II. durum), matematiksel karmaşıklık ve hesaplama yükü önemli ölçüde artar. Ancak, sayısal bir yöntem kullanılarak uygun yaklaşık bir çözüm Denklem (12)'de gösterildiği gibi, elde edilebilir.

$$\begin{aligned} dF_{x,j}(\phi_j(z)) &= -dF_{r,j} \sin\phi_j \sin\kappa_j - dF_{t,j} \cos\phi_j - dF_{a,j} \sin\phi_j \cos\kappa_j \\ dF_{y,j}(\phi_j(z)) &= -dF_{r,j} \cos\phi_j \sin\kappa_j + dF_{t,j} \sin\phi_j - dF_{a,j} \cos\phi_j \cos\kappa_j \\ dF_{z,j}(\phi_j(z)) &= dF_{r,j} \cos\kappa_j - dF_{a,j} \sin\kappa_j \end{aligned} \quad (12)$$

Diğer taraftan, I. durum için kesin çözüme ulaşmak mümkündür. Denklem (10)'da talaş kalınlığı

yazılarak ve $\kappa = 90^\circ$ dikkate alınarak Denklem (13) elde edilir.

$$\begin{aligned} dF_{x,j}(\phi_j(z)) &= \left\{ \frac{s_{tj}}{2} [-K_{tc} \sin 2\phi_j - K_{rc} (1 - \cos 2\phi_j)] + [-K_{te} \cos\phi_j - K_{re} \sin\phi_j] \right\} dz \\ dF_{y,j}(\phi_j(z)) &= \left\{ \frac{s_{tj}}{2} [K_{tc} (1 - \cos 2\phi_j) - K_{rc} \sin 2\phi_j] + [K_{te} \sin\phi_j - K_{re} \cos\phi_j] \right\} dz \\ dF_{z,j}(\phi_j(z)) &= [K_{ac} s_{tj} \sin\phi_j + K_{ae}] dz \end{aligned} \quad (13)$$

Denklem (13), kesici takımın her bir j kesici kenarı için talaş derinliği boyunca integral alınarak, Denklem (14)'te verildiği gibi, ifade edilir.

$$F_{q_{tot}}(\phi_j(z)) = \sum_{j=1}^{N_f} F_q(\phi_j(z)) \quad (15)$$

$$F_q(\phi_j(z)) = \int_{z_{j,1}}^{z_{j,2}} dF_q(\phi_j(z)) dz \quad q = x, y, z \quad (14)$$

İntegraller, Denklem (16) dikkate alınarak gerçekleştirilir.

Toplam kesme kuvvetini elde etmek amacıyla takımın her bir kesici kenarı için kuvvetler, Denklem (15)'te verildiği gibi, toplanır.

$$d\phi_j(z) = -\frac{2 \tan i}{D} dz \quad (16)$$

Son olarak, I. durum (silindirik düz uçlu frezeleme takımı) için kesin çözüm, Denklem (17)'de verildiği gibi, elde edilir.

$$\begin{aligned} dF_{x,j}(\phi_j(z)) &= \left\{ \frac{s_{tj}}{4k_i} [-K_{tc} \cos 2\phi_j + K_{rc} (2\phi_j - \sin 2\phi_j)] + \frac{1}{k_i} [K_{te} \sin\phi_j - K_{re} \cos\phi_j] \right\}_{z_{j,1}(\phi_j(z))}^{z_{j,2}(\phi_j(z))} \\ dF_{y,j}(\phi_j(z)) &= \left\{ \frac{-s_{tj}}{4k_i} [K_{tc} (2\phi_j - \sin 2\phi_j) + K_{rc} \cos 2\phi_j] + \frac{1}{k_i} [K_{te} \cos\phi_j - K_{re} \sin\phi_j] \right\}_{z_{j,1}(\phi_j(z))}^{z_{j,2}(\phi_j(z))} \\ dF_{z,j}(\phi_j(z)) &= \frac{1}{k_i} [-s_{tj} K_{ac} \cos\phi_j + K_{ae} \phi_j]_{z_{j,1}(\phi_j(z))}^{z_{j,2}(\phi_j(z))} \end{aligned} \quad (17)$$

burada $z_{j,1}(\phi_j(z))$ ve $z_{j,2}(\phi_j(z))$ sırasıyla frezenin j kenarında aksenal talaş derinliğini belirleyen alt ve üst sınırlardır.

4. DENEYSSEL REFERANS (EXPERIMENTAL REFERENCE)

Mekanistik kesme kuvveti simülasyonları, Gonzalo ve ark. [32] tarafından önerilen kesme koşulları kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Tablo 1 kesme koşullarını ve takım geometrisini göstermektedir. Bu çalışmada incelenen parametreler ilerleme hızı ve talaş açısıdır. İş parçası malzemesi AISI 1045 düşük karbonlu çeliktir. Kesme hızının değeri 100 m/dak olarak sabitlenmiştir. Kesici takım, 0° helis açısına ve 16 mm çapa sahip, tek ağızlı kaplanmamış sert metal takma uçlu silindirik düz parmak frezedir. Kanal frezeleme yapılarak gerçekleştirilen frezeleme işlemleri için 6° pozitif talaş açısına ve -10° negatif talaş açısına sahip iki farklı freze takımı kullanılmıştır.

