



Determination of cutting force coefficients with mechanistic and numerical modelling in micro turning process

Ahmet Haşcelik^{1*}, Kubilay Aslantaş²

¹Department of Mechanical and Metal Technology, İncehisar Vocational School of Higher Education, Afyon Kocatepe University, Afyonkarahisar, 03750, Turkey

²Department of Mechanical Engineering, Faculty of Technology, Afyon Kocatepe University, Afyonkarahisar, 03000, Turkey

Highlights:

- The cutting force coefficients in micro turning process were obtained by both mechanistic and numerical modelling methods.
- Cutting force coefficients were obtained by 2D finite element analysis.
- It has been shown that the cutting force coefficients can be obtained by numerical modelling technique.

Keywords:

- Micro turning
- orthogonal cutting
- mechanistic modelling
- finite element analysis
- Ti6Al4V

Article Info:

Research Article
Received: 14.09.2020
Accepted: 22.05.2021

DOI:

10.17341/gazimmfd.794462

Correspondence:

Author: Ahmet Haşcelik
e-mail: ahascelik@aku.edu.tr
phone: +90 272 218 3708

Graphical/Tabular Abstract

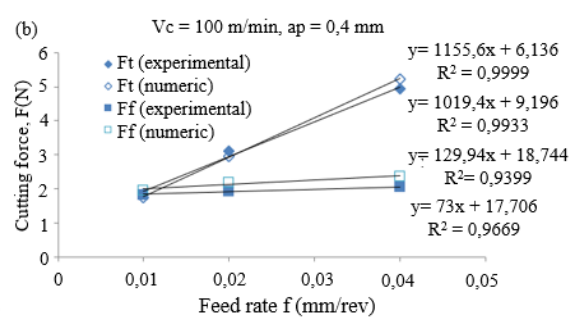
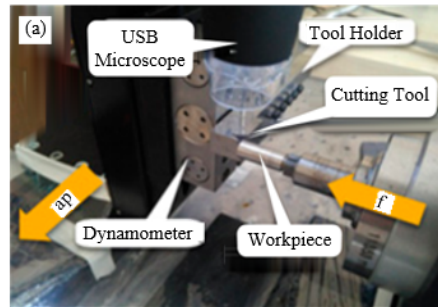


Figure A. Test setup (a), comparison of tangential and feed force values obtained at different feed rates (b)

Purpose: In this study, it was aimed to predict the cutting forces occurring during the cutting of Ti6Al4V alloy under micro conditions, and mechanistic model and numerical model approach were used. Micro turning experiments were carried out under orthogonal conditions for Ti6Al4V alloy and a mechanistic model was formed. Numerical modelling was done in Deform 2D software. The shear angles and cutting force coefficients at different feed rates were obtained from the mechanistic and numerical model and compared.

Theory and Methods:

In the study, micro turning experiments were carried out at three different feed rates: 10 $\mu\text{m}/\text{rev}$, 20 $\mu\text{m}/\text{rev}$, 40 $\mu\text{m}/\text{rev}$ and a constant 100 m/min cutting speed. Then, using these data, the cutting process was modeled mechanically and numerically. The variation of the cutting forces obtained as a result of the modelling depending on the feed rate was used to create the $y = ax + b$ linear model. In addition, using the oblique cutting formulas, K_{tc} , K_{fc} and K_{rc} cutting force coefficients were calculated and verified.

Results:

It can be seen from figure A (b) that both tangential and feed force values obtained after experimental and numerical modelling are very close to each other. It can be said that R^2 deviations of the created linear equation are also at acceptable levels. It was seen that the shear angles and shear stress values obtained from the mechanistic model and numerical analysis were close to each other. The experimental and numerical cutting force coefficients obtained from oblique cutting formulas were compared at different feed rates and the results were found to be compatible with each other.

Conclusion:

It has been observed that the mechanistic and numerical model developed for the estimation of the cutting forces during the micro turning of the Ti6Al4V alloy gives very similar results with each other. It can predict shear forces with an acceptable deviation in both models obtained.



Mikro tornalama işleminde kesme kuvveti katsayılarının mekanistik ve nümerik modelleme ile tespiti

Ahmet Haşcelik^{1*}, Kubilay Aslantaş²

¹Afyon Kocatepe Üniversitesi İncehisar Meslek Yüksekokulu, Makine ve Metal Teknolojileri Bölümü, 03750 Afyonkarahisar, Türkiye

²Afyon Kocatepe Üniversitesi, Teknoloji Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, 03000, Afyonkarahisar, Türkiye

Ö N E Ç İ K A N L A R

- Mikro tornalama işleminde kesme kuvveti katsayıları hem mekanistik hem nümerik modelleme yöntemi ile elde edilmiştir
- 2 boyutlu sonlu elemanlar analizi ile kesme kuvveti katsayıları elde edilmiştir
- Kesme kuvveti katsayılarının nümerik modelleme tekniği ile de elde edilebileceği gösterilmiştir

Makale Bilgileri

Araştırma Makalesi
Geliş: 14.09.2020
Kabul: 22.05.2021

DOI:

10.17341/gazimmfd.794462

Anahtar Kelimeler:

Mikro tornalama,
ortogonal kesme,
mekanistik modelleme,
sonlu elemanlar analizi,
Ti6Al4V

ÖZ

Mikro tornalama işlemi, mikro silindirik parçaların imalatında kullanılan bir mikro işleme yöntemidir. Talaş derinliği ve ilerleme değeri çok küçük olması nedeniyle, iş parçasının tane boyutuna yakın değerlerinde kesme işlemleri gerçekleştirilir. Bu sebeple kesme kuvvetleri iş parçasının elastik olarak deformasyonuna neden olur. Görüldüğü üzere, mikro tornalama işleminde kesme kuvvetleri, iş parçasının hem mikro yapısına hem de geometrik özellikleri ile yakından ilişkilidir. Bu faktörler göz önüne alındığında, mikro tornalama işleminde kesme kuvvetlerinin bilinmesi veya tahmin edilmesi önem arz etmektedir. Bu çalışmada mikro tornalama işleminde kesme kuvvetlerinin mekanistik modellemesi gerçekleştirilmiştir. Kesme deneyleri ortogonal şartlarda gerçekleştirilmiş ve iş parçası olarak Ti6Al4V alaşımı kullanılmıştır. Çalışmada farklı ilerleme değerleri için kesme ve kenar kuvveti katsayıları elde edilmiştir. Ayrıca iki boyutlu sonlu elemanlar analizi gerçekleştirilerek, kesme ve kenar kuvveti katsayıları elde edilmiştir. Hem mekanistik hem de nümerik olarak elde edilen katsayılar karşılaştırılmıştır. Sonuçların doğrulanmasını yapmak adına, farklı kesme parametreleri ve yavaşma açılarında kesme deneyleri gerçekleştirilmiştir. Deneysel elde edilen sonuçlar iki farklı yöntemle (mekanistik ve nümerik) elde edilen kesme kuvvetleri arasındaki farkın max %43 ve min %5 olduğu tespit edilmiştir. Bu çalışmanın literatüre sağlayacağı en önemli katkısı, mikro tornalama işleminde kesme kuvvetinin tahmini için ihtiyaç duyulan katsayıların mekanistik ve nümerik modelleme yöntemleri kullanılarak elde edilmiş olmasıdır.

Determination of cutting force coefficients with mechanistic and numerical modelling in micro turning process

H I G H L I G H T S

- The cutting force coefficients in micro turning process were obtained by both mechanistic and numerical modelling methods
- Cutting force coefficients were obtained by 2D finite element analysis
- It has been shown that the cutting force coefficients can be obtained by numerical modelling technique

Article Info

Research Article
Received: 14.09.2020
Accepted: 22.05.2021

DOI:

10.17341/gazimmfd.794462

Keywords:

Micro turning,
orthogonal cutting,
mechanistic modelling,
finite element analysis,
Ti6Al4V

ABSTRACT

Micro turning is a micro machining method used in the manufacture of micro cylindrical parts. Cutting operations are performed at values close to the particle size of the workpiece due to the very small depth of cut and the feed rate. For this reason, cutting forces cause elastically deformation of the workpiece. As can be seen, in micro turning process, cutting forces are closely related to both the microstructure and geometric properties of the workpiece. Considering these factors, it is important to know or predict cutting forces in micro turning. In this study, mechanistic modelling of cutting forces in micro turning process has been carried out. Cutting tests were carried out under orthogonal conditions and Ti6Al4V alloy was used as the workpiece. In the study, cutting and edge force coefficients were obtained for different feed rates. In addition, by performing two dimensional finite element analysis, shear and edge strength coefficients were obtained. The coefficients obtained both mechanically and numerically were compared. In order to verify the results, shear experiments were carried out at different cutting parameters and approach angles. Experimental results have been determined that the difference between the cutting forces obtained by two different methods (mechanistic and numerical) is max 43 and min 5%. The most important contribution of this study to the literature is that the coefficients needed for the estimation of the cutting force in micro turning process are obtained by using mechanistic and numerical modelling methods.

