İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

DİK VE EĞİK KESME İŞLEMİNİN TERMOMEKANİK MODELLEMESİ VE TORNA İŞLEMİNE UYGULANMASI

DOKTORA TEZİ

Esin ÇAKIR
(503072014)

Makina Mühendisliği Anabilim Dalı

Makina Mühendisliği Programı

Tez Danışmanı: Doç. Dr. Mustafa BAKKAL

EYLÜL 2015

İTÜ, Fen Bilimleri Enstitüsü'nün 503072014 numaralı Doktora Öğrencisi **Esin ÇAKIR**, ilgili yönetmeliklerin belirlediği gerekli tüm şartları yerine getirdikten sonra hazırladığı **"DİK VE EĞİK KESME İŞLEMİNİN TERMOMEKANİK MODELLEMESİ VE TORNA İŞLEMİNE UYGULANMASI"** başlıklı tezini aşağıda imzaları olan jüri önünde başarı ile sunmuştur.

Tez Danışmanı : **Doç. Dr. Mustafa BAKKAL** .....
İstanbul Teknik Üniversitesi

Jüri Üyeleri : **Prof. Dr. Erhan Budak**
.....

Prof. Dr. Mehmet Demirkol
.....

Doç. Dr. Turgut Gülmez
.....

Prof. Dr. Haydar Livatyalı
.....

Teslim Tarihi : **30 Haziran 2015**
Savunma Tarihi : **14 Eylül 2015**

ÖNSÖZ

Öncelikle tez danışmanım Doç. Dr. Mustafa Bakkal'a, doktora sürecim boyunca verdiği destek ve yönlendirmesiyle bu tez çalışmasını tamamlamama yardımcı olduğu için teşekkür ediyorum.
Tez izleme jürisinde de bulunan ve bu tez çalışmasının her aşamasında yol gösterici ve yardımcı olan Prof. Dr. Erhan Budak'a verdiği destek, kazandırdığı bakış açısı için teşekkürlerimi sunuyorum.
Tez izleme komitesinde bulunan, asistanlığım süresince akademik anlamda, gerek ders anlatımı, gerekse öğrencilere yaklaşımı ile gelecek çalışmalarım için ilham veren birkaç hocadan birisi olan değerli hocam Prof. Dr. Mehmet Demirkol'a da ayrıca teşekkür ediyorum.
Benim için yeni bir alan olan talaşlı imalat ile ilgili bu tez çalışmasına başladığım ilk zamanlar yönlendirmeleriyle, yol gösterici çalışmalarıyla ilerlememi sağlayan ve bütün bu süreçte sorduğum sorulara sabırla cevap veren Dr. Emre Özlü'ye teşekkür ediyorum.
Çalışma arkadaşlığının yanında arkadaşlıkları için de kendilerini tanıdığım için şanslı hissetiğim Ali Taner Kuzu ve Umut Karagüzel'e de sıcaklık deneylerinde zaman ayırıp yardımcı oldukları için teşşekürler.
Zorlu doktora sürecinde gerek mesaj atarak, gerekse arayarak, görüşerek sohbetleriyle motivasyon sağlayan Saadet Atak, Gökçe Dil, Banu Ürkün, Sibel Erkol Nakamura; iyi ki tanıyorum sizi. Sevgiler.
Kardeşim Pınar ve ablam Berna, desteğiniz ve arkadaşlığınız için teşekkürler. Her zaman yanımda olduğunuzu bilmek güzel, teşekkürler.
Yeğenlerim Deniz ve Doruk; çözemediğim matematik denklemleri için yardımınızı istediğimde çözmek için çaba göstererek, yardımcı olmaya çalıştığınız ve neşe kaynağım olduğunuz için teşekkürler.
Annem Leyla Çakır'a ve babam Hasan Çakır'a; her zaman yanımda olduğunuzun verdiği güven, gösterdiğiniz sabır, verdiğiniz sonsuz destek için teşekkür ediyorum, iyi ki varsınız.
Ve sadık dostum, köpeğim Mika; farkında olmasan da sayende çıktığım yürüyüşlerin bu dönemde bana katkısı tarifsiz. İyi ki bir önceki sahibin seni terk etmiş ve benim karşıma çıkmışsın.
Bu tez çalışmasını, Şubat 2015'de aramızdan ayrılan, sevgili dayım, merhum Prof. Dr. Hüseyin Özgen'e adıyorum. Akademik kariyer üzerine verdiği tavsiyeler, yaptığımız sohbetler benim için hala çok değerli, bundan sonraki akademik hayatımda uygulamada daha başarılı olacağıma inanıyorum. Sevgi ve özlemle anıyorum.

Haziran 2015 Esin ÇAKIR

İÇİNDEKİLER

Sayfa

ÖNSÖZ ..... **v**
İÇİNDEKİLER ..... **vii**
ÇİZELGE LİSTESİ ..... **ix**
ŞEKİL LİSTESİ ..... **xiii**
SEMBOL LİSTESİ ..... **ix**
ÖZET ..... **xv**
SUMMARY ..... **xvii**
1. GİRİŞ **1**
1.1 Tezin Amacı 2
1.2 Literatür Araştırması 4
2. TALAŞLI İMALAT PROSESİ İÇİN TERMOMEKANİK MODEL **13**
2.1 Birincil Deformasyon Bölgesi Modeli 13
2.2 Takım-Talaş Arayüzeyindeki İki Bölgeli Temas Modeli 15
2.2.1 Johnson-Cook malzeme katsayıları 17
2.2.2 Sürtünme karakteristiği 18
2.3 Isı Dağılım Oranı 18
3. DİK KESME İŞLEMİNDE ISIL MODELLEME **21**
3.1 Talaş İçerisindeki Sıcaklık Dağılımı 21
3.2 Takım İçerisindeki Sıcaklık Dağılımı 23
3.2.1 Sınır şartlarının tanımlanması 24
4. DİK KESME ŞARTI İÇİN SAYISAL ÇÖZÜMLEMELER VE DENEYLER **31**
4.1 Sayısal Çözümlemeler 31
4.2 Deneysel Çalışmalar 33
4.3 Dik Kesme İşleminde Kesme Parametrelerinin Sıcaklığa Etkisi 38
5. EĞİK KESME İŞLEMİ İÇİN ISIL MODELLEME **43**
5.1 Birincil Deformasyon Bölgesi Modeli 43
5.2 İkincil Deformasyon Bölgesi 43
5.3 Eğik Kesme İçin Sayısal Çözümlemeler 46
5.3.1 Eğik Kesme İşleminde Kesme Parametrelerinin Sıcaklığa Etkisi 47
6. GELİŞTİRİLEN MODELİN TORNALAMA İŞLEMİNE UYGULANMASI **53**
6.1 Tornalama İşlemi 53
6.2 Talaş Kalınlığının Modellenmesi 54
6.3 Tornalama İşleminde Kesme Parametrelerinin Temas Yüzeyindeki Sıcaklığa Etkileri 57
7. GELECEK ÇALIŞMALAR İÇİN ÖNERİLER **61**
8. SONUÇLAR ..... Error! Bookmark not defined.
KAYNAKLAR **63**
ÖZGEÇMİŞ **67**

SEMBOLLER

t_1 : Talaş kalınlığı
w : Talaş genişliği
α : Talaş Açısı
V : Kesme Hızı
μ_0 : Malzeme Davranışını Gösteren Katsayı
γ : Kayma Birim Uzaması
γ_1 : Kayma Bantı Çıkışındaki Kayma Birim Uzaması
$\dot{\gamma}$: Kayma Uzama Hızı
$\dot{\gamma}_0$: Refereans Kayma Uzama Hızı
T : Mutlak Sıcaklık
γ_p : Malzeme Davranışını Belirten Katsayı
n : Pekleşme Üsteli
m : Uzama Hızı Hassasiyeti Üsteli
v : Isıl Yumuşama Katsayısı
ρ : Malzeme yoğunluğu
β : Taylor-Quinney Katsayısı
c : Isı Kapasitesi Katsayısı
T_w : İş Parçasının Mutlak Sıcaklığı
m : Uzama Hızı Hassasiyeti Üsteli
v : Isıl Yumuşama Katsayısı
ρ : Malzeme Yoğunluğu
T_r : Referans Sıcaklığı
T_m : Erime Sıcaklığı
A, B, C : Johnson-Cook Malzeme Sabitleri
τ_0 : Bant Girişindeki Kayma Gerilmesi
ϕ : Kayma Açısı
l_p : Yapışma Bölgesi Uzunluğu
l_c : Toplam Temas Yüzeyi Uzunluğu
μ_s : Kayma Sürtünme Katsayısı
μ_a : Ortalama Sürtünme Katsayısı
P : Normal Gerilme
$Q(X)$: Sürtünme iel Oluşan Isı
$a = k/\rho c$: İş Parçasının Isıl Yayınım Katsayısı
V_C : Talaş Hızı
P_0 : Takım Ucundaki Basınç
ξ : Basınç Değişimini Kontrol Eden Parametre
i : Kutupsal Koordinatta r Doğrultusundaki İndis
j : Kutupsal Koordinatta θ Doğrultusundaki İndis
λ_s : Eğim Açısı
Φn : Normal Düzlemdeki Kayma Açısı
t_1 : Talaş kalınlığı
w : Talaş genişliği

α : Talaş Açısı
V : Kesme Hızı
μ_0 : Malzeme Davranışını Gösteren Katsayı
γ : Kayma Birim Uzaması
γ_1 : Kayma Bantı Çıkışındaki Kayma Birim Uzaması
$\dot{\gamma}$: Kayma Uzama Hızı
l_p^j : j. Elemana Ait Yapışma Bölgesi Uzunluğu
l_c^j : j. Elemana Ait Toplam Temas Bölgesi Uzunluğu
R_T : Takıma Geçen Isı Dağılım Oranı
r : Takım Ucu Yarıçapı
κ : Kenar Yanaşma Açısı
κ_j : j. Elemana Ait Kenar Yanaşma Açısı
θ_j : j. Elemanın Takım Ucu Merkezine Göre Açısı
w_j : j. Elemanın Uzunluğu
h_T : Toplam Kesilmemiş Talaş Kalınlığı
h_j : j. Elemana Ait Kesilmemiş Talaş Kalınlığı
α_n^j : j. Elemana Ait Normal Talaş Açısı
i_j : j. Elemana Ait Eğim Açısı
η_c^j : j. Elemana Ait Talaş Akış Açısı
β_n^j : j. Elemana Ait Normal Sürtünme Açısı
E_c : Kesme Enerjisi
h_T : Toplam Kesilmemiş Talaş Kalınlığı
h_j : j. Elemana Ait Kesilmemiş Talaş Kalınlığı
w_c : Kesme Derinliği
w_n : Takım Ucu Yüksekliği

ÇİZELGE LİSTESİ

Sayfa

Çizelge 2.1 : 1050 çeliği için kalibre edilmiş kayma sürtünme katsayısı **[2].** 17
Çizelge 2.2 : Kalibre edilmiş Johnson-Cook parametreleri **[2].** 18
Çizelge 2.3 : Farklı malzemeler için kalibre edilmiş kayma sürtünme katsayısı **[2].** 18
Çizelge 4.1 : İş parçası ve takım malzemesinin ısıl özellikleri..... 31
Çizelge 4.2 : Analitik model sonuçları ile Ivester ve diğerlerinin **[58]** çalışmasından alınan deneysel sonuçların karşılaştırılması. 37
Çizelge 4.3 : Modelin literatürden elde edilen veriler ve deneysel sonuçlarla karşılaştırılması. 38

