

	SAKARYA ÜNİVERSİTESİ FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ DERGİSİ <i>SAKARYA UNIVERSITY JOURNAL OF SCIENCE</i>	
	e-ISSN: 2147-835X Dergi sayfası: http://dergipark.gov.tr/saufenbilder	
	<u>Geliş/Received</u> 08.06.2015 <u>Kabul/Accepted</u> 25.01.2017	<u>Doi</u> 10.16984/saufenbilder.221226



Oxley modelleme yaklaşımının tahmin doğruluğu ve verimliliğinin artırılması

Mehmet Aydın*¹

ÖZ

Bu çalışmada, kesme kuvvetlerini ve talaş kalınlıklarını daha yüksek doğruluk ve verimlilikle tahmin etmek için genişletilmiş Oxley modelleme yaklaşımının iyileştirilmesi ele alınmıştır. İş parçası malzemesi özellikleri Johnson–Cook akış gerilmesi denklemi kullanılarak modellenmiştir. Oxley modelleme yaklaşımının hesaplama verimliliğini artırmak için model parametrelerinin (ϕ , C_0 , δ) başlangıç değerlerinin eniyilemesi yapılmıştır. Tahmin doğruluğunu yükseltmek için Oxley modelleme yaklaşımına bir sıcaklık hesaplama yöntemi dahil edilmiştir. Tahmin edilen sonuçlar AISI 1045 çeliği iş parçası üzerinde karbür kesici takımlarla gerçekleştirilen dik kesme testlerinden elde edilen deneysel verilerle karşılaştırılmıştır. Sonuç olarak, genişletilmiş Oxley modelleme yaklaşımının geliştirilen versiyonunun tahminlerinin genişletilmiş orijinal versiyonun sonuçlarına göre deneysel verilerle daha iyi bir uyum içinde olduğu belirlenmiştir.

Anahtar Kelimeler: kayma düzlemi, malzeme modeli, Oxley’in modeli, takım–talaş arayüzü, talaşlı imalat

Increasing prediction accuracy and efficiency of Oxley modeling approach

ABSTRACT

In this paper, the improvement of the extended Oxley modeling approach is considered to predict the cutting forces and chip thicknesses with higher accuracy and efficiency. The workpiece material properties are modeled using the Johnson–Cook flow stress equation. The initial values of the model parameters (ϕ , C_0 , δ) are optimized to increase the computation efficiency of the Oxley modeling approach. A temperature calculation method is included into the Oxley modeling approach to enhance the prediction accuracy. The predicted results are compared with experimental data obtained from the orthogonal cutting tests performed with carbide cutting tools on AISI 1045 steel workpiece. Finally, it is determined that the predictions of the improved version of the extended Oxley modeling approach are in a better agreement with the experimental data than the results of the extended original version.

Keywords: shear plane, material model, Oxley’s model, tool–chip interface, machining

* Sorumlu Yazar / Corresponding Author

¹ Endüstri Ürünleri Tasarımı Bölümü, Bilecik Şeyh Edebali Üniversitesi, Bilecik, Türkiye - mehmet.aydin@bilecik.edu.tr

1. GİRİŞ (INTRODUCTION)

Talaşlı imalat, havacılık, otomotiv ve kalıp endüstrilerinde en yaygın olarak kullanılan karmaşık bir üretim yöntemidir. Kesme sırasında iş parçası malzemesi şekil değiştirme hızı ve sıcaklıkların etkisiyle önemli ölçüde deformasyona uğramaktadır. Diğer süreçlerde olduğu gibi, amaç, bir parçayı daha kaliteli, hızlı ve ucuz şekilde elde edebilmektir. Bu ihtiyaçları karşılamak için düşük hesaplama maliyetine sahip kesme koşulları ve kesici takım geometrilerinin geniş bir aralığının test edilmesine olanak sağlayan çeşitli talaşlı imalat süreç modelleri geliştirilmiş, böylece kesme kuvvetleri, titreşimler ve kesme sıcaklıklarının elde edilmesi ve takım aşınması ve iş parçası yüzey kalitesinin nicel analizinin gerçekleştirilmesi kolaylaştırılmıştır.

Süreç modelleri kullanılarak yüksek kesme kuvvetleri, titreşimler ve sıcaklıklar verimlilikten ödün vermeden önlenabilir, hatta verimliliği artırarak ortadan kaldırılabilir. Oxley [1] dik kesme süreç değişkenlerinin tahmini için şekil değiştirme, şekil değiştirme hızı ve sıcaklığın akış gerilmesi üzerindeki etkilerini inceleyerek kayma çizgisi yöntemine dayalı paralel kenarlı kayma bölgesi teorisini geliştirmiştir. Oxley talaş kaldırma teorisi olarak bilinen bu model kesici takım geometrisini ve kesme koşullarını inceleyerek kayma açısı, kesme kuvvetleri ve diğer süreç çıktıları tahmin etmek için iş parçası malzemesinin termal özelliklerini ve üs yasası akış gerilmesi denklemini kullanmaktadır. Kristyanto vd [2] karbon çelikleri ve alüminyum alaşımlarının üs kanunu akış gerilmesi denklemlerini Oxley'in modeline uygulayarak araştırılabilir malzeme çeşitliliğini arttırmışlardır. Ancak, literatürde yalnızca birkaç malzeme için böyle akış gerilmesi ilişkisi bulunmaktadır [3].

Huang ve Liang [4] Oxley'in talaş kaldırma teorisini geliştirmek için hareketli ısı kaynağı yöntemini [5] ve iyileştirilmiş Johnson–Cook malzeme denklemini [6] kullanarak kayma düzlemi ve takım–talaş arayüzündeki sıcaklık dağılımlarını modellemişlerdir. Geliştirilen model kübik bor nitrür (CBN) kesici takımlarla sertleştirilmiş iş parçası malzemelerinin tornalanmasında kesme kuvvetlerini tahmin etmek için uygulanmıştır. Ancak, bu model ikincil deformasyon bölgesindeki şekil değiştirmenin etkisini içermemektedir. Abidi-Sedeh vd [7,8] kesme kuvvetlerini ve sıcaklıkları tahmin etmek için Johnson–Cook malzeme modelini [9],

geçmiş–bağımlı üs kanunu modelini ve mekanik eşik gerilme modelini kullanarak Oxley'in talaş kaldırma modelinde değişiklik yapmışlardır. Takım–talaş arayüzündeki şekil değiştirmenin etkisini inceledikleri çalışmalarının sonucunda Johnson–Cook malzeme modelinin kesme kuvvetlerinin tahmininde en iyi performansı sağladığını tespit etmişlerdir. Özel ve Zeren [10] uniform olmayan talaş yüzeyi normal gerilme dağılımını ve üçgen şeklinde ikincil deformasyon bölgesini inceleyerek Oxley modeline değişiklikler sunmuşlardır. Lalwani vd [11] kesme kuvvetlerini ve sıcaklıkları daha basit bir yaklaşımla tahmin etmek için Oxley'in modeline Johnson–Cook malzeme modelini dahil etmişlerdir. Xiong vd [12] daha iyi tahmin hassasiyeti ve verimliliği ile kesme kuvvetlerini, ilerleme kuvvetlerini ve talaş kalınlığını hesaplamak için genişletilmiş Oxley modelinin algoritmasını değiştirmişlerdir. Chen vd [13] Johnson–Cook malzeme modelini ve termal bir model kullanarak Oxley'in teorisini çelik, alüminyum ve titanyum alaşımlarına uygulamışlardır.