1. GİRİŞ (INTRODUCTION)

İmalat sanayinde, küçük ölçeklerde parça gereksinimi, cihaz boyutlarının minimize edilmesi ve hassasiyeti yüksek parça ihtiyacı yeni arayışlara neden olmuş ve teknolojinin gelişmesiyle beraber mikro işleme sektörü de hız kazanmıştır. Kullanılan cihaz boyutlarının her geçen gün küçülmesiyle mevcut alanın daha verimli kullanılmaya çalışıldığı günümüzde, bütün bu ihtiyaçlar mikro işlemeyi, imalatın en popüler araştırma konularından biri haline getirmiştir. Geleneksel talaşlı imalat yöntemlerinde kullanılan tezgah ve ekipmanların daha küçük ölçekte ve daha yüksek hassasiyette yapılmasına mikro mekanik işleme denir. Mikro mekanik işleme yönteminin diğer mikro işleme yöntemlerine göre en önemli avantajı, yüksek hızda ve yüksek hassasiyette parça imalatının mümkün olmasıdır. Bunun yanı sıra, mikro mekanik kesme işleminde bazı problemler var ki, çözüm bulmak adına her geçen yeni çalışmalar yapılmaktadır. Bu problemlerin başında hızlı takım aşınması, takım kırılması ve işlenen geometrideki yüzey ve boyutsal hatalar gelmektedir [1, 2]. Mikro tornalama işlemi, konvansiyonel tornalama işleminin mikro seviyede boyutlandırılmış halidir. Bu boyut farklılığından kaynaklı fiziksel etkiler, talaş kaldırma mekanizmasında bazı değişimlere sebebiyet vermektedir. Mikro tornalama işleminde en çok karşılaşılan problemlerin başında iş parçasında elastik deformasyonun meydana gelmesidir. Boy/çap oranının çok büyük olduğu durumlarda kesme sırasında meydana gelen kesme kuvvetleri iş parçasında eğilmeye neden olur [3]. Bu eğilme beraberinde kesme derinliğinin de değişmesine neden olur. Mikro tornalamada karşılaşılan bir diğer problem ise, ilerleme ve kesme derinliğinin takım kenar yarıçapına göre çok küçük seçilmesidir. Bu durumda sağlıklı bir kesme işlemi gerçekleştiremeyeceğinden kazınma denilen durum ortaya çıkmaktadır [4]. İlerleme değerinin takım kenar yarıçapından küçük seçilmesi ilerleme ile kesme kuvveti oranını arttırırken, kesme derinliğinin küçük seçilmesi de pasif kuvvet ile kesme kuvveti arasındaki oranın artmasına neden olur [1]. Tüm bu faktörler göz önüne alındığında, mikro tornalama işleminde kesme kuvvetlerinin bilinmesi/tahmin edilebilmesi ve buna yönelik yöntemlerin geliştirilmesi önemli hale gelmektedir.

Mikro tornalama işleminde kesme kuvvetlerinin tahmini için en çok kullanılan yöntem nümerik modellemedir. Sonlu elemanlar metodu kullanılarak yapılan çözümlerlerde, malzeme modeli oldukça önem arz etmektedir. Kesme kuvvetlerini tahmin etmek için kullanılan diğer bir yöntem ise mekanistik modellemedir. Mekanistik modellemenin temeli, kesme kuvvetlerinin talaşın kesit alanıyla doğru orantılı olduğu prensibine dayanır [5]. Bu orantıyı sayısal olarak ifade etmek için özgül kesme kuvveti katsayısı (k_s) kullanılır. Özgül kesme kuvveti, iş parçası takım çiftine, talaş kesitine, takım aşınmasına ve kesme koşullarına bağlı olarak değişkenlik gösterebilmektedir. Bu nedenle kesme kuvvetlerini doğru bir şekilde tahmin edebilmek için, doğrudan kesme deneyleri yaparak, kesme kuvveti

katsayılarını elde etmek en güvenilir yöntemdir. Geleneksel tornalama işlemlerinde mekanistik modelleme tekniği çokça kullanılmış ve birçok çalışmaya da konu olmuştur. Yakın zamanda mikro tornalama işleminde kesme kuvvetlerini tahmin etmeye yönelik yapılan bir çalışmada [2] Ti6Al4V alaşımı kullanılmış ve kesici takımın burun yarıçapı dikkate alınmıştır. Çalışmada mikro tornalama esnasında meydana gelen kuvvetlerin modellenmesi gerçekleştirilmiş ve bir mekanistik model geliştirilmiştir. Ayrıca sonlu elemanlar yaklaşımı da çalışmaya dahil edilmek suretiyle malzemenin pekleşme etkisi de dikkate alınmıştır. Ahearn ve Baron [6] tarafından yapılan bir çalışmada da CoCrMo malzemesinin ortogonal tornalanmasında meydana gelen kesme kuvvetlerini modellemek için mekanistik modelleme tekniği kullanılmıştır. Shalabay vd. [7] tarafından yapılan bir çalışmada da Merchant'ın üç boyutlu kesmedeki analizine dayanarak, kesme derinliğinin takım ucu yarıçapından önemli ölçüde daha küçük olduğu hassas tornalama işlemi için mekanistik bir model geliştirilmiştir. Singh vd. [8] tarafından yapılan deneysel çalışmada bakır mikro silindirik parçaların tornalanmasındaki kesme kuvvetlerinin değişimi araştırılmıştır. Mikro tornalama işleminde kesme kuvvetinin değişiminin araştırıldığı diğer bir çalışmada da [9] kesme parametrelerinin ve kesme koşullarının etkileri araştırılmıştır. Bu çalışmada, Ti6Al4V alaşımının mikro şartlarda kesilmesi sırasında meydana gelen kesme kuvvetlerini tahmin etmeye yönelik mekanistik model ve nümerik model yaklaşımı birlikte kullanılmıştır. Ti6Al4V alaşımı için ortogonal şartlarda mikro tornalama deneyleri gerçekleştirilmiştir ve mekanistik model oluşturulmuştur. Ayrıca sonlu elemanlar yöntemi ile kesme işlemi iki boyutlu olarak modellenmiş ve elde edilen kesme kuvvetlerinden kesme kuvveti katsayıları elde edilmiştir. Mekanistik ve nümerik modelden elde edilen kesme kuvveti katsayıları ile kesme kuvvetleri hesaplanmış ve birbiri ile karşılaştırılmıştır. Özellikle mikro tornalama işleminde nümerik modellemeden elde edilen katsayılarla, mekanistik modellemeden elde edilen katsayıların birlikte kullanıldığı çalışma oldukça azdır. Bu nedenle gerek geleneksel tornalamada gerekse frezeleme işlemlerinde bundan sonra yapılacak olan çalışmalara referans olabileceği düşünülmektedir.

2. MATERYAL VE METOT (MATERIAL AND METHOD)

2.1. Kesici Takım ve İş Parçası (Cutting Tool and Workpiece)

Çalışmada iş parçası olarak, havacılık ve biyomedikal alanında sıklıkla kullanılan, yüksek korozyon ve yorulma direnci gösteren Ti6Al4V alaşımı kullanılmıştır. Tercih edildiği sektörlerdeki minyatür parça ve cihaz ihtiyacı, bu alaşımın mikro tekniklerle işlenmesini zorunlu kılmaktadır. Ti6Al4V alaşımının kimyasal ve mekanik özellikleri Tablo 1'de verilmiştir [10].