ŞEKİL LİSTESİ

Sayfa

Şekil 1.1 : Talaşlı İmalatta Deformasyon Bölgeleri. . **Error! Bookmark not defined.**
Şekil 2.1 : Birincil deformasyon bölgesi. Kayma bantı kesme yönüne ϕ açısıyla eğim yapacak şekilde modellenmiştir. 14
Şekil 2.2 : Temas yüzeyindeki gerilme dağılımı. 16
Şekil 2.3 : Isı dağılım oranının kesme hızı ile değişimi **[54]**. 19
Şekil 3.1 : Takım-talaş arayüzeyindeki ısıl problemin çözümü için kabul edilen sınır şartlarının şematik gösterimi. 22
Şekil 3.2 : Takım içerisindeki sıcaklık dağılımı için kabul edilen sınır şartları. **Error! Bookmark not defined.**
Şekil 3.3 : Takım ısı modeli için sınır şartlarının gösterimi. 25
Şekil 3.4 : İç düğüm noktalarının gösterimi. 25
Şekil 3.5 : Takım serbest yüzeyindeki düğüm nokatalarının gösterilişi. 27
Şekil 3.6 : Takım dış yüzeyindeki düğüm noktalarının gösterimi. 28
Şekil 3.7 : İki yüzey arasındaki kesişim noktası. 29
Şekil 3.8 : Havanın ısıl yayınım katsayısının bulunması. 30
Şekil 3.9 : Takım-talaş temas yüzeyindeki sıcaklığın sürtünme şartıyla değişimi. ... 30
Şekil 4.1 : Talaş içerisindeki sıcaklık dağılımı. 32
Şekil 4.2 : Takım-talaş arayüzeyindeki sıcaklık dağılımı. 32
Şekil 4.3 : Takım içerisindeki sıcaklık dağılımı. ..... **Error! Bookmark not defined.**
Şekil 4.4 : Deney düzeneği ve tezgahtaki konumu. ... **Error! Bookmark not defined.**
Şekil 4.5 : Kesme sırasında termal kameradan alınan sıcaklık dağılımı görüntüsü. ..... **Error! Bookmark not defined.**
Şekil 4.6 : Kamera, koruyucu lens ve takımın konumu. **Error! Bookmark not defined.**
Şekil 4.7 : AISI 1050 alaşımı için sıcaklıkla emissivitenin değişmesi. 36
Şekil 4.8 : Termal kamera ile yapılan ölçümden alınan görüntü. 37
Şekil 4.9 : Modelin deneysel sonuçlarla karşılaştırılması. 38
Şekil 4.10 : Takım-talaş arayüzeyindeki maksimum sıcaklığın hız ile değişimi. 39
Şekil 4.11 : Takım-talaş arayüzeyindeki maksimum sıcaklığın talaş açısı ile değişimi. 39
Şekil 4.12 : Takım-talaş arayüzeyindeki maksimum sıcaklığın ilerleme miktarı ile değişimi. 40
Şekil 4.13 : Maksimum sıcaklığın takım ucuna mesafesinin talaş açısı ile değişimi. 40
Şekil 5.1 : Eğik kesme işlemi geometrisi. 44
Şekil 5.2 : Takım-talaş arayüzeyindeki maksimum sıcaklığın hız ile değişimi. 48
Şekil 5.3 : Eğik kesme işleminde sıcaklığın talaş açısı ile değişimi. 48
Şekil 5.4 : Eğik kesme işleminde maksimum sıcaklığın yerinin talaş açısı ile değişimi. 49
Şekil 5.5 : Eğik kesme işleminde sıcaklığın ilerleme miktarı ile değişmi. 49
Şekil 5.6 : Maksimum sıcaklığın eğim açısı ile değişimi. 50

Şekil 6.1 : Tornalama işleminin şematik gösterimi. 53
Şekil 6.2 : Kesilmemiş talaş kalınlığının gösterimi. 54
Şekil 6.3 : Kesilmemiş talaş alanı ($w_c > w_n$). 54
Şekil 6.4 : Takım ucu yarıçapının sıcaklığa etkisi. 58
Şekil 6.5 : Sıcaklığın yanaşma açısı *(κ)* ile değişimi. 58

DİK VE EĞİK KESME İŞLEMİNİN TERMOMEKANİK MODELLEMESİ VE TORNA İŞLEMİNE UYGULANMASI

ÖZET

Talaşlı imalatta kesme parametrelerinin seçimi, işlenen parçanın yüzey kalitesi ve takım ömrü bakımından önemlidir. Bu parametrelerin seçimini etkileyen en önemli problemlerden bir tanesi ısı oluşumudur. Takım ömrü, talaşlı imalatın verimliliğini doğrudan etkileyen bir parametre olduğundan kesme sırasında ortaya çıkan sıcaklıkların belirlenmesi sürecin optimizasyonu açısından oldukça önemlidir. Kesme işleminde üç tane ısı oluşum bölgesi vardır. Talaş oluşum sırasında iş parçasında meydana gelen plastik şekil değişiminden kaynaklanan ısının oluştuğu birincil deformasyon bölgesi, takım ve talaş arasında, talaş yüzeyinde sürtünmeden kaynaklanan ısının oluştuğu ikincil deformasyon bölgesi ve takım ile iş parçasının işlenen yüzeyi arasındaki sürtünmeden kaynaklanan ısının oluştuğu üçüncül deformasyon bölgesidir. Takım ve iş parçasının ısı iletim katsayısına bağlı olarak, ısının bir kısmı takıma geçer. Böylelikle difüzyon ve ısıl gerilmelere neden olarak takım aşınmasını tetikler. Kesme sıcaklıkları, özellikle takım-talaş arayüzeyindeki maksimum sıcaklık, takım ömrü açısından önemlidir.

Bu çalışmada dik kesme koşullarında sıcaklık dağılımının hesaplanması için takım-talaş arayüzeyindeki yapışma ve kayma sürtünme durumuna odaklanarak analitik bir model geliştirilmiştir. Geliştirilen modelde birincil kayma bölgesi ve takım-talaş arayüzeyindeki ısı oluşumu dikkate alınmıştır. Bu modelde, birincil deformasyon bölgesindeki malzeme modeli Johnson-Cook bünye denklemi ile ifade edilmiştir. Takım-talaş arayüzeyindeki sıcaklık dağılımı, iki boyutlu ve zamandan bağımsız olarak modellenmiştir. Sabit ısı dağılım oranı ile bu bölgede oluşan ısının %25'inin takıma geçtiği kabul edilerek, takım ve talaş içerisindeki sıcaklık dağılımları iki boyutlu olarak hesaplanmıştır.

Talaş içerisindeki sıcaklık dağılımı için; talaş üst yüzeyindeki ve birincil deformasyon bölgesi çıkışındaki sıcaklığın sabit olduğu kabul edilmiştir. Ayrıca talaş hızı yönünde ısı iletimi ihmal edilmiştir.

Takım içerisindeki sıcaklık dağılımı, kutupsal koordinatlarda iki boyutlu Laplace denklemi ile sonlu farklar yöntemi ile bulunmuştur. Takım serbest yüzeyindeki sınır şartı taşınım olarak kabul edilmiştir.

Analitik modelden elde edilen sonuçları doğrulamak ve çeşitli koşullarda kesme sıcaklığını belirlemek amacıyla bir deney düzeneği tasarlanmıştır. Deneylerde temassız bir ölçüm yöntemi olan termal kamera kullanılmıştır.

Termal kamera ile yapılan deneyler ile hem literatürdeki verilere hem de geliştirilen model ile hesaplanan değerlere uygun sonuçlar elde edilmiştir. Talaşlı imalatta kesme sıcaklıklarının elde edilmesinin zorluğu düşünüldüğünde elde edilen sonuçlar oldukça tatminkardır.

Bu çalışma ile elde edilen veriler temel alınıp, geliştirilen model eğik kesme şartlarına ve tornalama işlemine uygulanmıştır. Böylece endüstride kullanılan kesme işlemleri için maksimum kesme sıcaklığının tahmininde bulunarak kesme parametrelerinin seçimine olanak sağlamaktadır.

Geliştirilen analitik model ile kısa sürede alınan simülasyon sonuçları yardımıyla uygun kesme parametreleri seçilip, takım ömrü belirlenebildiği gibi işlem verimi de artacaktır.

THERMOMECHANICAL MODELING OF ORTHOGONAL AND OBLIQUE OPERATION WITH APPLICATION OF TURNING

SUMMARY

Turning, milling, drilling and grinding are the most common machining processes for producing final shapes in manufacturing. Beside productivity, part quality is very important too. To achieve this, optimizing the parameters becomes significant subject.

Being one of the most important problems in machining is the heat generation which affects selection of cutting parameters. There are three heat generation regions in the cutting process. Plastic deformation in primary shear zone, friction at secondary shear zone and friction between tool and workpiece at third defrmation zone. Depending on the thermal conductivity of the tool and the workpiece, a portion of the heat is transfers to the tool and causes diffusion and thermal stresses which trigger tool wear. Cutting temperatures, especially maximum temperature at tool-chip interface is very important for the tool life. Thus, temperature in machining is an important issue which is the topic of this thesis.

The aim of this thesis is to develop an analytical thermal model to predict cutting temperatures. Thesis consists of temperature distribution in chip and tool in orthogonal cutting and adoptation of this model to oblique and turning cutting process.

In this study, an analytical model is developed in order to calculate the temperature distribution in orthogonal cutting with dual-zone contact at the rake face. The study focuses on heat generation at the primary shear zone and at the rake face. The material behavior at the primary shear zone is represented by Johnson-Cook constitutive equation whereas the contact at the rake face is modeled by sticking and sliding friction zones. This new temperature distribution model allows obtaining the maximum temperature at the rake face and helps determining two dimensional temperature distribution in the chip and tool. The simulation results obtained from the developed model are also compared with experimental results where good agreement is observed.

Firstly, thermal model is developed for orthogonal cutting conditions. Heat generation model in primary deformation zone is that the workpiece material is isotropic, rigid and under shear conditions its thermomechanical behaviour is expressed by Johnson-Cook material model. It is assumed that the chip is formed by shearing in a narrow straight band of thickness whose inclination with respect to the workpiece surface is defined by the shear angle. It is supposed that the material is deformed by shearing in the shear band and that no deformation occurs before and after the band. The secondary shear zone that appears along the tool interface is not considered in the present modelling. The complex material flow near the tool is not accounted for either. It is assumed the model in primary shear zone is restricted to

the case of stationary flow. The uncut chip thickness is presumed to be small with respect to the width of cut. It is then justified to consider that the chip is formed under plane strain conditions. The cutting edge is taken as perfectly sharp and the tool is not deformable. The cutting conditions are given it means that the feed, the rake angle and the cutting speed are known.

The analysis is limited to the case of stationary fow. The formulation is one dimensional, the variables depend solely on the coordinate y normal to the band and do not depend on time.

A realistic analysis of cutting can not be developed without accounting for the heat produced by friction. In addition the tool life depends strongly on the temperature level at the tool-chip interface. To increase the tool life, would involve a control of temperatures and of pressures. To achieve this control by optimizing the cutting process would be a major goal.

Secondary deformation zone is modelled with dual-zone contact approach which is; heat generation in the secondary shear zone occurs due to the friction at the tool-chip interface. In the proposed model the tool-chip contact is divided in to sticking and sliding friction regions.

The thermal model provides a theoretical relationship between the local friction coefficient μ of the Coulomb law and the global (or apparent) friction coefficient. This relationship depends on the thermomechanical characteristics of the work-material and on the cutting conditions. It is used to determine μ in terms of the apparent friction coefficient, which can be obtained from orthogonal cutting force measurements. By varying the cutting velocity, the dependence of μ with respect to the chip velocity was obtained.

With this model we can calculate the temperature at the exit of the shear band T_1 which is also a boundary condition for the heat equation in the second deformation zone. τ_1 is the shear stress at the exit of the primary shear zone and sticking zone. Shear angle ϕ is calculated iteratively by minimization of the cutting energy.

Plastic deformation in the primary shear zone and the friction at the tool-chip interface affect the temperature distribution in the chip. The stationary temperature distribution is determined by solving the two dimensional heat equation. Heat conduction in the flow direction is neglected due to its negligible effect compared to the convection.

The maximum temperature value and its location on the rake face are also investigated by the developed model. The maximum temperature decreases with increasing rake angle Increasing rake angle decreases normal and shear stresses on the rake face. Moreover it can be deduced that lower stresses at the rake face yield lower heat generation.

The location of the maximum temperature also changes with the rake angle. The maximum temperature location, with respect to the tool tip, decreases with the increasing rake angle, meaning that as the rake angle increases the maximum temperature location gets closer to the tool tip. Although this behaviour cannot be explained as explicitly as the previous behaviour, it is known that the sticking contact length / total contact length ratio decreases as the rake angle increases. This mechanism shifts the normal and shear stress distributions closer to the tool tip,

where high values of the stresses have more impact. Therefore, the higher heat generation exists at locations closer to the tool tip.

In the present study, two dimensional and time independent heat transfer model is developed for the temperature distribution in the chip for orthogonal cutting. Heat effects on the primary and secondary shear zones are considered where the material behaviour in the primary shear zone is expressed using the Johnson-Cook material model. Since the model is analytical the solution times are quite short. The model predictions are compared with the cutting temperature data taken from literature. In general, good correlation is obtained with the experimental data for the maximum temperatures. In addition, several simulations such as effect of rake angle on maximum temperature are also done to show the applications of the model in process analysis.

Developed model in this study is applied to oblique cutting and turning process. So effects of inclination angle and nose radius can be analysed.

It is analytically and experimentally shown that the true representation of the friction behavior on the rake face should include the sliding and sticking friction regions which is important to analyse the heat generation by friction.

1. GİRİŞ

Talaşlı imalat, iş parçası üzerinden kesici takım vasıtasıyla malzeme kaldırılarak, istenilen parça şeklinin elde edildiği bir imalat yöntemidir. Talaşlı imalatta etkin olan kesme işlemi, talaş oluşturmak için iş parçasında kayma deformasyonunu gerektirir. Böylece talaş kaldırılırken yeni yüzey ortaya çıkar. Fiziksel bakımdan talaş kaldırma işlemi, elastik ve plastik şekil değiştirmeye dayanan, sürtünme, ısı oluşumu, talaşın kırılması ve büzülmesi, işlenen parçanın yüzeyinin sertleşmesi, takım ucunun aşınması gibi karmaşık bir fiziksel olaydır.