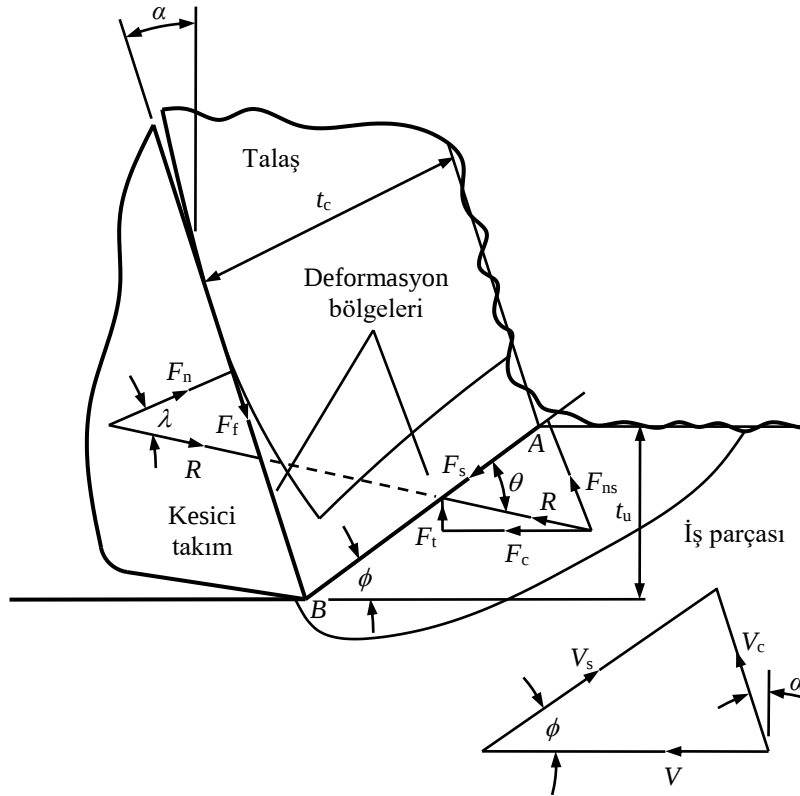
Bu çalışmada, kesici takım geometrisi ve kesme koşullarına göre dik kesme süreç değişkenlerinin hesaplanmasını sağlayan Oxley modelleme yaklaşımı ele alınmıştır. Geliştirilen model, Lalwani vd'nin süreç değişkenlerini tahmin etmek için kullandıkları modeli temel almış, tahmin hassasiyeti ve verimliliği artırmak için yeni bir yaklaşım geliştirilmiştir. Modeli diğerlerinden gerçeğe daha yakın kılan nokta model parametrelerinin başlangıç değerlerinin eniyilemesi ve sıcaklıkların hesaplanması için yeni bir yöntemin dahil edilmesidir. Ayrıca, iş parçası malzemesi davranışını tanımlamak için Johnson–Cook akış gerilmesi denklemi kullanılmıştır. Şekil değiştirme hızı ve sıcaklığın yanı sıra şekil değiştirmenin ikincil deformasyon bölgesindeki akış gerilmesi üzerindeki etkisi incelenmiştir. Daha sonra, geliştirilen modeli doğrulamak için tahmin edilen kesme kuvvetleri ve talaş kalınlıkları deneysel verilerle karşılaştırılmıştır.

2. OXLEY MODELLEME YAKLAŞIMI (OXLEY MODELING APPROACH)

Oxley modelleme yaklaşımı [1] kayma çizgisi alan analizi ve deneysel akış alanlarının şekil değiştirme hızı analizinden elde edilen talaş oluşumu modeline dayanmaktadır (Şekil 1) ve

yapılan varsayımlar şöyle özetlenebilir: 1) keskin kenarlı bir takımla sürekli talaş oluşumu için düzlemsel deformasyon ve kararlı durum şartları varsayılır, 2) birincil kayma bölgesinin paralel-kenarlı ve ikincil kayma bölgesinin sabit kalınlığa sahip olduğu varsayılır, 3) *AB* kayma düzlemindeki kayma şekil değiştirmesi üniform ve kayma bölgesindeki şekil değiştirmenin yarısına

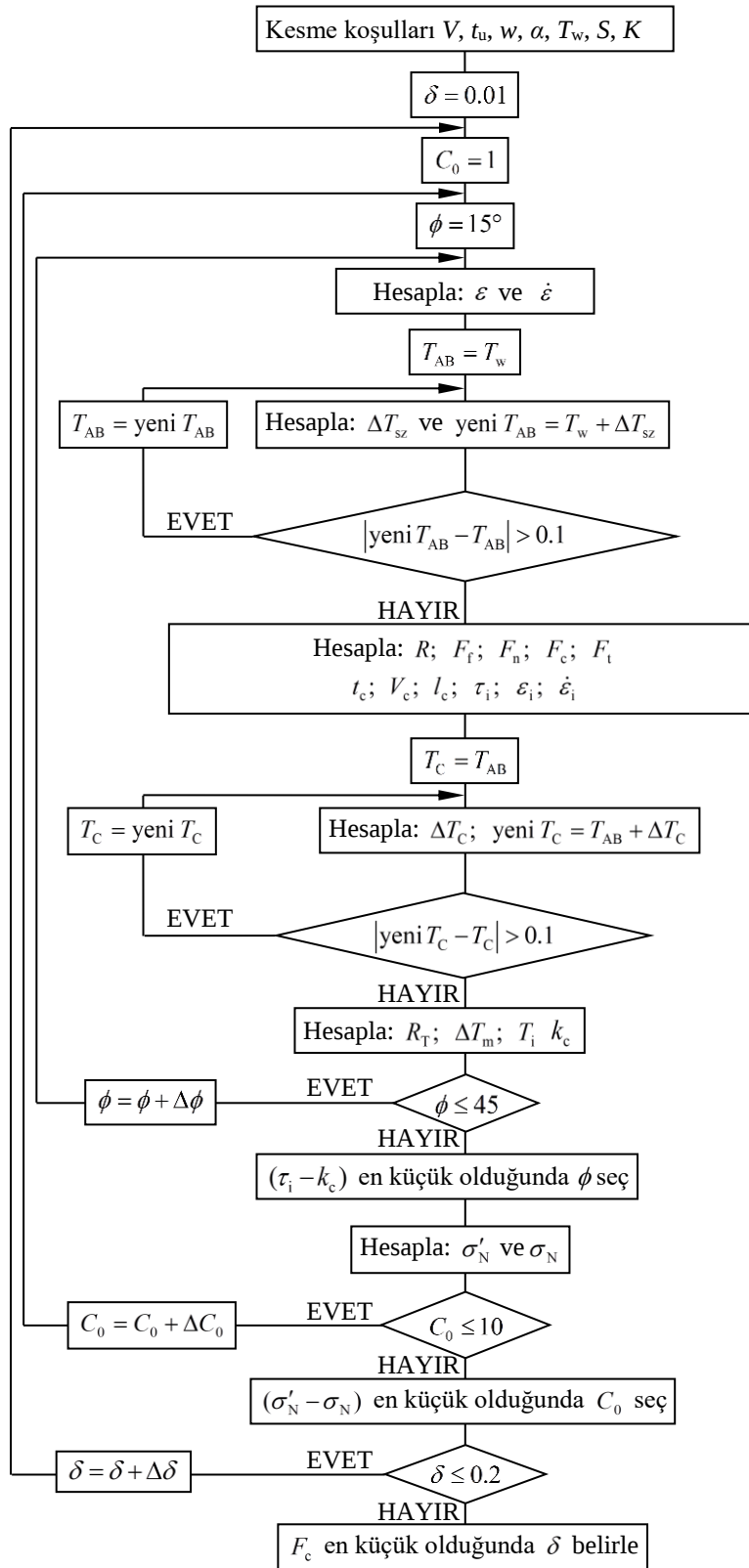
eşittir, 4) AB boyunca şekil değiştirme ve sıcaklık üniformdur, 5) AB çizgisi düz bir kayma çizgisidir, 6) en büyük kayma gerilmesi ve kayma şekil değiştirme hızının AB ve takım-talaş arayüzünde olduğu varsayılır, 7) C_0 ve δ sırasıyla kayma bölgesi ve takım-talaş arayüzündeki şekil değiştirme hızı sabitleridir.