Tablo 1. AISI 1045 çeliğini parmak frezeleme için kesme koşulları ve takım geometrisi (Cutting conditions and tool geometry for end milling AISI 1045 steel) [32]

Kesme hızı, V (m/dak)	100
Eksenel talaş derinliği, a_p (mm)	2
Radyal talaş derinliği, a_e (mm)	16
İlerleme hızı, f_z (mm/diş)	0,06 ve 0,09
Helis açısı, i ($^\circ$)	0
Takım malzemesi	Karbür
Takım çapı (mm)	16
Talaş açısı, γ ($^\circ$)	6 ve -10

Silindirik düz uçlu parmak freze takımıyla mekanistik modelden elde edilen frezeleme kuvvetlerini doğrulamak amacıyla Gonzalo ve ark. [32] tarafından ölçülen deneysel kesme kuvvetleri kullanılmıştır. Deneyler, kanal frezeleme sırasında ilerleme (X) ve normal (Y) yönlerdeki kesme kuvvetlerinin ölçülmesine dayalıdır.

Mekanistik model, kesme kuvvetlerini tahmin etmek için literatürde mevcut katsayıları kullanmaktadır. Tablo 2 AISI 1045 çeliği iş parçası ve karbür kesici takım çifti için 100 m/dak kesme hızında frezeleme deneylerinden elde edilen anlık kuvvete dayalı kesme ve kenar kuvveti katsayılarının değerlerini göstermektedir [32]. Burada silindirik düz uçlu ve 0° helis açısına sahip

takımla gerçekleştirilen frezeleme işleminin dik kesmeye karşılık geldiğine dikkat edilmelidir.

Tablo 2. Kesme ve kenar kuvveti katsayılarının değerleri (Values of the cutting and edge force coefficients) [32]

Katsayılar	Talaş açısı, γ ($^\circ$)	
	6	-10
K_{tc} (N/mm ²)	1730	1987
K_{te} (N/mm)	4	35
K_{rc} (N/mm ²)	723	1093
K_{re} (N/mm)	26	60

5. SONUÇLAR VE TARTIŞMA (RESULTS AND DISCUSSION)

Bu çalışmada, silindirik düz ve yarım küre takma uçlu ve 0° helis açısına sahip parmak freze takımları ile frezeleme sırasında kesme kuvvetlerinin simülasyonunu gerçekleştirmek için mekanistik yaklaşım sunulmuştur. Simülasyonlar, farklı ilerleme hızları ve farklı talaş açısına sahip takımlar kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Sonuçlar, aşağıda detaylı olarak verilmiştir.

5.1. İlerleme ve Normal Kesme Kuvvetlerinin Karşılaştırılması (Comparison of Feed and Normal Cutting Forces)

Bu bölümde, mekanistik kuvvet modelinin doğrulanması için silindirik düz uçlu parmak freze takımı ile frezeleme işlemleri ele alınmıştır. Kesme kuvvetlerini karşılaştırmak amacıyla dört sayısal deney yapılmıştır. İlk aşamada, deneylerden elde edilen ve tahmin edilen ilerleme ve normal kuvvetlerin genlikleri analiz edilmiştir. İkinci aşamada, kesicinin dönmesiyle oluşan kuvvet değişimleri, yani kuvvet deseni analiz edilmiştir. Bu analizler, farklı ilerleme hızları (0,06 ve 0,09 mm/diş) ve talaş açıları (6° ve -10°) altında gerçekleştirilen kanal frezeleme işlemlerine dayalıdır.

6° pozitif talaş açılı takım kullanılarak 0,06 ve 0,09 mm/diş ilerleme hızlarında mekanistik modelden tahmin edilen ilerleme (F_x) ve normal (F_y) kuvvetlerin deneysel olarak ölçülen kuvvetlerle karşılaştırılması sırasıyla Şekil 4 ve 5'te gösterilmiştir. Şekil 4'te görüldüğü gibi, mekanistik modelden elde edilen kuvvetlerin genliklerinin ölçülen kesme kuvvetlerinin genlikleri ile karşılaştırılması için tepe ve vadi değerleri dikkate alınmıştır. Bu tepe ve vadi büyüklükleri ilerleme ve normal kuvvet büyüklükleri için sırasıyla $F_{x,T}$ ve

$F_{x,V}$ olarak işaretlenmiştir. İlerleme (F_x) ve normal (F_y) kuvvet sinyali için ortalama genlik, Denklem (18)'de verildiği gibi, hesaplanabilir.

$$F_{x(\text{genlik})} = \left| \frac{F_{x,T} - F_{x,V}}{2} \right|, F_{y(\text{genlik})} = \left| \frac{F_{y,T} - F_{y,V}}{2} \right| \quad (18)$$

Deneyler sırasında ölçülen ilerleme ve normal kuvvetlerin genlikleri, yani $F_{x(\text{genlik})}^{\ddot{O}}$ ve $F_{y(\text{genlik})}^{\ddot{O}}$, Tablo 3'te listelenmiştir [32].

