

Modelling of Cutting Forces with End Mills

B. Sercan BAYRAM^{1,*}  İhsan KORKUT¹ 

¹Gazi University, Faculty of Technology, Department of Manufacturing Engineering, 06500, Yenimahalle/ANKARA

Graphical/Tabular Abstract

Article Info:

Research article
Received: 21.03.2022
Revision: 14.06.2022
Accepted: 13.09.2022

Highlights

- Mechanistic model.
- Optimization.
- Calculation of special shear coefficients.

Keywords

Cutting Dynamics
Force Model
Mechanistic Model

In this study, a mechanistic force prediction model using optimized force data for end milling was presented.

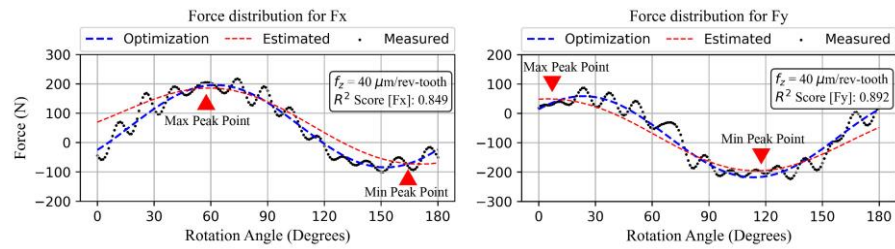


Figure A. Comparison of experimental results and estimation results.

Purpose: Many parameters such as the clamping size of the cutting tool to the spindle, variable chip shape and tool helix angle have a significant effect on cutting stability. These effects can cause to unsuccessful results for experimentally calculated specific shear coefficients. In this study, a force estimation model developed with the mechanistic method in which noisy force data is optimized is presented.

Theory and Methods: The presented method requires a combination of mathematical and experimental methods. A series of triple experiments were performed to calculate the specific cut-off coefficients required. Details about the experimental setup are given under the title of materials and methods. The measurement data were optimized and the special cutting coefficients were calculated with the mathematical method given in the study. Force estimates were made with a mechanical model. The estimation results were evaluated by comparing with the experimental measurement results.

Results: Unstable states cause noise in the measurement data. Noises in the measurement data should be minimized in order to make an accurate estimation of cutting force. The data are optimized for the minimization of the noises using the mathematical method known as Fourier approximation. The results converged to real data very fast and ideal force functions were obtained. Special cutting coefficients are calculated with these functions. The force estimation model was established and cutting force estimations were made in the Fx and Fy directions for a milling operation at last.

Conclusion: In this study, a mechanistic force estimation model was developed by using optimized force data for the estimation of cutting forces. Calibration experiments were carried out for the pair of cutting tool and workpiece material. The data obtained from the experiment were optimized with the mathematical method given in the study with detail and the special cutting coefficients were calculated after the optimization. Force estimates were made with mechanistic method. An estimate was made for the cutting forces in the Fx and Fy directions, and this estimate was evaluated by comparing with the experimental measurement results.



Modelling of Cutting Forces with End Mills

B. Sercan BAYRAM^{1,*} İhsan KORKUT²

¹Gazi Üniversitesi, Teknoloji Fakültesi, İmalat Mühendisliği Bölümü, 06500, Yenimahalle/ANKARA

Abstract

Milling is an important production method that is frequently used in many areas. It is important to understand the dynamics of the milling process to improve the quality and production performance of the parts. The cutting tools used in the milling operation have many different geometries. The geometry directly affects the occurred forces during the cutting process. Therefore, the occurred forces are essential parameters for tool design. In this study, a mechanistic model was developed using optimized data to predict shear forces. The measured force signals were optimized by the Fourier approximation method. For the calibration of the cutting coefficients, seven different feed rates were determined as parameters by preliminary tests. Three repetitive calibration experiments were performed at constant cutting speed and axial depth with each feed rate. In order to have identical test conditions, the samples were machined to the same dimensions and their surfaces were ground. AISI 4140 tempered steel was preferred for samples. Milling experiments were carried out with 38° helix angled end mills made of AlCrN coated Tungsten carbide (WC) alloy at a fixed axial depth of 500 µm. The spindle speed was at 3350 rpm, and the sampling rate was at 10 kHz. The force estimations from the developed model were compared with the experimental results and it was seen that the estimations were following the experimental results in accuracy between 80% and 90%.

Makale Bilgisi

Araştırma makalesi
Başvuru: 21.03.2022
Düzeltilme: 14.06.2022
Kabul: 13.09.2022

Keywords

Cutting Dynamics
Force Model
Mechanistic Model

Anahtar Kelimeler

Kesme Dinamiği
Kuvvet Modeli
Mekanistik Model

Parmak Frezelerde Kesme Kuvvetlerinin Modellenmesi

Öz

Bir üretim yöntemli olan frezeleme, üretimin gerçekleştirildiği birçok alanda sıklıkla kullanılan önemli bir metottür. Bu yöntem ile üretilen parçaların kalitesini ve üretim performansını iyileştirmek için yapılan çalışmalarda, frezeleme dinamiğinin anlaşılması önemlidir. Frezeleme operasyonunda kullanılan kesici takımlar birçok farklı geometriye sahiptir ve kesici geometrisi kesme işlemi sırasında oluşan kuvvetleri doğrudan etkiler. Bu yüzden, kesme sırasında oluşan kuvvetler takım tasarımı için temel parametrelerdendir. Bu çalışmada, kesme kuvvetlerini tahmin etmek için, optimize edilen verilerin kullanıldığı mekanistik bir model geliştirilmiştir. Ölçümü yapılan kuvvet sinyalleri, Fourier yaklaşım yöntemi ile optimize edilmiştir. Kesme katsayılarının kalibrasyonu için, ön frezeleme deneyleriyle yedi farklı ilerleme hızı parametre olarak belirlenmiştir. Belirlenen her bir ilerleme parametresi ile sabit kesme hızı ve eksenel derinlikte üç tekrarlı kalibrasyon deneyleri yapılmıştır. Deney koşullarının özdeş olabilmesi için numunelerin boyutları aynı boyutlara işlenmiş ve yüzeyleri taşlanmıştır. İş parçası olarak sıklıkla kullanılan mühendislik malzemesi AISI 4140 ıslah çeliği tercih edilmiştir. Frezeleme deneyleri, 3350 dev/dk iş mili hızı ve 10 kHz örnekleme aralığında, AlCrN kaplı Tungsten karbür(WC) alaşımından üretilmiş 38° helis açılı parmak frezeler ile 500 µm sabit eksenel derinlikte gerçekleştirilmiştir. Geliştirilen model ile yapılan kuvvet tahminleri deneysel ölçümlerle karşılaştırılmış ve tahminlerin %80-90 doğruluk aralığında deneysel verilerle uyum gösterdiği görülmüştür.

