



A study of ball-end milling forces by finite element model with Lagrangian boundary of orthogonal cutting operation

Mehmet Aydın^{1*}, Uğur Köklü²

¹Department of Industrial Product Design, Bilecik Şeyh Edebali University, Bilecik, 11230, Turkey

²Department of Mechanical Engineering, Karamanoğlu Mehmetbey University, Karaman, 70100, Turkey

Highlights:

- An Arbitrary Lagrangian Eulerian (ALE) finite element (FE) model with Lagrangian boundary
- Using the unified mechanics of cutting approach to estimate ball-end milling forces
- The estimated milling forces based on the orthogonal cutting database and oblique cutting model

Keywords:

- Ball-end milling forces
- Cutting conditions
- FE modeling
- Orthogonal machining

Article Info:

Received: 14.11.2016

Accepted: 20.03.2017

DOI:

10.17341/gazimmfd.416360

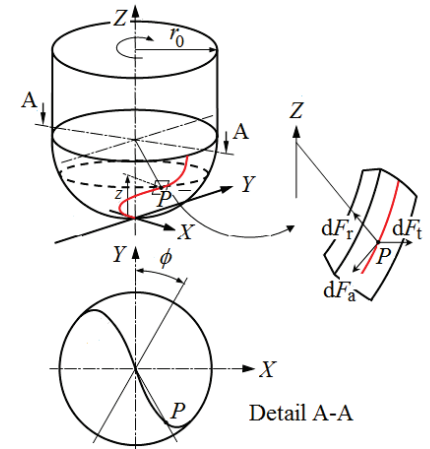
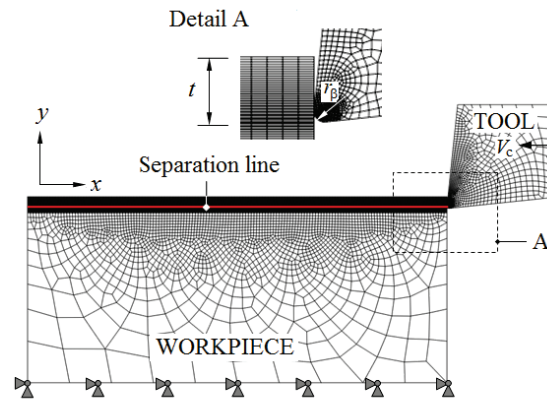
Acknowledgement:

Correspondence:

Author: Mehmet Aydın
e-mail: mehmet.aydin@bilecik.edu.tr
phone: +90 228 214 16 12

Graphical/Tabular Abstract

In this work, ball-end milling forces are investigated by the unified mechanics of cutting approach and finite element (FE) model with Lagrangian boundaries of the orthogonal machining process. Two-dimensional FE model of the orthogonal machining operation is prepared to determine milling forces using this predictive approach. Fully coupled thermal-stress simulations are performed to establish the orthogonal machining outcomes in machining of 20NiCrMo5 steel by tungsten carbide tooling. Applying the oblique cutting theory, the orthogonal machining outcomes are carried to helical cutting tool geometry. Based on numerical and analytical solutions, the milling forces are determined for a range of cutting conditions.



Purpose: The purpose of this study is to investigate cutting forces acting on ball-end milling cutter.

Theory and Methods:

The presented model is composed of two parts to determine ball-end milling forces: FE model with Lagrangian boundaries of the orthogonal machining process and the unified mechanics of cutting approach

Results:

The obtained results are summarized in the following two main categories:

- evaluation of orthogonal cutting data such as shear stress, friction coefficient and chip thickness ratio.
- analytical simulation results of ball-end milling forces.

Conclusion:

This study presents a process simulation method to estimate ball-end milling forces from the FE model of the orthogonal machining process. The first contribution of this study is to estimate the orthogonal cutting data required in the predictive force model from the proposed ALE FE technique with Lagrangian boundary condition. Its other contribution is that the ball-end milling forces are determined for a range of milling conditions using the unified mechanics of cutting approach.



Dik kesme işleminin Lagrangian sınırlı sonlu eleman modeliyle küresel parmak frezeleme kuvvetlerinin incelenmesi

Mehmet Aydın^{1*}, Uğur Köklü²

¹Bilecik Şeyh Edebali Üniversitesi, Endüstri Ürünleri Tasarımı Bölümü, Bilecik, 11230, Türkiye

²Karamanoğlu Mehmetbey Üniversitesi, Makine Mühendisliği Bölümü, Karaman, 70100, Türkiye

Ö N E Ç İ K A N L A R

- Lagrangian sınırlı Arbitrary Lagrangian Eulerian (ALE) sonlu eleman (SE) modeli
- Küresel parmak frezeleme kuvvetlerini tahmin etmek için birleştirilmiş kesme mekaniği yaklaşımının kullanımı
- Dik kesme veri tabanına ve eğik kesme modeline dayanarak tahmin edilen frezeleme kuvvetleri

Makale Bilgileri

Geliş: 14.11.2016

Kabul: 20.03.2017

DOI:

10.17341/gazimmfd.416360

Anahtar Kelimeler:

Küresel parmak frezeleme kuvvetleri,
kesme koşulları,
SE modelleme,
dik talaş kaldırma

ÖZET

Bu çalışmada, birleştirilmiş kesme mekaniği yaklaşımı ve dik talaş kaldırma sürecinin Lagrangian sınırlarına sahip sonlu eleman (SE) modeliyle küresel uçlu parmak frezeleme kuvvetleri araştırılmıştır. Bu kestirimci yaklaşımı kullanarak frezeleme kuvvetlerini belirlemek için dik talaş kaldırma işleminin iki boyutlu SE modeli hazırlanmıştır. Tungsten karbür takım ile 20NiCrMo5 çeliğinin işlenmesinde dik talaş kaldırma çıktılarını tespit etmek için tam çiflenmiş ısı-gerilme benzetimleri gerçekleştirilmiştir. Dik talaş kaldırma çıktıları, eğik kesme teorisi uygulanarak helisel kesici takım geometrisine taşınmıştır. Sayısal ve analitik çözümlere dayanarak kesme koşullarının bir aralığı için frezeleme kuvvetleri belirlenmiştir.

A study of ball-end milling forces by finite element model with Lagrangian boundary of orthogonal cutting operation

H I G H L I G H T S

- An Arbitrary Lagrangian Eulerian (ALE) finite element (FE) model with Lagrangian boundary
- Using the unified mechanics of cutting approach to estimate ball-end milling forces
- The estimated milling forces based on the orthogonal cutting database and oblique cutting model

Article Info

Received: 14.11.2016

Accepted: 20.03.2017

DOI:

10.17341/gazimmfd.416360

Keywords:

Ball-end milling forces,
cutting conditions,
FE modeling,
orthogonal machining

ABSTRACT

In this work, ball-end milling forces are investigated by the unified mechanics of cutting approach and finite element (FE) model with Lagrangian boundaries of the orthogonal machining process. Two-dimensional FE model of the orthogonal machining operation is prepared to determine milling forces using this predictive approach. Fully coupled thermal-stress simulations are performed to establish the orthogonal machining outcomes in machining of 20NiCrMo5 steel by tungsten carbide tooling. Applying the oblique cutting theory, the orthogonal machining outcomes are carried to helical cutting tool geometry. Based on numerical and analytical solutions, the milling forces are determined for a range of cutting conditions.