Şekil 5'te gösterildiği gibi, mekanistik modelle tahmin edilen ilerleme kuvveti ve normal kuvvet için sırasıyla $F_{x(\text{genlik})}^T$ ve $F_{y(\text{genlik})}^T$ genlikleri elde

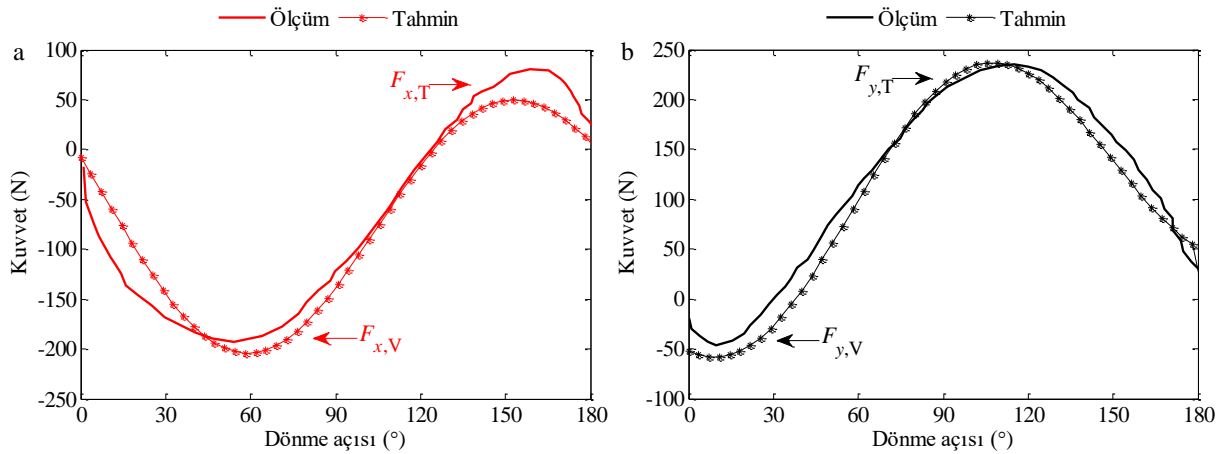
edilmiştir. $F_{x(\text{genlik})}^T$ ve $F_{y(\text{genlik})}^T$ büyüklüklerinin değerleri ve bu değerlere göre hesaplanan hata yüzdeleri Tablo 4'te verilmiştir. Bu çalışmada, mekanistik modelin performansının ölçüsü olarak hataların mutlak ortalaması alınmıştır. Mekanistik modelden tahmin edilen ilerleme kuvvet genlikleri ortalama %3,64 mutlak hata yüzdesi ile ölçülen değere oldukça yakındır. Normal kuvvet için genlikler ölçülenlerden fazla tahmin edilmiştir, ancak ortalama tahmin hatası %6,09 olarak bulunmuştur. Bu hataların nedeni, kanal frezelemenin mekanistik modelinde parmak frezenin yalnızca çevresel kesici kenarlarının dikkate alınması olabilir. Uygulamada, alın kesici kenar ilave kesme kuvvetleri oluşturmaktadır.

Tablo 3. Deneyler sırasında ölçülen kesme kuvvetlerinin genlikleri (Amplitudes of cutting forces measured during the experiments) [32]

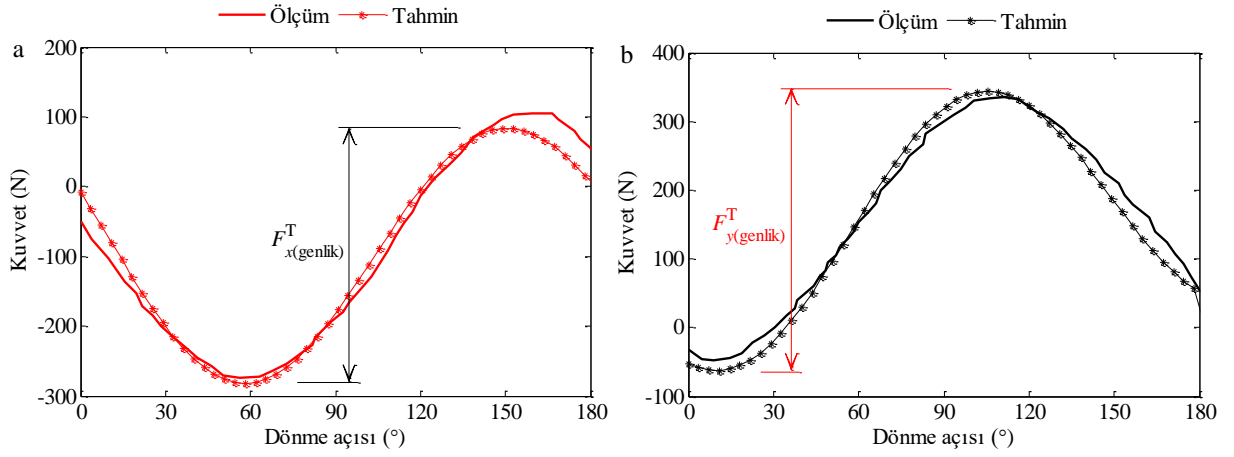
Test no	Kesme hızı, V (m/dak)	Eksenel talaş derinliği, a_p (mm)	İlerleme hızı, f_z (mm/diş)	Talaş açısı, γ ($^\circ$)	İlerleme kuvveti, $F_{x(\text{genlik})}^{\ddot{O}}$ (N)	Enine kuvvet, $F_{y(\text{genlik})}^{\ddot{O}}$ (N)
1	100	2	0,06	6	136,55	140,56
2	100	2	0,09	6	189,44	191,55
3	100	2	0,06	-10	220	228
4	100	2	0,09	-10	278,23	282,26

Şekil 4 ve 5'ten, mekanistik modelin, 0,06 ve 0,09 mm/diş ilerleme hızları için kesici takım dönme açısı ile ilerleme (F_x) ve normal (F_y) kuvvetlerin değişimini de tahmin edebildiği çıkarılabilir. Farklı

ilerleme hızları için tahmin edilen ve ölçülen kuvvetler oldukça benzerdir ve ilerleme hızı arttırıldığında artış eğilimi göstermişlerdir.