1. GİRİŞ (INTRODUCTION)

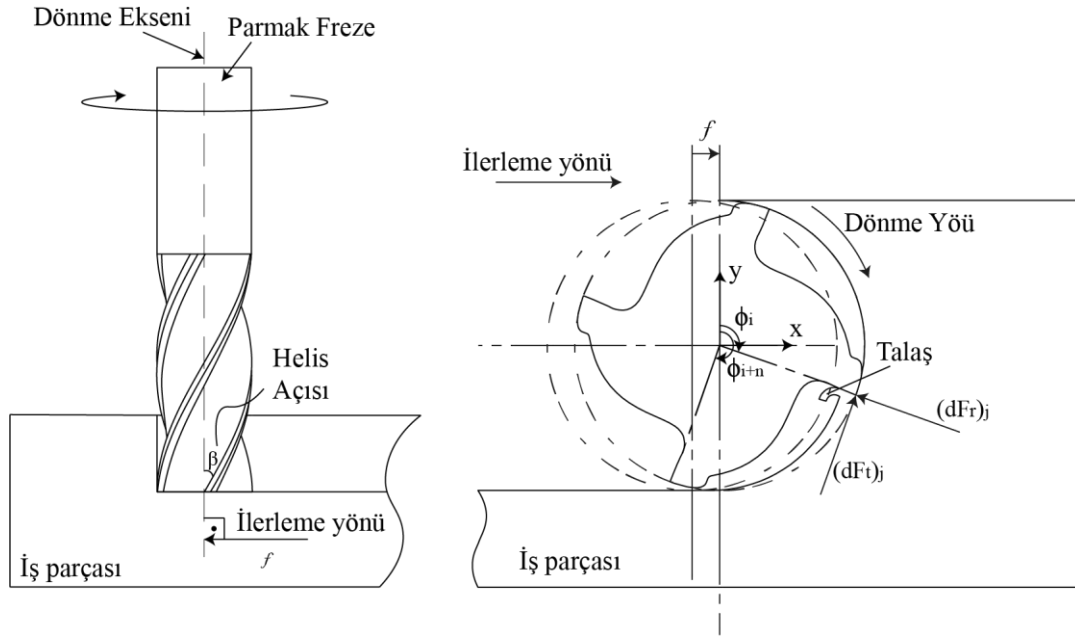
Birbirleri ile etkileşim içerisinde çalışan makine parçaları için yüzey pürüzlüğü, parçaların ömürleri ve çalışma veriminde önemli etkiye sahiptir. Kesme işlemindeki performans, bitmiş parçaların yüzey

kalitesinde önemli bir role sahiptir. Bu nedenle, işleme koşullarının iyileştirilmesi kesme işleminin kararlılığı için çok önemlidir. Kesme performansı, işlenen malzeme, kesici takım geometrisi, kesme parametreleri ve soğutma tipi gibi birçok parametreye bağlı olarak değişir. Bu konuda çalışmalar yapan araştırmacılar, yüzey pürüzlülük değerlerini dikkate alarak Taguchi yöntemiyle optimum kesme parametrelerini araştırmış ve bu koşullar altında yapılan kesme işlemleri için yüzey pürüzlülük değerlerini incelemişlerdir [1], [2]. Başka bir çalışmada, E. Kuram ve B. Ozcelik mikro frezeleme sırasında kesme parametreleri ve kuvvet bileşenleri (F_x ve F_y)'nin yüzey pürüzlülüğü üzerindeki etkilerini Taguchi deneysel tasarım yöntemi kullanarak incelemiştir [3]. Yapılan çalışmalarda, kesme performansının yüzey kalitesi ve takım aşınması üzerindeki etkileri vurgulanmıştır. Kararlı kesme koşulları için bir başka önemli faktörde kesici takım geometrisidir. Özellikle yüksek performanslarda kesme işlemleri için uygun geometriye sahip kesici takımlar gerekir. Takım tasarımında, kesme sürecinde meydana gelen kesme kuvvetleri ve aşınmaya karşı direncin idealize edilmesi temel prensiptir. İyi bir takım tasarımı, kesme dinamiğinin araştırılması ve takıma etkiyen tüm kuvvetlerin bilinmesini gerektirir [4]. Kesme işlemi gerçekleşmeden kuvvetlerin tahmin edilmesi, işlenecek parçanın geometrik hatalarının ve işlem için harcanacak gücün önceden tahmin edilmesini sağlar. Bu durum, üretimde maliyet hesapları, işlenecek parçanın geometrik tolerans aralıkları gibi birçok parametrenin mühendisler tarafından hesaplanmasını kolaylaştırır. Kesme mekaniğinde tornalama, frezeleme ve delme gibi kesme operasyonlarının kinematiği birbirlerinden farklı olsa da temelde aynı mekanik prensipleri içermektedirler. Kesme mekaniği ile ilgili birçok farklı çalışmalar yapılmıştır [5], [6]. Bu çalışmalar arasında en temel varsayım ortogonal (dik) ve oblik (eğik) kesme modelleridir. Gerçekte çoğu kesme işlemleri üç boyutlu ve karmaşık geometrilere sahip olmasına rağmen kesme mekaniğini açıklayabilmek için çoğunlukla iki boyutlu ortogonal kesme modeli kullanılmaktadır. Ortogonal kesme geometrisinde, takım kesici kenarı ile malzemenin hareket yönü arasındaki açı birbirine diktir. Kompleks geometrilere sahip üç boyutlu eğik kesme mekaniği ise ortogonal kesme modeline kinematik ve geometrik dönüşümler uygulanarak değerlendirilmektedir. Talaş oluşumu, kesicinin belli bir yanal genişliği ve aksenal derinliğine bağlıdır. Ortogonal kesmede, kesme işleminin takım kesici kenarı boyunca aynı olduğu kabul edilir. Bu kabulde, yönleri kesme hızı (V) yönüne paralel ve dik yönde olan, teğetsel (*esas kesme kuvveti* F_t) ve pasif kuvvet (*ilerleme kuvveti* F_f) olarak adlandırılan kuvvetler tanımlıdır. Eğik kesme modelinde ise, kesici kenar eğim açısından kaynaklanan kesme hızı yönünde ve normal doğrultusunda olmayan radyal yönde bir kuvvet (F_r) daha oluştuğu varsayılır. Takımın kesici kenarının iş parçasına temas ettiği ve parçadan malzeme kaldırdığı bölge birincil bölge olarak adlandırılır. Oluşan talaş, deformasyona uğrayarak ikincil bölge olarak bilinen takım talaş yüzeyi üzerinden akar. Kesicinin serbest yüzeyinin kesilmiş iş parçasına sürtüdüğü yüzey ise üçüncül bölge şeklinde ifade edilir [7]. Merchant [8] tarafından geliştirilen dik kesme modelinde, bu çalışmada olduğu gibi kesme hızı doğrultuyla ϕ kadar açıya sahip ve kalınlığı olmayan bir kesme düzlemi kabulü benimsenmiştir. Palmer ve Oxley [9] gibi araştırmacılar, kesme düzleminin belirli bir hacminin olduğu ilkesiyle modellerini geliştirmişlerdir. Frezeleme için kuvvet tahmini ile ilgili ortaya konulan modeller, ortogonal kesme mekaniği ile ilgili yapılan çalışmalardan sonra ortaya çıkmıştır [10]. Bu çalışmalar, Martellotti tarafından frezeleme operasyonu üzerine yapılan araştırmalara kadar dayanmaktadır [11]. Koenigsberger ve Sabberwal mekanistik model olarak bilinen çalışmalarında, kuvvet tahmini için deneysel ölçümlere dayanan üstel kesme katsayılarını kullanmışlardır [12]. Çalışmalarda kuvvet tahmini için yapılan hesaplamalar birbirlerine benzerlik göstermesine karşın kesme katsayılarının belirlenmesi için yapılan yaklaşımlar farklılık göstermektedir. Mekanistik yöntemde kesme katsayıları (K_t , K_r , K_a) her kesici ve iş parçası için deneysel olarak belirlenir [13], [14]. Elde edilen kesme katsayısı (K_t) ile talaş alanı çarpılmasıyla anlık kesme kuvveti (F_t) hesaplanır. Bu yöntem birçok araştırmacı tarafından benimsenmiş ve çalışmalarda sıklıkla kullanılmıştır [15]–[19]. Sonuç olarak mekanistik yöntem, kesme kuvvetleri, kesme katsayıları ve talaş yüzey alanı değişkenlerine bağlı doğrusal ilişki içeren bir fonksiyon şeklinde açıklanabilir [20]. Bu çalışmada, kesme katsayıları kuvvet verileri optimize edilerek hesaplanmış ve mekanistik bir tahmin modeli geliştirilmiştir. Geliştirilen model ile yapılan kuvvet tahminleri, deneysel ölçümlerle karşılaştırılarak doğrulanmıştır.