Şekil 1.Talaş oluşumu modeli (chip formation model) [1]

Kesme kuvveti (F_c), ilerleme kuvveti (F_t), kayma kuvveti (F_s), sürtünme kuvveti (F_f), normal kuvvet (F_n), kayma düzlemi sıcaklığı (T_{AB}), takım–talaş arayüzü ortalama sıcaklığı (T_i), talaş kalınlığı (t_c), takım–talaş arayüzündeki ortalama sürtünme açısı (λ), kayma düzlemindeki gerilme (k_{AB}) ve kayma düzlemi uzunluğu (l_{AB}) gibi parametreleri elde etmek için $x = [\phi, C_0, \delta]$ belirlenmelidir. Xiong vd [12] tarafından önerilen çözüme dayanarak, takım–talaş arayüzündeki şekil değiştirme hızı sabiti (δ), kayma bölgesindeki şekil değiştirme hızı sabiti (C_0) ve kayma açısı (ϕ) başlangıç değerleri tahmin verimliliğini arttırmak ve AISI 1045 çelik için kuvvet dengesini sağlamak için

sırasıyla 0.01, 1 ve 15° olarak tayin edilmiştir. Yukarıda ifade edildiği gibi, süreç parametreleri takım–talaş arayüzündeki şekil değiştirme hızı sabiti (δ), kayma bölgesindeki şekil değiştirme hızı sabiti (C_0) ve kayma açısına (ϕ) bağlı olup, Oxley’in modelinin çözüm prosedürü Şekil 2’de verilen akış şeması ile gösterilmiştir. ϕ takım–talaş arayüzü kayma gerilmesi [$\tau(x)$] talaşın kayma akış gerilmesine [$k_c(x)$] eşit olduğunda belirlenir. C_0 takım–talaş arayüzündeki normal gerilme [$\sigma_N(x)$] B noktasındaki sınır koşulundan hesaplanan [$\sigma'_N(x)$] gerilme değerine eşit olduğunda belirlenir. δ en küçük kesme kuvveti kriterinden belirlenir [en küçük $F_c(x)$].



Şekil 2. Oxley modelleme yaklaşımının akış şeması (Flow chart of Oxley modeling approach)

2.1. Malzeme akış gerilmesi modeli (Flow stress model of material)

Oxley'in modelini geliştirmek için şekil değiştirme, şekil değiştirme hızı ve sıcaklığın fonksiyonu olarak iş parçası malzemesi davranışını tanımlayan Johnson–Cook akış

gerilmesi modeli [9] kullanılmıştır. Bu malzeme modeli aşağıdaki ampirik ilişki ile ifade edilebilir:

$$\sigma = (A + B(\varepsilon)^n) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \left(1 - \left(\frac{T - T_w}{T_m - T_w} \right)^m \right) \quad (1)$$

burada A , B , C , n ve m burulma, çekme veya Hopkinson çubuk testlerinden elde edilen malzeme sabitleri, σ malzeme akış gerilmesi, ε eşdeğer şekil değiştirme, $\dot{\varepsilon}$ eşdeğer şekil

değiştirme hızı, $\dot{\varepsilon}_0$ referans şekil değiştirme hızı, T anlık sıcaklık, T_w iş parçası malzemesinin başlangıç sıcaklığı, T_m iş parçası malzemesinin ergime sıcaklığıdır. Johnson–Cook modelindeki birinci terim şekil değiştirme sertleşmesini ifade etmektedir. Bu terim içerisindeki A malzemenin akma gerilmesi ve B dayanım katsayısıdır. İkinci terim malzeme yüksek şekil değiştirme hızı ile yüklendiğinde akış gerilmesinin artacağını göstermektedir. Son terim sıcaklık arttıkça malzemenin akış gerilmesinin azalacağını temsil etmektedir. $(T-T_w)/(T_m-T_w)$ normalize edilen sıcaklık olarak bilinir ve T^* ile gösterilir.