Şekil 4. 6° talaş açısına sahip düz uçlu parmak freze için ölçülen [32] ve tahmin edilen kuvvetlerin karşılaştırılması, $f_z=0,06$ mm/diş: a) F_x , b) F_y (Comparison of measured [32] and predicted forces for flat-end milling cutter with rake angle of 6° , $f_z=0,06$ mm/tooth: a) F_x , b) F_y)



Şekil 5. 6° talaş açına sahip düz uçlu parmak freze için ölçülen [32] ve tahmin edilen kuvvetlerin karşılaştırılması, $f_z=0,09$ mm/diş: a) F_x , b) F_y (Comparison of measured [32] and predicted forces for flat-end milling cutter with rake angle of 6° , $f_z=0,09$ mm/tooth: a) F_x , b) F_y)

Tablo 4. Ölçülen [32] ve tahmin edilen kesme kuvvetlerinin genliklerinin karşılaştırılması (Comparison of amplitudes of measured [32] and predicted cutting forces)

Test no	İlerleme kuvveti			Normal kuvvet		
	$F_{x(\text{genlik})}^{\text{ö}}$ (N)	$F_{x(\text{genlik})}^{\text{T}}$ (N)	Hata (%)	$F_{y(\text{genlik})}^{\text{ö}}$ (N)	$F_{y(\text{genlik})}^{\text{T}}$ (N)	Hata (%)
1	136,55	126,84	7,66	140,56	147,5	-4,71
2	189,44	182,47	3,82	191,55	203,43	-5,84
3	220	213,9	2,85	228	241,67	-5,66
4	278,23	278,91	-0,24	282,26	307,38	-8,17
Ortalama (mutlak)			3,64			6,09

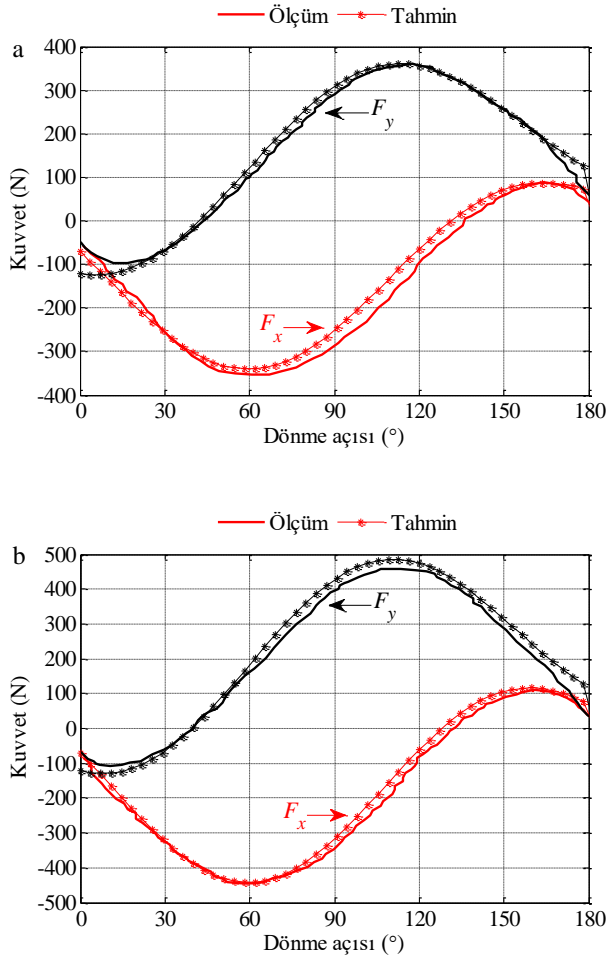
-10° negatif talaş açılı takım için 0,06 ve 0,09 mm/diş ilerleme hızlarında mekanistik modelden elde edilen kuvvetlerin deneysel olarak ölçülen kuvvetlerle karşılaştırılması Şekil 6a ve 6b'de gösterilmiştir. Negatif talaş açılı takım, muhtemelen iş parçasından talaş kaldırmak yerine deforme etmek için daha yüksek itme enerjisine sahip olmasından dolayı pozitif talaş açılı takım kullanılarak elde edilen kuvvetlerden daha yüksek değerler oluşturmuştur [32].

Şekil 6a'dan görülebileceği gibi, mekanistik modelden tahmin edilen kuvvet büyüklükleri, 0,06 mm/diş ilerleme koşulunda takımın giriş ve çıkış bölgelerinde deneysel olarak ölçülen kuvvetlerle tam olarak eşleşmemektedir. Bu sapmalar, muhtemelen deney sırasında diş giriş ve çıkış bölgelerinde oluşan kesici takım ve iş parçası-dinamometre titreşimlerinden kaynaklanmaktadır, dolayısıyla bu titreşimler kötü kuvvet sinyaline yol

açmaktadır. Ancak, anlık kuvvete dayalı mekanistik kuvvet modelinden elde edilen kuvvetlerin şekli yüksek kesilmemiş talaş kalınlığı değerleri altında deneysel olarak ölçülen kuvvetlerle tatmin edici bir uyum içerisindedir.

0,09 mm/diş daha yüksek ilerleme hızında tahmin edilen kuvvetler ölçülen kuvvetlerle genel olarak iyi uyum sağlamasına rağmen, tahmin edilen kuvvetler deneysel kuvvetlerden biraz daha yüksek tepe ve vadi kuvvet değerleri göstermiştir (Şekil 6b). Tepe ve vadi değerlerinde gözlemlenen değişiklikleri tam olarak modellemek için, Wan ve ark. [22, 23] tarafından tanımlandığı gibi, salgı parametreleri gereklidir.