2. MATERYAL VE METOTLAR (MATERIALS AND METHODS)

2.1. Frezeleme Kesme Kuvvet Modeli

Parmak freze kesici kenarı, iş parçasına dalması sırasında oluşan darbeyi sönmülemek için helisel şekilde tasarlanır. Helis açılı parmak freze kesme kuvveti tahmininde kullanılan modelde deneysel olarak elde edilen kuvvet katsayılarından faydalanılır. Frezeleme operasyonu, iş parçasına göre belirli bir ilerleme hızında doğrusal bağlı harekete sahip, kendi eksenini etrafında dairesel olarak dönen kesici takımın iş parçasından malzeme kaldırması işlemidir. Esas kesme kuvveti, takım kesici kenarlarının dönen dairesel hareket ile iş parçasından malzeme kaldırması sırasında oluşan kesme kuvvetlerinden kaynaklanır. Frezeleme esnasındaki düz uçlu parmak freze ve kesme kuvvetleri Şekil 1’de gösterilmiştir.

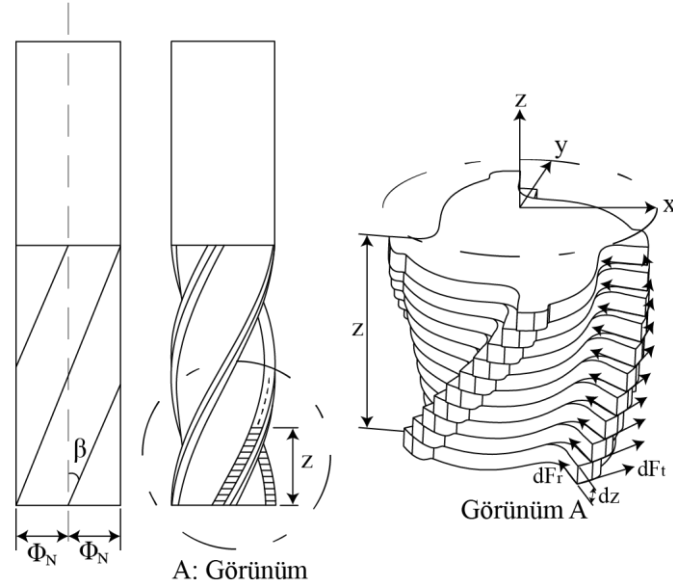


Şekil 1. Parmak freze ve iş parçası geometrisi.

Burada kesici takımın dönme eksenini iş parçası ile takım arasındaki bağıl hareketin doğrultusuna diktir. Çapı D ile belirtilen parmak freze kesici kenarları β helis açısına sahip olup uç radyüsleri sıfırdır. Helis açısı β sıfırdan büyük olduğu değerlerde, kesici uç noktasında alınan bir nokta aksenal Δz derinliğindeki noktadan daha geride kalacaktır. Bu durum gecikme açısı (ψ) olarak tanımlanır. Modelde kesme kuvvetlerinin yönlerini tanımlamak için orijin noktası kesici takımın uç alın yüzeyinin merkezi olan x,y koordinat sistemi tanımlanmıştır. Tanımlanan koordinat sisteminin z eksenini, takım ekseninde olup yukarı yönlüdür. Modelde kuvvetleri hesaplamak için kesme kuvvetlerinin sadece takımın kesme bölgesinde olduğu göz önüne alınmalıdır. Ayrıca taranan açı aralığına ve kesme ağız sayısına göre birden fazla kesici ağızın kesme bölgesinde bulunabileceği hesaba katılmalıdır. Kesici uç sayısı N olan parmak frezenin adım açısı aşağıdaki gibi hesaplanır:

$$\phi_N = \frac{2\pi}{N} \quad (1)$$

Talaş içerisinde bulunan kesici kenar boyunca kesilen talaş kalınlığı, gecikme açısından (ψ) kaynaklı olarak aksenal doğrultuda her noktada farklı olacaktır. Bu sebeple, kesici kenara etki eden kesme kuvvetleri de her noktada farklı olacaktır. Bunun için kesici takım z eksenini boyunca dz yüksekliğe sahip diferansiyel elemanlara bölünür (Şekil 2).



Şekil 2. Diferansiyel kalınlıklara bölünmüş parmak freze geometrisi.

Gecikme açısından dolayı her bir disk elemanında kesme yapan kenarların açısal pozisyonu farklıdır ve her bir disk elemanı için yeniden hesaplanmalıdır. Açısal konumu farklı olan kesici kenarların talaş yükü farklıdır. Sonuç olarak her bir disk elemanına etki eden kesme kuvvetleri de farklı olur. N sayıda kesici kenara sahip parmak freze için, referans kesici kenarın konum açısı $\Phi(i,j,k)$ ise i'inci kesici kenar için k eksenel derinlikteki j'inci disk elemanının açısal konumu *Denklem (2)*'de gösterildiği gibi ifade edilebilir:

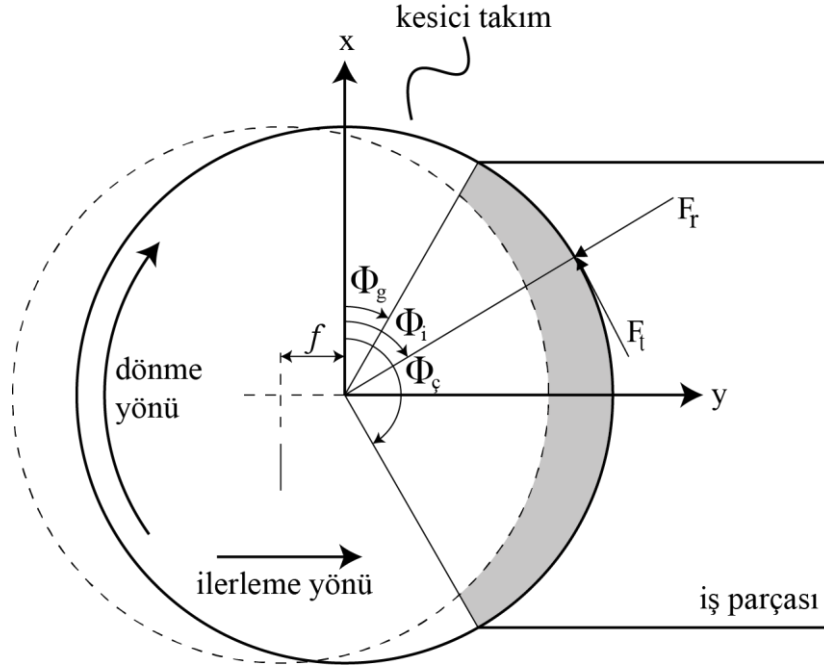
$$\phi(i, j, k) = \phi + \sum_{n=0}^{i-1} \phi_N - \psi_{\beta}(j, k) \quad (2)$$

Burada β helis açısı olup, gecikme açısı (ψ) *Denklem (3)*'teki gibi hesaplanır:

$$\psi_{\beta}(j, k) = \frac{2 \tan \beta}{D} \sum_{n=0}^j \Delta z(k) \quad (3)$$

Kesme işlemi sırasında anlık talaş kalınlığı zamanla değişen dönme açısına ve ilerlemeye bağlı olarak periyodik bir şekilde değişir (*Şekil 3*). Talaş kalınlığı değişimi *Denklem (4)*'de verildiği gibi hesaplanır:

$$t_{i,j}(\phi, k) = f \sin \phi_{i,j}(k) \quad (4)$$



Şekil 3. Kesici kenarın izlediği yola bağlı olarak oluşan talaş kalınlığı.