*Sorumlu Yazar/Corresponding Author: mehmet.aydin@bilecik.edu.tr / Tel: +90 228 214 1612

1. GİRİŞ (INTRODUCTION)

Talaş kaldırma işlemlerinde kesici takımın yüksek performansla talaş kaldırması beklenir [1]. Bu yüzden, kesici takım sehimi ve aşınmasını, iş parçası sehimi ve boyutsal yüzey hatalarını hesaplamak için kesme kuvvetleri gereklidir. Talaş kaldırma işleminin SE yöntemine dayalı modelleme ve benzetimi frezeleme sürecinde oluşan kesme kuvvetlerini analitik olarak tahmin etmek için araştırmacıların ilgisini çekmektedir [2]. Kesme kuvvetlerini tahmin etmek için genellikle kesme kuvveti sabitlerinin ölçülen kesme kuvvetlerine ampirik eğri uyurma ile belirlendiği mekanistik yaklaşım kullanılmaktadır [3, 4]. Karpas vd. [5] Ti6Al4V malzemesinin mikro frezeleme sırasında oluşan kuvvetleri modellemek için kübik polinom karakteristiğine dayalı mekanistik bir model geliştirmişlerdir. Talaş yüklerini hesaplayabilmek için mikro takımın eksenel sapmasını mekanistik modele dahil etmişlerdir. Mekanistik modeller çok fazla deneysel test gerektirmektedir ve belirli bir kesici takım-iş parçası malzemesi çifti için uygulanmaktadır. Küresel uçlu takımlarla frezeleme işleminde çok kullanışlı değildir. Budak vd. [6] kesme kuvvetlerinin tahmininde karşılaşılan bu kısıtlamaları önlemek için dik kesme deneylerinden elde edilen talaş kalınlığı oranı, kayma gerilmesi ve sürtünme açısını içeren veri tabanına dayalı birleşik kesme mekaniği yaklaşımını önermişlerdir. Lee ve Altıntaş [7] küresel uçlu takımlarla frezeleme işlemi için birleşik kesme mekaniği yaklaşımını geliştirmişlerdir. Küresel uçlu takım geometrisine dik kesme verilerini taşımak için klasik eğik kesme yöntemi kullanılmıştır. Wan vd. [8] kayma gerilmesi, kayma ve sürtünme açılarını belirlemek için ölçülen frezeleme kuvvetlerini normal düzlem üzerindeki yerel bir koordinat sistemine taşımışlardır.

SE benzetimlerinin Eulerian ve Lagrangian olmak üzere iki temel formülasyonu vardır. Eulerian formülasyonunda, ağ uzayda sabittir ve bundan dolayı ağ bozulması meydana gelmez. Lagrangian formülasyonunda, SE ağı malzeme ile birlikte şekil değiştirmektedir. Bu analizlerde, zaman bölümlenmesi içrek veya belirtik integrasyon teknikleriyle gerçekleştirilmektedir. Belirtik yaklaşım, doğrusal olmayan dinamik problemlerin çözümünde kullanılırken, içrek teknik doğrusal statik problemleri analiz etmek için uygulanmaktadır. Aydın [9] 20NiCrMo5 çeliğinin dik talaş kaldırma işleminde oluşan iş parçası üzerindeki kalıcı gerilmeleri araştırmak için Lagrangian sınır koşullu ve belirtik integrasyon tekniğine dayalı SE modelini tasarlamıştır. Miguélez vd. [10] Lagrangian formülasyonlu SE koduyla düzlemsel-gerinim koşulları altında adiyabatik kayma bandını analiz etmişlerdir. Duan ve Zhang [11] yüksek hız kesme işlemi doğru olarak modellemek için kararlı olarak yeniden ağ oluşturma özelliğine sahip içrek Lagrangian formülasyonuna dayalı dik kesme modeli kurmuşlardır. Lagrangian formülasyonu talaşın ayrılması için bir kriter gerektirmektedir. Bu amaçla, efektif şekil değiştirme kriteri ve şekil değiştirme enerjisi yoğunluğu gibi

çeşitli yaklaşımlar talaş oluşumu benzetimlerinde kullanılmaktadır. Talaş oluşumu için hasar kriterinin kullanımını önlemek amacıyla Eulerian formülasyonu da kullanılmıştır [12, 13]. Eulerian ve Lagrangian formülasyonlarının bir kombinasyonundan oluşan Arbitrary Lagrangian Eulerian (ALE) formülasyonu, doğrusal olmayan problemlerin benzetimlerini gerçekleştirmek için kullanılan nispeten yeni bir modelleme yaklaşımıdır ve kesme benzetimlerinde başarıyla uygulanmıştır [14, 15]. Bu çalışmada, talaş kaldırma işleminin Lagrangian sınırlı ALE SE modeli ve birleşik kesme mekaniği yaklaşımıyla küresel uçlu parmak frezeler üzerine etki eden kesme kuvvetleri araştırılmıştır. Kamyonlarda tork aktarımını sağlayan pinyon dişli yapımında kullanılan 20NiCrMo5 çeliğinin sürekli talaş oluşturduğu varsayılarak belirtik dinamik termo-mekanik analizler gerçekleştirilmiştir. Talaş kaldırma işleminin SE modeliyle gerçekleştirilen sayısal benzetimler deneysel çalışma yerine yapılmıştır.

2. TALAŞ KALDIRMA SÜRECİNİN LAGRANGIAN SINIRLARINA SAHİP ALE SE MODELİ (ALE FE MODEL WITH LAGRANGIAN BOUNDARIES OF METAL CUTTING PROCESS)

Bu çalışmada, birleşik kesme mekaniği yaklaşımı ve dik kesme benzetimlerinden frezeleme kuvvetlerinin tahmin edilmesi için ABAQUS/Explicit SE kodu ile Lagrangian sınırlı 2B ALE SE modeli kurulmuştur. Lagrangian yaklaşımda, SE ağı iş parçası malzemesi ile ilişkilendirilmektedir ve benzetim süresince malzemeyi takip etmektedir. Bu teknik, talaş kaldırma benzetimi için başlangıçta bir talaş şekline ihtiyaç duymamaktadır. Ancak, yüksek ağ bozulmaları, Lagrangian formülasyonu için kaygı verici bir konudur.

Dik kesme sürecinin benzetimini yapmak için iyi seçilmiş parametrelere sahip uyarlmalı bir ağ yapısı oluşturmak son derece önemlidir. Bu çalışmada, benzetim sırasında yeniden ağ oluşturmak için frekans bir olarak alınmıştır. Her bir uyarlmalı ağ artışı sırasında yeni ağ oluşturmak için uyarlmalı ağ bölgesinde beş süpürme gerçekleştirilmiştir. Ağ güncelleştirme, tekdüze ağ düzleştirme kullanılarak yapılmış ve yeni ağ güncel düğüm konumlarından elde edilmiştir. Düğümleri, ağ yoğunluğunun azaldığı alanlara sürüklemek için eğrilik düzeltme faktörü iki olarak tanımlanmıştır. Büyük ağ bozulmaları olması halinde düğümleri yeniden konumlandırmak için hacim ağırlıklı ortalama algoritma kullanılmıştır. Gerilme güncelleştirme, hesaplama verimliliğinden dolayı eleman merkezi izdüşüm algoritması kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Tablo 1'de sunulan ısıl ve mekanik özelliklerden oluşan SE modeli geliştirilmiştir. Çözüm zamanı, kesme hızına bağlı olarak 0,0025 ve 0,001s arasındadır. Birleşik sıcaklık-yer değiştirme analizi için iş parçası ve kesici takım modellerinin ağ yapısı, dört düğüm noktasına, dörtgen geometriye ve daha iyi yakınsama özelliklerine sahip CPE4RT eleman tipi kullanılarak oluşturulmuştur. İş parçası, şekil değiştirebilir bir gövde olarak tanımlanmıştır. Tungsten karbür kesici

takım ise rijit bir gövde olarak modellenmiştir. Kesme koşullarının tümünde sürekli talaş elde edildiği varsayılmıştır. Küresel parmak frezelemede küresel uçta sifıra yakın kesme hızları olduğu için 0,25'den 3,5 m/s'ye değişen kesme hızı büyüklükleri kullanılarak dik kesme verileri çıkarılmıştır. Kesme koşulları ve takım geometrisi Tablo 2'de verilmiştir. Burada kesilmemiş talaş kalınlığının (t) ilerlemeye karşılık geldiğine dikkat edilmelidir. 20NiCrMo5 çeliği iş parçasının davranışı, Stenberg ve Proudian [16] tarafından önerildiği gibi, Johnson-Cook modeli ile Eş. 1'de tanımlanmıştır [18].

$$\sigma = [490 + 600 \varepsilon^{0,21}] \left[1 + 0,015 \ln \left(\frac{\varepsilon^{pl}}{\varepsilon_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - 20}{1900 - 20} \right)^{0,6} \right] \quad (1)$$

Burada σ akış gerilmesi (MPa), ε plastik şekil değiştirme, ε^{pl} plastik şekil değiştirme hızı, ε_0 referans şekil değiştirme hızı (1 s^{-1}) ve T iş parçası malzemesi sıcaklığıdır ($^{\circ}\text{C}$).