Bu grubun en önemli dalı, istenilen geometriyi elde etmek için malzemenin mekanik olarak kesilmesinde kesici takımların kullanıldığı geleneksel talaşlı imalattır. Üç temel geleneksel talaşlı imalat yöntemi vardır. Bunlar; tornalama, matkap ile delik delme ve frezelemedir. Diğer talaşlı imalat yöntemleri testere ile kesme, planyalama, broşlamadır.

Aşındırıcı yöntemlerde, sert ve aşındırıcı parçacıkların mekanik olarak iş parçasına etki etmesiyle malzeme kaldırılır. Aşındırıcı talaş kaldırma yöntemleri; taşlama, honlama, lebleme ve parlatma yöntemlerinden oluşur.

Geleneksel olmayan yöntemlerde ise malzeme kaldırmak için, kesici takım ve aşındırıcı parçacıklar yerine enerjinin çeşitli formları kullanılır. Bu formlar; mekanik, elektrokimyasal, termal ve kimyasal olabilir.

Talaşlı imalatı önemli kılan birkaç neden vardır. Talaşlı imalat yönteminde birçok farklı iş parçası malzemesi kullanılabilir. Genel olarak tüm katı metaller işlenebilir. Bunun yanında plastikler ve plastik esaslı kompozitler işlenebilir. Seramikler, yüksek sertliklerinden ve gevrekliklerinden dolayı problem oluşturabilirler. Ancak aşındırıcı talaş kaldırma yöntemleri ile başarılı bir şekilde işlenebilirler.

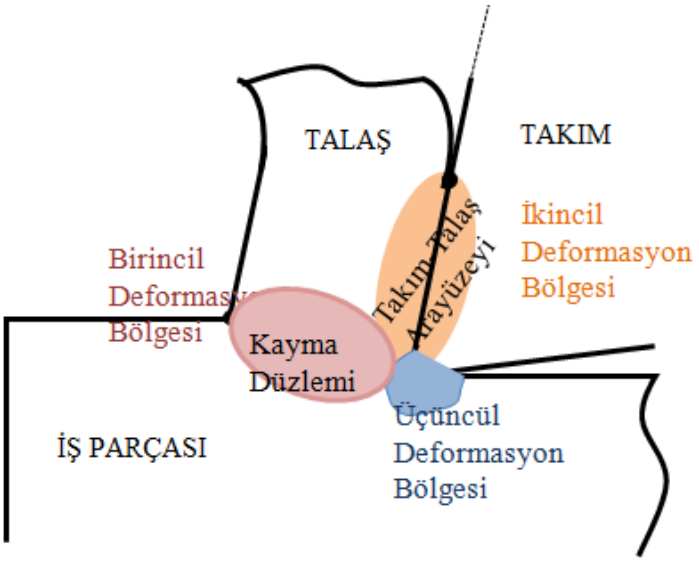
Talaşlı imalat ile düzlemler, dairesel delikler ve silindirik kesitler gibi düzgün şekilli parçalar rahatlıkla elde edilebilir. Bunun yanında kesici takım şeklindeki ve takım yolundaki çeşitliliklerle, vida dişi ve T-kanal gibi düzgün şekilli olmayan parça geometrileri oluşturulabilir. Ayrıca birden fazla işleme operasyonunun art arda

uygulanmasıyla birçok çeşit ve zorluktaki şekiller elde edilebilir. Aynı zamanda hassas toleranslar ile çok iyi yüzey kalitesi elde etmek de mümkündür.

Talaşlı imalat, ürünün son şeklini vermek için kullanılsa da, başka yöntemlerle imal edilecek parçalar için yüksek toleranslı yarı bitmiş parçaların imalatı için de kullanılabilir. Bu özelliği diğer imalat yöntemleri arasında daha yaygın olmasını sağlamıştır. Talaşlı imalat; havacılık, savunma, kalıp yapımı, otomotiv, enerji ve elektronik, medikal, elektromekanik ve optik cihazların gelişmesiyle bu teknolojiye uyum sağlayacak çok hassas ve minyatür parçalara olan gereksinim ile de mikro talaşlı işlemenin gelişmesiyle birçok endüstriyel alanda kullanılmaktadır.

1.1 Tezin Amacı

Talaşlı imalatta karşılaşılan en önemli problemlerden bir tanesi, kesme parametrelerinin seçimini etkileyen ısı oluşumudur. Kesme işleminde üç tane ısı oluşum bölgesi vardır (Şekil 1.1). Takım ve iş parçasının ısı iletim katsayısına bağlı olarak, ısının bir kısmı takıma geçer böylelikle difüzyon ve ısıl gerilmelere neden olarak takım aşınmasını tetikler. Kesme sıcaklıkları, özellikle takım-talaş arayüzeyindeki maksimum sıcaklık, takım ömrü açısından önemlidir. Takım ömrü, talaşlı imalatın verimliliğini doğrudan etkileyen bir parametre olduğundan kesme sırasında ortaya çıkan sıcaklıkların belirlenmesi sürecin optimizasyonu açısından oldukça önemlidir.



Şekil 1.1 : Talaşlı imalatta deformasyon bölgeleri.

Bu konuda, birçok analitik ve sonlu elemanlar yöntemi ile geliştirilen model bulunmaktadır. Sonlu elemanlar yöntemi kullanılarak geliştirilen modellerin çok fazla deneysel çalışmaya ihtiyaç duymasından ve uzun işlem zamanından dolayı endüstride kullanımı pratik olmamaktadır. Analitik modellerin çoğunda takım-talaş arayüzeyindeki en yüksek veya ortalama sıcaklık hesabı yapılmıştır. İkincil deformasyon bölgesinde meydana gelen sürtünmenin davranışı da kayma sürtünmesi olarak alınmıştır. Ayrıca birincil deformasyon bölgesindeki ısı kaynağının etkisinin ihmal edildiği modeller de bulunmaktadır.

Talaşlı imalatın karmaşık fiziğinden dolayı herkes tarafından kabul gören bir model geliştirmek zordur. İşleme verimliliğini artırmak ve takım ömrü için kesme parametrelerini belirleyebilmek için, hızlı ve gerçeğe yakın sonuçlar veren bir analitik modele ihtiyaç vardır. Bu tez çalışması ile amaçlanan birincil bölgedeki malzeme davranışı ile ısı oluşumunun etkisini de dahil edip, ikincil bölgede meydana gelen sürtünmeden kaynaklanan ısıyı iki bölgeli (yapışma ve kayma) temas durumu için modelleyerek takım-talaş arayüzeyindeki sıcaklık dağılımını hesaplayıp, iş parçası ve takım malzemesinin ısıl özelliklerine göre talaş ve takım içerisindeki sıcaklık dağılımını modellemektir. Temel model olarak öncelikli olarak dik kesme şartları için model geliştirilmiştir.

Geliştirilen analitik modelde, birincil kayma bölgesi modeli Molinari ve Dudzinski'nin [1] çalışmasından alınmıştır. Malzeme davranışı Johnson-Cook malzeme modeline göre modellenmiştir [2, 3]. Minimum enerji prensibi kayma açısının elde edilmesi için kullanılmıştır. İş parçası malzeme parametreleri ve takım-talaş arayüzeyindeki kayma sürtünme katsayısı, dik kesme şartlarında tüp kesme testlerinden kalibre edilmiştir. Kalibrasyondan sonra, model farklı işleme şartları için, aynı takım ve iş parçası malzemesi için kullanılabilmektedir. Bu modelden elde edilen çıktılar; kayma açısı, birincil bölgenin çıkışındaki sıcaklık, takım-talaş temas yüzeyindeki sıcaklık dağılımı, maksimum sıcaklık ve yeri, talaş ve takım içindeki sıcaklık dağılımıdır. Böylece takım ve talaş içerisindeki sıcaklıklar iki boyutlu olarak hesaplanabilmektedir. Geliştirilen modelden elde edilen sıcaklık değerleri hem kendi yaptığımız sıcaklık deneyleri ile hem de literatürdeki deneysel çalışmalarla uyum göstermektedir.

Ayrıca takım serbest yüzeyindeki sınır şartı taşınım olarak alınıp, takımdaki sıcaklık dağılımının daha gerçekçi elde edilmesi sağlanmıştır.

Dik kesme için geliştirilen ısıl model, eğik kesme ve tornalama işlemine uygulanıp, elde edilen sonuçlar yapılan deneyler ile karşılaştırılmıştır.

Geliştirilen analitik model, yapılan deneylerle de doğrulanmıştır. Gerçekleştirilen deneylerde AISI 1050 çeliği kullanılmış olup kesme sırasında sıcaklıklar termal kamera yardımı ile ölçülmüştür. Aynı kesme parametreleri için, geliştirilen model ile hesaplanan sonuçlar ile deneysel sonuçlar arasında iyi bir uyum olduğu görülmüştür.

1.2 Literatür Araştırması

Talaşlı imalat sırasında sıcaklığın ölçülmesi, iş parçasına ve takım ucuna etkisinin incelenmesi uzun yıllardır araştırılan önemli bir konu olmuştur. Sıcaklığın ölçülmesindeki temel amaç, takım ömrü ve yüzey kalitesini artırmaktır. Kesme sırasında oluşan sıcaklığın modelleme ya da ölçüm yoluyla elde edilmesi takım aşınmasının tahmininde ve modelleme için yazılım geliştirilmesinde yardımcı olabilecek bir bilgidir. Oluşan ısının parça kalitesinin yanında, yüzey altında hasar ve artık gerilmenin oluşması gibi boyutsal doğruluğa da yüksek etkisi vardır. İşlem ısısı doğru kontrol edilirse iş parçası için uygun sertliğin sağlanması için kullanılabilir. Bunun yanında mevcut üretim işlemlerinde sıcaklığı hala kolayca ölçebilen ve herkes tarafından kabul gören ortak bir yöntem veya sistem geliştirilememiştir. Örneğin; soğutucu kullanıldığı zaman birçok ölçüm yöntemi yetersiz kalmaktadır [4].

Talaşlı imalat işlemlerinin performansı ve verimliliği, sıcaklığın artmasından ters orantılı olarak etkilenir. Takım ucunun aşınması ve malzemenin genleşmesi yerel sıcaklıklardaki küçük değişikliklerden etkilenir. Kesme hızının artmasıyla takım-iş parçası arayüzeyindeki sıcaklıklar arttığından, aşınmadaki bu toplam artış üstel olarak aktive edilen mekanizmaların bir sonucudur [5].

19. yüzyılın ikinci yarısından beri, metal işlemede sıcaklığın rolü ile ilgili çalışılmaktadır. Kesme sıcaklıkları çok yükselirse takım aşınması artar. Çalışma parçası hasar görebilir ve bitmiş parçada gerilmeler oluşabilir. Ayrıca yüzey pürüzlülük ve işleme toleransları direkt olarak sıcaklıktan etkilenir [6].

Kesme hızı ve ilerleme hızı, kesme sıcaklığını önemli ölçüde etkileyen kesme parametreleridir. Kesme kuvvetlerinin, kesme hızından fazla etkilenmemesine rağmen, artan kesme hızı enerji kaybını artırır. Bu da kesme bölgesinde ısı oluşum oranının artmasına sebep olur. Eğer malzemenin ısı iletim katsayısı *(k)* ve ısı

kapasitesi (ρCp) daha yüksekse, oluşan ısı daha hızlı bir şekilde iş parçasına geçer ve ısıl genleşmeye neden olur. Bundan kaynaklanan boyutsal ve şekilsel hatalar uygun üretim yönteminin tasarlanmasıyla azaltılabilir. Uygun kesme parametreleri ve süreç bölümlerinin yapılabilmesi için talaşlı imalat sırasında meydana gelen ısı transferinin iyi anlaşılması gerekmektedir [7].

Talaşlı imalat esnasında tezgah enerjisinin büyük bölümü iş parçası yüzeyindeki plastik deformasyon ısısına, talaş yüzeyi ve serbest yüzeydeki sürtünmelere harcanmaktadır. Bu durum iş parçası ve takım sıcaklıklarının artmasına sebep olur. Sıcaklık dağılımı; ısı iletimine, takım malzemesinin özgül ısısına, iş parçasına, ışınıma ve ısı taşınımına bağlı ısı kaybına bağlıdır. Maksimum sıcaklıklar talaş-takım temas bölgesinde oluşur [6].

Kesme sıcaklığı ile ilgili araştırmalar Taylor'ın 1907'deki deneysel çalışmalarına kadar uzanır [8]. Taylor'ın deneysel çalışmaları kesme hızının artmasıyla takım ömrünün azaldığının anlaşılmasını sağlamıştır. Bugün hala kullanılan, takım sıcaklığı için kesme hızı ve takım ömrü arasındaki ilişkiyi gösteren ampirik bir formül geliştirmiştir.