Şekil 6'da verilen sonuçlardan, 6° pozitif ve -10° negatif talaş açılı takımlarla AISI 1045 çeliğini frezelemede ilerleme hızı 0,06'dan 0,09 mm/diş'e değiştirildiğinde kesme kuvvetlerinin arttığı da gözlemlenmiştir.



Şekil 6. -10° negatif talaş açısına sahip silindirik düz uçlu parmak freze için ölçülen [32] ve tahmin edilen kesme kuvvetlerinin karşılaştırılması: a) $f_z=0,06$ ve b) $f_z=0,09$ mm/diş (Comparison of measured [32] and predicted cutting forces for cylindrical flat-end milling cutter with negative rake angle of -10° : a) $f_z=0,06$ and b) $f_z=0,09$ mm/tooth)

5.2. Yarım Küre Uçlu Parmak Freze Takımıyla Frezeleme Simülasyonları (Ball-End Milling Simulations)

Yarım küre uçlu parmak frezenin dış geometrisi yay ve düz bölgelerden oluşmaktadır. Silindirik düz uçlu parmak frezelerin tersine, yay bölgesinde aksel dalma açısı (κ) kesici takım eksenini boyunca değişmektedir [3].

Silindirik düz uçlu takımla frezeleme için kesme kuvveti modelinin doğrulanmasından sonra, yarım küre uçlu freze takımları ile frezelemede ilerleme hızı ve kesici takım talaş açısının etkisini incelemek için bir dizi kanal frezeleme simülasyonu gerçekleştirilmiştir. Simülasyonlar, 100 m/dak kesme hızında, 2 mm aksel talaş derinliğinde ve 0,06 ve 0,09 mm/diş iki farklı ilerleme hızında yürütülmüştür. Kesme kuvvetleri, AISI 1045 çeliğinin işlenmesi için iki ağızlı, 16 mm çapında ve 0° helis açılı tungsten karbür (WC) takımlarla

modellenmiştir. 6° pozitif talaş açısına ve -10° negatif talaş açısına sahip iki farklı takım kullanılmıştır. Frezenin yalnızca yarım küre bölgesi kesmeye dahil edilmiştir. Tahminler, dik kesme frezeleme deneyleri ve anlık kuvvete dayalı yöntemle elde edilen kesme ve kenar kuvveti katsayılarına dayalıdır [32].

Silindirik düz uçlu parmak freze ile frezelemede olduğu gibi, yarım küre uçlu freze takımıyla işleme için ortalama kesme kuvveti genlikleri hesaplanmıştır. Tablo 5'te 6° pozitif talaş açısına ve -10° negatif talaş açısına sahip takımlar için farklı ilerleme hızları kullanılarak elde edilen kuvvet genliklerinin değerleri gösterilmiştir. 6° pozitif talaş açılı takım kullanılarak 0,06 ve 0,09 mm/diş ilerleme hızlarında simüle edilen ilerleme kuvvet genlikleri ($F_{x(\text{genlik})}^T$) sırasıyla 786,8 ve 1134,9 N'dur. 0,06 ve 0,09 mm/diş ilerleme hızlarında elde edilen ilerleme kuvvet genlikleri ($F_{x(\text{genlik})}^T$) arasında yaklaşık 350N'luk bir fark vardır. Normal kuvvet genlikleri ($F_{y(\text{genlik})}^T$) için de fark yaklaşık 350 N'dur. Başka bir deyişle, 0,06 ve 0,09 mm/diş ilerleme hızlarında tahmin edilen $F_{x(\text{genlik})}^T$ ve $F_{y(\text{genlik})}^T$ için farklar yaklaşık %30 olarak

bulunmuştur. -10° negatif talaş açısına sahip takım ile frezeleme durumunda 0,06 ve 0,09 mm/diş ilerleme hızlarında tahmin edilen kuvvet genlikleri 6° pozitif talaş açılı takım kullanılarak elde edilen genliklerden daha büyüktür. -10° negatif talaş açılı takım kullanılarak 0,06 ve 0,09 mm/diş ilerleme hızlarında tahmin edilen kuvvet genlikleri arasındaki farklar ilerleme (F_x) ve normal (F_y) kuvvet bileşenleri için yaklaşık %20'ye kadar azalmıştır. İlerleme hızı 0,06'dan 0,09 mm/diş'e çıkarıldığında 6° pozitif talaş açılı takım kullanılarak bulunan kuvvet genliklerinin artışı -10° negatif talaş açılı takım ile elde edilenlerden yaklaşık %10 daha büyüktür. Takım ömrü öncelikli ise takım talaş açısı -10° 'ye ayarlanabilir.