Dik kesme benzetimleri için Lagrangian sınırlarını kullanan ALE SE modelinin şematik gösterimi Şekil 1'de verilmiştir. İş parçasının alt kenarı herhangi bir yöndeki harekete karşı tamamen kısıtlanmıştır. Kesici takımın ise referans düğüm noktasında y yönündeki dönme ve öteleme serbestliği kısıtlanmış, fakat negatif x yönünde öteleme hareketi verilmiştir. İş parçasından talaşın ayrılması için bir ayrılma çizgisi tanımlanmıştır. Lagrangian sınırlı uyarlamalı ağ bölgesi tüm iş parçasını seçerek belirlenmiştir. Talaşta beklenen aşırı şekil değiştirmeyi modellemek için iş parçasının üst kısmında alt kısımdan daha ince SE ağı oluşturulmuştur. Kesme yönünde 150 elemana sahip iş parçasının üst kısmında y yönündeki eleman boyutu 2,5 μm ile 5 μm arasındadır. Kesici takım ise 1266 düğüm noktasına sahip 1195 elemandan oluşturulmuştur. Lagrangian

formülasyonu ile gerçekçi benzetimler yapmak için bir talaş oluşumu kriteri kullanılması gereklidir. Bu çalışmada kullanılan yöntem, ardışık kayma ve sünek hasar başlatma kriterlerinin kombinasyonuna dayalıdır. Bu yaklaşıma göre, kayma birim şekil değiştirme değeri belirli bir plastik birim şekil değiştirmeye başlamaktadır. Hasar başlamasını yönetmek için kritik plastik şekil değiştirme değeri 1,5 alınmıştır [19]. Takım-talaş teması, takımın dış yüzeyi ve iş parçasının üst kısmındaki düğüm noktaları arasında tanımlanmıştır. Takım-talaş temas ara yüzü boyunca normal yöndeki temas modellemek için penaltı yöntemine dayalı sert temas uygulanmıştır. Teğetsel yöndeki temas çifti etkileşimi kayma gerilmesi sınırını içermeyen 0,4 sürtünme katsayısına sahip Coulomb sürtünme modeliyle tanımlanmıştır [19].

3. KÜRESEL UÇLU PARMAK FREZELEME KUVVETLERİNİ MODELLEME (MODELING OF BALL-END MILLING FORCES)

Küresel uçlu parmak freze geometrisi ve kesme kuvvetleri Şekil 2'de gösterilmiştir. Yarım küreden silindirik parçaya geçişte kesici kenarlar β_0 helis açısına sahiptir. r_0 ve ϕ_p sırasıyla parmak frezenin küresel yarıçapını ve adım açısını belirtmektedir. ψ radyal gecikme açısı olarak tanımlanır. Kuvvetleri modellemek için kesici takım dz yüksekliğine sahip disk elemanlara bölünür. J kesici ağız indeksidir. Z yönünde küresel uca doğru yerel kesici yarıçapının ($r_{j,i}(\psi)$) değişmesinden dolayı yerel helis açısı ($\beta_{j,i}(\psi)$) kesici kenar boyunca değişmektedir.

ϕ dönme açısında bir disk üzerine etki eden teğetsel ($dF_{t,j,i}(\phi)$), radyal ($dF_{r,j,i}(\phi)$) ve eksenel ($dF_{a,j,i}(\phi)$) kuvvetler Eş. 2'deki gibi ifade edilebilir [7].

Tablo 1. İş parçası ve takımın özellikleri (The properties of the workpiece and tool) [16, 17]

Özellikler	İş parçası (20NiCrMo5)	Takım (tungsten karbür)
Yoğunluk (kg/m^3)	7800	14500
Poisson oranı	0,3	0,227
Elastikiyet modülü (GPa)	210	540
Isıl iletkenlik ($\text{W/m}^{\circ}\text{C}$)	47,7	84 (20°C) 63 (1000°C)
Özgül ısı ($\text{J/kg}^{\circ}\text{C}$)	556	220
Isıl genleşme ($1/^{\circ}\text{C}$)	$1,2 \times 10^{-6}$	$5,8 \times 10^{-6}$

Tablo 2. Dik kesme benzetimleri için kesme parametreleri (Cutting parameters for orthogonal cutting simulations)

Takım geometrisi	Talaş açısı, α ($^{\circ}$)	6
	Boşluk açısı, γ ($^{\circ}$)	6
	Kesici kenar yarıçapı, r_p (μm)	20
Kesme koşulları	Kesme hızı, V_c (m/s)	0,25–0,75–1,25–2,25–3,5
	Kesilmemiş talaş kalınlığı, t (mm)	0,025–0,05–0,075–0,1–0,125
	Kesme derinliği, a (mm)	3

$$\begin{aligned}
 dF_{t,j,i}(\phi) &= K_{te} dS_{j,i} + K_{tc,j,i} t_{n,j,i}(\phi_{j,i}, \kappa_{j,i}) db_{j,i} \\
 dF_{r,j,i}(\phi) &= K_{re} dS_{j,i} + K_{rc,j,i} t_{n,j,i}(\phi_{j,i}, \kappa_{j,i}) db_{j,i} \quad (2) \\
 dF_{a,j,i}(\phi) &= K_{ae} dS_{j,i} + K_{ac,j,i} t_{n,j,i}(\phi_{j,i}, \kappa_{j,i}) db_{j,i}
 \end{aligned}$$

Burada j, i j 'inci kesici kenarın i 'inci disk parçasını belirtmektedir. $K_{qc,j,i}$ ve $K_{qc}(q=t,r,a)$ kayma ve sürtme kuvvet sabitleridir. $dS_{j,i}$ diskin eğri kesici kenar parçasının uzunluğunu, $t_{n,j,i}$ anlık kesilmemiş talaş kalınlığını ve $db_{j,i}$ diskin talaş genişliğini göstermektedir. $\phi_{j,i}$ ve $\kappa_{j,i}$ sırasıyla radyal ve eksenel dalma açılarıdır. Bir kesici kenar tarafından oluşturulan kuvvet bileşenlerini elde etmek için ϕ açısında konumlandırılan disk parçası üzerine etki eden $dF_{t,j,i}(\phi)$, $dF_{r,j,i}(\phi)$ ve $dF_{a,j,i}(\phi)$ X , Y ve Z yönlerinde bileşenlere ayrılır ve eksenel derinlik boyunca X , Y ve Z kuvvet bileşenlerinin Eş. 3'deki gibi integrali alınabilir.

$$\begin{aligned}
 F_{x,j}(\phi) &= \int_{z_1}^{z_2} [-dF_{r,j,i} \sin(\kappa_{j,i}) \sin(\phi_{j,i}) - dF_{t,j,i} \cos(\phi_{j,i}) \\
 &\quad - dF_{a,j,i} \cos(\kappa_{j,i}) \sin(\phi_{j,i})] dz_{j,i} \\
 F_{y,j}(\phi) &= \int_{z_1}^{z_2} [-dF_{r,j,i} \sin(\kappa_{j,i}) \cos(\phi_{j,i}) + dF_{t,j,i} \sin(\phi_{j,i}) \\
 &\quad - dF_{a,j,i} \cos(\kappa_{j,i}) \cos(\phi_{j,i})] dz_{j,i} \quad (3) \\
 F_{z,j}(\phi) &= \int_{z_1}^{z_2} [dF_{r,j,i} \cos(\kappa_{j,i}) - dF_{a,j,i} \sin(\kappa_{j,i})] dz_{j,i}
 \end{aligned}$$

Burada z_1 ve z_2 eksenel kesme sınırlarıdır. ϕ dönme açısında kesici takım üzerine etki eden anlık kesme kuvvetleri tüm kesici kenarların oluşturduğu kuvvetler toplanarak Eş. 4'de gösterildiği gibi elde edilebilir.

$$F_q(\phi) = \sum_{j=1}^{N_f} F_{q,j}(\phi) \quad q = x, y, z \quad (4)$$

Burada N_f kesici ağız sayısıdır.