Talaşlı imalatta deformasyon çok küçük bir bölgede yoğunlaşmıştır ve bu bölgede oluşan ısı, takımı ve iş parçasını etkilemektedir. Yüksek kesme sıcaklıkları takım aşınmasını, takım ömrünü, iş parçası yüzeyini, talaş oluşumunu ve talaşlı imalat işleminde oluşan hataların en büyük kaynağı olan kesici takımın ısıl deformasyonunu önemli ölçüde etkilemektedir. Birinci bölgede, iş parçasının sıcaklığının artması malzemenin yumuşamasına, böylece kesme kuvvetlerinin ve kaymayı sağlayacak enerjinin düşmesine neden olur. Takım-talaş arayüzeyindeki sıcaklık, sürtünme şartlarını değiştirerek meydana gelen teması, birincil ve ikincil deformasyon bölgesinin yerini, maksimum sıcaklığın yerini, ısı paylaşım oranını etkilemektedir.

Talaşlı işleme sırasında sıcaklık ölçümü ve ısı dağılımının tahminini yapmak; oldukça dar kayma bölgesi, talaşın engellemesi ve sürekli temas ve hareket halinde olan takım-talaş arasındaki temasın fiziğinden dolayı oldukça zordur.

Takım, iş parçasının kayma dayanımını yenmeye çalışır. Bu da iş parçasında büyük miktarda ısı oluşumuna neden olarak, kayma bölgesinde termomekanik deformasyon oluşturur. Kesme bölgesindeki sıcaklık, gerilme-birim şekil değişimi ilişkisini, kırılmayı ve iş parçasının akışını etkiler. Genellikle iş parçasının dayanımı, artan

sıcaklık ile düşer ve bu da malzemenin sünekliliğini artırır. Bütün bu işin takım tarafından yapıldığı ve kesme işlemi sırasındaki bütün enerji girdisinin ısıya dönüştüğü yaklaşımı yapılabilinir [9-11].

Talaşlı imalatta, harcanan güç ve ısı oluşumu iş parçası ve takım malzemesinin fiziksel ve kimyasal özelliklerine, kesme parametrelerine ve takım geometrisine bağlıdır.

Trent'in [12] çalışmasına göre; plastik deformasyon ve ikincil bölgedeki sürtünmeden kaynaklanan toplam ısı oluşumu, sürekli talaş ve ortalama kesme hızı için, %20-35 oranı ile birinci bölgedeki ısı oluşumundan kaynaklanmaktadır. Bunun sonucu olarak, takımın sıcaklığı hesaplanırken birinci bölgenin de gözönüne alınmasının önemli olduğu belirtilmektedir.

Sıcaklık tahmini için geliştirilen analitik modellerin büyük çoğunluğunda, Blok'un [13] enerji dağılım oranı ya da Jaeger'in [14] kayma sürtünme çözümü kullanılmıştır. Blok'un prensibi [13], sadece biri sabit iken, diğeri hareketli olan iki parça için geçerlidir. Bu yüzden takım-talaş arayüzeyindeki ısının dağılımı için kullanılır. Blok'un çalışmasına göre; takım-talaş arayüzeyinde oluşan ısının takım ve talaşa geçişi, sırası ile *a* ve *(1-a)* oranlarında olmaktadır ve ısı kaybı ihmal edilmiştir.

Trigger ve Chao [15] kesme sıcaklığının elde edilmesindeki ilk analitik çalışmayı yapmışlardır. Kesme işlemi sırasında ortalama sıcaklığın hesabı için zamandan bağımsız, iki boyutlu bir model geliştirmişlerdir. Metal kesme işlemi boyunca meydana gelen ısı oluşum mekanizmasını göz önünde bulundurarak takım-talaş arayüzeyindeki ortalama sıcaklığı hesaplamışlardır. Kayma düzleminde oluşan ısının sadece talaşı etkilediği kabulünü yapıp, takım-talaş arayüzeyini adyabatik olarak tanımlamışlardır. Oluşan ısının %90'ının talaşa, %10'unun takıma geçtiğini varsaymışlardır.

Loewen ve Shaw [16]; kesme sıcaklığına etki eden birçok değişkenin deneysel olarak elde edilemeyeceğini açıklamışlardır. Takım-talaş temas yüzeyinde talaş yüzeyi boyunca talaştaki ısı akışı oranının sabit olduğu yaklaşımıyla arayüzey sıcaklığının hesaplandığı bir analitik model geliştirmişlerdir. Loewen ve Shaw; kayma düzlemini, kayma hızı ile hareket eden hareketli ısı kaynağı olarak modelleyerek kesme sıcaklığını modellemişlerdir. Analizlerinde, kayma için harcanan gücün tamamının ısıya dönüştüğünü varsaymışlardır. Kayma düzlemindeki ve takım-talaş

arayüzeyindeki ortalama sıcaklıklar için kullanışlı bir ifade türetmişlerdir. Proses parametreleri ve bu parametrelerin sıcaklığa etkisi hakkında kolay anlaşılabilir olmasından dolayı, yaptıkları yaklaşım önemlidir. Blok'un [13] ısı dağılımı yaklaşımını kullanmışlardır. Takım-talaş arayüzeyini adyabatik kabul edip, kayma düzlemindeki ısının sadece talaşa etki ettiğini, takımı etkilemediğini varsaymışlardır.

Weiner [17], dik kesmede kayma düzlemi üzerindeki sıcaklık dağılımının hesaplanması için analitik bir model geliştirmiştir. Çalışmasında, iletimle ısı geçişi, talaş ve iş parçası hareket yönünde ihmal edilerek, kayma düzlemi hızının kesme hızına eşit olduğu varsayılmıştır. Bu çalışmada, kayma düzlemi için ısı dağılım oranı ayrıntılı olarak elde edilmiştir. Bu çalışmada talaş dış yüzeyi ve takım serbest yüzeyi adyabatik olarak alınmış, talaş-takım arasında sürtünmeden kaynaklanan ısı ortalama sürtünme katsayısına göre elde edilmiştir.

Rapier [18], sıcaklık dağılımının hesaplanmasında sonlu farklar ve analitik modeli beraber kullanan ilk kişidir. Takım, talaş ve iş parçasını ayrı parçalar olarak kabul etmiştir. Kayma düzlemi ısı kaynağını çizgisel kaynak olarak kabul etmiştir. Ayrıca sürtünme ısı kaynağının değişmediğini ve sürtünmeden kaynaklanan ısının tamamının talaşa geçtiğini varsaymıştır. Analizlerinde, talaş sıcaklıkları, talaş hızı yönünde ısı iletimi ihmal edilerek analitik olarak modellenmiştir. Yüksek talaş sıcaklıklarının yanında ikinci bölgedeki en yüksek sıcaklığın takım-talaş temas uzunluğunun sonunda meydana geldiğini göstermiştir. Sonlu farklar yöntemi takım ve iş parçasındaki sıcaklık dağılımlarının hesaplanmasında kullanılmıştır.

Boothroyd [19] ve Wright [20], Weiner'in [17] enerji dağılım oranı analizini kullanarak benzer modeller geliştirmişlerdir. İş parçasının ısıl özelliklerinin sıcaklıktan bağımsız olduğunu kabul etmişlerdir. Boothroyd, temas bölgesindeki ısı dağılım oranının eşit olduğunu ve takıma geçen ısının sabit olduğunu varsayarak, ayrıca talaş yönündeki ısı iletimini ihmal etmiştir. Wright [20] ise yapışma ve kayma sürtünme şartlarını göz önüne alarak, temas bölgesinde sürtünmeden kaynaklanan ısının %80'inin talaşa geçtiğini varsaymıştır.

Venuvinod ve Lau [21], eğik kesme için bir model sunmuşlardır. Takım ve iş parçasının yarı-sonsuz ortamlar olduğu kabul edilmiştir. Hareketli ısı kaynağı çözümü, bir eğim ile hareket eden kaynak hareketine uygulanmıştır. Kayma düzleminin etkisi, Loewen ve Shaw'un analizlerinin geliştirilmesiyle modellenmiştir.

Ayrıca, takım-talaş arayüzeyinde takıma ve talaşa geçen ısı akısının oranı Blok'un dağılım prensibine göre hesaplanmıştır [13].

Berliner ve Krainov [22] takımdaki ve talaştaki sıcaklık dağılımı için bir model oluşturmuşlardır. Takım-talaş arayüzeyinde oluşan ısıyı parabolik ısı kaynağı olarak modellemişlerdir. Ayrıca soğumanın etkisini de analizlerinde göz önüne almışlardır. Deformasyon enerjisi, malzeme davranışının üstel fonksiyonu olarak analizlerinde hesaba katılmıştır. Ayrıca takım serbest yüzeyinde, takım-iş parçası arasındaki sürtünmeyi de dahil etmişlerdir.

Young ve Chou [23], dik kesme şartlarında takım-talaş arayüzeyindeki sıcaklıkları zamandan bağımsız olarak elde etmişlerdir. Modellerinde, kayma düzlemi ve takım-talaş arayüzeyinde değişmeyen ısı akısı dağılımı olduğunu kabul etmişlerdir. Bununla beraber, hareket yönünde ısı iletimini ihmal etmişlerdir. Çalışmalarında, temas yüzeyindeki maksimum sıcaklığın, talaşın ayrıldığı noktada ortaya çıktığını göstermişlerdir.

Redulescu ve Kapoor [24] takım-talaş arayüzeyindeki sıcaklığı, ısı akışıyla ısı iletim problemini çözerek analiz etmişlerdir, bu analizde mekanistik kuvvet modeli kullanılmıştır. Sonuçlar, hem kesintili hem de sürekli kesmede kesme hızının artmasıyla takım-talaş arayüzeyindeki sıcaklığın arttığını göstermiştir. Analiz, yarı durağan şartlar için, üç boyutlu olarak yapılmıştır. Daha sonra, takım ve talaş için sıcaklık değerleri önceki adımda hesaplanan ısı akılarına göre elde edilmiştir. Takım ve talaş oluşum bölgelerinde taşınım ile ısı kaybını da hesaba katmışlardır. Frezedeki zamana bağlı ısınma ve soğuma döngüsünün davranışını anlamak için önemli bir model geliştirmişlerdir.

McFeron ve Chao [25] takım-talaş arayüzeyindeki ortalama sıcaklığın analitik olarak hesaplanması için model geliştirmişlerdir. Stephenson ve diğerleri [26], takım sıcaklıklarının hesabı için zamana bağlı bir model geliştirmişlerdir. Takım için ısı transfer problemi, değişkenlere ayırma yöntemi ile çözülmüştür. Bilgisayar işlem zamanını ve girdi sayısını azaltmak için hava ile temas halindeki yüzeylerde yalıtım sınır şartı kabulü yapmışlardır. Takıma geçen ısı akısı, deneysel olarak elde edilen takım-talaş temas yüzeyi verileriyle hesaplanmıştır. Bunun yanında, sabit ısı akısı parça parça takım-talaş arayüzeyine uygulanmıştır.

Ostafiev ve diğerleri, takımı yarı-sonsuz ortam olarak alıp zamandan bağımsız dik kesmede takım sıcaklıklarını elde etmişlerdir. Takım-talaş arayüzeyinde, değişmeyen akı dağılımı olan birçok dikdörtgen ısı kaynağının süperpozisyon etkisiyle takım sıcaklıklarını hesaplamışlardır [27].

Komanduri ve Hou, sürtünme ve kayma düzlemindeki ısı kaynaklarının gözönüne alındığı, dik kesme için bir model geliştirmişlerdir. Hahn'in [28] kayma düzlemi için eğik bant ısı kaynağı modelini ve Chao ve Trigger'ın [29] takım-talaş temas yüzeyindeki sürtünme modelini ve Jaeger'in [14] ısı kaynağı modelini temel alarak oluşturdukları modelde, kayma düzlemi ısı kaynağını yarı-sonsuz ortamda eğik ısı kaynağı olarak modellemişlerdir. Birincil deformasyon bölgesindeki ısı oluşumuna bağlı olan, talaştaki ve iş parçasına yakın kayma düzlemindeki sıcaklık artışı, çalışmalarının ilk bölümünü oluşturmaktadır [30]. Çalışmalarının ikinci bölümünde, sürtünmeden kaynaklanan ısı kaynağına bağlı olarak takım ve talaş sıcaklık artışı elde edilmiştir [31]. Çalışmalarının son kısmında, kayma düzlemi ve sürtünme ısı kaynaklarının beraber etkisinin takım-talaş arayüzeyindeki sıcaklıklarına etkisi incelenmektedir [32]. Çalışmalarının sonucunda, sürtünmeden kaynaklanan ısının önemli olmasının yanında, kayma düzlemindeki ısı kaynağının temas yüzeyindeki sıcaklığı 200^{o}C kadar artırdığını söylemişlerdir.