2.2. Birincil kayma bölgesi (Primary shear zone)

Kayma düzlemindeki eşdeğer kayma akış gerilmesi (k_{AB}) Johnson–Cook modeli kullanılarak Von Mises kriterine göre aşağıdaki gibi ifade edilebilir:

$$k_{AB} = \frac{1}{\sqrt{3}} (A + B\varepsilon_{AB}^n) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}_{AB}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \left(1 - \left(\frac{T_{AB} - T_w}{T_m - T_w} \right)^m \right) \quad (2)$$

burada AISI 1045 çelik için $A=553.1$ MPa, $B=600.8$ MPa, $n=0.234$, $C=0.0134$, $m=1$ ve $T_m=1460$ [14]. ε_{AB} ve $\dot{\varepsilon}_{AB}$ sırasıyla eşdeğer şekil değiştirme ve şekil değiştirme hızıdır ve T_{AB} AB düzlemindeki ortalama sıcaklıktır. ε_{AB} ve $\dot{\varepsilon}_{AB}$ aşağıdaki gibi ifade edilebilir:

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_{AB} &= \frac{\gamma_{AB}}{\sqrt{3}} = \frac{\cos \alpha}{2\sqrt{3} \sin \phi \cos(\phi - \alpha)} \\ \dot{\varepsilon}_{AB} &= \frac{\dot{\gamma}_{AB}}{\sqrt{3}} = C_0 \frac{V_s}{\sqrt{3} l_{AB}} \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

burada γ_{AB} ve $\dot{\gamma}_{AB}$ sırasıyla AB düzlemindeki en büyük kayma şekil değiştirme ve şekil değiştirme hızıdır. l_{AB} kayma düzleminin uzunluğu, ϕ kayma açısı ve α talaş açısıdır. V_s kayma hızıdır ve kesme hızı (V) ve aşağıdaki denklem kullanılarak hesaplanabilir:

$$V_s = \frac{\cos \alpha}{\cos(\phi - \alpha)} V. \quad (4)$$

Kayma düzlemindeki (AB) ortalama sıcaklık kayma bölgesinde yapılan işi inceleyerek bulunur ve aşağıdaki gibi ifade edilebilir:

$$E_j = \sum_{i=1}^N \left[\left(\frac{F_{c,i,j} - F_{c,i}}{F_{c,i}} \right)^2 + \left(\frac{F_{t,i,j} - F_{t,i}}{F_{t,i}} \right)^2 + \left(\frac{T_{int,i,j} - T_{int,i}}{T_{int,i}} \right)^2 + \left(\frac{t_{c,i,j} - t_{c,i}}{t_{c,i}} \right)^2 \right] \quad (9)$$

E_k = en küçük(E_j) olmak üzere $\eta = \eta_k$ dir.

$$T_{AB} = T_w + \eta \frac{1 - \beta_T}{\rho S t_u w \cos(\phi - \alpha)} \frac{F_s \cos \alpha}{\cos(\phi - \alpha)} \quad (5)$$

burada sağ taraftaki ikinci terim kayma deformasyonundan dolayı AB düzlemindeki sıcaklık artışıdır. η toplam kayma deformasyon enerjisi yüzdesi, ρ ve S iş parçası malzemesi yoğunluğu ve özgül ısısı, t_u deforme olmamış talaş kalınlığı, w kesme genişliği, β_T kayma bölgesinden iş parçasına iletilen ısı miktarıdır ve aşağıdaki ampirik denklem ve boyutsuz termal sayı (R_T) ifadesinden bulunur:

$$\beta_T = 0.5 - 0.35 \log(R_T \tan \phi) \quad \text{ için } 0.04 \leq R_T \tan \phi \leq 10$$

$$\beta_T = 0.3 - 0.15 \log(R_T \tan \phi) \quad \text{ için } R_T \tan \phi > 10 \quad (6)$$

$$R_T = \frac{\rho S V t_u}{K} \quad (7)$$

burada K iş parçası malzemesi ısı iletkenliğidir.

Birincil deformasyon bölgesinde ortalama eşdeğer kayma akış gerilmesi olarak k_{AB} alınarak kayma kuvveti (F_s) tayin edilebilir:

$$F_s = \frac{k_{AB} t_u w}{\sin \phi}. \quad (8)$$

Xiong vd [12] sıcaklık faktörlerinin (η/ψ) tahmin hassasiyeti üzerinde önemli etkiye sahip olduğunu ortaya koymuşlardır. Bu çalışmada, kayma düzlemi sıcaklığını (T_{AB}) hesaplamak için η sıcaklık faktörü deneysel verilerle tahmin edilen sonuçlar karşılaştırılarak belirlenmiştir.

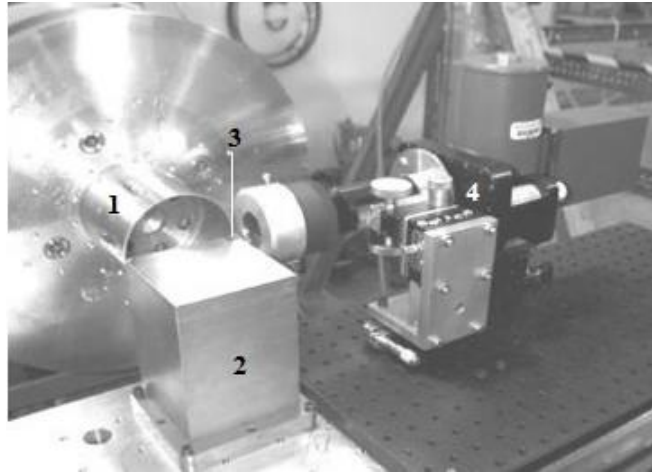
η sıcaklık faktörünü belirlemek için $\alpha = \alpha_i$, $t_c = t_{ci}$, $V = V_i$, $w = w_i$ ($i=1,2,3,...,N$) kesme koşullarında elde edilen kesme kuvveti ($F_c = F_{c,i}$), ilerleme kuvveti ($F_t = F_{t,i}$), takım–talaş arayüzü ortalama sıcaklığı ($T_i = T_{i,i}$) ve talaş kalınlığı ($t_c = t_{c,i}$) incelenmiştir.

$\eta = \eta_j$ ($j=1,2,3,...,M$) için deneysel verilere göre tahmin sonuçlarının ($F_{c,i,j}$, $F_{t,i,j}$, $T_{i,i,j}$, ve $t_{c,i,j}$) bağlı hatalarının karesel toplamı (E) aşağıdaki gibi ifade edilebilir:

η sıcaklık faktörünü belirlemek için Ivester vd [15] tarafından elde edilen deneysel veriler

kullanılmıştır. Bu dik işleme testi için koşullar: iş parçası malzemesi AISI 1045 çeliği; kesici takımlar -7° ve $+5^\circ$ talaş açısına sahip kaplamasız tungsten karbür uçlardır. Kesme hızı 200 ve 300

m/dak, ilerleme hızı 0.15 ve 0.30 mm/dev ve kesme genişliği 1.6 mm seçilmiştir. Şekil 3 malzemenin iki boyutlu akışını oluşturan deneysel sistemi göstermektedir. İş parçası malzemesinin termo-fiziksel özellikleri de Tablo 1’de verilmiştir.