Tam ortogonal kesme deneylerinde, boru formunda iş parçası kullanılmıştır. Yaklaşık 6 m boyda tedarik edilen iş parçası, kesme deneylerinde kullanılmak için 40 mm'lik

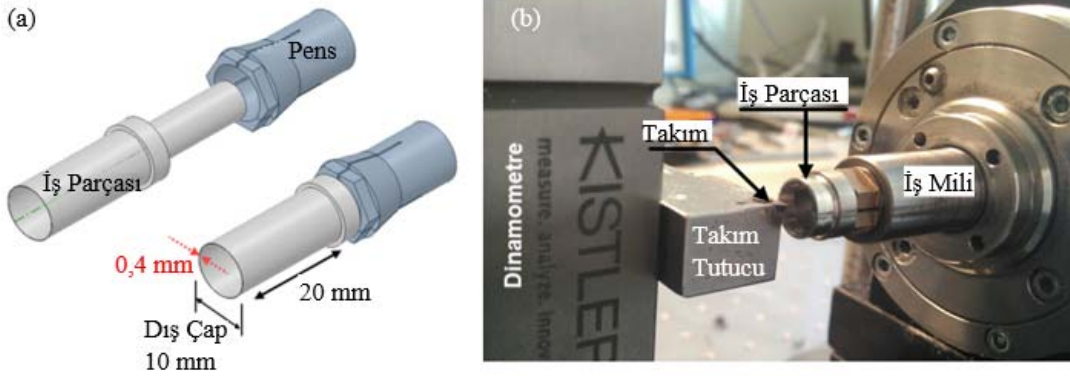
küçük parçalara ayrılmıştır. İş parçasına normalleştirme tavlaması haricinde herhangi bir ısıl işlem uygulanmamıştır. Kesme deneylerinde kullanılan iş parçasının çapı 10 mm dir. İş miline ait pens çapı 6 mm olduğundan iş parçasının pense sabitlenen kısmı tormalanarak 6 mm'lik çapa indirgenmiştir. Ti6Al4V alaşımı dolu çubuk olarak tedarik edildiğinden, iç kısmına delik açılmak suretiyle et kalınlığı 0,4 mm olacak şekilde boru haline dönüştürülmüştür. Şekil 1'de kesme deneylerinde kullanılan Ti6Al4V iş parçasının pense ve iş miline sabitlenmiş gösterilmiştir. Kesici takım Kennametal firmasından tedarik edilmiş olup (ISO Kodu: TDHB07T12S0), üzerinde kalınlığı yaklaşık 2 µm olan TiAlN kaplama mevcuttur. Kullanılan takım tutucu, yanaşma açısı 90° olacak şekilde tasarlanarak imal edilmiştir. Kesici takımın burun yarıçapı yaklaşık 40 µm, kenar yarıçapı ise yaklaşık 7,25 µm olarak ölçülmüştür. Kesici takımın talaş açısı sıfır ve boşluk açısı 15° dir. Kesici takım boyutları ve geometrik özellikleri Şekil 2'de gösterilmiştir.

2.2. Deney Düzenegi (Experimental Setup)

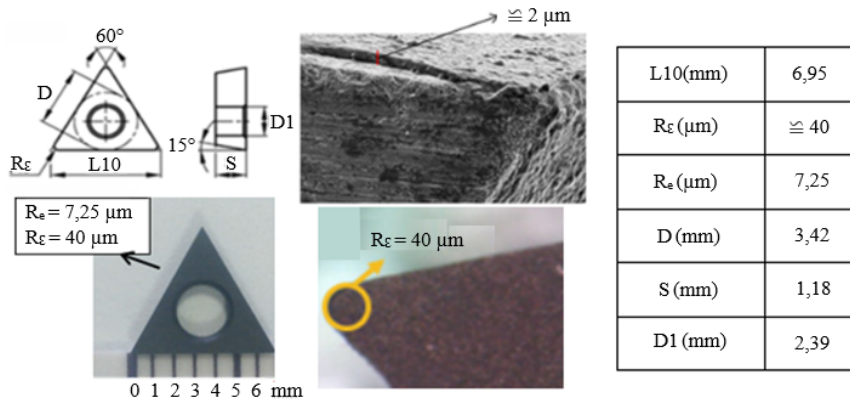
Çalışmada 10 µm/dev, 20 µm/dev, 40 µm/dev olmak üzere üç farklı ilerleme hızında ve sabit 100 m/dk kesme hızında mikro tormalama deneyleri gerçekleştirilmiştir. Çalışmada kullanılan deney düzenegi, mikro kesme işlemleri için özel olarak tasarlanmıştır (Şekil 3). Deney düzenegi, yatay bir işleme merkezine benzemekte olup, iş parçası, fener miline pnömatik hava basıncı yardımıyla pense kullanılarak sabitlenmiştir. Kullanılan IMT marka fener mili, kendisine ait bilgisayar yazılımı ile kontrol edilebilmekte ve maksimum hızı 60000 dev/dk dır. Eksen hareketleri, mikro step motorlarla desteklenmiş lineer kızaklar ile (Thorlabs) verilmiştir. Kızakların hassasiyeti 0,1 µm olup, maksimum hareket mesafesi ise 150 mm'dir. Deney sonucunda kesme kuvveti verilerini elde ederek bilgisayar ortamına aktarmak için mini dinamometre (Kistler-9119AA1) kullanılmıştır. Kesici takım mini dinamometre üzerine sabitlenmiş, kesici takım-mini dinamometre çifti de x eksenini boyunca hareket

Tablo 1. Ti6Al4V alaşımının kimyasal ve mekanik özellikleri [10] (Chemical and mechanical properties of Ti6Al4V alloy)

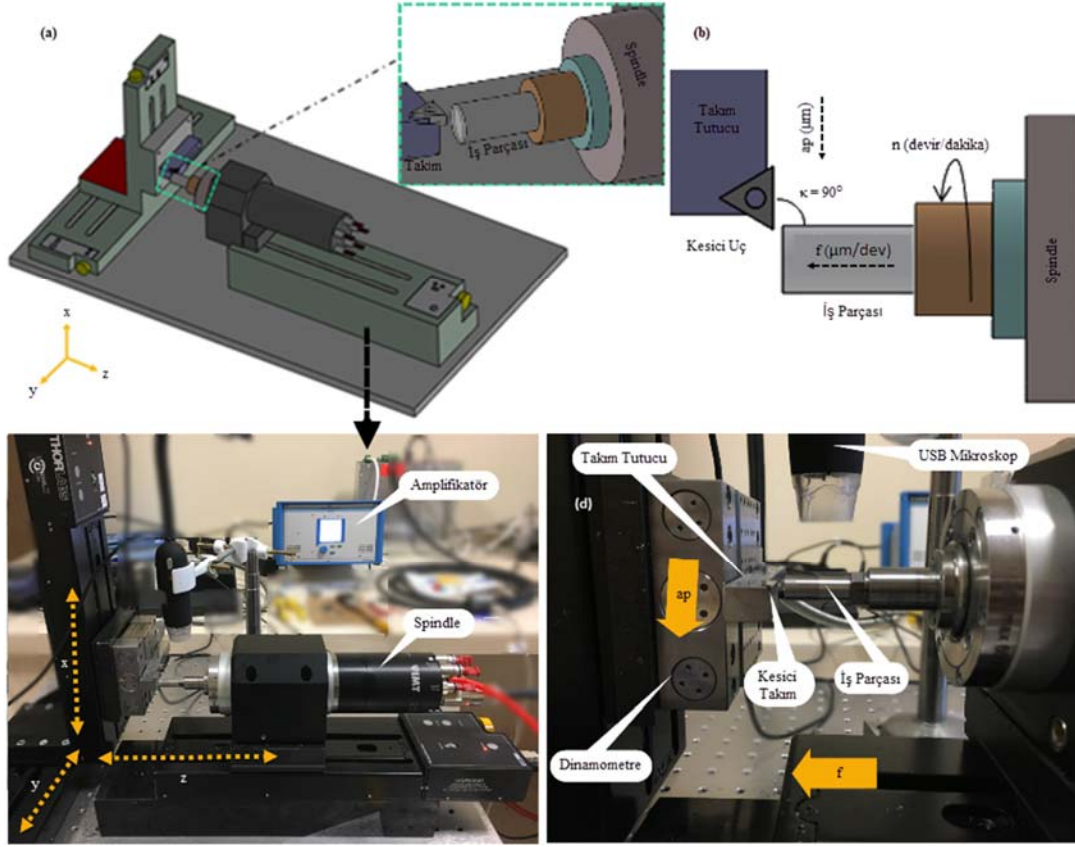
Özellik	Değer	Element % İçeriği	Element % İçeriği
Çekme Dayanımı	950MPa	Al - 6	H - 0,02
Akma Dayanımı	880MPa	V - 4	O - 0,4
Kesme Dayanımı	550MPa	C - 0,1	O - 0,02
Elastite Modülü	114GPa	N - 0,05	Ti - Balans
Brinell Sertliği	334HB	O - 0,02	



Şekil 1. a) Ortogonal kesme deneylerinde kullanılan Ti6Al4V iş parçası b) İş parçasının iş miline sabitlenmiş hali (Ti6Al4V alloy used in the experiments, a) length b) diameter c) collet holder attached)



Şekil 2. Kesici takım boyutları ve geometrik özellikleri (Cutting tool dimensions and geometrical properties)



Şekil 3. a) Mikro tornalama deneylerinde kullanılan sistemin şematik gösterimi, b) Kesici takım ve iş parçasının birbirine göre konumu, c) Deney düzeneğinin eksen tanımları, d) Deney düzeneğinin yakından görünümü
 (a) Schematic representation of the system used in micro turning experiments, b) The position of the cutting tool and the workpiece relative to each other, c) Axis definitions of the experimental setup, d) Close view of the test setup)

eden kızak üzerine monte edilmiştir. İş parçasının bağlı olduğu iş mili z eksenini boyunca hareket etmekte ve ilerleme bu eksen vasıtasıyla sağlanmaktadır. Talaş derinliği y eksenini vasıtasıyla verilmektedir. Yanaşma açısının 90° olacak şekilde dinamometreye bağlanabilmesi adına takım tutucu özel olarak tasarlanarak üretilmiştir. Deneylerde, 20-800 arasında büyütme yapabilen bir USB mikroskop kullanılmış ve böylece kesme bölgesi daha net olarak gözlemlenebilmiştir. Tüm sistem titreşimsiz optik bir tabla üzerine monte edilmiştir.