Huang ve Liang dik kesme işlemindeki oluşan ısıyı modellemişlerdir. Çalışmalarında aşınmadan kaynaklanan ısı oluşumunu ve takım-talaş arayüzeyindeki değişken ısı akısını dahil etmişlerdir [33]. Bu çalışmadan sonra, Li ve Liang soğutmanın etkisini de ekleyerek bu modeli geliştirmişlerdir [34].

Sonlu elemanlar yöntemi, dik kesme şartları için başarılı bir şekilde uygulanmaktadır. Analitik modelde yapılan varsayımların sayısını önemli ölçüde azaltır. Bunun yanında, çok fazla girdi parametresine ihtiyaç duyduğundan, mekanik özellikleri belirlemek için önemli miktarda deneysel çalışma yapmayı gerektirmektedir.

Dutt ve Brewer [35] sıcaklık dağılımını sonlu farklar yöntemi ile hesaplamışlardır. Takım, talaş ve iş parçası, sadece arayüzeylerde etkileşim halinde olan ayrı parçalar olarak kabul edilmiştir. Çalışmalarında, ısı dengesi olduğu yaklaşımı ile kayma düzlemi ve takım-talaş arayüzeyi sınırları için sonlu farklar formunda yazılan lineer denklemler çözülerek, parçalar arasında ısı dağılım oranları belirlenmiştir. Rapier'in

[18] aksine sürtünmeden kaynaklanan ısının tamamının takıma geçtiği kabul edilmiştir.

Levy ve diğerleri [36], dik kesme işleminde takımdaki ve talaştaki sıcaklık dağılımları için iki boyutlu, zamana bağlı ısıl model sunmuşlardır. Sürtünme ısı kaynağı, ısı akısı olarak sınırda verilip, temas yüzeyi boyunca değişken olduğu kabul edilmiştir. Ayrıca kayma düzlemi ısı kaynağı, iç ısı oluşumu olarak modele eklenmiştir.

Smith ve Armarego [37] dik kesme işleminde takım ve talaş sıcaklık dağılımını üç boyutlu olarak sonlu farklar yöntemi ile modellemişlerdir. Modelleri, ince kayma bölgesi analizine dayanmaktadır. Sürtünmeden kaynaklanan ısının takım-talaş arayüzeyi boyunca değişmediği kabul edilmiştir. Çalışmalarındaki takım arka yüzeyindeki sıcaklığı sabit almışlardır ve bu yüzeydeki sıcaklığın arayüzeydeki sıcaklıklara etkisinin olmadığını göstermişlerdir.

Lazoğlu ve Altıntaş [38], sonlu farklar yöntemini kullanarak, takım ve talaş sıcaklık bölgelerinin ve sürekli kesme ve freze işlemlerindeki geçiş sıcaklık değişimini hesaplamışlardır. Termodinamiğin birinci yasası, kartezyen koordinatlarda talaş ve silindirik koordinatlardaki takım için kısmi diferansiyel denklemlerinden elde edilen ısı denge eşitlikleri temelinde geliştirilmiştir. Freze gibi süreksiz kesme işleminde geçiş sıcaklık dağılımını elde etmek için talaş kalınlığının zamanla değişimi ihmal edilmiştir. Kayma düzlemi ısı kaynağı Oxley'in [39] enerji dağılım fonksiyonu ile tanımlanmıştır. Sürtünme ısı kaynağının değişmediği kabul edilmiştir. Daha sonra, Ulutan ve diğerleri [40], dik kesme için üç boyutlu analiz yaparak bu modeli geliştirmişlerdir. Analiz boyunca taşınım ile ısı kaybının olduğunu da varsaymışlardır.

Grzesik ve diğerleri [41], sonlu farklar yöntemiyle bir nümerik model geliştirmişlerdir. Geliştirdikleri model kaplamalı ve kaplamasız takımlar için uygulanabilir bir modeldir. Onların çalışmalarından önce geliştirilen modeller, sadece kaplamasız takımlar için geliştirilmiştir. Yaptıkları çalışmada takım-talaş arayüzeyindeki ve takımdaki sıcaklık dağılımı modellenmiştir. Analizlerinde, ısıl özelliklerin sıcaklık ile değiştiğini kabul etmişlerdir. Takımdaki kaplama katmanlarının ısıl davranışı, eşdeğer iletim katsayısı ile ifade edilmiştir. Talaş akış yönündeki ısı iletimi ihmal edilmiştir.

Tay ve diğerleri [42], dik kesme işleminde takım, talaş ve iş parçasındaki sıcaklıkları sonlu elemanlar yöntemiyle modelleyen ilk kişilerdir. Formülasyonlar iki boyutlu olarak analizlerde kullanılmıştır. Birim şekil değişimi, birim şekil değişimi hızı ve hız dağılımları, hızlı durdurma deneyleri ile Stevenson ve Oxley [43] tarafından elde edilmiştir. Bununla birlikte, deneysel veriler ikincil deformasyon bölgesindeki hız dağılımlarının elde edilmesinde kullanılmıştır. Ölçülen kuvvet değerleri ikincil bölgedeki sürtünme gerilmelerinin elde edilmesinde kullanılmıştır. Oldukça iyi sıcaklık dağılımı elde etmelerine rağmen, sıcaklık tahmini yapmak için çok fazla sayıda deney yapılması gerekmektedir. Bu çalışmadan sonra Tay ve diğerleri [44], modelin deneylere bağlılığını azalmak yönünde geliştirmişlerdir. Birincil bölgedeki ısı kaynağı ifadesi basitleştirilerek, takım ve talaş arasındaki elastik davranış ihmal edilmiştir.

Muraka ve diğerleri [45], kesme hızı, üçüncü bölgedeki aşınma ve soğutucu etkisini inceledikleri, takım serbest yüzeyindeki ısı kaynağını da hesaba katarak bir model geliştirmişlerdir. Bunun yanında, soğutucunun sıcaklık dağılımına etkisini de incelemişlerdir. Yaklaşımlarının en büyük sorunu, birincil ve ikincil bölgedeki birim şekil değişiminin elde edilmesi için çok sayıda deney yapılmasına ihtiyaç duyulmasıdır.

Usui ve diğerleri [46] ve Tlusty ve diğerleri [47] sonlu farklar yöntemiyle; sürekli talaşlı işlemedeki kararlı hal sıcaklık dağılımı için yaklaşım geliştirmişlerdir. Hesaplanan sıcaklıkların, kesme kenarı ve talaşın ayrıldığı noktadan deneysel olarak ölçülen sıcaklıklardan daha düşük olduğu görülmüştür.

Shi ve Attia [48], takım-talaş arayüzeyindeki tribolojik etkileşimi, Usui'nin ampirik modeli temel alınarak bir sürtünme modeli tanımlanmıştır. Talaş ve kaplanmamış takım arasındaki ısıl etki Attia ve Kops [49] tarafından geliştirilen ısıl büzülme modeli üzerinden modellenmiştir. İki model dik kesme şartları için FEM simülasyonunda birleştirilmiştir. Kesme kuvvetinin, itme kuvvetinin ve talaş kalınlığının tahmini değerleri literatürdeki deneysel değerlerle karşılaştırılmıştır. Ayrıca, takımda maksimum sıcaklık ve iş parçasındaki artık gerilmeler önerilen modelde tahmini olarak girilmiştir.

Talaşlı imalatta kesme işlemi sırasında oluşan ısının modellenmesi ve özellikle takım-talaş arayüzeyindeki maksimum sıcaklığın hesaplanması uzun yıllardan beri

çalışılan bir konudur. Kesme sıcaklığını hesaplamak için analitik, yarı-analitik, sonlu elemanlar yöntemi kullanlarak çeşitli modeller geliştirilmiştir.

Talaşlı imalatın fiziğinin karmaşık olmasından dolayı, özellikle analitik modellerde sınır şartları, hava ile temas halinde olan yüzeylerde adyabatik olarak kabul edilmiştir. Takım-talaş arayüzeyindeki sürtünme şartı, çoğu modelde sadece kayma sürtünme şartı olarak incelenmiştir.

Bu tez çalışmasında geliştirilen ısıl modelde takım-talaş arayüzeyindeki sürtünme, yapışma ve kayma bölgesi olarak modele dahil edilmiştir. Ayrıca takım içerisindeki sıcaklık dağılımı hesaplanırken, takım serbest yüzeyinde taşınım sınır şartı olduğu kabul edilmiştir.

2. TALAŞLI İMALAT PROSESİ İÇİN TERMOMEKANİK MODEL

Bu tez çalışmasında, talaşlı imalatta sıcaklık dağılımının hesaplanması için takım-talaş arayüzeyindeki yapışma ve kayma sürtünme durumu göz önüne alınarak iki boyutlu, zamandan bağımsız analitik bir model geliştirilmiştir. Geliştirilen modelde birinci kayma bölgesi ve takım-talaş arayüzeyindeki ısı oluşumu dikkate alınmıştır.

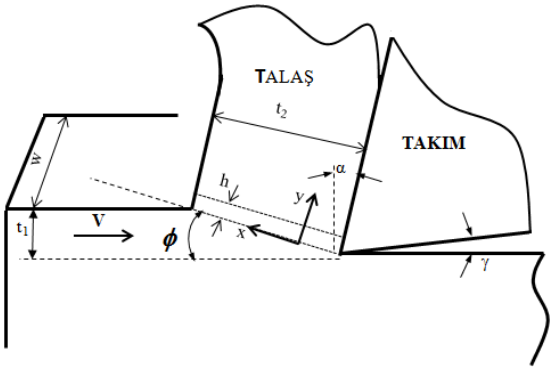
Birincil deformasyon bölgesi modeli Molinari ve Dudzinski'nin [1] çalışmasından alınmıştır. Onların çalışmasından farklı olarak, bu tez çalışmasında birinci bölgedeki malzeme modeli Johnson-Cook bünye denklemi ile ifade edilmiştir. İkincil deformasyon bölgesi iki bölgeli temas yüzeyi yaklaşımı ile modellenmiştir [2, 3]. Bu tez çalışmasındaki model temel bir model olup deneysel olarak, geliştirilen deney düzeneği ile doğrulanmıştır.

2.1 Birincil Deformasyon Bölgesi Modeli

Bu modelde talaş, Şekil 2.1'de gösterildiği gibi h kalınlığında dar ve doğrusal bir bantta kayarak oluşmaktadır. Malzemenin kayma bantında kayarak şekil değiştirdiği ve bantın girişinde ve çıkışında şekil değişimi olmadığı kabulü yapılmıştır. Molinari ve Dudzinski'nin [1] çalışmasından farklı olarak malzeme davranışı Johnson-Cook malzeme modeli ile ifade edilmiştir.

Talaş kalınlığının (t_1), talaş genişliğine (w) göre küçük olduğu kabul edilmiştir. Böylece talaşın düzlem birim şekil değiştirme şartları altında oluştuğunu söylemek mümkündür. Talaş açısı α, kesme hızı V olmak üzere, takım kesme kenarı tamamen sivri ve takımın şekil değiştirmediği kabulü yapılmıştır.

İş parçası; izotropik, rijit ve $\mu_0, \gamma, \dot{\gamma}, T, \gamma_p, n, m, v$ sırasıyla malzemeye bağlı katsayı, kayma birim şekil değişimi, kayma birim şekil değişimi hızı, mutlak sıcaklık, malzeme davranışını belirten katsayı, pekleşme üsteli $(n\geq 0)$, pekleşme üsteli, ısıl yumuşama katsayısı $(v\leq 0)$ olmak üzere, aşağıdaki üstel fonksiyon (2.1) ile tanımlanan kayma şartları altında termomekanik davranış göstermektedir.



Şekil 2.1 : Birincil deformasyon bölgesi. Kayma bantı kesme yönüne ϕ açısıyla eğim yapacak şekilde modellenmiştir.

$$\tau = \mu_0(\gamma + \gamma_p)^n \dot{\gamma}^m T^v \tag{2.1}$$

Analiz durağan akış şartıyla sınırlandırılmıştır. Formülasyon bir boyutlu, değişkenler sadece bant normali *y* eksenine bağlı olup, zamana bağlı değildir. Momentumun korunumu (2.2), enerjinin korunumu (yüksek kesme hızlarında adyabatik şartların kabul edilmesi) (2.3) ve Johnson-Cook malzeme modeli (2.4) eşitlikleri sırasıyla aşağıdaki gibi yazılır.