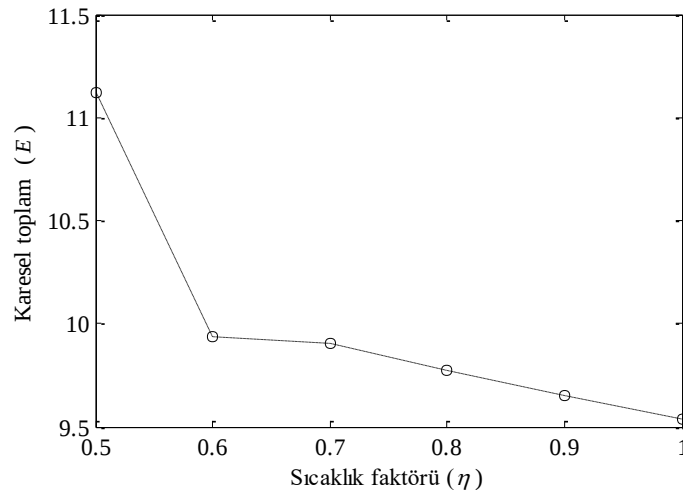


Şekil 3. Deneysel sistem: 1) iş parçası; 2) takım tutucu; 3) tungsten karbür uç; 4) mikro pirometre (Experimental system: 1) workpiece; 2) tool post; 3) tungsten carbide insert; 4) micro pyrometry) [15]

Tablo 1. AISI 1045 iş parçası malzemesinin termo-fiziksel özellikleri (The thermo-physical properties of AISI 1045 workpiece) [1]

Yoğunluk (ρ) kg/m ³	Isıl İletkenlik (λ) (W/mK)	Özgül ısı (S) J/kgK
7850	$52.61-0.0281T$	$420+0.504T$

$\eta = 0.5, 0.6, 0.7, 0.8, 0.9, 1.0$ ve $\psi = 0.75$ [12] varsayılarak yukarıdaki yöntemle $\eta = 1.0$ olarak tespit edilmiştir. Şekil 4 sıcaklık faktörü (η) ve bağıl hataların karesel toplamı (E) arasındaki ilişkiyi göstermektedir.



Şekil 4. Sıcaklık faktörü (η) ve karesel toplam (E) arasındaki ilişki (The relation between temperature factor (η) and quadratic sum (E))

2.3. İkincil kayma bölgesi (Secondary shear zone)

Takım–talaş arayüzündeki kayma akış gerilmesi (k_c) Johnson–Cook modeli ve Von Mises kriteri kullanılarak belirlenir:

$$k_c = \frac{1}{\sqrt{3}} (A + B\epsilon_i^n) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\epsilon}_i}{\dot{\epsilon}_0} \right) \left(1 - \left(\frac{T_i - T_w}{T_m - T_w} \right)^m \right) \quad (10)$$

burada ϵ_i ve $\dot{\epsilon}_i$ sırasıyla takım–talaş arayüzündeki eşdeğer şekil değiştirme ve şekil değiştirme hızıdır ve T_i arayüzdeki ortalama sıcaklıktır.

Takım–talaş arayüzündeki eşdeğer kayma şekil değiştirme aşağıdaki gibi ifade edilir [16]:

$$\epsilon_i = \frac{\gamma_i}{\sqrt{3}} = \frac{1}{\sqrt{3}} (2\gamma_{AB} + 0.5 \frac{l_c}{\delta t_c}) \quad (11)$$

burada γ_i takım–talaş arayüzündeki en büyük kayma şekil değiştirme, t_c talaş kalınlığı, l_c takım–talaş temas uzunluğudur.

Takım–talaş arayüzündeki üçgen ikincil deformasyon bölgesi δt_c kalınlığına sahip dikdörtgen plastik bölge olarak varsayılır ve takım–talaş arayüzündeki eşdeğer şekil değiştirme hızı Von Mises kriterine göre aşağıdaki gibi ifade edilir:

$$\dot{\epsilon}_i = \frac{\dot{\gamma}_i}{\sqrt{3}} = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{V_c}{\delta t_c} \quad (12)$$

burada V_c talaş hızıdır, t_c ve V_c geometrik ilişkilere göre hesaplanabilir:

$$t_c = \frac{t_u \cos(\phi - \alpha)}{\sin \phi} \quad (13)$$

$$V_c = \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \alpha)} V. \quad (14)$$

Temel kuvvet ilişkileri dikkate alınarak kuvvet bileşenleri aşağıdaki gibi yazılabilir:

$$\left. \begin{aligned} F_c &= R \cos(\lambda - \alpha), \quad F_t = R \sin(\lambda - \alpha) \\ F_f &= R \sin \lambda, \quad F_n = R \cos \lambda \\ R &= \frac{F_s}{\cos \theta} = \frac{k_{AB} t_u w}{\sin \phi \cos \theta} \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

burada θ bileşke kuvvet (R) ve kayma düzlemi (AB) arasındaki açıdır. Oxley AB boyunca normal gerilme dağılımını lineer varsayarak aşağıdaki ilişkiyi elde etmiştir:

$$\tan \theta = 1 + 2 \left(\frac{\pi}{4} - \phi \right) - \left(\frac{dk}{ds_2} \right)_{AB} \frac{l_{AB}}{2k_{AB}} \quad (16)$$

burada $(dk/ds_2)_{AB}$ paralel kenarlı kayma bölgesi genişliği boyunca kayma akış gerilmesindeki değişimdir ve $(dk/ds_2)_{AB} (l_{AB}/2k_{AB})$ aşağıdaki gibi yazılabilir:

$$\left(\frac{dk}{ds_2} \right)_{AB} \frac{l_{AB}}{2k_{AB}} = \left(\frac{1}{3} \frac{d\sigma_{AB}}{d\epsilon_{AB}} \right) \left(\frac{C_0 V_s}{l_{AB}} \right) \left(\frac{1}{V \sin \phi} \right) \frac{l_{AB}}{2k_{AB}}. \quad (17)$$

$(V_s/V \sin \phi) = 2\sqrt{3}\epsilon_{AB}$ ve $k_{AB} = \sigma_{AB}/\sqrt{3}$ Denklem 17'ye yerleştirildiğinde aşağıdaki ifade elde edilir:

$$\left(\frac{dk}{ds_2} \right)_{AB} \frac{l_{AB}}{2k_{AB}} = C_0 \left(\frac{d\sigma_{AB}}{d\epsilon_{AB}} \right) \left(\frac{\epsilon_{AB}}{\sigma_{AB}} \right) \quad (18)$$

burada

$$n_{eq} = \left(\frac{d\sigma_{AB}}{d\epsilon_{AB}} \right) \left(\frac{\epsilon_{AB}}{\sigma_{AB}} \right). \quad (19)$$

Denklem 18, Denklem 16'ya yerleştirildiğinde θ açısı aşağıdaki gibi ifade edilir:

$$\tan \theta = 1 + 2 \left(\frac{\pi}{4} - \phi \right) - C_0 n_{eq}. \quad (20)$$

Johnson–Cook malzeme modeli için $d\sigma_{AB}/d\epsilon_{AB}$ aşağıdaki gibi yazılabilir:

$$\begin{aligned} \frac{d\sigma_{AB}}{d\epsilon_{AB}} &= nB\epsilon_{AB}^{n-1} \left(1 + C \ln \frac{\dot{\epsilon}_{AB}}{\dot{\epsilon}_0} \right) (1 - T_{AB}^{*m}) \\ &+ (A + B\epsilon_{AB}^n) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\epsilon}_{AB}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \left(\frac{-m}{(T_{AB} - T_w)} \right) T_{AB}^{*m} \left(\frac{\beta_T \sigma_{AB}}{\rho S} \right). \end{aligned} \quad (21)$$

Denklem 21, Denklem 19'a yerleştirildiğinde şekil değiştirme sertleşmesi katsayısı (n_{eq}) aşağıdaki gibi ifade edilir:

$$n_{eq} = \left[\frac{nB\epsilon_{AB}^n}{(A + B\epsilon_{AB}^n)} - \epsilon_{AB} \left(\frac{m}{(T_{AB} - T_w)} \right) \left(\frac{T_{AB}^{*m}}{1 - T_{AB}^{*m}} \right) \left(\frac{\beta_T \sigma_{AB}}{\rho S} \right) \right] \quad (22)$$

burada $1/\rho S \approx 0$ dır.