2.3. Mekanistik Modelleme (Mechanistic Modelling)

Kesme kuvvetleri; güç tüketimi, işleme parametrelerinin optimize edilmesi ve parça kalitesi için bir girdi parametresi niteliğindedir. Ölçülen kesme kuvvetleri hem kayma nedeniyle oluşan kuvvetleri hem de kesme kenarına bağlı olarak gerçekleşen kazınma kuvvetlerini içermelidir. Altıntaş ve diğerleri [5] tarafından önerilen yaklaşıma göre, kesme kuvveti bileşenleri deforme olmamış talaş kalınlığı ile doğrusal olarak değiştiğini varsayılmakta ve Eş. 1 ile hesaplanmaktadır.

$$\begin{aligned} F_t &= K_{tc}bh + K_{te}b \\ F_f &= K_{fc}bh + K_{fe}b \\ F_r &= K_{rc}bh + K_{re}b \end{aligned} \quad (1)$$

Burada F_t , F_f ve F_r sırasıyla teğetsel, ilerleme ve radyal kesme kuvvetlerini ifade etmektedir. K_{tc} , K_{fc} ve K_{rc} kesme kuvveti katsayıları, K_{te} , K_{fe} ve K_{re} ise kenar kuvveti katsayılarıdır. Eş.1'de verilen b kesme genişliği, h ise kesilmemiş talaş kalınlığıdır. Ortogonal kesme işleminde kesme genişliği, kesme derinliğine (a_p) eşittir [19]. Şekil 4a, lineer kesme kuvveti modelini kullanarak, kesme kuvvetine karşı kesilmemiş talaş kalınlığı diyagramını göstermektedir. Bilindiği üzere kesme işleminde üç farklı deformasyon bölgesi vardır. Lineer kesme kuvveti modeli hem birinci deformasyon bölgesindeki kesmeyi hem de ikinci deformasyon bölgesindeki sürtünmeyi kapsamaktadır. Kesme kuvveti katsayısı K_c , talaş oluşumu sırasında kesme düzlemindeki plastik deformasyon ile ilgili iken, kenar kuvveti katsayısı K_e , sürtünme ve kazınma etkilerini kapsar [11]. Bir ortogonal kesme testinde yeteri kadar ilerleme değeri kullanılarak, ortalama kesme kuvveti verileri elde edilir. Şekil 4b'de bu çalışma kapsamında yapılan bir ortogonal kesme testinde elde edilen kuvvetlerin zamana bağlı değişimleri verilmektedir. Kesme işleminin ortogonal olması sebebiyle radyal kesme kuvvetinin sıfıra yakın olduğu da yine Şekil 4b'de görülmektedir. Her bir ilerleme değeri için yapılan bu test sonrasında elde edilen ortalama kuvvet değerlerinin değişimi Şekil 4a'da verilen grafik vasıtasıyla ifade edilir. Şekil 4a'da mavi çizgi ile verilen

lineer model $y=ax+b$ şeklinde bir ifadedir. Bu lineer modeldeki a katsayısı K_c katsayılarını elde etmek için b ise K_e katsayılarını elde etmek için kullanılır. Ortogonal kesme testleri genellikle belirli bir et kalınlığına sahip boru malzemeler kullanılarak yapılır. Kesme derinliği veya kesme genişliği olarak ifade edilen a_p değeri kesici kenar uzunluğunun içerisinde kalır. Bir anlamda tornalama esnasında tüm et kalınlığı kesilmiş olur. Şekil 5a'da boru bir iş parçası kullanılarak yapılan ortogonal kesme işleminin şematik ifadesi ve Şekil 5b'de ise yanaşma açısının (κ) 90° 'den küçük olması durumunda ilerleme (F_f), radyal (F_r) ve teğetsel (F_t) kuvvet bileşenlerinin referans koordinat sistemi arasındaki ilişki verilmektedir. Şekil 5a'da iki kuvvet bileşeni dikkate alınırken, yanaşma açısının 90° 'den küçük olması durumunda kesme kuvveti bileşenlerine radyal kesme kuvveti de dahil olur.

Ortogonal tornalama işleminde, takımın kesme kenarı iş parçası eksenine diktir ($\kappa=90^\circ$) ve Eş. 2'de belirtildiği gibi talaş kesiti, talaş genişliği ile talaş kalınlığının çarpımına eşittir [21].

$$A = b \cdot h \quad (2)$$

Yanaşma açısının 90° 'den farklı olması durumunda, talaş kalınlığı ilerleme değerinden, talaş genişliği de kesme derinliğinden farklıdır. Bu nedenle ortogonal olmayan (eğik)

kesme şartları için talaş kalınlığı ve talaş genişliği Eş. 3 ve Eş. 4 ile elde edilir.

$$h = f \cdot \sin \kappa \quad (3)$$

$$b = \frac{a_p}{\sin \kappa} \quad (4)$$

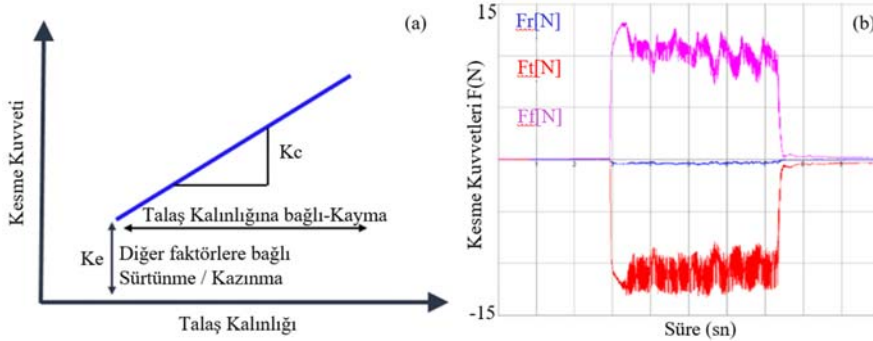
Ortogonal kesme işleminde elde edilen veriler kullanılarak, kayma açısı (ϕ), kayma gerilmesi (τ_s) ve sürtünme açısı (β) hesaplanabilmektedir. Böylece eğik ve dik kesme arasındaki dönüşüm yapılarak, eğik kesme şartlarında kuvvet tahmini yapabilmek için gerekli kesme kuvveti katsayıları elde edilmiş olur. Sürtünme açısı (β); talaş açısı (γ_0), F_f ve F_t kesme kuvvetlerine bağlı olarak Eş. 5 gibi elde edilir [5].

$$\beta = \gamma_0 + \tan^{-1} \frac{F_f}{F_t} \quad (5)$$

Ortogonal kesme şartlarında elde edilen teğetsel ve ilerleme kuvveti değerleri kullanılarak bileşke kesme kuvveti ve buna bağlı olarak, kayma gerilmesi [5] Eş. 6 ve Eş. 7 ile hesaplanmaktadır.

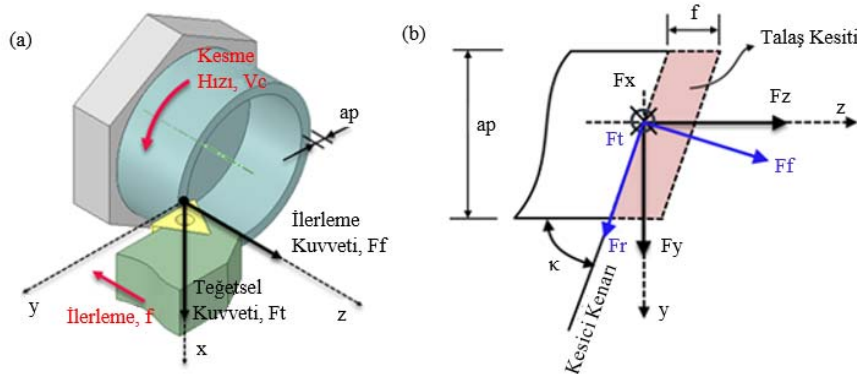
$$F_c = \sqrt{F_t^2 + F_f^2} \quad (6)$$

$$\tau_s = \frac{F_c \cdot \sin \phi \cdot \cos(\phi + \beta - \gamma_0)}{b \cdot h} \quad (7)$$



Şekil 4. a) Kesilmemiş talaş kalınlığı ve kesme kuvveti ilişkisi [11], b) Kesme sırasında elde edilen kesme kuvveti değerlerinin değişimi.