4. SÜRTME VE KAYMA KUVVET SABİTLERİNİN BELİRLENMESİ (IDENTIFICATION OF PLOUGHING AND SHEARING FORCE CONSTANTS)

Sürtme ve kayma kuvvet sabitlerini belirlemek için sabit kesme derinliğinde farklı kesilmemiş talaş kalınlıkları ve kesme hızları kullanılarak gerçekleştirilen dik kesme benzetimlerinden teğetsel (F_t) ve radyal (F_r) kuvvetler tahmin edilmiştir. Daha sonra, kuvvet bileşenleri kesilmemiş talaş kalınlığına bağlı olarak Eş. 5'deki gibi ifade edilmiştir.

$$\begin{aligned}
 F_t &= K_{tc} a t + K_{te} a \\
 F_r &= K_{rc} a t + K_{re} a \quad (5)
 \end{aligned}$$

Kesme kuvvetleri, K_{te} ve K_{re} ile gösterilen sürtme sabiti bileşeni ve K_{tc} ve K_{rc} ile gösterilen kayma sabiti bileşeni olmak üzere iki bileşenle tanımlanmıştır. K_{te} ve K_{re} sabitleri, Eş. 5'de verilen kuvvet-kesilmemiş talaş kalınlığı

fonksiyonlarının kuvvet eksenine ile kesişimlerinden belirlenmiştir. K_{ac} ise sıfır olarak alınır. Küresel uçlu parmak frezenin yarım küre parçasında $r_{j,i}(\psi)$, $\beta_{j,i}(\psi)$ ve $\kappa_{j,i}$ değişiminden dolayı, K_{tc} , K_{rc} ve K_{ac} sabitleri anlık kayma kuvveti sabitleriyle $K_{qc,j,i}$ $q=(t,r,a)$ ifade edilebilir ve eğik dönüşüm modeli ile birlikte dik kesme verilerini kullanarak Eş. 6'dan hesaplanabilir [6].

$$\begin{aligned}
 K_{tc,j,i} &= \left[\left(\frac{\tau_s}{\sin(\phi_n)} \right) \right. \\
 &\quad \left. \left(\frac{\cos(\beta_n - \alpha_n(\psi)) + \tan(\eta_c) \sin(\beta_n) \tan(\beta_{j,i}(\psi))}{\sqrt{\cos^2(\phi_n + \beta_n - \alpha_n(\psi)) + \tan^2(\eta_c) \sin^2(\beta_n)}} \right) \right] \\
 K_{rc,j,i} &= \left[\left(\frac{\tau_s}{\sin(\phi_n) \cos(\beta_{j,i}(\psi))} \right) \right. \\
 &\quad \left. \left(\frac{\sin(\beta_n - \alpha_n(\psi))}{\sqrt{\cos^2(\phi_n + \beta_n - \alpha_n(\psi)) + \tan^2(\eta_c) \sin^2(\beta_n)}} \right) \right] \quad (6) \\
 K_{ac,j,i} &= \left[\left(\frac{\tau_s}{\sin(\phi_n)} \right) \right. \\
 &\quad \left. \left(\frac{\cos(\beta_n - \alpha_n(\psi)) \tan(\beta_{j,i}(\psi)) - \tan(\eta_c) \sin(\beta_n)}{\sqrt{\cos^2(\phi_n + \beta_n - \alpha_n(\psi)) + \tan^2(\eta_c) \sin^2(\beta_n)}} \right) \right]
 \end{aligned}$$

Burada τ_s kayma gerilmesidir. β_n ve ϕ_n sırasıyla kesici kenara dik normal düzlemdeki sürtünme ve kayma açılarını göstermektedir. Eş. 6'da basitliğinden dolayı talaş akışı açısının (η_c), $\beta_{j,i}(\psi)$ 'ye eşit olduğunu varsayan Stabler kuralı kullanılmıştır [21]. $\alpha_r(\psi)$ ve $\beta_{j,i}(\psi)$ ile ilişkilendirilen frezenin küresel parçasındaki $\alpha_n(\psi)$ 'nin değişimi aşağıdaki Eş. 7 kullanılarak tahmin edilebilir [6].

$$\tan \alpha_n(\psi) = \tan \alpha_r(\psi) \cos \beta_{j,i}(\psi) \quad (7)$$

Burada küresel parmak frezenin $\alpha_r(\psi)$ açısı yarım küre parçada z eksenel derinliği boyunca Eş. 8'de ifade edildiği gibi değişmektedir [22].

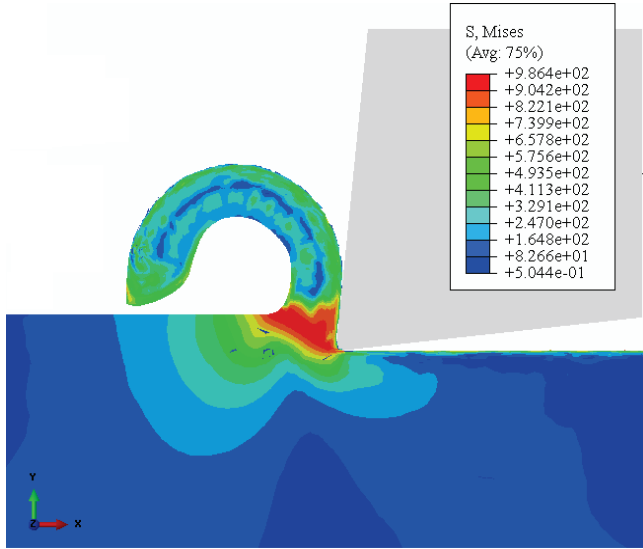
$$\alpha_r(\psi) = \begin{cases} \alpha_{r,c} \sin(\kappa_{j,i}) & 0 \leq z < r_0 \\ \alpha_{r,c} & z \geq r_0 \end{cases} \quad (8)$$

Burada $\alpha_{r,c}$ frezenin silindirik parçasındaki radyal talaş açısıdır.

5. SONUÇLAR VE TARTIŞMALAR (RESULTS AND DISCUSSIONS)

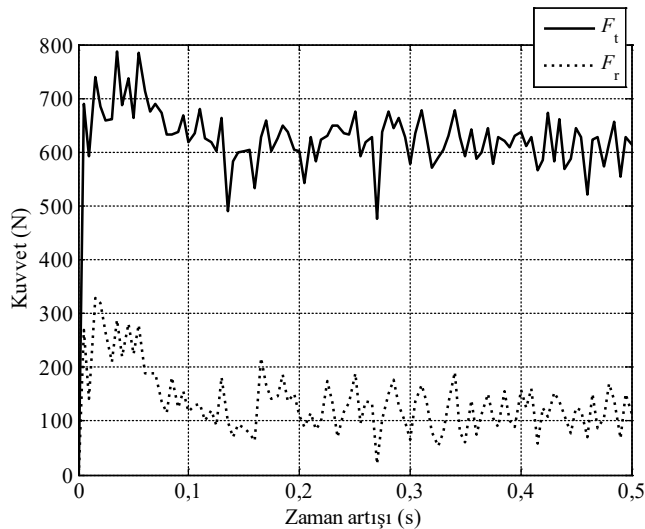
5.1. Dik Kesme Verilerinin Değerlendirilmesi (Evaluation of Orthogonal Cutting Data)

Küresel uçlu takımla frezelemede oluşan kesme kuvvetlerini tahmin etmek için Lagrangian sınırlarına sahip SE modeliyle benzetimler yapılmıştır. Şekil 3 iş parçasındaki von Mises gerilme dağılımının bir örneğini göstermektedir.