Sonuç olarak, yukarıdaki yaklaşım [11] kullanılarak n_{eq} aşağıdaki gibi ifade edilir:

$$n_{eq} \approx \frac{nB\epsilon_{AB}^n}{(A + B\epsilon_{AB}^n)}. \quad (23)$$

Takım–talaş arayüzü boyunca normal gerilmenin uniform olduğu varsayılarak takım–talaş arayüzdeki ortalama normal gerilme (σ_N) ve takım–talaş arayüzü boyunca yapışma sürtünmesi oluştuğunu varsayarak ortalama kayma gerilmesi (τ_{nt}) aşağıdaki gibi ifade edilir:

$$\sigma_N = \frac{F_n}{l_c w} \quad (24)$$

$$\tau_{\text{int}} = \frac{F_t}{l_c w} \quad (25)$$

burada takım–talaş arayüzü uzunluğu (l_c) AB düzleminde normal gerilmelerin B noktasına göre momenti alınarak hesaplanır:

$$l_c = \frac{t_u \sin \theta}{\cos \lambda \sin \phi} \left(1 + \frac{C_0 n_{\text{eq}}}{3 \left[1 + 2 \left(\frac{\pi}{4} - \phi \right) - C_0 n_{\text{eq}} \right]} \right) \quad (26)$$

burada sürtünme açısı (λ) aşağıdaki denklemle bulunabilir:

$$\lambda = \theta - \phi + \alpha. \quad (27)$$

Normal gerilme (σ'_N) B noktasındaki sınır koşulu incelenerek hesaplanabilir:

$$\sigma'_N = k_{AB} \left(1 + \frac{\pi}{2} - 2\alpha - 2C_0 n_{\text{eq}} \right). \quad (28)$$

Takım–talaş arayüzündeki ortalama sıcaklık (T_i) aşağıdaki denklem kullanılarak hesaplanır:

$$T_i = T_{AB} + \psi \Delta T_M \quad (29)$$

burada AISI 1045 çelik için ψ sıcaklık faktörü, yukarıda η sıcaklık faktörü için önerilen yöntemle benzer bir yaklaşımla deneysel verilerle tahmin edilen sonuçları karşılaştırarak 0.75 olarak belirlenmiştir [12]. Boothroyd [17] talaştaki en büyük sıcaklık artışını (ΔT_M) bulmak için arayüzde dikdörtgen ısı kaynağı varsayarak aşağıdaki denklemi önermiştir:

$$\log \left(\frac{\Delta T_M}{\Delta T_c} \right) = 0.06 - 0.195 \delta \sqrt{\frac{R_T t_c}{l_c}} + 0.5 \log \left(\frac{R_T t_c}{l_c} \right) \quad (30)$$

burada ΔT_c talaşın ortalama sıcaklık artışıdır ve aşağıdaki gibi ifade edilir:

$$\Delta T_c = \frac{F_t V_c}{\rho V t_u w K}. \quad (31)$$

3. SONUÇLAR VE TARTIŞMA (RESULTS AND DISCUSSION)

Oxley'in geliştirilen modelleme yaklaşımı için kesme koşulları ve iş parçası malzemesi özellikleri girdi parametreleridir. Süreç benzetimlerinde iş parçası malzemesinin ısı iletkenliği ve özgül ısısı sıcaklığa bağlı olarak değiştirilmiştir. Hesaplama verimliliğini artırmak için ϕ , C_0 , δ model parametrelerinin başlangıç değerleri birkaç süreç benzetimden sonra 15°, 1 ve 0.01 olarak tayin edilmiştir. Tahmin hassasiyetini yükseltmek için deneysel verilerle tahmin edilen sonuçların

karşılaştırılması ile AISI 1045 çelik için η sıcaklık faktörü 1 olarak belirlenmiştir. Kayma açısı, talaş kalınlığı, kesme kuvveti ve takım–talaş arayüzündeki ortalama sıcaklık gibi süreç değişkenleri modelden elde edilen sonuçlardır. Deneysel veriler AISI 1045 çeliği iş parçası malzemesi üzerinde gerçekleştirilen dik kesme testlerinden elde edilmiştir [15].

Tablo 2 Ivester vd'nin kesme koşullarında [15] Oxley'in genişletilmiş modelinin iyileştirilen versiyonundan tahmin edilen süreç değişkenlerini göstermektedir. Tablo 3'de Lalwani vd tarafından sunulan orijinal model [11] ve iyileştirilen model kullanılarak hesaplanan kesme kuvvetleri ($F_{c,O}$, $F_{c,I}$), ilerleme kuvvetleri ($F_{t,O}$, $F_{t,I}$) ve talaş kalınlıkları ($t_{c,O}$, $t_{c,I}$) karşılaştırılmış ve ΔF_c , ΔF_t ve Δt_c bağıl hataları listelenmiştir. Tablo3'de görüldüğü gibi, F_c , F_t ve t_c için en büyük bağıl hata sırasıyla %17.4, %61.3 ve % 29.4 olarak tespit edilmiştir. Bu fark geliştirilen modeldeki iyileştirilmelerden elde edilen daha yüksek tahmin hassasiyetinin sonucudur.