(a) Relationship between uncut chip thickness and cutting force [11], b) Variation of cutting force values obtained during cutting.



Şekil 5. a) Ortogonal kesme işleminin şematik ifadesi, b) $\kappa < 90^\circ$ olması durumunda kuvvet bileşenleri arasındaki ilişki
(a) Schematic expression of the orthogonal cutting process, b) Relationship between force components for $\kappa < 90^\circ$

Eş. 8’de verilen kayma açısı ise talaş kalınlık oranı (r_c) ve talaş açısı (γ_0) dikkate alınarak hesaplanabilir. Talaş kalınlık oranı; talaş kalınlığının (h) deforme olmuş talaş kalınlığına (h_{ch}) oranından elde edilir [15].

$$\phi = \tan^{-1} \frac{r_c \cos \gamma_0}{1 - r_c \sin \gamma_0} \quad (8)$$

Ortogonal kesmede, kesme hızı, kesme ağzına diktir. Oysa eğik kesmede kesme hızı, kesme ağzına dik olan düzleme i açısı kadar eğimlidir [5]. Stabler’in [12] talaş akış kuralı kullanılarak, talaş akış açısının eğim açısına ($\eta=i$) eşit olduğu kabul edilir. Talaş akış açısı ise Eş. 9 kullanılarak hesaplanır. β_n normal sürtünme açısıdır ve eğik kesme şartları için β ve η ’ye bağlı olarak Eş. 10 ile hesaplanır.

$$\tan \eta = \frac{ap}{Re + \frac{f}{2}} \quad (9)$$

$$\beta_n = \tan^{-1} (\tan \beta \cdot \cos \eta) \quad (10)$$

Eş. 7 ve Eş. 10’da verilen ifadeler kullanılarak, ortogonal ile eğik kesme arasındaki dönüşüm ise Eş. 11 ile yapılır.

$$\begin{aligned} K_{tc} &= \frac{\tau_s}{\sin \phi} \cdot \frac{\cos(\beta_n - \gamma_0) + \tan(i) \cdot \tan(\eta) \cdot \sin(\beta_n)}{\sqrt{\cos^2(\phi + \beta_n - \gamma_0) + \tan^2(\eta) \cdot \sin^2(\beta_n)}} \\ K_{fc} &= \frac{\tau_s}{\sin \phi \cdot \cos i} \cdot \frac{\sin(\beta_n - \gamma_0)}{\sqrt{\cos^2(\phi + \beta_n - \gamma_0) + \tan^2(\eta) \cdot \sin^2(\beta_n)}} \\ K_{rc} &= \frac{\tau_s}{\sin \phi} \cdot \frac{\cos(\beta_n - \gamma_0) \cdot \tan(i) - \tan(\eta) \cdot \sin(\beta_n)}{\sqrt{\cos^2(\phi + \beta_n - \gamma_0) + \tan^2(\eta) \cdot \sin^2(\beta_n)}} \end{aligned} \quad (11)$$

Kesme sırasında takım ucuna etki eden teğetsel, radyal ve aksel kuvvetlerin global koordinat sistemine dönüşümü, Eş. 12’deki dönüşüm matrisi ile yapılır.

$$\begin{bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \sin \kappa & \cos \kappa \\ 0 & -\cos \kappa & \sin \kappa \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_t \\ F_r \\ F_f \end{bmatrix} \quad (12)$$

F_x , F_y ve F_z ise dinamometre tarafından kaydedilen kuvvet bileşenlerini ifade etmektedir (Şekil 5b). Ayrıca Eş. 1, Eş. 3 ve Eş. 4, Eş. 12’de yerine yazılacak olursa global koordinat sistemindeki kesme kuvvetleri elde edilmiş olur (Eş 13).

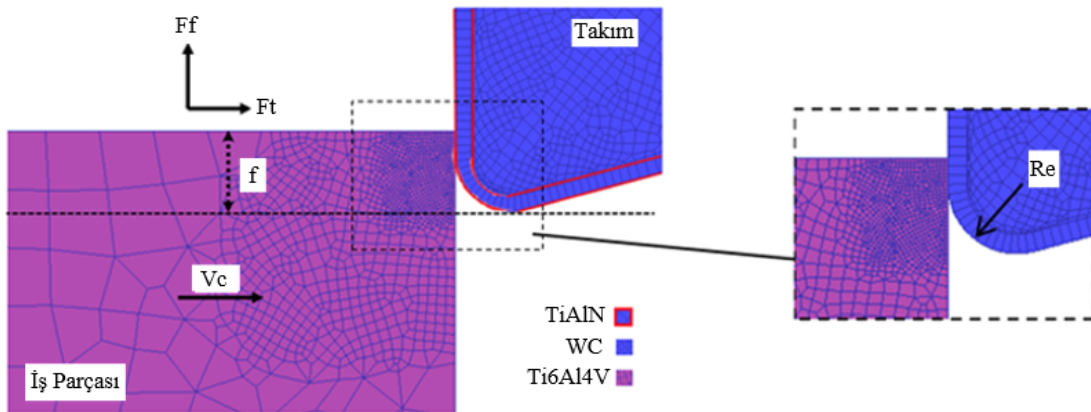
$$\begin{aligned} F_x &= K_{te} \cdot \frac{ap}{\sin \kappa} + K_{tc} \cdot apf \\ F_y &= (K_{fe} \cos \kappa + K_{re} \sin \kappa) \cdot \frac{ap}{\sin \kappa} + (K_{fc} \cos \kappa + K_{rc} \sin \kappa) \cdot apf \\ F_z &= (K_{fe} \sin \kappa - K_{re} \cos \kappa) \cdot \frac{ap}{\sin \kappa} + (K_{fc} \sin \kappa - K_{rc} \cos \kappa) \cdot apf \end{aligned} \quad (13)$$

Ortogonal kesme işleminde yavaşma açısı $\kappa=90^\circ$ olduğundan K_{re} ve K_{rc} değerleri çok küçüktür ve bazen de sıfır kabul edilir. Kenar kesme katsayıları ortogonal kesme deneylerinden elde edilenlerle aynı kabul edilir ve kenar kuvvetinin radyal bileşeninin sıfır olduğu varsayılır. Kesme derinliği tüm koşullarda aynı olduğu için kenar kesme kuvveti sabittir [5].

2.4. Nümerik Modelleme (Numerical Modelling)

Çalışmanın bu kısmında, kesme kuvveti katsayılarını nümerik modelleme tekniği ile elde etmek için kullanılan yöntemden bahsedilmektedir. Ortogonal kesme işleminde meydana gelen teğetsel ve ilerleme kuvvetleri elde edildikten sonra kayma açısı ve kayma gerilmesi tespit edilmiştir. Sürtünme açısı ve normal sürtünme açısı mekanistik yaklaşımda olduğu gibi yine Eş. 5 ve Eş. 10 ile elde edilmiştir. Fakat Eş. 5’te kullanılan kesme kuvveti değerleri sonlu eleman çözümlerinden elde edilen değerlerdir.

Sonlu elemanlar analizi, Arbitrary Lagrangian Eulerian (ALE) yaklaşımı kullanılan Deform 2D ticari yazılımı ile gerçekleştirilmiştir. İş parçası için modellenen geometrinin ağ yapısındaki minimum eleman boyutu, ilerleme değerinin yaklaşık beşte biri olacak şekilde yeterince küçük olarak belirlenmiştir. İş parçasına plastik olarak modellenmiş olup, kesme hızı iş parçasına verilmiştir. Talaş oluşumu aşamasında remeshing tekniği kullanılarak, her bir çözüm aralığı için yeniden sonlu eleman ağı [20] oluşturulmuştur. Her bir çözüm aralığı için kesme esnasında meydana gelen kesme kuvvet verileri program tarafından kaydedilmiştir. Çözümlerde kullanılan sonlu eleman modeli ve ağ yapısı Şekil 6’da verilmiştir. Modellemede iş parçası için 4111 adet, kesici takımında ise 1154 adet kuadratik eleman kullanılmış ve problem düzlem şekil değiştirme şartlarında modellenmiştir.