Birincil deformasyon bölgesinin girişinde malzemenin kayma gerilmesi τ_0 iken, momentum etkisi ile çıkışında τ_1'dir ve iterasyon ile hesaplanabilir [50].

$$\tau = \rho V_N^2 \gamma + \tau_0 \tag{2.2}$$

Enerjinin korunumundan birincil deformasyon bölgesinde, bant çıkışındaki sıcaklık T_1, kayma bantı boyunca sabit olarak alınmıştır ve aşağıdaki eşitlik ile hesaplanır.

$$T_1 = T_w + \frac{\beta}{\rho c}\left(\rho V_N^2 \frac{\gamma^2}{2} + \tau_0 \gamma\right) \tag{2.3}$$

Birincil deformasyon bölgesinde, h kalınlığındaki bantın girişindeki kayma gerilmesini hesaplamak için; *A, B, n, C* ve *m* malzeme sabitleri, $\dot{\gamma}_0$ referans kayma birim şekil değişimi hızı, T_r referans sıcaklığı, T_m erime sıcaklığı, T_w malzemenin mutlak sıcaklığı olmak üzere Johnson-Cook malzeme modeli aşağıdaki gibi ifade edilir (2.4).

$$\tau = \frac{1}{\sqrt{3}}\left[A + B\left(\frac{\gamma}{\sqrt{3}}\right)^n\right]\left[1 + ln\left(\frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0}\right)^C\right]\left[1 - \left(\frac{T_w - T_r}{T_m - T_r}\right)^m\right] \tag{2.4}$$

(2.4) denkleminden kayma birim şekil değişimi hızı; ρ malzemenin yoğunluğu, β ısıya dönüşen plastik iş oranı (Taylor-Quinney katsayısı), c ısı kapasitesi katsayısı olmak üzere (2.5)'deki denklem ile ifade edilir.

$$\dot{\gamma} = \dot{\gamma}_0 exp\left[\left(\tau\sqrt{3}\left[A + B\left(\frac{\gamma}{\sqrt{3}}\right)^n\right]^{-1}\left[1 - \left(\frac{T_w - T_r}{T_m - T_r}\right)^m\right]^{-1} - 1\right)/C\right] \tag{2.5}$$

Ayrıca uyumluluk şartı (2.6)'daki gibi yazılır.

$$\frac{d\gamma}{dy} = \frac{\dot{\gamma}}{V_N} = \frac{\dot{\gamma}_0 exp\left[\left(\tau_0\sqrt{3}\left[A + B\left(\frac{\gamma}{\sqrt{3}}\right)^n\right]^{-1}\left[1 - \left(\frac{\left(T_w + \frac{\beta}{\rho c}\left(\rho V_N^2\frac{\gamma^2}{2} + \tau_0\gamma\right)\right) - T_r}{T_m - T_r}\right)^m\right]^{-1} - 1\right)/C\right]}{V_N} \tag{2.6}$$

Sınır şartları; (2.7a), (2.7a) ve (2.7a) denklemlerinde belirtilmiştir. (2.4)'de hesaplanan sıcaklık (2.7a)'da belirtilen sınır şartını sağlar. (2.6)'daki diferansiyel denklem (2.7a) ve (2.7a) sınır şartlarını sağlayacak şekilde çözüldüğünde τ_0 değeri iteratif olarak hesaplanır.

$$T = T_w \;\; ; \;\; y = 0 \tag{2.7a}$$

$$\gamma = 0 \;\; ; \;\; y = 0 \tag{2.7b}$$

$$\gamma = \gamma_1 = tan(\emptyset - \alpha) + \frac{1}{tan\emptyset} \;\; ; \;\; y = h \tag{2.7c}$$

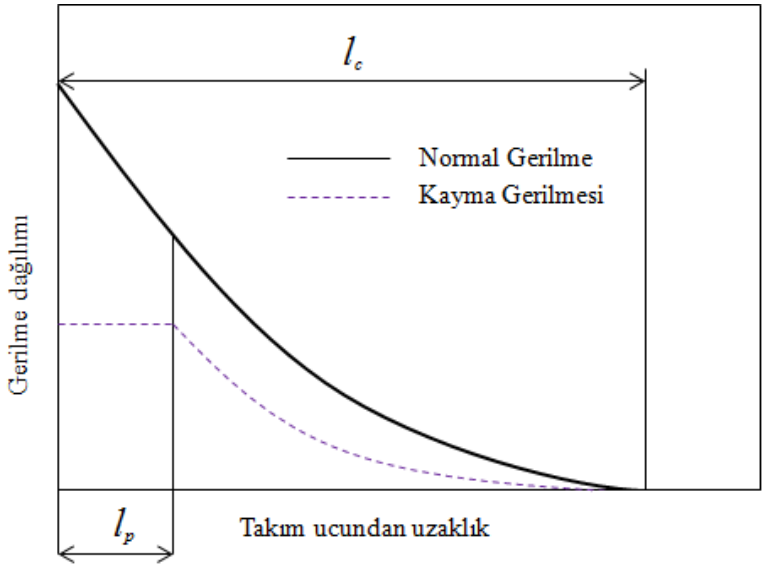
Kalınlık *(h)* ölçülerek hesaba katılabilir. Kayma açısı *(ϕ)* da minimum güç değerini verecek şekilde iterasyon ile bulunur. Kayma açısı 20°-50° arasında olduğundan bu değerler arasında iterasyon yapılmıştır. Bu modelden birincil deformasyon bölgesinin çıkışındaki sıcaklık ve kayma gerilmesini hesaplayabiliriz. Bu bölgede oluşan ısının etkileri ikincil deformasyon bölgesine dahil edilip, birincil deformasyon bölgesinin takıma etkisi de göz önünde bulundurulmuş olacaktır.

2.2 Takım-Talaş Arayüzeyindeki İki Bölgeli Temas Modeli

İkincil deformasyon bölgesinde, takım ve talaş arasındaki temas bölgesi modeli Budak ve Ozlu'nun [3] çalışmasından alınmıştır. Takım-talaş arayüzeyindeki yapışma ve kayma bölgelerindeki sürtünme katsayılarının incelendiği modelin üç

önemli sonucu; toplam temas yüzeyi uzunluğu (l_c), yapışma bölgesi uzunluğu (l_p) ve kayma ve ortalama sürtünme katsayıları arasındaki ilişkidir.

Zorev [51], kayma gerilmesi ve normal gerilme dağılımını Şekil 2.2'de gösterildiği gibi tanımlamıştır. Normal gerilmenin (P), takım ucundan uzaklaştıkça azaldığı kabul edilmiştir. Yapışma bölgesindeki kayma gerilmesi τ_1, birincil deformasyon bölgesi çıkışındaki kayma gerilmesine eşittir.



Şekil 2.2 : Temas yüzeyindeki gerilme dağılımı.

Talaş yüzeyindeki yapışma bölgesinde (l_p) kayma gerilmesi, malzemenin kayma gerilmesi τ_1'e eşittir. Kayma bölgesindeki kayma gerilmesi Coulomb sürtünme kanununa göre, kayma sürtünme katsayısına (μ_s) ve normal gerilmeye (P) bağlıdır. Böylece talaş yüzeyindeki kayma gerilmesi aşağıdaki (2.8) denklemi ile ifade edilir.

$$\tau = \begin{cases} \tau_1, & x \le l_p \\ \mu_s P, & l_p \le x \le l_c \end{cases} \tag{2.8}$$

ξ basınç değişimini kontrol eden parametreyi, P_0 takım ucundaki basıncı, α talaş açısını, λ sürtünme açısını, ϕ kayma açısını göstermek üzere toplam temas yüzeyi (l_c) ve yapışma bölgesi uzunluğu (l_p) ile kayma (μ_s) ve ortalama sürtünme katsayıları (μ_a) arasındaki ilişki aşağıdaki denklemler (2.9), (2.10), (2.11) ile belirtilmiştir.

$$l_c = t_1 \frac{\zeta + 2}{2} \frac{sin(\phi + \lambda - \alpha)}{sin\phi cos\lambda cos\eta} \tag{2.9}$$

$$l_p = l_c\left(1 - \left(\frac{\tau_1}{P_0\mu_s}\right)^{\frac{1}{\zeta}}\right) \tag{2.10}$$

$$\mu_a = tan(\lambda) = \frac{\tau_1}{P_0}\left(1 + \zeta\left(1 - \left(\frac{\tau_1}{P_0\mu_s}\right)^{1/\zeta}\right)\right) \tag{2.11}$$

Kesme işleminin mekaniğinden, talaş yüzeyinde takım ile iş parçası arasındaki ortalama sürtünme katsayısı aşağıdaki gibi (2.12) denklemi ile hesaplanır [3].

$$\mu_a = tan\left(\alpha + tan^{-1}(F_f/F_t)\right) \tag{2.12}$$

F_f radyal kuvvet, F_t kesme kuvveti olmak üzere kayma sürtünme katsayısı *(μ_s)* (2.11) denklemi ile hesaplanır ve μ_s ile talaş hızı arasındaki ilişki deneysel olarak elde edilir. Kayma temas yüzeyindeki talaş hızının eşit dağılım gösterdiği kabul edilmiştir [3].

Ortalama sürtünme katsayısı; verilen kesme parametrelerinden, kesme kuvvetlerinin ölçülmesiyle bulunabilir. Talaş açısına, kesme hızına ve ilerleme hızına bağlı olduğundan dolayı, parametrelerin değişmesiyle elde edilebilir. Bu sonuçlar kayma sürtünme katsayısının elde edilmesinde kullanılır.

Belirli bir kayma açısı aralığı için, malzemeye bağlı olarak kalibre edilen kayma sürtünme katsayısı (Çizelge 2.1) ile ortalama sürtünme katsayısı *(μ_a)* değeri iteratif olarak (2.11) denkleminden bulunur.

Çizelge 2.1 : 1050 çeliği için kalibre edilmiş kayma sürtünme katsayısı.

Malzeme	μ_S (V_C (m/dak.))
AISI 1050	$0.398 + 6.120 \times 10^{-4} V_C$

2.2.1 Johnson-Cook malzeme katsayıları

Ozlu ve Budak'in [2] geliştirdikleri modelin amaçlarından bir tanesi de az sayıda deney yaparak proses parametrelerinin karakterize edilebileceğini göstermektir.

Kayma düzlemindeki kayma gerilmesinin ölçülmesiyle, Johnson-Cook katsayıları regresyon analizi ile bulunabilir. Çizelge 2.2'de AISI 1050, AISI 4340 ve Ti6Al4V için kalibre edilen Johnson-Cook malzeme katsayıları verilmiştir [2].

Çizelge 2.2 : Kalibre edilmiş Johnson-Cook parametreleri.

Malzeme	A (MPa)	B (MPa)	n	C	m
AISI 1050	880	500	0.234	0.0134	1
AISI 4340	945	500	0.26	0.015	1
Ti6Al4V	649	490	0.28	0.028	1

2.2.2 Sürtünme karakteristiği

Verilen kesme şartları için ortalama sürtünme katsayısı kesme kuvvetlerinin ölçülmesiyle karakterize edilmiştir. Ortalama sürtünme katsayısının kesme şartlarıyla ilişkisi, farklı talaş açısı, kesme hızı ve ilerleme hızı ile elde edilmiştir. Sonuçlar kayma sürtünme katsayısının elde edilmesi için kullanılmıştır. Çizelge 2.3'de farklı malzemeler için kalibre edilmiş kayma sürtünme katsayılarının talaş hızı ile ilişkisi verilmiştir [2].

Çizelge 2.3 : Farklı malzemeler için kalibre edilmiş kayma sürtünme katsayısı.

Malzeme	μ_S (V_C (m/dak.))
AISI 1050	$0.398 + 6.120 \times 10^{-4} V_C$
AISI 4340	$0.513 + 4.734 \times 10^{-6} V_N^2 - 1.872 \times 10^{-3} V_C$
Ti6Al4V	$0.326 + 1.1 \times 10^{-3} V_C$

Malzeme modeli katsayıları ve kayma sürtünme katsayısı kalibre edilerek, geliştirilen model farklı kesme parametreleri ve takım-iş parçası çifti için hesaplanabilirliği sağlamıştır.

2.3 Isı Dağılım Oranı

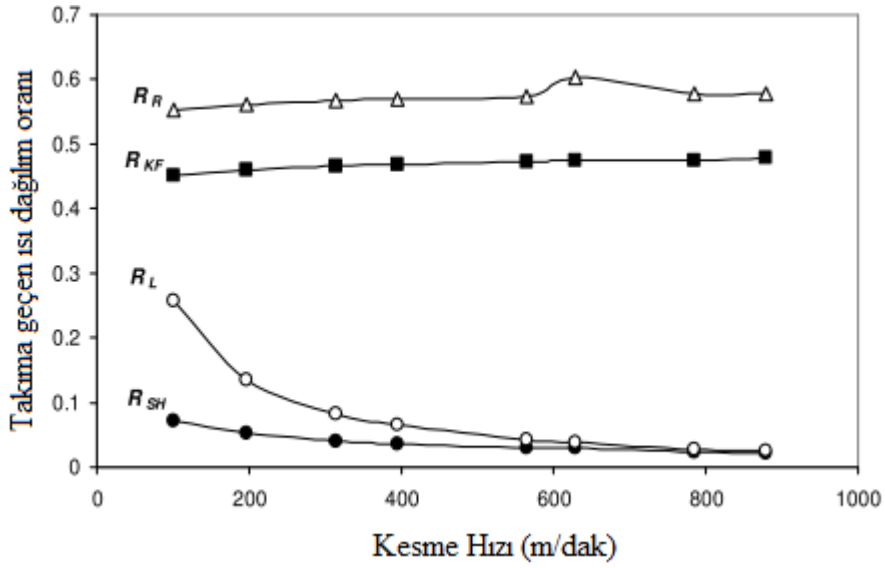
Bu tez çalışmasında takım-talaş arayüzeyinde oluşan ısının talaş ve takıma dağılım oranı, Loewen ve Shaw'un çalışmasından alınmıştır [16]. Bu model Jaeger'in [14] hareketli bant (talaş için) ve durağan dikdörtgen (takım için) ısı kaynakları modeli geliştirilerek oluşmuştur.