Şekil 3. ALE SE modelinden tahmin edilen von Mises gerilme dağılımı
(The von Mises stress distribution estimated from the ALE FE model)

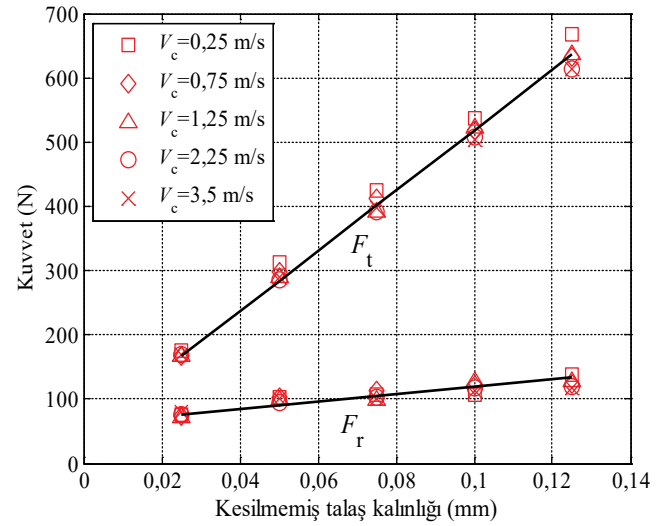
Birincil kayma bölgesinde kaymadan dolayı yüksek gerilme alanı meydana gelmiştir. İkincil kayma bölgesinde oluşan eşdeğer gerilme birincil kayma bölgesindeki gerilmeye daha düşüktür. Lagrangian sınırlı ALE SE modeli kullanılarak yapışma bölgesinde takım-talaş ara yüzüne bitişik ince katmanda en büyük gerilme yaklaşık 765 MPa olarak bulunmuştur. Esasen, benzetimlerden sırasıyla F_t ve F_r 'ye karşılık gelen x ve y yönlerindeki kuvvetler ve talaş kalınlığı (t_c) elde edilmiştir. Şekil 4 $V_c=3,5$ m/s ve $t=0,125$ mm için dik kesme benzetimlerinden elde edilen kesme kuvvetlerinin değişimini göstermektedir.



Şekil 4. ALE SE modelinden tahmin edilen kesme kuvvetlerinin zaman geçmişleri
(Time histories of the cutting forces estimated from the ALE FE model)

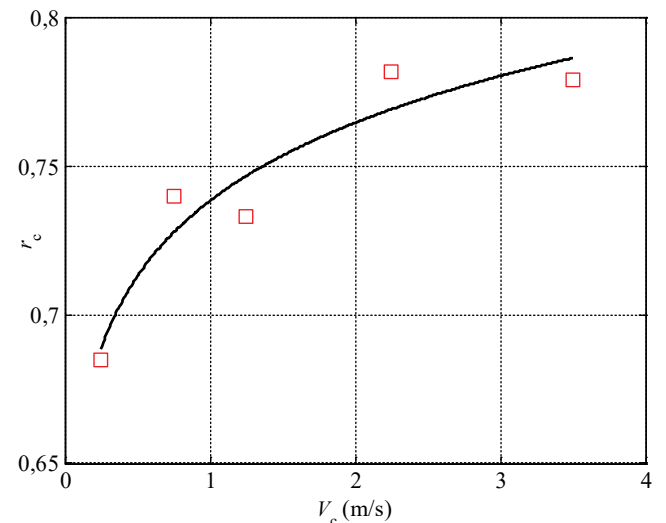
Şekilde görüldüğü gibi, talaş oluşumu sırasında süresiz kuvvetler oluşmuştur. Kesme kuvvetlerinin kararlı olduğu bölgenin başlangıç ve bitiş değerleri arası dikkate alınarak, ortalama F_t ve F_r sırasıyla 614,8 N ve 118,1 N olarak

belirlenmiştir. Bu büyüklükler, Eş. 2'de sunulan kuvvet modelinin sürtme kuvveti parçalarını ($K_{te}dS_{j,i}$, $K_{re}dS_{j,i}$) etkileyecektir. F_t ve F_r kuvvetlerinin kesilmemiş talaş kalınlığı ile değişimleri Şekil 5'de gösterilmiştir.



Şekil 5. ALE SE modelinden tahmin edilen F_t ve F_r (The estimated F_t and F_r from the ALE FE model)

Şekilden görülebileceği gibi, 20NiCrMo5 çeliğinin işlenmesi sırasında kuvvetler ve kesilmemiş talaş kalınlığı arasında doğrusal bir ilişki oluşmuştur. Kesme hızı artışıyla sürtme kuvvetleri önemli ölçüde değişmemiştir. Bu sonuç, sürtme kuvvet sabitlerinin ortalama değerlerinin analizde kullanılabilmesine işaret etmektedir. Lagrangian sınırlı ALE tekniğine dayalı kesme benzetimlerinden sürtme kuvvet sabitlerinin ortalama ve standart sapma değerleri K_{te} için sırasıyla 19,74 N/mm ve 1,8, K_{re} için 23,07 N/mm ve 1,66 olarak bulunmuştur. Talaş kalınlığı oranının ($r_c=t/t_c$) kesme hızıyla değişimi Şekil 6'da gösterilmiştir. Şekilden görülebileceği gibi, 20NiCrMo5 çeliği için r_c kesme hızının üstel fonksiyonu olarak tanımlanmıştır ve eğri uydurarak $r_c=0,7382V_c^{0,0503}$ ampirik ilişkisi belirlenmiştir.



Şekil 6. Dik kesme benzetimlerinde r_c 'nin değişimi
(Variation of r_c in orthogonal cutting simulations)

Tablo 3. Kesme benzetimlerinden tahmin edilen τ_s ve β_a (τ_s and β_a estimated from the cutting simulations)

	V_c (m/s)	τ_s (MPa)	β_a (°)
Lagrangian sınırlı ALE SE modeli	0,25	710,2	25,0
	0,75	690,6	25,9
	1,25	673,4	25,6
	2,25	674,8	25,5
	3,5	679,2	25,8
	Ortalama	685,6	25,6

Tablo 4. SE yöntemine dayalı süreç benzetim yaklaşımı ile deneysel yöntemin karşılaştırması
(Comparison of experimental method with process simulation approach based on FE method)

Karşılaştırılan yönler	Deneysel yöntem	SE yöntemine dayalı süreç benzetim yaklaşımı
Çevre gereksinimi	Freze tezgâhı, küresel uçlu parmak freze takımı, iş parçası gereklidir.	Bilgisayar, SE benzetim kodu, frezeleme kuvvet modeli gereklidir.
Frezeleme kuvveti hesaplama yöntemi	Frezeleme deneyleri gerçekleştirilir.	Frezeleme kuvvet modeli ile birlikte program çalıştırılır.
Yeni kesme parametreleri için uygulama	Yeni frezeleme deneyleri gerçekleştirilmesi gereklidir.	Frezeleme kuvvet modeli yeni kesme parametrelerine göre güncellenerek program tekrar çalıştırılabilir.