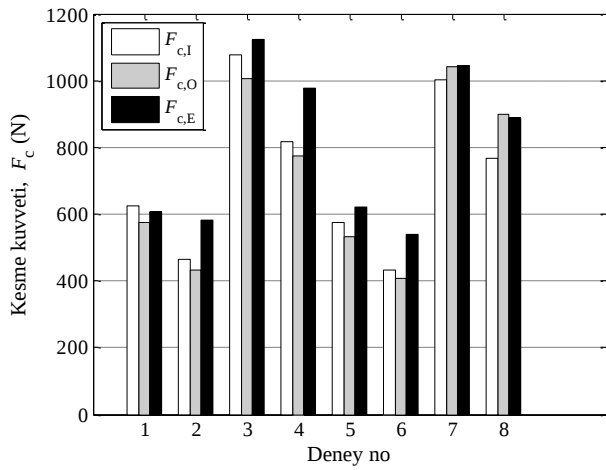
Oxley'in geliştirilen modelinin tahmin hassasiyeti üzerindeki etkisini incelemek için Oxley'in geliştirilen kestirimci işleme modelinden hesaplanan süreç tahminleri ve orijinal modelden tahmin edilen sonuçlar [11] AISI 1045 çeliği iş parçası malzemesinin karbür uçlarla işlendiği deneylerde bulunan veriler [15] ile de karşılaştırılmıştır. Şekil 5, 6 ve 7 Lalwani vd'nin tahmin sonuçları [11] ve Ivester vd'nin deneysel sonuçları [15] ile geliştirilen modelden tahmin edilen kesme kuvveti (F_c), ilerleme kuvveti (F_t) ve talaş kalınlığı (t_c) değerlerinin karşılaştırmalarını göstermektedir. Lalwani vd'nin tahminlerine göre geliştirilen modelden elde edilen kesme kuvveti (F_c), ilerleme kuvveti (F_t) ve talaş kalınlığı (t_c) değerleri deneysel sonuçlara daha yakındır. Başka bir deyişle, kesme sıcaklığının hesaplanması için yapılan öneriler kesme kuvveti, ilerleme kuvveti ve talaş kalınlığının daha memnuniyet verici sonuçlarının elde edilmesini sağlamıştır. Bu sonuçlara dayanarak geliştirilen modelin daha yüksek tahmin hassasiyeti sağladığı sonucu çıkarılabilir.

Tablo 2. Geliştirilen Oxley modelleme yaklaşımından tahmin edilen sonuçlar (Predicted results from the improved Oxley modeling approach)

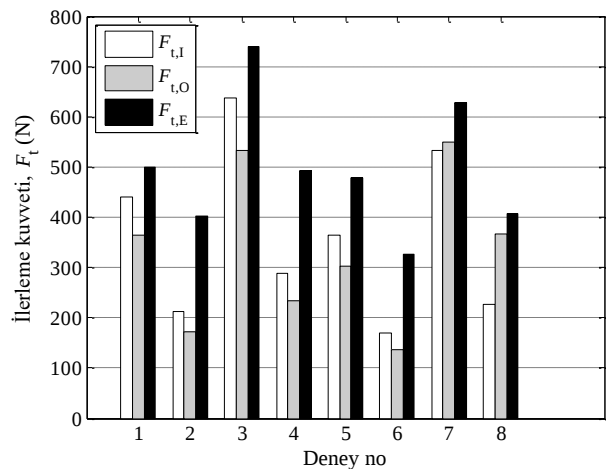
Test	1	2	3	4	5	6	7	8
V (m/dak)	200	200	200	200	300	300	300	300
t_u (mm)	0.15	0.15	0.30	0.30	0.15	0.15	0.30	0.30
α (°)	-7	5	-7	5	-7	5	-7	5
δ	0.0504	0.0604	0.0304	0.0304	0.0404	0.4040	0.0244	0.0204
C_0	6.0060	4.5540	5.7070	4.0380	5.8240	4.2310	5.5470	3.7530
ϕ	16.404	24.796	19.532	28.432	18.294	27.062	21.306	30.506
ε_{AB}	1.1055	0.7287	0.9578	0.6582	1.0096	0.6820	0.8956	0.6276
$\dot{\varepsilon}_{AB}$ (s ⁻¹)	23536	25944	13579	13391	38623	39820	21864	20234
ε_{int}	8.8369	6.5801	12.517	10.958	10.102	8.7604	14.776	15.241
$\dot{\varepsilon}_{int}$ (s ⁻¹)	24106	42202	29467	56820	57417	114790	67167	149220
T_{AB} (°C)	407.39	313.12	383.10	300.77	393.31	306.30	374.64	297.80
T_{int} (°C)	895.07	815.74	992.44	941.15	947.81	891.20	1049.8	1018.0
n_{eq}	0.1232	0.1175	0.1212	0.1161	0.1219	0.1166	0.1203	0.1154
θ (°)	51.523	49.482	50.125	47.970	50.703	48.563	49.227	47.006
F_c (N)	625.42	464.69	1077.7	816.02	574.55	431.67	1003.6	766.03
F_t (N)	439.86	213.60	637.19	289.58	364.74	170.05	531.84	226.91
t_c (mm)	0.48745	0.33653	0.80281	0.57814	0.43206	0.30556	0.72693	0.53339
l_c (mm)	0.56388	0.36069	0.89624	0.58698	0.48875	0.31629	0.79783	0.52715
k_{AB} (MPa)	559.81	580.63	559.09	575.03	563.73	582.05	561.49	576.16
τ_{int} (MPa)	399.43	438.90	349.44	382.89	373.41	409.09	317.71	347.16
σ'_N (MPa)	747.45	769.91	800.18	838.69	786.10	820.44	831.12	881.30

Tablo 3. Orijinal ve Oxley'in geliştirilen modelinden hesaplanan sonuçların karşılaştırması (comparison of results computed from the original and the improved Oxley's model)

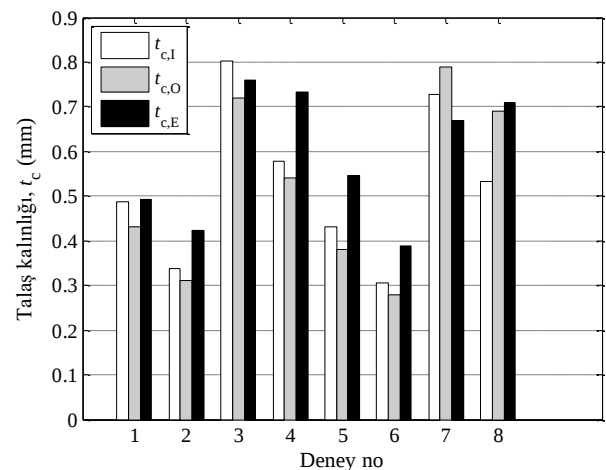
Test	$F_{c,I}$ (N)	$F_{c,O}$ (N)	ΔF_c (%)	$F_{t,I}$ (N)	$F_{t,O}$ (N)	ΔF_t (%)	$t_{c,I}$ (mm)	$t_{c,O}$ (mm)	Δt_c (%)
1	625.42	576	-7.9	439.86	364	-17.2	0.48745	0.43	-11.8
2	464.69	433	-6.8	213.60	171	-19.9	0.33653	0.31	-7.9
3	1077.7	1007	-6.6	637.19	533	-16.4	0.80281	0.72	-10.3
4	816.02	773	-5.3	289.58	233	-19.5	0.57814	0.54	-6.6
5	574.55	533	-7.2	364.74	302	-17.2	0.43206	0.38	-12.0
6	431.67	406	-5.9	170.05	136	-20.0	0.30556	0.28	-8.4
7	1003.6	1041	3.7	531.84	550	3.4	0.72693	0.79	8.7
8	766.03	899	17.4	226.91	366	61.3	0.53339	0.69	29.4