Bu modele göre takıma geçen ısı oranı (2.13) eşitliği ile bulunur.

$$R_T = \frac{\frac{0.377ql_{ch}}{\lambda_w\sqrt{N_p}} + \Delta\theta_s - \theta_0}{\frac{ql_{ch}A_a}{\lambda_T} + \frac{0.377ql_{ch}}{\lambda_w\sqrt{N_p}}} \tag{2.13}$$

Burada λ_w ve λ_T sırasıyla iş parçası ve takım malzemesi için ısıl iletim katsayıları, q sürtünme ısı akısı, N_p boyutsuz katsayı, A_a arayüzeyin alan şekil faktörü, $\Delta\theta_s$ kayma düzlemindeki ortalama sıcaklığı göstermektedir.

Reznikov [52] ve Kato ve Fuji'nin [53] geliştirdiği modeller takım ve iş parçasının ısıl özelliklerini gözönünde bulundururken, kesme hızının artmasıyla takıma gecen ısının da arttığını öngörmektedir. Bunun yanında Loewen ve Shaw'un [16] ısıl dağılım oranı yaklaşımı proses parametrelerini de içerdiğinden kesme hızının artmasıyla takıma geçen ısı dağılım oranının azaldığını göstermektedir (Şekil 2.3). Bu durumda, ısı dağılım oranı önemli ölçüde kesme hızı, ilerleme, takım-talaş temas yüzeyi uzunluğu ve en çok da sürtünme ısı akısı gibi proses değişkenlerine bağlıdır.



Şekil 2.3 : Isı dağılım oranının kesme hızı ile değişimi.

3. DİK KESME İŞLEMİNDE ISIL MODELLEME

Kesme işleminin gerçek ısıl analizi, sürtünme ile oluşan ısının etkisi dahil edilmeden geliştirilemez. Ayrıca takım ömrü de takım-talaş arayüzeyindeki sıcaklıktan önemli ölçüde etkilenmektedir. Takım ömrünü artırmak, takım-talaş temas yüzeyindeki sıcaklığın ve normal gerilmenin kotrolünü gerektirmektedir.

Daha önce geliştirilen modellerde ısıl problem ile iki temas bölgeli sürtünme etkileri arasında bağlantı kurulmamıştır. Moufki ve diğerleri [50] sıcaklığa bağlı sürtünme katsayısı varsayımı üzerine modellerini oluşturmuşlardır. Bu çalışmadaki model ise sürtünme katsayısının yapışma ve kayma bölgelerinde farklılık göstermesi göz önüne alınarak oluşturulmuştur [2].

3.1 Talaş İçerisindeki Sıcaklık Dağılımı

Geliştirilen modelde; takım ucu tamamen keskin, ısı taşınımıyla karşılaştırınca malzeme akış yönünde iletimle ısı transferinin olmadığı kabulü yapılmıştır. Talaştaki ısı, birincil deformasyon bölgesindeki viskoplastik deformasyon ve takım-talaş arayüzeyindeki sürtünmeden meydana gelmektedir. Birincil deformasyon bölgesinden sonraki kısımda durağan sıcaklık dağılımı, (3.1) eşitliği ile ifade edilen iki boyutlu ısı probleminin çözümüyle elde edilir [50].

$$\alpha \frac{\partial^2 \mathrm{T(X,Y)}}{\partial \mathrm{Y}^2} = \mathrm{V_C} \frac{\partial \mathrm{T(X,Y)}}{\partial \mathrm{X}} \tag{3.1}$$

$a = k/\rho c$ iş parçasının ısıl genleşmesini, V_C talaş hızını, sağ taraftaki ifade, sıcaklığın zamana bağlı türevi olup, durağan problemde zamanın kısmi türevinin sıfırlanmaktadır.

Q(x) takım-talaş arasında sürtünmeden kaynaklanan ısı; μ ortalama sürtünme katsayısı, V_C talaş hızı olmak üzere (3.2) denklemi ile ifade edilir.

$$Q(X) = \mu V_C P(X) \tag{3.2}$$

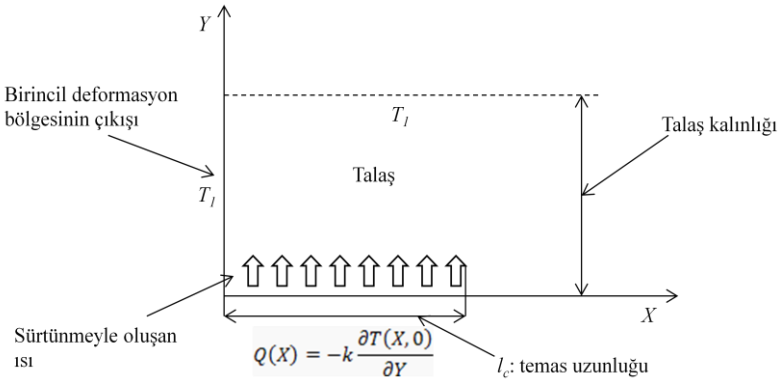
Takım-talaş temas bölgesinde basınç dağılımı; ξ *(≥0)* basınç değişimini kontrol eden parametreyi, P_0 takım ucundaki basıncı göstermek üzere (3.3) denklemi ile bulunur.

$$P(X) = P_0\left(1 - \frac{X}{l_C}\right)^{\xi} \tag{3.3}$$

Böylece temas yüzeyindeki yapışma ve kayma bölgelerindeki sürtünmeden kaynaklanan ısı dağılımı (3.4) denklemi ile hesaplanır.

$$Q(x) = \begin{cases} \tau_1 V_c, & 0 \le x \le l_p \\ \mu V_c P(x), & l_p \le x \le l_c \\ 0, & x \ge l_c \end{cases} \tag{3.4}$$

Birincil deformasyon bölgesinin çıkış sınırının takım arayüzeyine dik olduğu kabul edilmiştir. Bu kabul analitik çözüm için kolaylık sağlamaktadır. Birincil deformasyon bölgesinin farklı açılarda olması, X mesafesinin genişliğe oranla sürtünmeyle ısıl olarak daha fazla etkilenmesinden dolayı sonucu etkilememektedir (Şekil 3.1).



Şekil 3.1 : Takım-talaş arayüzeyindeki ısıl problemin çözümü için kabul edilen sınır şartlarının şematik gösterimi.

(3.1)'de verilen ısı denklemi (3.5a), (3.5a) ve (3.5a) eşitliklerinde verilen sınır şartlarına göre çözülür.

$$T(0,Y) = T_1 \quad X = 0, Y \ge 0 \tag{3.5a}$$

$$\lim_{Y\to\infty} T(X,Y) = T_1 \quad for\ X \ge 0 \tag{3.5b}$$

$$-k\frac{\partial T(X,0)}{\partial Y} = Q(X) \quad for\ X \ge 0 \tag{3.5c}$$

T_1 birincil deformasyon bölgesinin çıkışındaki sıcaklık, k ısı iletim katsayısı ve $Q(X)$ sürtünme ile oluşan ısı kaynağı olmak üzere talaş içerisindeki sıcaklık dağılımı (3.6) denklemi ile bulunur.

$$T(X,Y) = \frac{1}{k}\sqrt{\frac{a}{V_C}}\left[\int_0^x f(x-u)\frac{1}{\sqrt{\pi u}}exp\left(\frac{-V_C Y^2}{4au}\right)du\right] + T_1 \tag{3.6}$$

Y=0 için temas yüzeyindeki sıcaklık dağılımı (3.7) eşitliği ile elde edilir.

$$T(X,Y=0) = \frac{\bar{\mu}V_C P_0}{k}\sqrt{\frac{a}{\pi V_C}}\int_0^X \left(1-\frac{X-u}{l_C}\right)^{\xi}\frac{1}{\sqrt{u}}exp\left(\frac{-V_C Y^2}{4au}\right)du + T_1 \tag{3.7}$$

Yapışma ve kayma bölgelerindeki kayma gerilmesi dağılımı, yukarıda açıklanan sıcaklık denkleminde (3.6) yerine konulursa (3.8) denklemiyle talaş içerisindeki sıcaklık dağılımı iki bölgeli temas bölgesi modeline göre bulunur.

$$T(X,Y) = \frac{1}{k}\sqrt{\frac{a}{V_C}}\left[\int_0^{l_p}\tau_1 V_c\frac{1}{\sqrt{\pi u}}exp\left(\frac{-V_C Y^2}{4au}\right)du + \int_{l_p}^{l_c}\mu V_c P_0\left(1-\frac{X-u}{l_C}\right)^{\xi}\frac{1}{\sqrt{\pi u}}exp\left(\frac{-V_C Y^2}{4au}\right)du\right] + T_1 \tag{3.8}$$

(3.8) denkleminin ikinci terimindeki integral analitik olarak çözülemediğinden, nümerik olarak çözülmüştür.

3.2 Takım İçerisindeki Sıcaklık Dağılımı

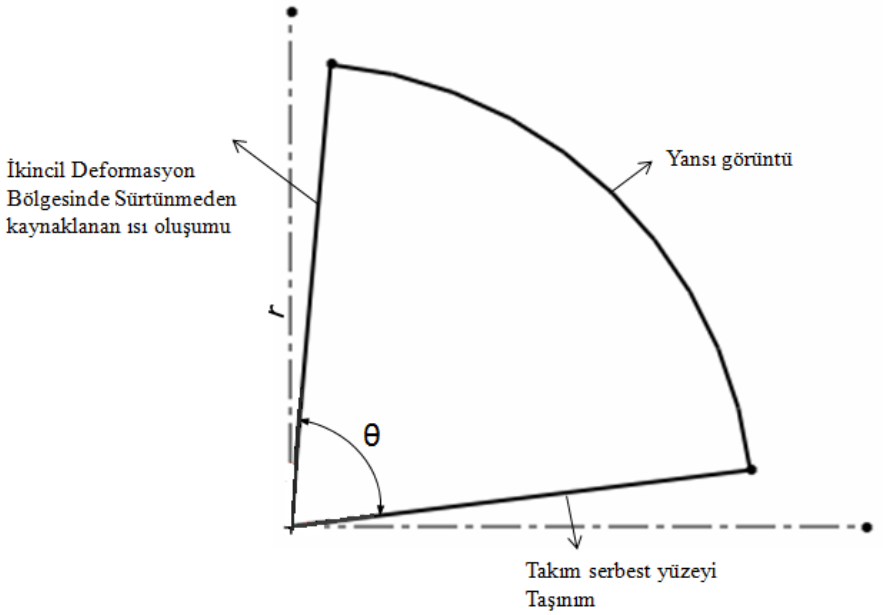
Θ takım açısı, T_1 birincil deformasyon bölgesi çıkışındaki sıcaklık, $Q(x)$ takım-talaş arayüzeyinde sürtünmeden kaynaklanan ısı olmak üzere, iki boyutlu kutupsal koordinatlarda Laplace denklemi aşağıdaki gibi yazılır (3.9).

$$\nabla^2 u = \frac{\partial u^2}{\partial r^2} + \frac{1}{r}\frac{\partial u}{\partial r} + \frac{1}{r^2}\frac{\partial^2 u}{\partial \theta^2} = 0 \tag{3.9}$$

i ve j, sırasıyla r ve θ yönündeki indisleri ifade etmektedir. Kutupsal koordinatlarda Laplace denkleminin sonlu farklar yöntemi ile ifade edilişi (3.10) denklemi ile gösterilmiştir.

$$\nabla^2 u = \frac{u(i-1,j)-2u(i,j)+u(i+j1,)}{\Delta r^2} + \frac{1}{r_i}\frac{u(i+1,j)-u(i-1,j)}{2\Delta r} + \frac{1}{r_i^2}\frac{u(i,j-1)-2u(i,j)+u(i,j+1)}{\Delta\theta^2} = 0 \tag{3.10}$$

Takım içerisindeki sıcaklık dağılımının bulunması için yapılan analizde kabul edilen sınır şartları Şekil 3.2'de gösterilmiştir.



Şekil 3.2 : Takım içerisindeki sıcaklık dağılımı için kabul edilen sınır şartları.