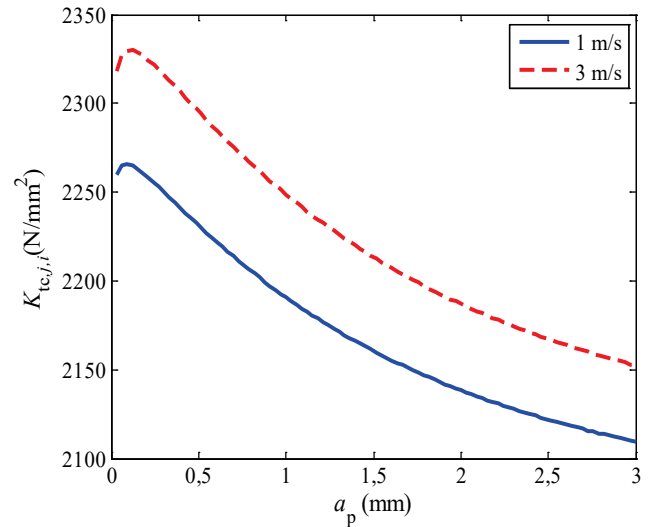
Dik kesme teorisi uygulanarak tahmin edilen kayma gerilmesi (τ_s) ve talaş yüzeyindeki ortalama sürtünme açısı (β_a) değerleri Tablo 3'de sunulmuştur. Tablodan görülebileceği gibi, τ_s ve β_a kesme hızı ile önemli ölçüde değişmemektedir. τ_s 'nin bu değişimi birincil kayma bölgesinde ısı ve şekil değiştirme hızının zıt davranış sergilemesine bağlanabilir. τ_s ve β_a için ortalama değerler belirlenmiştir. Lagrangian sınırlarına sahip ALE tekniği kullanılarak ortalama ve yüzde fark değerleri τ_s için sırasıyla 685,6 MPa ve 1,71, β_a için sırasıyla 25,6° ve 0,98 olarak bulunmuştur. Yüzde fark değerleri, Eş. 9'a göre ortalama değer (y_o) ve her bir kesme hızı için bulunan değer (y_i) arasındaki farkı gösteren yüzde değerlerinin ortalamasıdır.

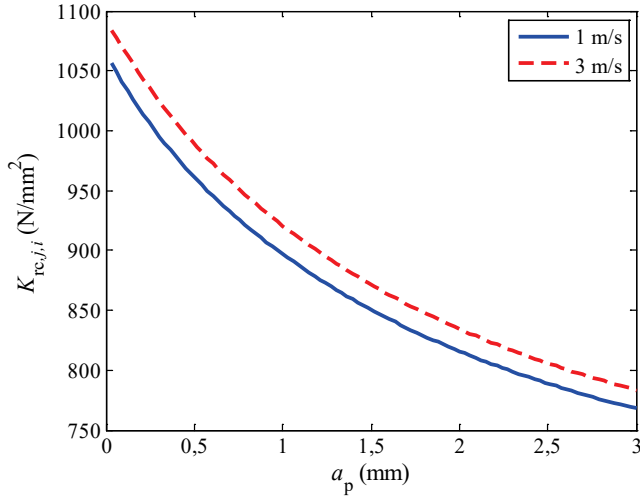
$$\% \text{ mutlak fark} = \left| \frac{y_i - y_o}{y_i} \right| \times 100 \quad (9)$$

5.2. Analitik Benzetim Sonuçları (Analytical Simulation Results)

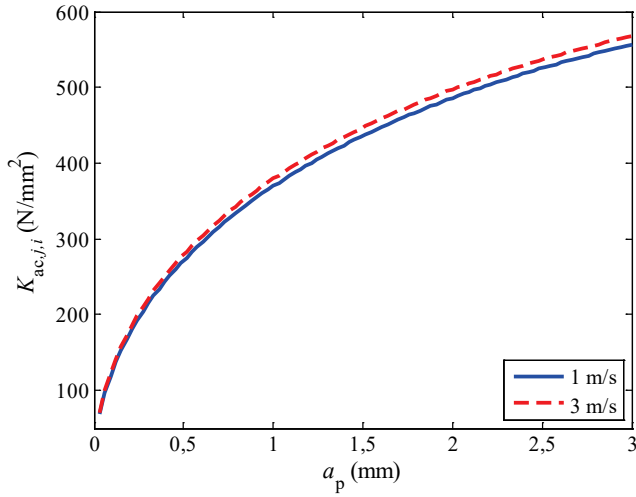
Küresel uçlu takım ile parmak frezeleme benzetimleri, ALE SE modelinden elde edilen sonuçlarla birlikte Eş. 3'ün integrasyonu gerçekleştirilerek yürütülmüş ve frezeleme kuvvet bileşenleri tespit edilmiştir. Frezeleme benzetimleri, 20NiCrMo5 çeliği üzerinde 3 mm aksenal kesme derinliğinde (a_p), 1 ve 3 m/s kesme hızı (V_c) ve 0,025 ve 0,075 mm/diş ilerleme (s_t) kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Küresel uç boyunca yerel kesici yarıçapının ($r_{j,i}(\psi)$) değişmesinden dolayı kesme hızı değerleri değişmektedir. Giriş açısı (ϕ_{st}) 0° ve çıkış açısı $\phi_{ex}=\pi$ olarak belirlenmiştir. Kesici takım, 30° helis açısına, 6° normal talaş açısına, 6 mm yarıçapa sahip iki kesici kenarlı karbür frezedir. K_{qc} (q=t,r)

sürtme kuvveti sabitleri tüm benzetimler için sabittir. $K_{qc,j,i}$ (q=t,r,a) kayma kuvveti sabitleri τ_s , β_a , r_c ve η_c ile birlikte Eş. 6 kullanılarak hesaplanmıştır. Sabitler yukarıda belirtilen kesici takım geometrisine bağlıdır. Şekil 7, 8 ve 9 aksenal kesme derinliği ile $K_{qc,j,i}$ (q=t,r,a) kayma kuvveti sabitlerinin değişimini göstermektedir. Tahmin edilen $K_{qc,j,i}$ (q=t,r,a) kayma kuvveti sabitleri küresel parçada nominal değerinden sifıra değişen yerel helis açısına ($\beta_{j,i}(\psi)$) bağlı olduğu için kesme derinliği boyunca sabit olmadıkları gözlemlenmiştir. Küresel uçlu parmak freze ile kanal işleme sırasında kesme derinliğinin artışı $K_{tc,j,i}$ ve $K_{rc,j,i}$ sabitlerinin genelde azalmasına, $K_{ac,j,i}$ sabitlerinin ise yükselmesine sebep olmuştur.

**Şekil 7.** Tahmin edilen $K_{tc,j,i}$ sabiti (The estimated constant $K_{tc,j,i}$)



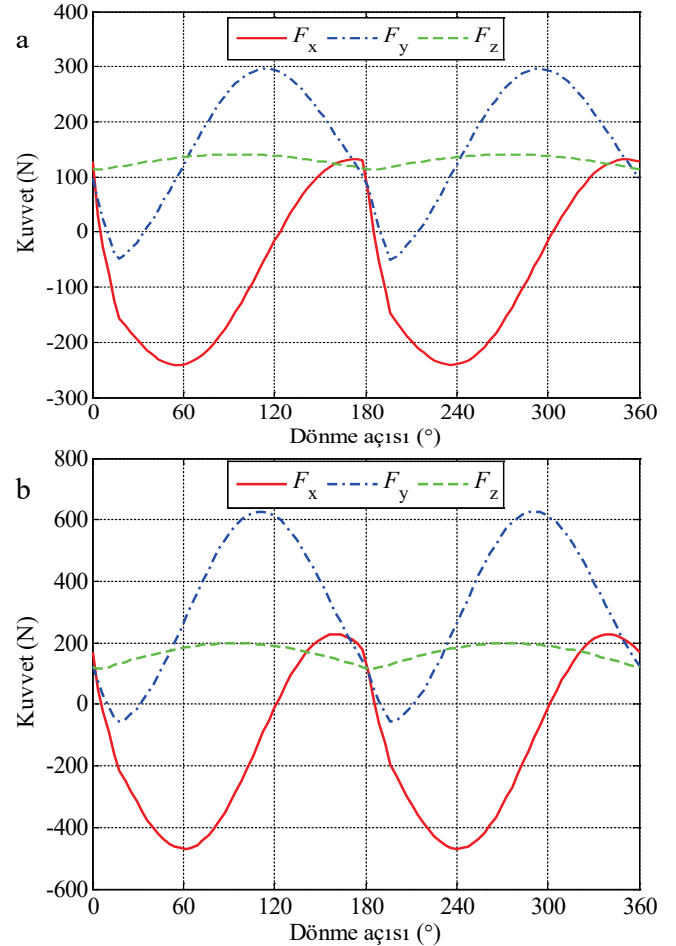
Şekil 8. Tahmin edilen $K_{rc,j,i}$ sabiti (The estimated constant $K_{rc,j,i}$)