Şekil 6. İki boyutlu tornalama işleminin sonlu eleman modeli (Finite element model of the two-dimensional turning process)

Talaşlı imalat işleminin modellenmesinde malzeme modeli oldukça önemlidir. Doğru sonuçlar elde etmek adına malzemenin yüksek sıcaklık ve yüksek şekil değiştirme hızlarındaki davranışlarını dikkate alan bir model kullanılmalıdır. Johnson-Cook (J-C) malzeme modeli, talaşlı imalatın modellenmesinde en çok kullanılan malzeme modelidir. Bu çalışmada modifiye edilmiş Johnson-Cook malzeme modeli kullanılmıştır. Modelin genel ifadesi Eş. 14’de verilmektedir. Bu modelin son çarpanı olarak verilen kısım, sıcaklığın etkisiyle meydana gelen termal yumuşamayı dikkate almaktadır (Eş. 15).

$$\sigma = \left[A + B \varepsilon^n \left(\frac{1}{\exp(\varepsilon^a)} \right) \right] \left[1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^m \right] \left[D - (1 - D) \left[\tanh \frac{1}{(\varepsilon + p)^r} \right]^s \right] \quad (14)$$

$$D = 1 - \left(\frac{T}{T_m} \right)^d \quad p = \left(\frac{T}{T_m} \right)^b \quad (15)$$

Eş. 15’de verilen, malzeme akma gerilmesi sabiti A=1343MPa, malzemenin pekleşme modülü B=1092MPa, pekleşme katsayısı n=0,22, şekil değiştirme hızı hassasiyeti C=0,06, malzemenin termal yumuşama katsayısı m=1,82’dir. Ayrıca malzemenin şekil değiştirme sertleşmesi a=2, sıcaklığa bağlı akma yumuşama etkisi b =1, malzemedeki yumuşama eğilimi S=5, D’nin sıcaklığa bağlılık katsayısı d=0,5 olarak alınmıştır. Bu değerler Ti6Al4V alaşımı için literatürden alınmış olup, genellikle çeşitli iterasyon yöntemleri veya deneme yanılma yöntemleri ile tespit edilmektedir [13]. Takım talaş ara yüzündeki kayma sürtünme katsayısı sabit ve 0,6 olarak alınmıştır. İş parçasına ait ısı transfer katsayısı ise 100 kW/m²’dir.

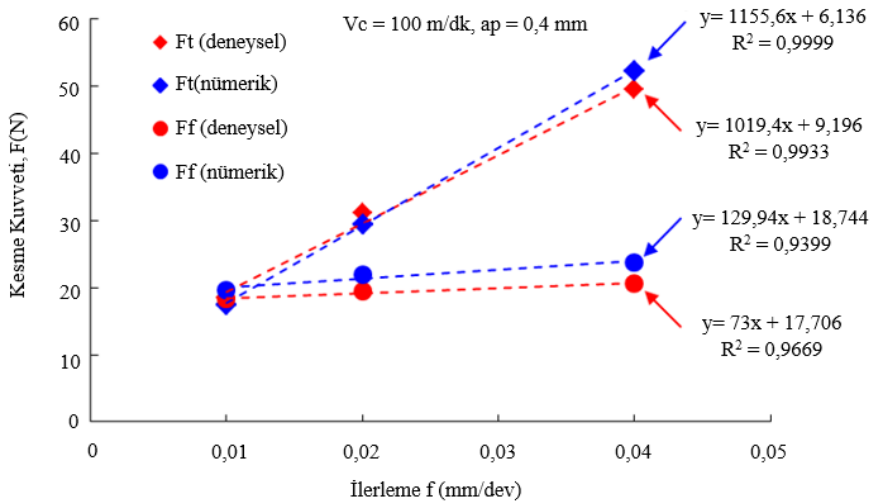
Modelleme sonucu elde edilen kesme kuvvetlerinin ilerleme hızlarına bağlı olarak değişimi, y=ax+b lineer modeli oluşturmak için kullanılmıştır. Çözümleme sonrasında kayma açıları, deforme olmuş talaş kalınlıkları dikkate alınarak hesaplanmıştır.

3. SONUÇLAR VE TARTIŞMALAT (RESULTS AND DISCUSSIONS)

3.1. Kesme Kuvveti Katsayılarının ve Kayma Açılarının Kıyaslanması (Comparison of Cutting Force Coefficients and Shear Angles)

Çalışmada 10 µm, 20 µm ve 40 µm olmak üzere üç farklı ilerleme değerinde ortogonal şartlarda mikro tornalama deneyleri gerçekleştirilmiştir. Ortogonal kesme işlemi sonrasında kesici takıma etki eden iki kuvvet bileşeni vardır. Bunlar; teğetsel kesme kuvveti (F_t) ve ilerleme kuvveti (F_f) tir. Radyal/pasif kesme kuvveti çok küçük olduğundan dikkate alınmaz. Çalışmada kullanılan takımın yanaşma açısı 90° olduğundan Eş. 12’e göre, F_z=F_f ve F_x=F_t olacaktır. Her bir kesme deneyi sonrasında dinamometreden elde edilen bu iki kuvvetin ilerleme değeri ile değişimi elde edilmiştir (Şekil 7). Ayrıca Deform 2D yazılımında nümerik modelleme sonucu elde edilen kesme kuvveti verilerinin farklı ilerleme değerlerine göre değişimi de deneysel sonuçlarla kıyaslanmıştır (Şekil 7). Her iki kuvvetin de artan ilerleme değeriyle lineer olarak arttığı görülmektedir. Bununla birlikte deneysel ve nümerik modelleme sonrasında elde edilen teğetsel ve ilerleme kuvveti değerlerinin birbirine oldukça yakın olduğu Şekil 7’den görülmektedir. Oluşturulan doğrusal denklemin R² hatalarının da kabul edilebilir seviyede olduğu söylemek mümkündür.

Mekanistik modelde, kayma açıları Eş. 8 kullanılarak hesaplanmıştır. Ortogonal kesme işleminde ilerleme değeri talaş kalınlığına eşit olduğu için h=10, 20 ve 40 µm olarak alınmıştır. h_{ch} deforme olmuş talaş kalınlığı değeri [23, 24] ise Deform 2D yazılımındaki modelleme sonucu talaş üzerinde birçok farklı ölçümün (Şekil 8) ortalaması alınarak hesaplanmıştır. Ayrıca modellemeler sonucunda elde edilen kayma açısı verileri, Eş. 8’den elde edilen sonuçlarla kıyaslanmıştır (Tablo 2). Artan ilerleme değerine bağlı olarak, kayma açısı da bir miktar artmaktadır. Kullanılan talaş açısı sabit olduğundan, artan ilerleme değerine bağlı



Şekil 7. Farklı ilerleme değerleri için elde edilen teğetsel ve ilerleme kuvveti değerlerinin karşılaştırılması (Comparison of tangential and feed force values obtained for different feed rates)

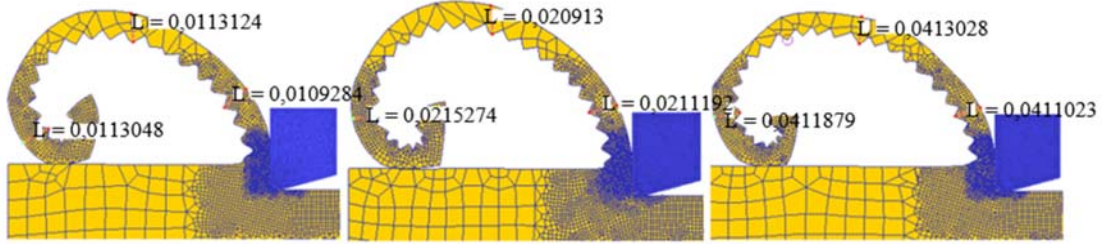
olarak r_c oranı da değişmektedir. Bu da kayma açısının değişmesine yol açmaktadır. Kenar radyüsünden çok daha küçük ilerleme değerleri kullanılacak olursa, kayma açısı daha da küçülecektir. Bu durum kesme işleminin kazanma ağırlık bir kesme durumuna işaret eder. Tablo 2’de mekanistik model ve nümerik çözümlerden elde edilen kayma açıları, farklı ilerleme hızlarında listelenmiştir. Genellikle birden fazla ilerleme değeri için farklı açı değerleri elde edileceğinden, ortalama açı değeri dikkate alınır [5]. Bu sebeple, yapılan hesaplamalarda, ortalama açı değeri kullanılmıştır. Her iki yöntemden elde edilen kayma açıları değerlerinin birbirine oldukça yakın olduğunu söylemek mümkündür.

Yapılan ortogonal kesme testleri sonrasında elde edilen lineer model (Şekil 7 de deneysel olarak gösterilmiştir) kullanılarak, teğetsel kuvvet katsayıları (K_{tc} , K_{te}) ve ilerleme kuvveti katsayıları (K_{fc} , K_{fe}) elde edilmiştir. Benzer şekilde nümerik çözümler sonrasında da teğetsel ve ilerleme kuvveti katsayıları elde edilmiştir (Tablo 3). Deneysel ve nümerik sonuçlar arasındaki fark K_{fc} ’de minimum %5 ve K_{te} ’de maksimum %43 olarak gerçekleşmiştir. Bu farkın nedeni, nümerik modellemede takım talaş ara yüzeyindeki

kullanılan sürtünme modelidir [19, 21]. Bu çalışmada takım talaş ara yüzeyinde sabit bir kayma sürtünme katsayısı alınmıştır. Farklı sürtünme modelleri kullanılarak bur en aza indirilebilir. Bu çalışmanın amacı takım talaş ara yüzeyinde temas koşulları olmadığından, sabit sürtünme modeli kullanılmıştır. Ayrıca çalışmada kesme hızı sabit alınmıştır. Kesme hızının, kesme ve kenar kuvveti katsayılarına etkisi ayrıca incelenebilir. Fakat yapılan bir çalışmada bu etkinin düşük seviyelerde kaldığı ifade edilmiştir [14].