Kesme yapan dz kalınlıktaki disk elemanlarının kesici kenarına etki eden kuvvetler *Denklem (5)*, *Denklem (6)* ve *Denklem (7)*'de verildiği gibi hesaplanabilir:

$$dF_t^{i,j}(\phi, k) = [K_{te} + K_{tc}t_{i,j}(\phi, k)] dz \quad (5)$$

$$dF_r^{i,j}(\phi, k) = [K_{re} + K_{rc}t_{i,j}(\phi, k)] dz \quad (6)$$

$$dF_a^{i,j}(\phi, k) = [K_{ae} + K_{ac}t_{i,j}(\phi, k)] dz \quad (7)$$

*Şekil 2'*de gösterilen teğetsel (F_t) ve radyal (F_r) kuvvetlerin doğrultusu, sırasıyla kesme yönüne ters ve takım merkezi yönündedir. Bu kuvvetlerin yönleri, modelde tanımlanan eksen takımına göre trigonometrik fonksiyonlarla *Denklem (8)*'de gösterildiği gibi dönüştürülebilir:

$$\begin{bmatrix} dF_x^j(\theta, k) \\ dF_y^j(\theta, k) \\ dF_z^j(\theta, k) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\cos \theta_j(k) & -\sin \theta_j(k) & 0 \\ \sin \theta_j(k) & -\cos \theta_j(k) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dF_t^{i,j}(\theta, k) \\ dF_r^{i,j}(\theta, k) \\ dF_a^{i,j}(\theta, k) \end{bmatrix} \quad (8)$$

Eksenel doğrultuda, diferansiyel kalınlıklara bölünmüş disk elemanlarının kesici kenarlarındaki kuvvetler, *Denklem(4)*, *Denklem (5)*, *Denklem (6)* ve *Denklem (7)*, *Denklem (8)*'de yerlerine konulmasıyla hesaplanabilir:

$$\left. \begin{aligned} \begin{Bmatrix} dF_x^j(\theta, k) \\ dF_y^j(\theta, k) \\ dF_z^j(\theta, k) \end{Bmatrix} &= \frac{f}{2} \begin{bmatrix} -\sin 2\phi_j(k) & -1 + \cos 2\phi_j(k) & 0 \\ 1 - \cos 2\phi_j(k) & -\sin 2\phi_j(k) & 0 \\ 0 & 0 & 2\sin \phi_j(k) \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} K_{tc} \\ K_{rc} \\ K_{ac} \end{Bmatrix} dz + \begin{bmatrix} \cos \phi_j(k) & -\sin \phi_j(k) & 0 \\ \sin \phi_j(k) & -\cos \phi_j(k) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} K_{te} \\ K_{re} \\ K_{ae} \end{Bmatrix} dz \\ \{dF_s\} &= \left[\frac{f}{2} [M_{1,j}] \{K_{qc}\} + [M_{2,j}] \{K_{qe}\} \right] dz \quad s=x,y,z, q=t,r,a \end{aligned} \right\} (9)$$

Diferansiyel kesme kuvvetleri k aksel derinliği boyunca entegre edilir ve toplam kesme kuvveti *Denklem (10)*'da verildiği gibi hesaplanabilir:

$$F_s(\theta, k_{1,2}) = \int_{k_1}^{k_2} \left[\frac{f}{2} [M_{1,j}] \{K_{qc}\} + [M_{2,j}] \{K_{qe}\} \right] dz \quad s=x,y,z, q=t,r,a \quad (10)$$

Model uygulanırken, kesme bölgesinde birden fazla kesici kenarın bulunabileceğine ve kuvvetlerin sadece bu bölge içerisinde oluştuğuna dikkat edilmelidir:

$$\phi_g \leq \phi \leq \phi_\zeta$$

Bu ifadeye verilen ϕ_g ve ϕ_ζ sırasıyla takımın kesici kenarlarının kesme bölgesine giriş ve çıkış açılarıdır. Kesme bölgesinde birden fazla kesici kenarın bulunması durumunu hesaplamak için *Denklem (1)*'de verilen adım açısı ile taranan açı ($\phi_t = \phi_\zeta - \phi_g$) karşılaştırılır. Taranan açı, adım açısından büyük ise kesme bölgesinde birden fazla kesici kenarın eş zamanlı kesme yaptığı anlamına gelir. Anlık kuvvet hesaplamalarında, kesme bölgesinde bulunan tüm kesici kenarların etkileri dikkate alınmalıdır.

2.2. Kesme Katsayılarının Kalibrasyonu

Kesme kuvveti katsayılarının mekanistik yöntemle belirlenmesi esası, anlık kesme kuvvetleri değerlerinin, anlık talaş hacmi ile ilişkilendirilmesine dayalıdır [21]. Esas kuvvet, birincil kesme bölgesinde bulunan kesme düzlemi ve kesici kenar yan yüzeyinin neden olduğu kuvvetler olmak üzere ikiye ayrılır. *Denklem (5-7)*'de verilen K_{tc} , K_{rc} ve K_{ac} katsayılar sırasıyla, teğetsel, radyal ve aksel kesme katsayıları olarak adlandırılır. Aynı denklemde yer alan K_{te} , K_{re} , ve K_{ae} katsayıları ise sırasıyla teğetsel, radyal ve aksel olmak üzere sürtünmeden kaynaklanan kenar kuvveti katsayılarıdır. Kesme kuvveti katsayılarının hızlı bir şekilde belirlenmesi mekanistik olarak yapılabilir [7]. Sabit kesme hızı ve kesme derinliği şartlarında, farklı ilerleme hızları ile dizi frezeleme deneyleri yapılır ve kesicinin bir kesme periyodu boyunca ortalama kuvveti ölçülür. Ölçülen ortalama kuvvetler analitik sonuçlar ile eşitlendiğinde kesme kuvveti katsayıları belirlenmiş olur. Kesici takımın bir periyodu boyunca ortalama kesme kuvveti *Denklem (11)*'de verildiği gibi hesaplanabilir:

$$\bar{F}_s(\phi_{g,\zeta}, k_{1,2}) = \frac{1}{\phi_N} \int_{\phi_g}^{\phi_\zeta} F_s(\phi, k_{1,2}) d\phi \quad (11)$$

Kuvvetlerin sadece kesme bölgesinde oluştuğuna dikkat edilerek takımın bir kesme periyodu boyunca entegre edilirse:

$$\bar{F}_s(\phi_{g,\varphi}, k_{1,2}) = \frac{1}{\phi_N} \int_{\phi_g}^{\phi_c} \int_{k_1}^{k_2} \left[\frac{f}{2} [M_{1,j}] \{K_{qc}\} + [M_{2,j}] \{K_{qe}\} \right] dz d\phi \quad s=x,y,z, q=t,r,a \quad (12)$$

Entegrasyon işlemi giriş ve çıkış açıları sırasıyla, $\Phi_g=0$ ve $\Phi_c=\pi$ açılarıyla yapıldığında, kesici takımın bir periyodundaki ortalama kuvvet *Denklem (13)*'deki gibi basitleşir:

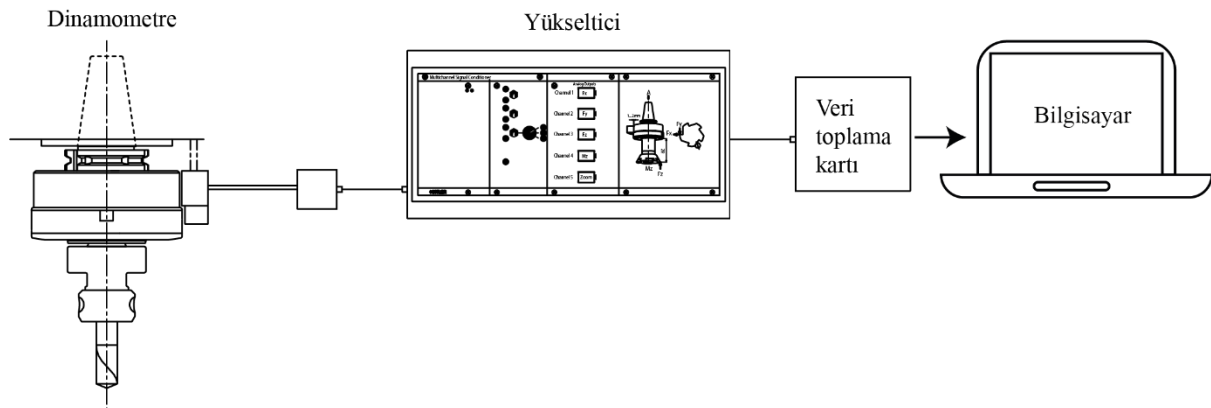
$$\left. \begin{aligned} \bar{F}_x(\phi_{g,\varphi}, k_{1,2}) &= -\frac{N_z}{4} K_{rc} f - \frac{N_z}{\pi} K_{re} \\ \bar{F}_y(\phi_{g,\varphi}, k_{1,2}) &= \frac{N_z}{4} K_{tc} f + \frac{N_z}{\pi} K_{te} \\ \bar{F}_z(\phi_{g,\varphi}, k_{1,2}) &= \frac{N_z}{\pi} K_{ac} f + \frac{N_z}{2} K_{re} \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

Farklı ilerleme değerlerinde hesaplanan ortalama kuvvet verileri kullanılarak yapılan doğrusal regresyon ile kesme kuvveti katsayıları, *Denklem (13)*'de verildiği gibi hesaplanabilir:

$$\left. \begin{aligned} K_{tc} &= \frac{4\bar{F}_{yc}}{N_z}, K_{rc} = -\frac{4\bar{F}_{xc}}{N_z}, K_{tc} = \frac{\pi\bar{F}_{zc}}{N_z} \\ K_{te} &= \frac{\pi\bar{F}_{ye}}{N_z}, K_{re} = -\frac{\pi\bar{F}_{ze}}{N_z}, K_{ae} = \frac{2\bar{F}_{ze}}{N_z} \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

2.3. Deneysel Düzenek ve Verilerin Optimizasyonu

Gerçekleştirilen deneylerde, otomotiv, uçak ve diğer birçok alanda sıklıkla kullanılan mühendislik malzemesi AISI 4140 (42CrMo4) ıslah çeliği kullanılmıştır. Malzemenin sertliği Brinell sertlik ölçme cihazında üç tekrarlı olarak ölçülmüş ve ortalama sertlik değeri 304 HB olduğu görülmüştür. Kesici takım olarak, 9.5mm kesici çapında Tungsten karbür(WC) hammaddesinden özel olarak üretilmiş, AlCrN kaplamalı ve 38° helis açısına sahip parmak freze kullanılmıştır. Deneyler Haas VF 2 SS marka ve model olan 5 eksen CNC dik işleme merkezinde gerçekleştirilmiştir. Kuvvet ölçümleri için Kistler Type 9123C marka ve model üç eksenli kuvvet ve tork ölçebilen dönel dinamometre kullanılmış ve sistemin şematik gösterimi *Şekil 4*'te verilmiştir. Kullanılan ölçüm sisteminde, kesme kuvvetleri dinamometrede piezo-elektrik şarj oluşturur ve bu sinyal bir yükselticiye gönderilerek belirli bir katsayı ile yükseltilir. Yükseltilen sinyal değerleri önce veri toplama kartına sonrada bilgisayara aktarılır. Bilgisayara aktarılan kuvvet değerlerinin olduğu sinyaller DynoWare isimli yazılım aracılığıyla okunur.



Şekil 4. Deneysel düzenek şeması.

Deneyssel olarak elde edilen ölçüm verileri yüksek örnekleme oranına sahip olup gürültü ihtiva etmektedir. Bu gürültülerin minimize edilmesi çalışmada sunulan yöntemin doğruluğu için önem taşımaktadır. Bu sebeple, verilerin işlenmesi var olan salınımları ve gürültüleri minimize edebilir. Elde edilen verilerin genel formunun bir sinüzoid olması sebebiyle sistemdeki kararsızlığı minimize etmek için Fourier yaklaşırması olarak bilinen matematiksel yöntem kullanılmıştır. Bir sinüzoidal fonksiyonun genel yapısı aşağıda verildiği gibidir:

$$y(t) = A_0 + C_1 \cos(\omega_0 t + \varphi) \quad (15)$$

Yukarıda verilen genel matematiksel formu sinüzoidal fonksiyonları ifade etse de eğri uydurmak için bir diğer alternatif formunu elde etmemiz gerekiyor:

$$y(t) = A_0 + A_1 \cos(\omega_0 t) + B_1 \sin(\omega_0 t) \quad (16)$$

Temel amacımız, yukarıdaki denklemi doğrusal regresyondaki gibi minimize etmek ve katsayıları belirlemektir. *Denklem (16)* verilerin ayrıık zamanda olması sebebiyle toplam sembolüyle aşağıdaki gibi yazılabilir:

$$S_r = \sum_{i=1}^n \left\{ y_i - \left[A_0 + \sum_{k=1}^m (A_k \cos k\theta_i + B_k \sin k\theta_i) \right] \right\}^2 \quad (17)$$

Minimizasyonu sağlayacak olan denklem matris formunda yazılır:

$$\begin{bmatrix} n & \sum \cos \theta_i & \sum \sin \theta_i \\ \sum \cos \theta_i & \sum \cos^2 \theta_i & \sum \cos \theta_i \sin \theta_i \\ \sum \sin \theta_i & \sum \sin \theta_i \cos \theta_i & \sum \sin^2 \theta_i \end{bmatrix} \begin{bmatrix} A_0 \\ A_1 \\ B_1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sum y_i \\ \sum y_i \cos \theta_i \\ \sum y_i \sin \theta_i \end{bmatrix}$$

Katsayılar matrisinde yer alan toplamlar için denklem çözülürse aşağıdaki denklemler elde edilir:

$$\begin{aligned} \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \sin \theta_i &= 0; \quad \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \cos \theta_i = 0; \\ \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \sin^2 \theta_i &= \frac{1}{2}; \quad \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \cos^2 \theta_i = \frac{1}{2}; \\ \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \sin \theta_i \cos \theta_i &= 0; \end{aligned} \quad (18)$$

Sonuç olarak minimizasyonu sağlayacak denklemlerin matris formu aşağıdaki gibi yazılır:

$$\begin{bmatrix} n & 0 & 0 \\ 0 & n/2 & 0 \\ 0 & 0 & n/2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} A_0 \\ A_1 \\ B_1 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \sum y_i \\ \sum y_i \cos \theta_i \\ \sum y_i \sin \theta_i \end{bmatrix} \quad (19)$$

Ve bu denklemlerin çözümü ile katsayılar aşağıdaki gibi bulunabilir:

$$A_0 = \frac{\sum y_i}{n}; A_1 = \frac{2\sum y_i \cos(\theta_i)}{n}; B_1 = \frac{2\sum y_i \sin(\theta_i)}{n}; \quad (20)$$

Deneyssel olarak elde edilen ölçüm verilerinin hepsine bu işlem uygulanır ve her veri seti için en uygun sinüzoidal fonksiyon elde edilebilir.