0,06 ve 0,09 mm/diş ilerleme hızları için farklı talaş açılı takımlar kullanılarak elde edilen kuvvet genliklerinin karşılaştırılması Tablo 6'da gösterilmiştir. 0,06 mm/diş ilerleme hızı durumunda takım talaş açısı 6° 'den -10° 'ye değiştirildiğinde ilerleme kuvveti genlik değeri ($F_{x(\text{genlik})}^T$) 786,8 N'dan 1442,6N'a artmıştır. Başka bir deyişle, takım talaş açısı 6° 'den -10° 'ye değiştirildiğinde ilerleme kuvveti genliği ($F_{x(\text{genlik})}^T$) %45,5 artmıştır. Normal kuvvet genliği ($F_{y(\text{genlik})}^T$) için de fark yaklaşık

–%43 olarak hesaplanmıştır. 0,09 mm/diş ilerleme hızında 6° ve -10° talaş açıları için $F_{x(\text{genlik})}^T$ değerleri sırasıyla yaklaşık 1135 ve 1839 N ve $F_{y(\text{genlik})}^T$ değerleri de sırasıyla yaklaşık 1242 ve 1963 N'dur. Bu sonuçlara göre -10° negatif talaş açılı takım ile elde edilen kuvvet genliklerinin değerleri 6° pozitif talaş açılı takım kullanılarak elde edilenlerden daha yüksektir. Farklar, ilerleme

kuvvet genliği için ($F_{x(\text{genlik})}^T$) yaklaşık –%38 ve normal kuvvet genliği ($F_{y(\text{genlik})}^T$) için yaklaşık –%37 olarak hesaplanmıştır. Yukarıdaki tartışmadan, sabit ilerleme hızı altında talaş açısı 6° 'den -10° 'ye değiştirildiğinde kuvvet genliklerinin büyük ölçüde arttığı çıkarılabilir. Enerji tüketimi açısından takım talaş açısı 6° 'ye ayarlanmalıdır.

Tablo 5. Yarım küre uçlu freze ile işleme sırasında tahmin edilen kuvvetlerin ilerleme hızı açısından karşılaştırılması (Comparison of predicted forces during ball-end milling in terms of feed rate)

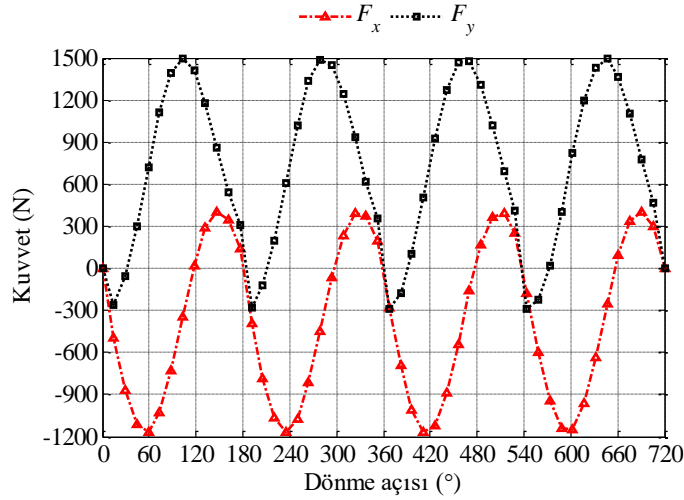
Talaş açısı, γ ($^\circ$)	Kuvvet, (N)	İlerleme hızı, f_z (mm/diş)		Fark (%)
		0,06	0,09	
6	$F_{x(\text{genlik})}^T$ (N)	786,8	1134,9	–30,7
	$F_{y(\text{genlik})}^T$ (N)	893,9	1241,85	–28
–10	$F_{x(\text{genlik})}^T$ (N)	1442,6	1838,7	–21,5
	$F_{y(\text{genlik})}^T$ (N)	1558,85	1963	–20,6

Tablo 6. Yarım küre uçlu freze ile işleme sırasında tahmin edilen kuvvetlerin talaş açısı açısından karşılaştırılması (Comparison of predicted forces during ball-end milling in terms of rake angle)

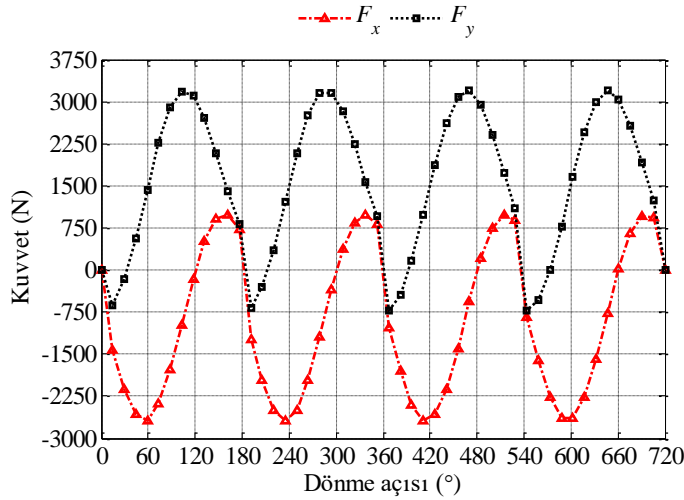
İlerleme hızı, f_z (mm/diş)	Kuvvet, (N)	Talaş açısı, γ ($^\circ$)		Fark (%)
		6	–10	
0,06	$F_{x(\text{genlik})}^T$	786,8	1442,6	–45,5
	$F_{y(\text{genlik})}^T$	893,9	1558,85	–42,7
0,09	$F_{x(\text{genlik})}^T$	1134,9	1838,7	–38,3
	$F_{y(\text{genlik})}^T$	1241,85	1963	–36,7

Şekil 7 ve 8 farklı ilerleme hızları ve talaş açılarında kanal frezeleme sırasında kesici takımın iki devri boyunca tahmin edilen kesme kuvveti desenlerinin değişimini göstermektedir. Şekil 7'de gösterilen, ilerleme hızının 0,06 mm/diş ve takım talaş açısının 6° olduğu kanal frezeleme için ve ayrıca Şekil 8'de gösterildiği gibi, 0,09 mm/diş ilerleme hızında -10°

negatif talaş açılı takımla gerçekleştirilen kanal frezeleme sırasında, simüle edilen dalga formları birbirine benzerdir. Simüle edilen kuvvetler tekrarlanan diş geçiş modelleri sergilemiştir. Ancak, ilerleme hızının artışıyla ve talaş açısının pozitiften negatife değiştirilmesiyle ilerleme ve normal kuvvet büyüklükleri önemli ölçüde artış göstermiştir.