3.2. Kayma Gerilmelerinin Kıyaslanması (Comparison of Shear Stresses)

Gerçekleştirilen ortogonal kesme testleri ve nümerik çözümler sonrasında her bir ilerleme değeri için elde edilen teğetsel ve ilerleme kuvveti değerleri kullanılarak birinci deformasyon bölgesindeki kayma gerilme değerleri elde edilmiştir. Her iki yöntem için de Eş. 7 kullanılarak farklı ilerleme hızlarında hesaplanan kayma gerilmeleri Tablo 4’de karşılaştırılmıştır. Artan ilerleme değeri, kesilmeye çalışılan talaş kesitinin artmasına gelir. Artan talaş kesiti de kesme kuvvetlerinin artmasına neden olacağından kayma gerilmesi de artacaktır [18, 25].



Şekil 8. Sırasıyla $f=10, 20$ ve $40 \mu\text{m}/\text{dev}$ için elde edilen talaş formları ve h_{ch} değerinin ölçümü
(The chip forms obtained and measurement of the h_{ch} value for $f = 10, 20$ and $40 \mu\text{m}/\text{rev}$, respectively)

Tablo 2. Mekanistik ve nümerik modellemeden elde edilen kayma açılarının kıyaslanması
(Comparison of shear angles obtained from mechanistic and numerical modelling)

İlerleme (f)	Mekanistik modelden elde edilen kayma açısı (ϕ)	Nümerik modelden elde edilen kayma açısı (ϕ)
10 $\mu\text{m}/\text{dev}$	40,52°	36,04°
20 $\mu\text{m}/\text{dev}$	43,06°	40,71°
40 $\mu\text{m}/\text{dev}$	44,29°	44,02°

Tablo 3. Ortogonal kesme şartlarında elde edilen kuvvet katsayıları ($V_c=100 \text{ m}/\text{dk}$)
(Tangential and feed force coefficients for $V_c = 100 \text{ m}/\text{min}$)

	Teğetsel Kesme Kuvveti Katsayıları		İlerleme Kuvveti Katsayıları	
	K_{tc} (N/mm ²)	K_{te} (N/mm)	K_{fc} (N/mm ²)	K_{fe} (N/mm)
Deneysel/Nümerik				
Mekanistik model	2548,6	22,99	182,5	44,26
Nümerik model	2889	15,34	324,86	46,86

Tablo 4. Kayma gerilmelerinin kıyaslanması (Comparison of shear stresses)

İlerleme (f)	Mekanistik modelden elde edilen kayma gerilmesi (τ_s) (MPa)	Nümerik modelden elde edilen kayma gerilmesi (τ_s) (MPa)
10 $\mu\text{m}/\text{dev}$	345,24	383,47
20 $\mu\text{m}/\text{dev}$	804,98	657,19
40 $\mu\text{m}/\text{dev}$	919,75	915,92

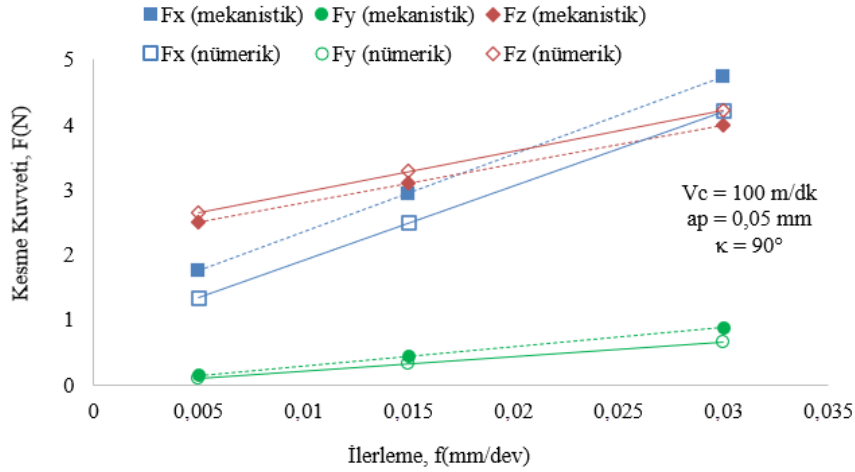
**4. SONUÇLARIN DOĞRULANMASI
(VERIFICATION OF RESULTS)**

Doğrulama yapmak adına Eş. 11’deki dik ve eğik kesme dönüşüm formülleri kullanılarak, K_{tc} , K_{fc} ve K_{rc} kesme kuvveti katsayıları hesaplanmıştır. Bu katsayıların hesaplanmasında ise deneysel çalışmada Stabler’in [12] talaş akış kuralı kullanılarak, talaş akış açısı, eğim açısına ($\eta=i$) eşit alınmıştır. Nümerik modelleme de ise talaş akış açısının hesaplanmasında Eş. 9 kullanılmıştır [16, 17]. K_{tc} , K_{fc} ve K_{rc} kesme katsayıları hesaplanırken farklı ilerleme hızları için kayma açısı, kayma gerilmesi ve sürtünme açısı değerlerinin ortalamaları baz alınmıştır. Mekanistik ve nümerik

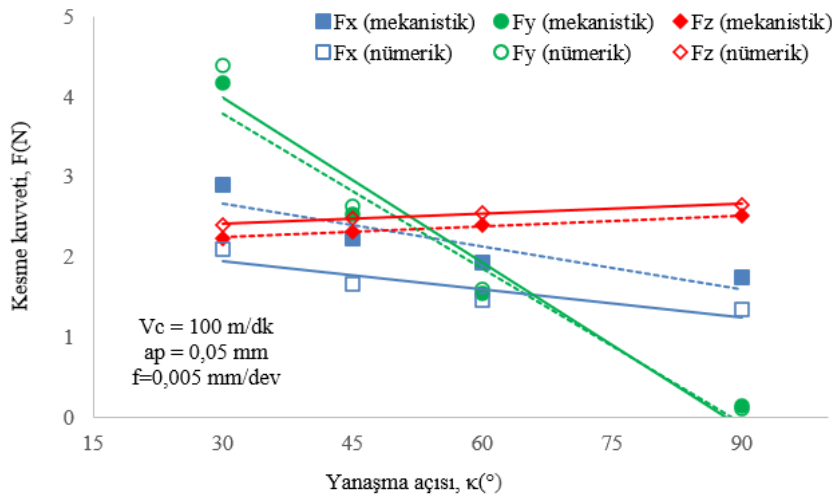
modelleme sonuçlarından elde edilen kesme kuvveti katsayıları Tablo 5’de kıyaslanmaktadır. Eğik kesme için dönüşüm denklemlerinden elde edilen deneysel ve nümerik kesme kuvveti katsayılarını karşılaştırmak için, sabit 100 m/dk kesme hızı ve 0,05 mm talaş derinliğinde üç farklı yanaşma açısı ve ilerleme değeri kullanılarak kesme kuvveti değerleri tahmin edilmiştir (Şekil 9), (Şekil 10). Tablo 5’deki eğik kesme kuvveti katsayıları Eş. 13’de yerine yazılmak suretiyle F_x , F_y , F_z kuvvetleri hesaplanmıştır. Eş. 13’de kullanılan kenar kuvveti katsayıları (K_{tc} , K_{fc}) için ortogonal kesme deneylerinden elde edilen katsayılar kullanılmıştır. Ortogonal kesme testlerinde, radyal kuvvet sıfıra çok yakın

Tablo 5. Eğik kesme için elde edilen kesme kuvveti katsayıları (Cutting force coefficients obtained for oblique cutting)

	K_{tc} (N/mm ²)	K_{fc} (N/mm ²)	K_{rc} (N/mm ²)
Mekanistik model	2398,43	1191,67	590,03
Nümerik model	2291,42	1251,96	441,71



Şekil 9. Mekanistik ve nümerik model için elde edilen kesme kuvvetlerinin ilerleme değerleriyle değişimi (Variation of cutting forces obtained for mechanistic and numerical models with different feed rates)



Şekil 10. Mekanistik ve nümerik model için elde edilen kesme kuvvetlerinin farklı yanaşma açılarıyla değişimi (Variation of cutting forces obtained for mechanistic and numerical models with different approach angles)

olduğundan K_{re} sıfır kabul edilir [22]. Çünkü ortogonal kesme testlerinde radyal kuvvet sıfıra çok yakın elde edilir [26].