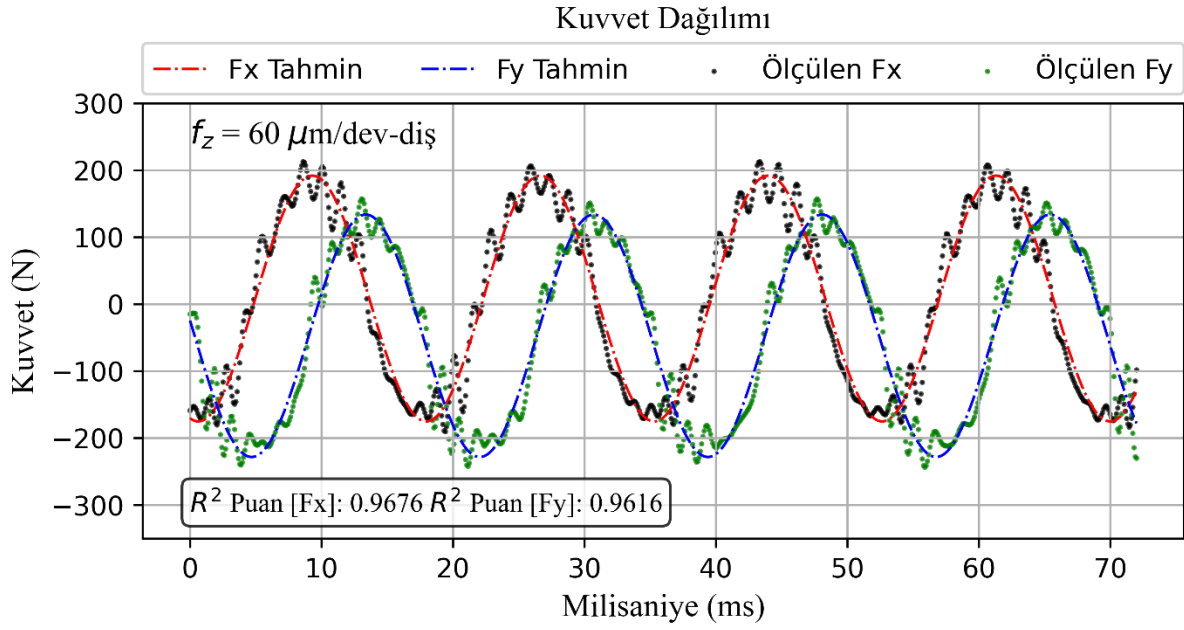
2.4. Kalibrasyon Deneyleri ve Kesme Katsayıları

Kalibrasyon deneyleri, *Tablo 1*'de verilen parametrelerle ve her parametre için aynı tip farklı takım kullanılarak üç tekrarlı yapılmıştır. Deneylerin özdeşliğini artırmak için numuneler aynı ölçülere işlenmiştir. Ayrıca numunelerin freze tezgahına bağlanması sırasında paralelliğin sağlanması için alt ve üst yüzeyler taşlanmıştır. Ölçüm cihazlarının yüksek hassasiyette olması ölçümlerin doğru ve kararlı sınır şartları içerisinde yapılmasını gerektirir. Bu nedenle, frezeleme deneylerinde doğru parametrelerin kullanılması gerekir. Bu çalışmada yapılan deney ölçümlerinin sağlıklı sonuç vermesi için uygun frezeleme parametreleri ön frezeleme deneyleri yapılarak önceden belirlenmiştir.

Tablo 1. Deney parametreleri ve Fx ve Fy için sinüzoidal optimizasyon doğruluk değerleri.

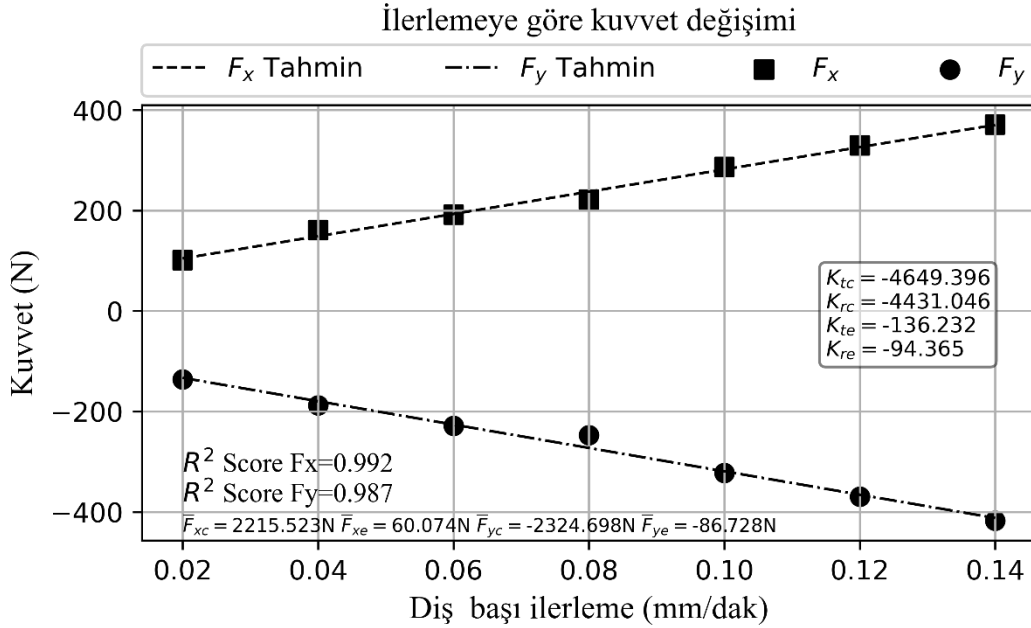
Deney	Kesici Sayısı	İşlem	İlerleme μm	Eksenel Derinlik mm	Fx – R ²	Fy – R ²	Takım Çapı (mm)	Bağlama Boyu (mm)
1. Deney	4 Dişli	Tam slot	20	0,5	0,889	0,933	9,507	23,242
2. Deney	4 Dişli	Tam slot	40	0,5	0,948	0,938	9,525	23,181
3. Deney	4 Dişli	Tam slot	60	0,5	0,968	0,962	9,488	23,175
4. Deney	4 Dişli	Tam slot	80	0,5	0,957	0,957	9,511	23,292
5. Deney	4 Dişli	Tam slot	100	0,5	0,974	0,975	9,507	23,253
6. Deney	4 Dişli	Tam slot	120	0,5	0,975	0,972	9,492	23,162
7. Deney	4 Dişli	Tam slot	140	0,5	0,966	0,968	9,513	23,298