Şekil 9. Tahmin edilen $K_{ac,j,i}$ sabiti (The estimated constant $K_{ac,j,i}$)

Bu çalışmada, küresel parmak frezeleme kuvvetlerini tahmin etmek için Lagrangian sınırlı ALE SE benzetimleri gerçekleştirilmiştir. Benzetimlerin amacı, birleşik kesme mekaniği yaklaşımı olarak adlandırılan kestirimci kuvvet modelinden küresel frezeleme kuvvetlerini tahmin etmek için gerekli dik kesme veri tabanını oluşturmaktır. Lagrangian sınır koşullu ALE SE modelinden sayısal olarak belirlenen dik kesme verilerini içeren kestirimci kuvvet modelinden tahmin edilen F_x , F_y ve F_z küresel parmak frezeleme kuvvetlerinin dönme açısıyla değişimleri Şekil 10 ve 11'de sunulmuştur. Şekil 10a $V_c=1$ m/s ve $s_t=0,025$ mm/diş kesme koşulunda küresel uçlu takım ile kanal frezeleme benzetiminden tahmin edilen frezeleme kuvvetlerinin dönme açısıyla değişimini göstermektedir. $s_t=0,075$ mm/diş daha yüksek ilerleme ile $V_c=1$ m/s kesme hızında küresel uçlu takım ile gerçekleştirilen kanal frezeleme benzetiminden tahmin edilen kuvvetler Şekil 10b'de gösterilmiştir. Şekil 11a'da görüldüğü gibi, $V_c=3$ m/s ve $s_t=0,025$ mm/diş farklı bir kesme koşulunda da küresel uçlu takım ile kanal frezeleme benzetimi gerçekleştirilmiştir. $s_t=0,075$ mm/diş daha yüksek ilerleme ile $V_c=3$ m/s kesme hızında tahmin edilen küresel frezeleme kuvvetlerinin

dönme açısıyla değişimleri de Şekil 11b'de gösterilmiştir. Şekillerden görülebileceği gibi, Lagrangian sınırlarına sahip ALE SE modeline dayalı dik kesme verileri ile birlikte kestirimci kuvvet modeli kullanılarak incelenen tüm kesme koşulları için küresel parmak frezeleme kuvvetleri elde edilmiştir. Başka bir deyişle, SE yönteminden elde edilen dik kesme veri tabanına dayalı bu süreç benzetim yaklaşımı kullanılarak küresel parmak frezelemede oluşan kesme kuvvetlerini tahmin etmek mümkündür.

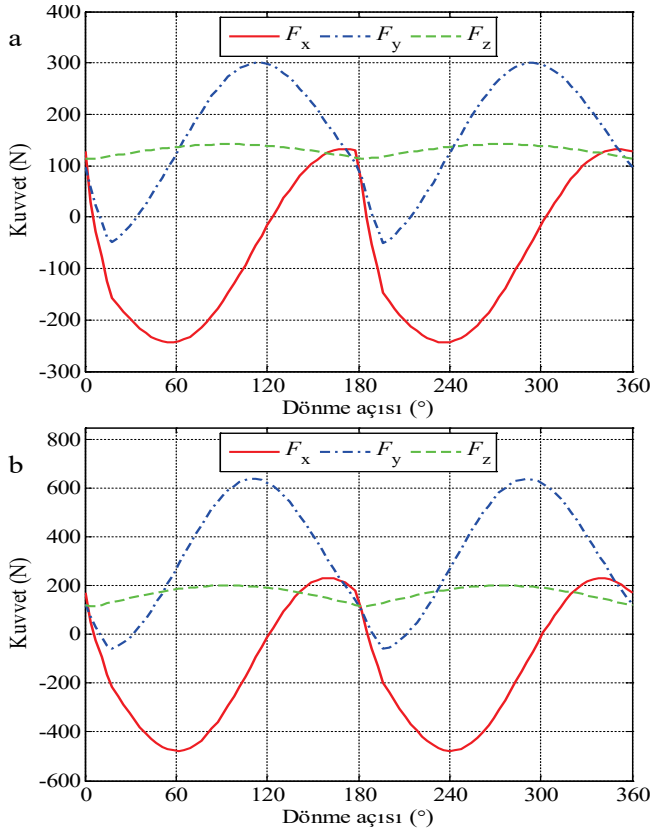


Şekil 10. $V_c=1$ m/s'de kanal frezeleme benzetiminden tahmin edilen kuvvetler: a) $s_t=0,025$ mm/diş b) $s_t=0,075$ mm/diş

(The estimated forces from slot-milling simulation at $V_c=1$ m/s (a) $s_t=0,025$ mm/flute (b) $s_t=0,075$ mm/flute)

Lagrangian sınırlı ALE SE modeline dayalı dik kesme sürecinin analizi için iş parçası malzemesinin davranışı şekil değiştirme, şekil değiştirme hızı ve sıcaklığın fonksiyonu olarak Johnson-Cook akış gerilmesi modeliyle tanımlanmıştır. Ancak, bu parametrelerin fonksiyonu olarak akış gerilmesi modeli yüksek şekil değiştirme hızlarında iş parçası malzemesinin davranışını yeterli derecede yansıtmayabilir ve tahmin edilen dik kesme veri tabanını etkileyebilir. SE yazılımı da teğetsel yöndeki temas etkileşimini modellemek için sürtünme katsayısının ve kritik kayma gerilmesinin kullanımını sağlamaktadır. Talaş, Lagrangian sınırlı ALE SE modelinde düğüm noktalarına dayalı bir yüzey olarak tanımlanmıştır. Bu yüzden, takım-

talaş ara yüzündeki teğetsel temas etkileşimi yalnızca sürtünme katsayısı kullanılarak modellenmiştir. Ancak, talaş kaldırma sırasında oluşan sürtünme daha karmaşıktır ve takım-talaş ara yüz koşullarına dayalı ileri sürtünme modelleri geliştirilerek SE modeli oluşturulmalıdır. Lagrangian formülasyonu, iş parçasından talaşın kaldırılması için talaş ayrılma kriteri gerektirmesinden dolayı SE modelinde bir ayrılma kriteri de uygulanmış ve bu yaklaşımdan kaynaklanan tipik ağ bozulması sorununu azaltmak için ALE yaklaşımından yararlanılmıştır. Bu sebeplerden dolayı, Lagrangian sınırlı ALE SE modelinden elde edilen dik kesme veri tabanına dayanarak küresel parmak frezeleme kuvvetlerini tahmin etmek için iyi ayarlanmış parametrelere sahip SE benzetim modeli tasarlamak oldukça önemlidir. SE modelinden elde edilecek dik kesme veri tabanının hassasiyetine bağlı olarak tahmin edilen küresel parmak frezeleme kuvvet büyüklüklerinin doğruluğu önemli ölçüde artırılabilir. Küresel parmak frezeleme kuvvetlerinin belirlenmesinde kullanılan klasik deneysel yöntem ve önerilen SE yöntemine dayalı süreç benzetim yöntemi arasındaki karşılaştırma da Tablo 4'de yapılmıştır. Tablodan görülebileceği gibi, küresel uçlu takımla frezeleme sırasında oluşan kuvvetlerin belirlenmesi ve kesme parametrelerinin eniyilemesi için pahalı deneysel operasyonların yerine SE modeline dayalı önerilen yaklaşım kolaylıkla kullanılabilir.