Şekil 7. 6° pozitif talaş açısına sahip yarım küre uçlu parmak freze kullanılarak tahmin edilen kesme kuvvetleri, $f_z=0,06$ mm/diş (Predicted cutting forces using ball-end milling cutter with positive rake angle of 6°, $f_z=0,06$ mm/tooth)



Şekil 8. -10° negatif talaş açısına sahip yarım küre uçlu parmak freze kullanılarak tahmin edilen kesme kuvvetleri, $f_z=0,09$ mm/diş (Predicted cutting forces using ball-end milling cutter with negative rake angle of -10°, $f_z=0,09$ mm/tooth)

6. SONUÇLAR (CONCLUSIONS)

Frezeleme işleminin mekanistik yöntemle simülasyonu, kesme kuvvetleri hakkında kapsamlı bilgiler edinmeye yardımcı olabilir. Bu çalışmada, iki ana bölüm yer almaktadır. Birincisi, silindirik düz ve yarım küre uçlu parmak freze takımları ile frezeleme işlemleri için mekanistik kesme kuvveti modeli sunulmuştur. Modeli doğrulamak için silindirik düz uçlu parmak freze takımları ile kanal frezeleme işlemleri sırasında simüle edilen kesme kuvvetleri deneysel değerlerle karşılaştırılmıştır. İkincisi, yarım küre uçlu takım ile frezelemede ilerleme hızı ve takım talaş açısının kesme kuvvetleri üzerindeki etkileri kanal frezeleme simülasyonları ile araştırılmıştır. Analize ve tartışmaya dayanarak, aşağıdaki sonuçlara varılabilir:

1. Silindirik düz uçlu parmak freze takımı ile kanal frezeleme sırasında mekanistik modelin ilerleme kuvveti için ortalama %3,64'lük mutlak hata ve normal kuvvet için ise %6,09'luk tahmin hatası gösterdiği görülmüştür. Ayrıca, kesici takımın her bir artışlı dönüşü için farklı ilerleme hızları ve kesici takım talaş açısı koşullarında kesme kuvvetleri simüle edilmiştir. Simülasyon sonuçları, deneysel sonuçlarla hem şekil hem de büyüklük bakımından yakından eşleşmektedir.
2. 6° pozitif talaş açısına sahip yarım küre uçlu takım kullanılarak gerçekleştirilen frezeleme simülasyonlarında ilerleme hızının 0,06'dan 0,09 mm/diş'e çıkarılmasıyla kesme kuvvetlerinde %30'luk bir artış görülmüştür. -10° negatif talaş açılı takım ile 0,06 ve 0,09 mm/diş ilerleme hızlarında simüle edilen kuvvet genlikleri arasındaki farklar yaklaşık %20'ye kadar azalmıştır.

3. 0,06 mm/dış ilerleme hızında yarım küre uçlu parmak freze takımının talaş açısı 6°'den -10°'ye değiştirildiğinde kesme kuvveti genliklerinin artışı %45 civarındadır. Buna ilaveten, 0,09 mm/dış ilerleme hızı durumunda kesme kuvvetlerinin genliklerinde %40'dan biraz daha az bir artış bulunmuştur.
4. Mekanistik kesme kuvveti modeli, kesici takım salgısını ve takım-iş parçası titreşimini hesaba katacak şekilde gelecekteki bir çalışma için geliştirilmelidir.

ETİK STANDARTLARIN BEYANI (DECLARATION OF ETHICAL STANDARDS)

Bu makalenin yazarı çalışmada kullandığı materyal ve yöntemlerin etik kurul izni ve/veya yasal-özel bir izin gerektirmediğini beyan eder.

The author of this article declares that the materials and methods he uses in his work do not require ethical committee approval and/or legal-specific permission.

YAZARLARIN KATKILARI (AUTHORS' CONTRIBUTIONS)

Mehmet AYDIN: Simülasyonları yapmış, sonuçlarını analiz etmiş ve maklenin yazım işlemini gerçekleştirmiştir.

He conducted the simulations, analyzed the results and performed the writing process.

ÇIKAR ÇATIŞMASI (CONFLICT OF INTEREST)

Bu çalışmada herhangi bir çıkar çatışması yoktur.

There is no conflict of interest in this study.

KAYNAKLAR (REFERENCES)