Deneyssel ölçümlerle elde edilen kuvvet verileri istenmeyen gürültü ve pikler ihtiva eder. Ölçüm verilerinde yer alan bu istenmeyen pikler ve gürültü, kesme mekaniğinin ve ölçüm sistemin doğası gereği kaçınılmazdır. Kesme sürecinde talaş biçimi, sıcaklık, takım ve malzeme yoğunluğu, takım geometrisi, kesme bölgesinden uzaklaştırılmayan talaş, takım tezgâhının yapısı, tezgâhtaki salgılar ve boşluklar gibi birçok parametre kuvvetlerin oluşumunda etkilidir. Tüm bu etkiler kuvvetlerin dalgalanmasına ve pikler oluşmasına neden olabilir. Etkisi çok azda olsa elektronik ölçme aletlerinde kuvvet sinyallerine karışan istenmeyen sinyaller, verilerin dalgalanmasına neden olur. Sonuç olarak, ölçümü yapılan işlenmemiş kuvvet verileri gürültülüdür ve bu gürültüler ortalama kesme kuvvetlerinin belirlenmesinde bir kararsızlığa neden olur. Kuvvet tahminlerinde kullanılan özel kesme katsayıları ortalama kuvvetlere dayanarak hesaplanır dolayısıyla ortalama kuvvet hesaplamalarında ortaya çıkan kararsızlık tahmin modelinin performansını olumsuz yönde etkiler. Ölçüm verilerindeki gürültüleri minimize etmek için frezeleme deneylerinden elde edilen ve ayrık yapıda bulunan kuvvet verileri çalışmada sunulan matematiksel yöntemle optimize edilmiş ve sürekli zaman kuvvet fonksiyonları elde edilmiştir. Yapılan çok sayıda deney verisine optimizasyon işlemi uygulanmıştır. Belirli bir parametre için yapılan herhangi bir deneyden elde edilen sinüzoidal fonksiyonun grafiği (*Şekil 5*)'de verilmiştir.



Şekil 5. 60 μm ilerleme hızı için kuvvet verilerine uydurulan sinüzoidal fonksiyonun grafiği.

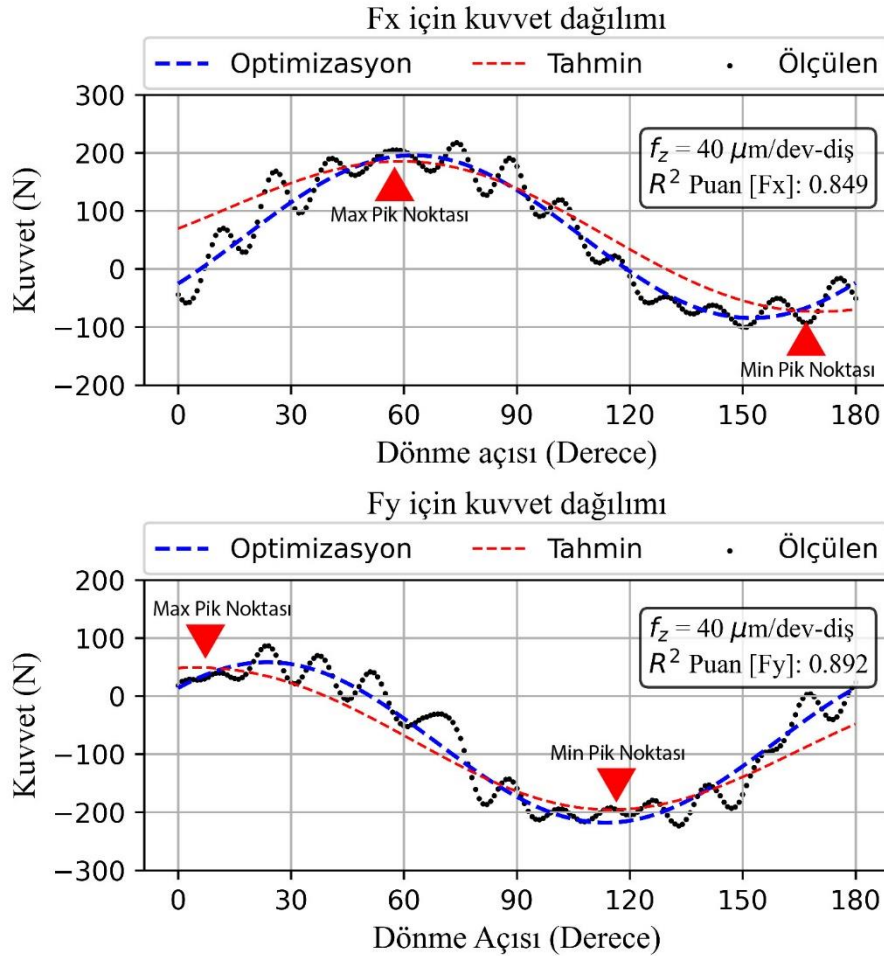
Fourier yaklaşımını ile optimize edilen kuvvet sinyallerinin, gerçek kuvvet verilerine göre performansları R^2 denklemine göre performansları Tablo 1'de verilmiştir. Çalışmada sunulan matematiksel yöntemle optimize edilen kuvvet fonksiyonları kullanılarak, ortalama kuvvet değerlerine dayalı olarak doğrusal regresyon ile hesaplanan kesme katsayıları Şekil 6'da verilmiştir.



Şekil 6. İlerlemeye göre kuvvet değişimi ve hesaplanan kesme katsayıları.

3. TARTIŞMALAR (DISCUSSIONS)

Dönel dinamometrenin ucuna bağlanan takımın dinamometre aracılığı ile iş miline bağlanması kesici takımın iş miline olan toplam mesafesini artırmıştır. Kesici takımın iş miline olan mesafenin fazla olması frezeleme işlemi sırasında kararsızlığın artması yönünde olumsuz etkiye neden olmuştur. Aynı zamanda kesicinin helis açısından kaynaklı talaş boşaltma yeteneğinin zayıf kaldığı ve bu durumun, kesilen talaşlardan bir kısmının kesme bölgesinden uzaklaştırılmamasına neden olduğu tespit edilmiştir. Bunlara ek olarak, malzemeden kesilen talaş formu farklı ilerleme parametrelerinde farklı şekilde deformasyona uğradığı izlenmiştir. Talaş şekillerinin, talaşın kesme bölgesinden uzaklaştırılması sırasında, şekline bağlı olarak farklı etkilere neden olduğu görülmüştür. Buna bağlı olarak helisel şekilde deforme olan talaşların kesme bölgesine tekrar taşınmasının daha kolay olduğu ve kuvvet ölçümlerini etkilediği görüldü. Kuvvet ölçümlerinde talaş etkisini minimize etmek ve talaşın ortamdaki uzaklaştırılmasını sağlamak amacı ile frezeleme işlemleri hava soğutma şartları altında gerçekleştirildi. Tüm bu etkiler, sistemde bulunan salgı ve kararsızlıklarla beraber ölçüm verilerindeki gürültülerin ve istenmeyen piklerin nedeni olarak düşünülmektedir. Kaçınılmaz olan bu gürültülerin, çalışmada sunulan matematiksel yöntem ile minimize edilerek, mekanistik olarak belirlenen kesme katsayıları ile geliştirilen kuvvet tahmin modelinin farklı ilerleme hızı parametreleri için kullanılabilir olduğu çalışmada gösterildi. Deneysel olarak hesaplanan ve Şekil 6 ile verilen grafikteki kesme katsayıları kullanılarak, tam dalama frezeleme için yapılan kuvvet tahminleri ve deneysel ölçüm sonuçlarının karşılaştırılması Şekil 7’de verilmiştir. Yapılan tahminlerinin tepe ve çukur değerlerinin gerçek kuvvet ölçüm değerlerine oldukça uygun olduğu verilen grafikte gösterilmiştir.



Şekil 7. Deneysel sonuçlar ile tahmin sonuçlarının karşılaştırılması.