Şekil 5. Lalwani vd'nin tahminleri ($F_{c,O}$) ve deneysel veriler ($F_{c,E}$) ile tahmin edilen kesme kuvvetlerinin ($F_{c,I}$) karşılaştırması (Comparison of the predicted cutting forces ($F_{c,I}$) with the predictions ($F_{c,O}$) of Lalwani et al. and experimental data ($F_{c,E}$))



Şekil 6. Lalwani vd'nin sonuçları ($F_{t,O}$) ve deneysel veriler ($F_{t,E}$) ile tahmin edilen ilerleme kuvvetlerinin ($F_{t,I}$) karşılaştırması (Comparison of the predicted thrust forces ($F_{t,I}$) with the results ($F_{t,O}$) of Lalwani et al. and experimental data ($F_{t,E}$))



Şekil 7. Lalwani vd'nin tahmin sonuçları ($t_{c,O}$) ve deneysel veriler ($t_{c,E}$) ile tahmin edilen talaş kalınlıklarının ($t_{c,I}$) karşılaştırması (Comparison of the predicted chip thicknesses ($t_{c,I}$) with the prediction values ($t_{c,O}$) of Lalwani et al. and experimental data ($t_{c,E}$))

4. SONUÇ (CONCLUSION)

Bu çalışmada, süreç değişkenlerinin yüksek doğruluk ve verimlilikle hesaplanması için Oxley'in kestirimci talaş kaldırma teorisi incelenmiştir. Şekil değiştirme sertleşmesi katsayısını (n_{eq}) içeren Oxley modelleme yaklaşımının tahmin hassasiyeti ve verimliliğini artırmak amacıyla model parametreleri için uygun başlangıç değerleri belirlenmiş ve bir sıcaklık hesaplama yöntemi önerilmiştir. Ayrıca, hem iş parçası malzemesi davranışını tanımlamak hem de modeli genelleştirmek için Johnson–Cook akış gerilmesi denklemi geliştirilen Oxley modelleme yaklaşımına dahil edilmiş ve şekil değiştirme hızı ve sıcaklığın yanı sıra şekil değiştirmenin takım–talaş arayüzündeki akış gerilmesi üzerindeki etkisi hesaba katılmıştır. Oxley'in iyileştirilen talaş kaldırma modeli karbür kesici takımlarla AISI 1045 çeliği iş parçası malzemesinin işlenmesi için uygulanmış, bulunan değerler literatürde sunulan deneysel sonuçlarla karşılaştırılmıştır. Oxley'in iyileştirilen modelinden deneysel verilere daha yakın kesme kuvveti, ilerleme kuvveti ve talaş kalınlığı sonuçları elde edilmiştir. Kayma bölgesi ve takım–talaş arayüzündeki sıcaklıkları hesaplamak için önerilen yaklaşım modelin tahmin hassasiyetini önemli ölçüde etkilemektedir. Bu çalışma yardımıyla talaşlı imalat süreç değişkenleri tahmin edilebilir ve böylece uygun kesici takımların tasarlanması ve talaş kaldırma sürecinin eniyilemesi gerçekleştirilebilir.

KAYNAKÇA (REFERENCES)

- [1] P.L.B. Oxley, *The Mechanics of Machining: An Analytical Approach to Assessing Machinability*. Chichester, England: Ellis Horwood, 1989.
- [2] B. Kristyanto, P. Mathew, J.A. Arsecularatne, "Determination of material properties of aluminum from machining tests," in *ICME 2000–8th International Conference on Manufacturing Engineering*, Sydney, 2000, pp. 27–30.
- [3] H. Li, J. Wang, "A cutting forces model for milling Inconel 718 alloy based on a material constitutive law," *Proc. Inst. Mech. Eng. C. J. Mech. Eng. Sci.*, vol. 227, pp. 1761–1775, 2012.
- [4] Y. Huang, S.Y. Liang, "Cutting forces modeling considering the effect of tool

- thermal property—application to CBN hard turning.” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 43, pp. 307–315, 2003.
- [5] Y. Huang, S.Y. Liang, “Cutting temperature modeling based on non-uniform heat intensity and partition ratio,” *Mach. Sci. Technol.*, vol. 9, pp. 301–323, 2005.
- [6] M. Shatla, C. Kerk, T. Altan, “Process modeling in machining, part 1: determination of flow stress data,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 41, pp. 1511–1534, 2001.
- [7] A.H. Adibi-Sedeh, V. Madhavan, “Effect of some modifications to Oxley’s machining theory and the applicability of different material models,” *Mach. Sci. Technol.*, vol. 6, pp. 379–395, 2002.
- [8] A.H. Adibi-Sedeh, V. Madhavan, B. Bahr, “Extension of Oxley’s analysis of machining to use different material models,” *Trans. ASME J. Manuf. Sci. Eng.*, vol. 125, pp. 656–666, 2003.
- [9] G.R. Johnson, W.H. Cook, “A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures,” *The 7th International Symposium on Ballistics*, Hague, Netherlands, 1983, pp. 541–547.
- [10] T. Özel, E. Zeren, “A methodology to determine work material flow stress and tool–chip interfacial friction properties by using analysis of machining,” *J. Manuf. Sci. Eng.*, vol. 128, pp. 119–129, 2006.
- [11] D.I. Lalwani, N.K. Mehta, P.K. Jain, “Extension of Oxley’s predictive machining theory for Johnson and Cook flow stress model,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 209, pp. 5305–5312, 2009.
- [12] L. Xiong, J. Wang, Y. Gan, B. Li, N. Fang, “Improvement of algorithm and prediction precision of an extended Oxley’s theoretical model,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 77, pp. 1–13, 2015.
- [13] Y. Chen, H. Li, J. Wang, “Further development of Oxley’s predictive force model for orthogonal cutting,” *Mach. Sci. Technol.*, vol. 19, pp. 86–111, 2015.
- [14] S.P.F.C. Jaspers, J.H. Dautzenberg, “Material behaviour in conditions similar to metal cutting: flow stress in the primary shear zone,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 122, pp. 322–330, 2002.
- [15] R.W. Ivester, M. Kennedy, M. Davies, R. Stevenson, J. Thiele, R. Furness, S. Athavale, “Assessment of machining models: progress report,” *Mach. Sci. Technol.*, vol. 4, pp. 511–538, 2000.
- [16] P. Mathew, P.L.B. Oxley, “Predicting the effects of very high cutting speeds on cutting forces, etc.,” *CIRP Ann. Manuf. Technol.*, vol. 31, pp. 49–52, 1982.
- [17] G. Boothroyd, “Temperatures in orthogonal metal cutting,” *Proc. Inst. Mech. Eng.*, vol. 177, pp. 789–810, 1963.