- [1] Yağmur, S., Kurt, A. ve Şeker, U. (2018). Karbon fiber takviyeli kompozit malzemelerinin frezelenmesinde meydana gelen yüzey pürüzlüğünün değerlendirilmesi ve matematiksel modellenmesi. Gazi University Journal of Science Part C: Design and Technology, 6(3), 705–714.
- [2] Engin, S. and Altintas, Y. (2001). Mechanics and dynamics of general milling cutters. Part I: helical end mills. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 41, 2195–2212.
- [3] Gradišek, J., Kalveram, M. and Weinert, K. (2004). Mechanistic identification of specific force coefficients for a general end mill. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 44, 401–414.
- [4] Ehman, K.F., Kapoor, S.G., DeVor, R.E. and Lazoglu, I. (1997). Machining process modeling: A review. Journal of Manufacturing Science and Engineering, 119, 655–663.
- [5] Van Luttervelt, C.A., Childs, T.H.C., Jawahir, I.S., Klocke, F. and Venuvinod, P.K. (1998). Present situation and future trends in modeling of machining operations. Annals of the CIRP, 47, 587–626.
- [6] Merchant, M.E. (1945). Mechanics of the metal cutting process I. Orthogonal cutting and a type 2 chip. Journal of Applied Physics, 16, 267–275.
- [7] Armarego, E.J.A. and Brown, R.H. (1969). The machining of metals. New Jersey: Prentice-Hall.
- [8] Koenigsberger, F. and Sabberwal, A.J.P. (1961). An investigation into the cutting force pulsations during milling operations. International Journal of Machine Tool Design & Research, 1, 15–33.
- [9] Young, H., Mathew, P. and Oxley, P.L.B. (1994). Predicting cutting forces in face milling. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 34(6), 771–83.
- [10] Oxley, P.L.B. (1989). Mechanics of machining. Chichester: Ellis Horwood Limited.
- [11] Aydın, M. (2024). Ti6Al4V alaşımının ortogonal tornalanmasında ilerleme hızının kesme kuvveti ve talaş morfolojisi üzerindeki etkilerinin sonlu elemanlar analizi. Gazi University Journal of Science Part C: Design and Technology, 12(2), 567–576.
- [12] Aydın, M. (2022). Titanyum alaşımının yüksek-hızlı işleme süreci: Kapsamlı sonlu eleman modelleme. Politeknik Dergisi, 25(2), 813–826.
- [13] Sabberwal, A.J.P. (1961). Chip section and cutting force during milling operation. Annals of the CIRP, 10(1), 197–203.
- [14] Aydın, M. (2022). Parmak frezeleme sırasında takım salgısının etkisi dahil edilerek kesme kuvvetlerinin tahmini ve analizi. Politeknik Dergisi, 25(1), 157–167.
- [15] Bayram, B.S. ve Korkut, İ. (2022). Parmak frezelerde kesme kuvvetlerinin modellenmesi. Gazi University Journal of Science Part C: Design and Technology, 10(4), 964–977.
- [16] Aydın, M. and Köklü, U. (2024). Analysis of cutting forces at different spindle speeds with straight and helical-flute tools for conventional-speed milling incorporating the effect of tool runout. Mechanics Based Design of Structures and Machines, 52(2), 867–893.
- [17] Koch, K.F., Lilly, B., Kropp, E. and Altan, T. (1990). Development of a CAE-module for calculating cutting forces in 3-axis milling of sculptured surfaces in die manufacturing, National Science Foundation ERC report

- ERC/NSM-D-90-43, The Ohio State University.
- [18]Feng, H.Y. and Menq, C.H. (1994). The prediction of cutting forces in the ball-end milling process II, cut geometry analysis and model verification. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 34, 711–719.
- [19]Altintas, Y. and Lee, P. (1996). General mechanics and dynamics model for helical end mills. *Annals of the CIRP*, 45(1), 59–64.
- [20]Aydın, M. and Köklü, U. (2017). Identification and modeling of cutting forces in ball-end milling based on two different finite element models with Arbitrary Lagrangian Eulerian technique. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 92, 1465–1480.
- [21]Srinivasa, Y.V. and Shunmugam, M.S. (2013). Mechanistic model for prediction of cutting forces in micro end-milling and experimental comparison. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 67, 18–27.
- [22]Wan, M., Zhang, W.H., Qin, G.H. and Tan, G. (2007). Efficient calibration of instantaneous cutting force coefficients and runout parameters for general end mills. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 47, 1767–1776.
- [23]Wan, M., Zhang, W.H., Tan, G. and Qin, G.H. (2007). New cutting force modeling approach for flat end mill. *Chinese Journal of Aeronautics*, 20, 282–288.
- [24]Aydın, M., Uçar, M., Cengiz, A., Kurt, M. and Barkın, B. (2014). A methodology for cutting force prediction in side milling. *Materials and Manufacturing Processes*, 29, 1429–1435.
- [25]Aydın, M., Uçar, M., Cengiz, A. and Kurt, M. (2015). Identification of static surface form errors from cutting force distribution in flat-end milling processes. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, 37, 1001–1013.
- [26]Aydın, M. and Köklü, U. (2020). Analysis of flat-end milling forces considering chip formation process in high-speed cutting of Ti6Al4V titanium alloy. *Simulation Modelling Practice and Theory*, 100, 102039.
- [27]Gonzalo, O., Jauregi, H., Uriarte, L.G. and López de Lacalle, L.N. (2009). Prediction of specific force coefficients from a FEM cutting model. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 43, 348–356.
- [28]Zhang, C., Li, C., Xu, M., Yao, G., Liu, Z. and Dai, W. (2022). Cutting force and nonlinear chatter stability of ball-end milling cutter. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 120, 5885–5908.
- [29]Altintas, Y. and Lee, P. (1998). Mechanics and dynamics of ball end milling forces. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 120, 684–692.
- [30]Budak, E., Altintas, Y. and Armarego, E.J.A. (1996). Prediction of milling force coefficients from orthogonal cutting data. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 118, 216–224.
- [31]Altintas, Y. (2000). *Manufacturing automation: Metal cutting mechanics machine tool vibrations and CNC design*. United Kingdom: Cambridge University Press.
- [32]Gonzalo, O., Beristain, J., Jauregi, H. and Sanz, C. (2010). A method for the identification of the specific force coefficients for mechanistic milling simulation. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 50, 765–774.