4. SONUÇ (CONCLUSION)

Bu çalışmada, kesme kuvvetlerinin tahmini için optimize edilmiş kuvvet verileri kullanılarak mekanistik bir kuvvet tahmin modeli geliştirilmiştir. Modelin geliştirilmesi için öncelikle malzeme ve kesici takım çifti için kalibrasyon deneyleri yapılmıştır. Kuvvet ölçümlerindeki gürültü ve istenemeyen piklerin minimizasyonu için verilere uygulanan Fourier yaklaşım yöntemi, kuvvet verilerine oldukça hızlı yakınsamıştır. Gerçek kuvvet verilerinden optimize edilen fonksiyonların performansları Tablo 1’de verilmiş ve oldukça iyi bir aralıkta gerçek verilere uyduğu görülmüştür. Bu kuvvet fonksiyonları kullanılarak, ortalama kuvvet kavramına dayalı yöntemle kesme katsayıları hesaplanmıştır (Şekil 6). Hesaplanan kesme katsayıları kullanılarak yarı analitik bir kuvvet tahmin modeli geliştirilmiştir. Geliştirilen modelin doğrulanması için 40 µm ilerleme hızında 500 µm aksenal derinlikte üç tekrarlı tam dalma deneyleri gerçekleştirilmiştir. Model kullanılarak yapılan kuvvet tahminleri, deneyler ile elde edilen kuvvet ölçümleri ile karşılaştırılarak doğrulanmış ve grafikleri Şekil 7’de verilmiştir. Model ile elde edilen kuvvet tahminlerinin performansları determinasyon katsayısı ile değerlendirilmiş ve tahmin edilen kuvvetlerin F_x bileşeni %84,9 F_y bileşeni ise %89,2 oranlarında deneysel olarak ölçülen kuvvet değerleriyle uyumlu olduğu görülmüştür. Yapılan tahminlerde yaklaşık %10-15 oranlarında bir kararsızlık tespit edilmiştir. Bu kararsızlığın sebebi, yapılan kabuller, salgı ve talaş biçimi gibi parametrelerin tespitine atfedilebilir. Kararsızlığın minimize edilmesi için gerekli araştırmalar ileriki çalışmalarda sürdürülecektir.

TEŞEKKÜR (ACKNOWLEDGMENTS)

Yazarlar, BAP-FYL-2021-7274 nolu proje ile sağlanan finansal destek için Gazi Üniversitesi ve takımların temin edilmesindeki katkılarından dolayı kesici takım üreticisi Karcan Kesici Takım Sanayi ve Ticaret A.Ş firmasına teşekkürlerini sunar.

KAYNAKLAR (REFERENCES)

- [1] M. F. Kahraman, H. Bilge, and S. Öztürk, “Uncertainty analysis of milling parameters using Monte Carlo simulation, the Taguchi optimization method and data-driven modeling,” *Mater. Test.*, vol. 61, no. 5, pp. 477–483, 2019, doi: doi:10.3139/120.111344.
- [2] N. Özsoy and M. Özsoy, “Optimization of Surface Roughness of AISI 1040 Stainless Steel in Milling Process Using Taguchi Method,” *Sakarya University Journal of Science*, vol. 23, no. 1, pp. 113–120, 2018, doi: 10.16984/saufenbilder.466053.
- [3] E. Kuram and B. Ozcelik, “Multi-objective optimization using Taguchi based grey relational analysis for micro-milling of Al 7075 material with ball nose end mill,” *Meas. J. Int. Meas. Confed.*, vol. 46, no. 6, pp. 1849–1864, 2013, doi: 10.1016/j.measurement.2013.02.002.
- [4] İ. Korkut and M. A. Dönertaş, “Kesme Parametrelerinin Frezelemede Oluşan Kesme Kuvvetleri Üzerindeki Etkileri,” *Politek. Derg.*, vol. 6, pp. 385–389, 2003, [Online]. Available: <https://dergipark.org.tr/en/download/article-file/385965>.
- [5] S. S. Park and M. Malekian, “Mechanistic modeling and accurate measurement of micro end milling forces,” *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 58, no. 1, pp. 49–52, 2009, doi: 10.1016/j.cirp.2009.03.060.
- [6] Y. V. Srinivasa and M. S. Shunmugam, “Mechanistic model for prediction of cutting forces in micro end-milling and experimental comparison,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 67, pp. 18–27, 2013, doi: 10.1016/j.ijmachtools.2012.12.004.
- [7] Y. Altintas, *Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations, and CNC Design (2nd ed.)*, vol. 73, no. 6. 2012.
- [8] M. E. Merchant, “Mechanics of the metal cutting process. I. Orthogonal cutting and a type 2 chip,” *J. Appl. Phys.*, vol. 16, no. 5, pp. 267–275, 1945, doi: 10.1063/1.1707586.
- [9] W. B. Palmer and P. L. B. Oxley, “Mechanics of Orthogonal Machining,” *Proc. Inst. Mech. Eng.*,

- vol. 173, no. 1, pp. 623–654, 1959, doi: 10.1243/pime_proc_1959_173_053_02.
- [10] M. E. Merchant, “Basic mechanics of metal cutting process,” *J. Appl. Mech.*, vol. 11(A), pp. 168–175, 1944.
- [11] E. Budak, “Analytical models for high performance milling. Part I: Cutting forces, structural deformations and tolerance integrity,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 46, no. 12–13, pp. 1478–1488, 2006, doi: 10.1016/j.ijmachtools.2005.09.009.
- [12] F. Koenigsberger and A. J. P. Sabberwal, “An Investigation into The Cutting Force Pulsations During Milling Operations,” vol. I, no. 3, pp. 15–33, 1961.
- [13] S. Smith and J. Tlustý, “Overview of modeling and simulation of the milling process,” *J. Eng. Ind.*, vol. 113, no. 2, pp. 169–175, 1991, doi: 10.1115/1.2899674.
- [14] W. A. Kline, R. E. DeVor, and I. A. Shareef, “The Prediction of Surface Accuracy in End Milling,” *J. Eng. Ind.*, vol. 104, no. 3, pp. 272–278, Aug. 1982, doi: 10.1115/1.3185830.
- [15] E. J. A. Armarego and N. P. Deshpande, “Computerized Predictive Cutting Models for Forces in End-Milling Including Eccentricity Effects,” *CIRP Ann.*, vol. 38, no. 1, pp. 45–49, 1989, doi: [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)62649-3](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)62649-3).
- [16] E. Budak, Y. Altıntaş, and E. J. A. Armarego, “Prediction of milling force coefficients from orthogonal cutting data,” *J. Manuf. Sci. Eng. Trans. ASME*, vol. 118, no. 2, pp. 216–224, 1996, doi: 10.1115/1.2831014.
- [17] Y. Altıntaş, A. Spence, and J. Tlustý, “End Milling Force Algorithms for CAD Systems,” *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 40, no. 1, pp. 31–34, 1991, doi: 10.1016/S0007-8506(07)61927-1.
- [18] P. Lee and Y. Altıntaş, “Prediction of ball-end milling forces from orthogonal cutting data,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 36, no. 9, pp. 1059–1072, 1996, doi: 10.1016/0890-6955(95)00081-X.
- [19] M. A. Rubeo and T. L. Schmitz, “Milling Force Modeling: A Comparison of Two Approaches,” *Procedia Manuf.*, vol. 5, pp. 90–105, 2016, doi: 10.1016/j.promfg.2016.08.010.
- [20] A.J.P. Sabberwal, “An investigation into the chip section and cutting force during milling operation,” Victoria University of Manchester, 1961.
- [21] M. Wang, L. Gao, and Y. Zheng, “An examination of the fundamental mechanics of cutting force coefficients,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 78, pp. 1–7, 2014, doi: 10.1016/j.ijmachtools.2013.10.008.