Şekil 11. $V_c=3$ m/s'de kanal frezeleme benzetiminden tahmin edilen kuvvetler: a) $s_t=0,025$ mm/diş b) $s_t=0,075$ mm/diş

(The estimated forces from slot-milling simulation at $V_c=3$ m/s) $s_t=0,025$ mm/flute (b) $s_t=0,075$ mm/flute)

6. SONUÇLAR (CONCLUSIONS)

Bu çalışmada, dik kesme sürecinin SE modelinden küresel parmak frezeleme kuvvetlerini tahmin etmek için bir süreç benzetim yöntemi sunulmuştur. Bu yaklaşım, Lagrangian sınır koşullu 2B ALE SE modeli ve kestirimci frezeleme kuvvet modeli olmak üzere iki parçadan oluşmaktadır. Bu yöntemin ilk katkısı, kestirimci frezeleme kuvvet modelinde ihtiyaç duyulan dik kesme verilerinin sunulan Lagrangian sınır koşullu ALE SE modelinden tahmin edilmesidir. Talaş kaldırma sürecinin Lagrangian sınırlarına sahip ALE SE modeli kullanılarak 20NiCrMo5 çeliği için ortalama kayma gerilmesi ve sürtünme açısı sırasıyla yaklaşık 686 MPa ve 26° olarak bulunmuştur. Talaş kalınlığı oranı ise kesme hızının üstel fonksiyonu olarak değişmektedir. ALE SE modelinden dik kesme verilerini elde etmek için iş parçası malzemesi şekil değiştirme, şekil değiştirme hızı ve sıcaklığın fonksiyonu olarak Johnson-Cook modeline göre tanımlanmış ve teğetsel yöndeki takım-talaş ara yüzü etkileşimi yalnızca sürtünme katsayısı kullanılarak modellenmiştir. İş parçası malzemesinin davranışını ve takım-talaş ara yüzü etkileşimini gerçeğe uygun olarak modellemek için daha ileri yöntemlerin uygulanması tahmin edilen dik kesme veri tabanının doğruluğunu artırabilir. Diğer taraftan, Lagrangian formülasyonundan dolayı SE modelinde talaş ayrılma kriteri ve tipik eleman distorsiyonu problemini azaltmak için ALE yaklaşımı kullanılmıştır. Bu yöntemin bir diğer katkısı, Lagrangian sınırlı ALE SE modeli ile birlikte kestirimci frezeleme kuvvet modeli kullanılarak incelenen tüm frezeleme koşulları için küresel parmak frezeleme kuvvetlerinin tahmin edilebilmesidir. Bu sonuç, önerilen yaklaşım kullanılarak değişik kesme koşullarında küresel parmak frezeleme kuvvetlerinin belirlenebileceğine işaret etmektedir. Tahmin edilen kuvvetlerin, deneysel olarak ölçülen kuvvet büyüklükleri ile karşılaştırılması halinde sonuçlar arasında oluşabilecek farklılıklar yüksek şekil değiştirme hızlarında iş parçası malzeme modelindeki sınırlamalara ve yetersiz sürtünme modelleme yaklaşımına bağlanabilir. Benzetimlerden elde edilen dik kesme veri tabanının doğruluğu artırılarak tahmin edilen ve deneysel olarak ölçülen küresel parmak frezeleme kuvvetleri arasındaki farklar azaltılabilir. Bu çalışmada sunulan SE yöntemine dayalı süreç benzetim yaklaşımı, 2B dik kesme modeline dayalı olduğu için oldukça hızlı ve deneysel yöntemle göre daha ucuzdur. Düz parmak freze ve kenar radyüslü parmak freze gibi çeşitli parmak freze takımları ile talaş kaldırma sırasında meydana gelen kuvvetleri tahmin etmek ya da kesme parametrelerinin eniyilemesini yapmak için deneysel testlerin yerine SE yöntemine dayalı süreç benzetim yaklaşımı frezeleme kuvvet modeli değiştirilmek suretiyle uygulanabilir.

KAYNAKLAR (REFERENCES)

1. Yaman K., Başaltın M., Investigations on the cutting parameters and the tool wear of SAE 1030 forged steel material by acoustic emission in turning operation, Journal of the Faculty of Engineering and Architecture of Gazi University 32 (4), 1077–1088, 2017.

2. Saffar R.J., Razfar M.R., Zarei O., Ghassemieh E., Simulation of three-dimension cutting force and tool deflection in the end milling operation based on finite element method, *Simulation Modelling Practice and Theory*, 16, 1677–1688, 2008.
3. Aydın M., Uçar M., Cengiz A., Kurt M., Barkın B., A methodology for cutting force prediction in side milling, *Materials and Manufacturing Processes*, 29, 1429–1435, 2014.
4. Karagüzel U., Bakkal M., Budak E., Modelling thermally induced deformations on tool during turn-milling, *Journal of the Faculty of Engineering and Architecture of Gazi University* 32, 865–875, 2017.
5. Karpát Y., Kanlı M., Oliaei S.N.B., Mechanistic modeling of micro milling including tool run-out, *Journal of the Faculty of Engineering and Architecture of Gazi University*, 10.17341/gazimmfd.416407, 2018.
6. Budak E., Altıntaş Y., Armarego E.J.A., Prediction of milling force coefficients from orthogonal cutting data, *ASME Transactions, Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 118, 216–224, 1996.
7. Lee P., Altıntaş Y., Prediction of ball-end milling forces from orthogonal cutting data, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 36, 1059–1072, 1996.
8. Wan M., Pan W.J., Zhang W.H., Ma Y.C., Yang Y., A unified instantaneous cutting force model for flat end mills with variable geometries, *Journal of Materials Processing Technology*, 214, 641–650, 2014.
9. Aydın M., Dik kesme işleminde kalıcı gerilmelerin sonlu elemanlar yöntemiyle modellenmesi, *Politeknik Dergisi*, 19 (3), 297–304, 2016.
10. Miguélez M.H., Soldani X., Molinari A., Analysis of adiabatic shear banding in orthogonal cutting of Ti alloy, *International Journal of Mechanical Sciences*, 75, 212–222, 2013.
11. Duan C., Zhang L., A reliable method for predicting serrated chip formation in high-speed cutting: analysis and experimental verification, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 64, 1587–1597, 2013.
12. Strenkowski J.S., Shih A.J., Lin J.C., An analytical finite element model for predicting three-dimensional tool forces and chip flow, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42, 723–731, 2002.
13. Raczy A., Altenhof W.J., Alpas A.T., An Eulerian Finite Element Model of the Metal Cutting Process, *Proceedings of the 8th International LS-DYNA Users Conference*, Dearborn, MI, USA, 11–26, 2004.
14. Aydın M., Prediction of cutting speed interval of diamond-coated tools with residual stress, *Materials and Manufacturing Processes*, 32, 145–150, 2017.
15. Aydın M., Köklü U., Identification and modeling of cutting forces in ball-end milling based on two different finite element models with Arbitrary Lagrangian Eulerian technique, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 92, 1465–1480, 2017.
16. Stenberg N., Proudian J., Numerical modelling of turning to find residual stresses, *Procedia CIRP*, 8, 258–264, 2013.
17. Iscar Ltd. Ball nose solid carbide end mills, <http://www.iscar.com/eCatalog/Grade.aspx?grade=IC08&item>, Date accessed Nisan 04, 2016.
18. Johnson G.R., Cook W.H., A Constitutive Model and Data for Metals Subjected to Large Strains, High Strain Rates and High Temperatures, *Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics*, The Hague, The Netherlands, 541–547, 1983.
19. Prasad C.S., FEM Modeling to Verify Residual Stress in Orthogonal Machining, *Lap Lambert Academic Publishing*, Saarbrücken, 2010.
20. Fu Z., Yang W., Wang X., Leopold J., An analytical force model for ball-end milling based on a predictive machining theory considering cutter runout, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 84, 2449–2460, 2016.
21. Stabler G.V., *Fundamental geometry of cutting tools*, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, 165, 14–26, 1951.
22. Ozturk E., Budak E., Modeling of 5-axis milling processes, *Machining Science and Technology*, 11, 287–311, 2007.