Mekanistik ve nümerik model sonuçlarının kıyaslanması için ortogonal kesme deneylerinde kullanılmayan 0,005, 0,015, 0,03 mm/dev ilerleme değerleri için kesme kuvveti değerleri elde edilmiştir. Şekil 9'dan da görüldüğü üzere, mekanistik ve nümerik modelden elde edilen kuvvet verileri birbiri ile kabul edilebilir oranda bir yakınsama sağlamıştır. Her iki yaklaşımdan elde edilen sonuçlar arasında maksimum %43 fark varken minimum ise %5 fark oluşmaktadır. F_y yönündeki kesme kuvveti radyal kesme kuvveti olduğundan, F_x ve F_z kuvvetlerine nazaran oldukça küçük ve hatta sıfıra yakındır. Azalan ilerleme değerine paralel olarak F_x/F_z oranı azalmaktadır. Bunun sebebi; mikro şartlarda kesici kenar yarıçapının ilerleme hızına göre yüksek değerlerde olması ve kesme işleminin kayma mekanizmasından çok, kazınma mekanizmasıyla gerçekleşmesidir. Şekil 10'da ise farklı κ açıları (30° , 45° , 60° ve 90°) için kesme kuvvetlerinin değişimi verilmiştir. F_y ve F_z kuvvetleri için deneysel ve nümerik sonuçlar arasındaki fark oldukça küçüktür. Fakat F_x kuvvetlerinde mekanistik model ile nümerik model veriler arasındaki fark daha büyük ve ortalama %25 civarındadır. κ açısı azaldıkça F_y kuvveti de artmaktadır. Çünkü kesme işlemi $\kappa < 90^\circ$ için kesme işlemi bir eğik kesmedir. Bu da y yönündeki radyal kuvvetlerin artmasına neden olmaktadır. Azalan yanalma açısı kesilen kenar uzunluğunun artması anlamına gelir. Bu durumda da radyal kesme kuvvetlerinin artması beklenir.

5. SONUÇLAR (CONCLUSIONS)

Bu çalışmada, mikro tornalama işleminde kesme kuvvetlerinin tahmini için kullanılan iki yöntem (mekanistik ve nümerik modelleme) birbiri ile kıyaslanmıştır. Ortogonal kesme şartlarında, meydana gelen kesme kuvvetlerinin mekanistik modellemesi gerçekleştirilmiştir. Ayrıca sonlu elemanlar yaklaşımı kullanılarak ki boyutlu kesme işleminin modellemesi gerçekleştirilmiştir. Her iki modelleme yönteminde elde edilen kesme kuvveti katsayıları kullanılarak kesme kuvvetlerinin tahmini yapılmıştır. Çalışma sonucunda elde edilen sonuçları aşağıdaki gibi sıralamak mümkündür.

- Mikro tornalama işleminde her iki modelleme tekniğinin sonuçları bu çalışmada ilk defa karşılaştırılmıştır.
- Ti6Al4V alaşımının mikro tornalanması esnasında kesme kuvvetlerinin tahmini için geliştirilen mekanistik ve nümerik modelin birbirleri ile oldukça yakın sonuçlar verdiği görülmüştür.
- Mekanistik ve nümerik modelden elde edilen kesme ve kenar kuvveti katsayıları birbirine oldukça yakındır. Elde edilen her iki modelde kabul edilebilir bir hata ile kesme kuvvetlerini tahmin edebilmektedir.
- Her iki model arasında oluşan farkın daha da aşağıya çekilebilmesi adına sonlu elemanlar analizinde kullanılan sürtünme modeli için farklı yaklaşımlar denenmelidir.

Bunun için takım talaş ara yüzeyinde hibrit sürtünme modeli bir alternatif olabilir.

KAYNAKLAR (REFERENCES)

1. Furukawa Y., Moronuki N., Effect of material properties on ultra precise cutting processes, CIRP Annals-Manufacturing Technology, 37 (1), 113-116, 1988.
2. Jagadesh T., Samuel G.L., Mechanistic and Finite element model for prediction of cutting forces during micro-turning of titanium alloy, Machining Science and Technology, 19 (4), 593-629, 2015.
3. Rahman M., Kumar A.S., Salam M.U., Experimental evaluation on the effect of minimal quantities lubricant in milling, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 42, 539-547, 2002.
4. Aslantaş K., Danish M., Haşcelik A., Mia M., Ijaz H., Investigations on surface roughness and tool wear characteristics in micro-turning of Ti-6Al-4V alloy. Materials, 13, 2998, 2020.
5. Altintas Y., Manufacturing Automation, Second Edition: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations and CNC Design Cambridge University Press, Vancouver, Canada, 2012.
6. Ahearne E., Baron S., Fundamental mechanisms in orthogonal cutting of medical grade cobalt chromium alloy (ASTM F75), CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, 19, 1-6, 2017.
7. Shalaby M.A., El Hakim M.A., Veldhuis S.C., Dosbaeva G.K., An investigation into the behavior of the cutting forces in precision turning, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 90, 1605-1615, 2017.
8. Singh S., Ghai V., Agrawal A., Singh H., Effect of machining parameters on cutting force during micro-turning of a brass rod, Materials and Manufacturing Processes, 34 (16), 1816-1823, 2019.
9. Oliveira J.A., Filho S.L.M.R., Lauro C.H., Brandão L.C., Analysis of the micro turning process in the Ti-6Al-4V titanium alloy, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 92, 4009-4016, 2017.
10. Olgun U., Experimental investigation of rotary turning processes for metal alloys, Master Thesis, Sabancı University, Science Institute, İstanbul, 2013.
11. Gonzalo O., Beristain J., Jauregi H., Sanz C., A method for the identification of the specific force coefficients for mechanistic milling simulation, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 50 (9), 765-774, 2010.
12. Stabler G.V., The chip flow law and its consequences, Proceedings of 5th Machine Tool Design and Research Conference, Oxford, 243-251, 1964.
13. Ducobu F., Riviere-Lorphevre E., Filippi E., On the importance of the choice of the parameters of the Johnson-Cook constitutive model and their influence on the results of a Ti6Al4V orthogonal cutting model, International Journal of Mechanical Sciences, 122, 143-155, 2017.

14. Fernández-Abia A.I., Barreiro J., De Lacalle L.N., Martínez-Pellitero S., Behavior of austenitic stainless steels at high speed turning using specific force coefficients, *International Journal Advanced Manufacturing Technology*, 62 (5), 505-515, 2012.
15. Colwell L.V., Predicting the angle of chip flow for single point cutting tools, *Transactions of the ASME*, 76 (2), 199-204, 1954.
16. Young H.T., Mathew P., Oxley P.L.B., Allowing for nose radius effect in predicting the chip flow direction and cutting forces in bar turning, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, 201, 213-226, 1987.
17. Jiang Y.C., Zhang Y.Z., Experimental research of the chip flow direction and its application to the chip control, *Annals of the CIRP*, 33 (1), 81-84, 1984.
18. Kiyak M., Altan M., Altan E., Prediction of chip flow angle in orthogonal turning of mild steel by neural network approach, *International Journal Advanced Manufacturing Technology*, 33, 251-259, 2007.
19. Uçun İ., Aslantaş K., Numerical simulation of orthogonal machining process using multilayer and single-layer coated tools, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 54, 899-910, 2010.
20. Uçun İ., Aslantaş K., Bedir F., Finite element modeling of micro-milling: Numerical simulation and experimental validation, *Machining Science and Technology*, 20, 148-172, 2016.
21. Uçak N., Aslantaş K., Çiçek A., The effects of Al₂O₃ coating on serrated chip geometry and adiabatic shear banding in orthogonal cutting of AISI 316L stainless steel, *Journal of Materials Research and Technology*, 9, 10758-10767, 2020.
22. Lazoglu I., Buyukhatipoglu K., Kratz H., Klocke F., Forces and Temperatures in Hard Turning, *Machining Science and Technology*, 10, 157-179, 2006.
23. Aslantaş K., Çiçek A., Çelik S., An experimental study on relationship between tool wear- slot geometry in micromachining, *Journal of the Faculty of Engineering and Architecture of Gazi University*, 33 (4), 1285-1298, 2018.
24. Aslantaş K., Kaynak Y., Micro milling of NiTi shape memory alloy and determination of critical chip thickness, *Journal of the Faculty of Engineering and Architecture of Gazi University*, 34 (3), 1201-1211, 2019.
25. Gürbüz H., Şeker U., Kafkas F., Effects of cutting tool forms on the surface integrity in turning of AISI 316L stainless steel, *Journal of the Faculty of Engineering and Architecture of Gazi University*, 35 (1), 225-240, 2019.
26. Yılmaz B., Güllü A., Empirical modelling of cutting forces by using build-up factor and cutting parameters in turning operation, *Journal of the Faculty of Engineering and Architecture of Gazi University*, 36 (1), 27-40, 2021.