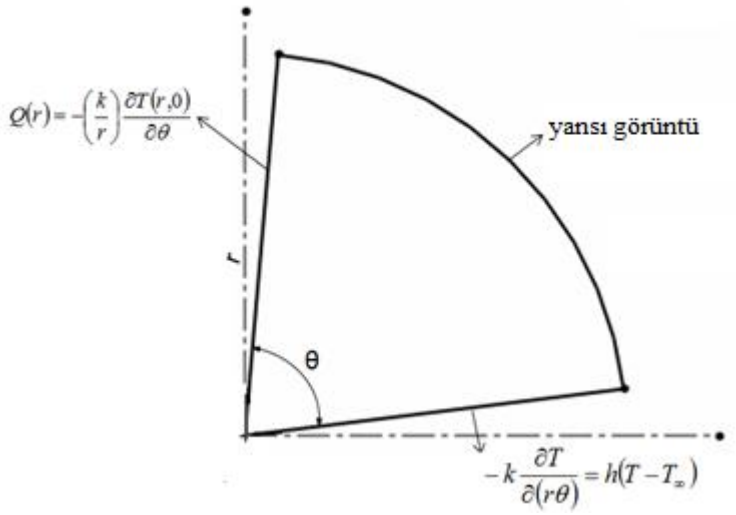
3.2.1 Sınır şartlarının tanımlanması

Temas bölgesindeki sıcaklık dağılımı, talaş içerisindeki sıcaklık dağılımı için geliştirilen modelden alınmıştır. Isı dağılım oranı ikinci bölümde açıklanan modelden alınmıştır [16] ve sürtünmeden kaynaklanan ısının %25'inin takıma geçtiği kabul edilmiştir. Geliştirilen model temas uzunluğu kadar bir bölge için olduğundan, takımın temas yüzey uzunluğu l_c kadar mesafedeki dış yüzeyindeki sıcaklık dağılımı yansı görüntü kabulü yapılarak bulunmuştur [55]. Takım serbest yüzeyindeki sınır şart ise taşınım olarak alınmıştır. Taşınım sınır şartı için, takım serbest yüzeyi ile iş parçası arasındaki havanın durgun olduğu kabul edilmiş ve taşınım katsayısı 10 (W/mK) olarak alınmıştır.

Kabul edilen takım sınır şartları (Şekil 3.3), (3.11) ve (3.12) denklemleri ile ifade edilir.

$$Q(r) = -\left(\frac{k}{r}\right)\frac{\partial T(r,0)}{\partial \theta} \tag{3.11}$$

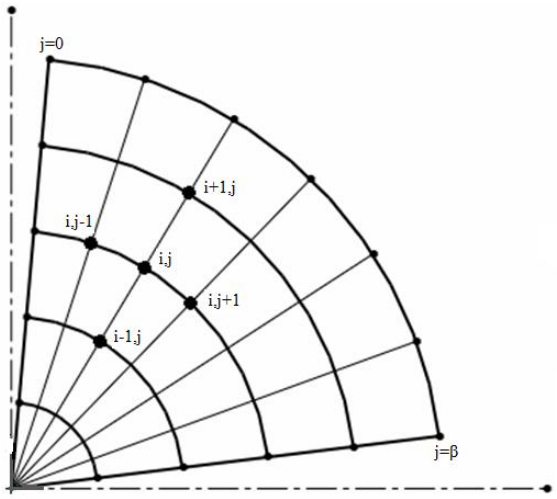
$$\frac{\partial T}{\partial (r\theta)} = h(T - T_\infty) \; ; \quad \theta = j\Delta\theta \tag{3.12}$$



Şekil 3.3 : Takım ısı modeli için sınır şartlarının gösterimi.

3.2.1.1 İç düğüm noktalarındaki sıcaklıkların bulunması

(i,j) ile ifade edilen noktanın etrafındaki dört komşu noktadaki sıcaklıklar (Şekil 3.4) Taylor serisi açılımı ile yazılır [56].



Şekil 3.4 : İç düğüm noktalarının gösterimi.

Komşu iç düğüm noktalarındaki sıcaklık değerleri (3.13a), (3.13a), (3.13a) ve (3.13a) eşitlikleri şeklinde yazlır.

$$T_{i+1,j} = T_{i,j} + \Delta r \left.\frac{\partial T}{\partial r}\right|_{i,j} + \left.\frac{(\Delta r)^2}{2!}\frac{\partial^2 T}{\partial r^2}\right|_{i,j} \tag{3.13a}$$

$$T_{i-1,j} = T_{i,j} - \Delta r \left.\frac{\partial T}{\partial r}\right|_{i,j} + \left.\frac{(\Delta r)^2}{2!}\frac{\partial^2 T}{\partial r^2}\right|_{i,j} \tag{3.13b}$$

$$T_{i,j+1} = T_{i,j} + (r\Delta\theta)\frac{\partial T}{\partial(r\Delta\theta)}\Big|_{i,j} + \frac{(r\Delta\theta)^2}{2!}\frac{\partial^2 T}{\partial(r\Delta\theta)^2}\Big|_{i,j} \tag{3.13c}$$

$$T_{i,j-1} = T_{i,j} - (r\Delta\theta)\frac{\partial T}{\partial(r\Delta\theta)}\Big|_{i,j} + \frac{(r\Delta\theta)^2}{2!}\frac{\partial^2 T}{\partial(r\Delta\theta)^2}\Big|_{i,j} \tag{3.13d}$$

Denklemlerin her iki tarafını sırasıyla A, B, C, D ile çarpıp, türev ifadeleri bir tarafta toplanırsa (3.14) eşitliği elde edilir.

$$\begin{aligned}(A-B)\Delta r\frac{\partial T}{\partial r}\Big|_{i,j} + (C-D)(r\Delta\theta)\frac{\partial T}{\partial(r\Delta\theta)}\Big|_{i,j} + (A+B)\frac{(\Delta r)^2}{2!}\frac{\partial^2 T}{\partial r^2}\Big|_{i,j} \\ + (C+D)\frac{(r\Delta\theta)^2}{2!}\frac{\partial^2 T}{\partial(r\Delta\theta)^2}\Big|_{i,j} \\ = A\left(T_{i+1,j} - T_{i,j}\right) + B\left(T_{i-1,j} - T_{i,j}\right) + C\left(T_{i,j+1} - T_{i,j}\right) + D\left(T_{i,j-1} - T_{i,j}\right)\end{aligned} \tag{3.14}$$

(3.9) denklemiyle verilen Laplace denklemine göre, (3.14)'deki dört bilinmeyen değer (3.15)'deki gibi bulunur.

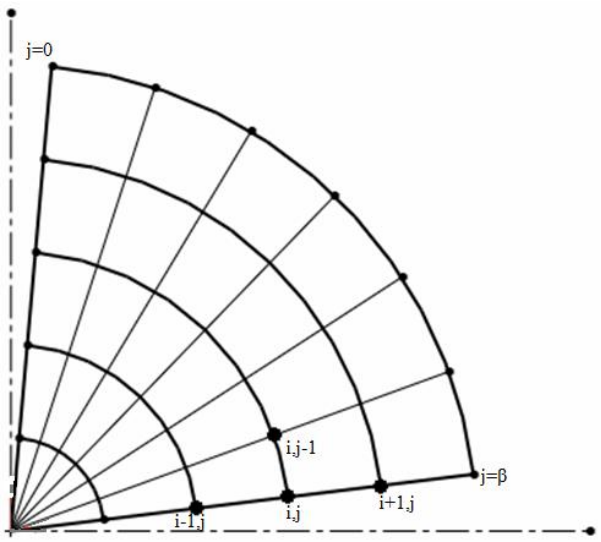
$$\begin{aligned}A &= \left(\frac{1}{\Delta r^2}\right)\left(1 + \frac{1}{2z}\right) \\ B &= \left(\frac{1}{\Delta r^2}\right)\left(1 - \frac{1}{2z}\right) \\ C = D &= \frac{1}{z^2}\frac{1}{(\Delta r)^2(\Delta\theta)^2}\end{aligned} \tag{3.15}$$

z=r/Δr olmak üzere iç düğüm noktasındaki sıcaklık değerleri (3.16) denklemi ile bulunur.

$$T_{i,j} = \frac{\left[\frac{1}{(\Delta r)^2}\left[\left(1 - \frac{1}{2z}\right)T_{i-1,j} + \left(1 + \frac{1}{2z}\right)T_{i+1,j}\right] + \frac{1}{(z\Delta r\Delta\theta)^2}\left[T_{i,j-1} + T_{i,j+1}\right]\right]}{\left(\frac{2(z\Delta\theta)^2 + 2}{(z\Delta r\Delta\theta)^2}\right)} \tag{3.16}$$

3.2.1.2 Takım serbest yüzeyindeki sıcaklık dağılımı

Takım serbest yüzeyi, hava ile temas halinde olduğundan bu yüzeyde taşınım sınır şartı kabulü yapılmıştır. Bu yüzeydeki düğüm noktaları Şekil 3.5'de gösterilmiştir.



Şekil 3.5 : Takım serbest yüzeyindeki düğüm noktalarının gösterilişi.

Serbest yüzeydeki düğüm noktalarındaki sıcaklıkları Taylor serisine açarsak (3.17a) denklemleri elde edilir.

$$T_{i+1,j} = T_{i,j} + \Delta r \left.\frac{\partial T}{\partial r}\right|_{i,j} + \left.\frac{(\Delta r)^2}{2!}\frac{\partial^2 T}{\partial r^2}\right|_{i,j} \tag{3.17a}$$

$$T_{i-1,j} = T_{i,j} - \Delta r \left.\frac{\partial T}{\partial r}\right|_{i,j} + \left.\frac{(\Delta r)^2}{2!}\frac{\partial^2 T}{\partial r^2}\right|_{i,j} \tag{3.17b}$$

$$T_{i,j-1} = T_{i,j} - (r\Delta\theta) \left.\frac{\partial T}{\partial (r\Delta\theta)}\right|_{i,j} + \left.\frac{(r\Delta\theta)^2}{2!}\frac{\partial^2 T}{\partial (r\Delta\theta)^2}\right|_{i,j} \tag{3.17c}$$

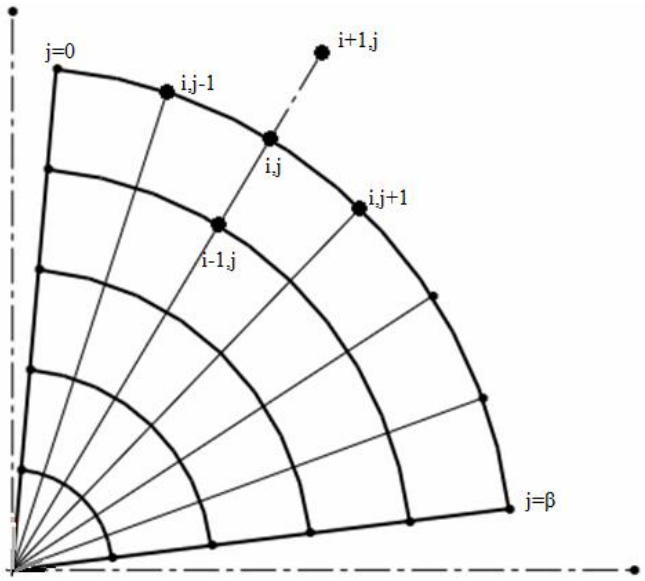
$$\left.\frac{\partial T}{\partial (r\theta)}\right|_{i,j} = \frac{h}{k}\left(T_\infty - T_{i,j}\right) \tag{3.17d}$$

Gerekli işlemler yapılarak takım serbest yüzeyindeki düğüm noktalarının sıcaklıkları (3.18) denklemi ile bulunur.

$$T_{i,j} = \frac{\left[\frac{1}{(\Delta r)^2}\left[\left(1-\frac{1}{2z}\right)T_{i-1,j} + \left(1+\frac{1}{2z}\right)T_{i+1,j}\right] + \frac{2}{(z\Delta r\Delta\theta)^2}T_{i,j-1} + \frac{2}{z\Delta r\Delta\theta}\frac{h}{k}T_\infty\right]}{\left[\frac{2}{(\Delta r)^2} + \frac{2}{(z\Delta r\Delta\theta)^2} + \frac{2}{z\Delta r\Delta\theta}\frac{h}{k}\right]} \tag{3.18}$$

3.2.1.3 Takım dış yüzeyindeki düğüm noktalarının sıcaklıklarının bulunması

Takım için oluşturulan model l_c uzunluğu kadar küçük bir bölgeyi içerdiğinden takım dış yüzeyinde yansı görüntü kabulü yapılıp, *(i,j)* düğüm noktasına komşu *(i-1,j)* ve *(i+1,j)* düğüm noktalarındaki sıcaklıkların eşit olduğu kabul edilmiştir (Şekil 3.6).



Şekil 3.6 : Takım dış yüzeyindeki düğüm noktalarının gösterimi.

Yansı görüntü kabulüne göre (3.19) eşitliği yazılır.

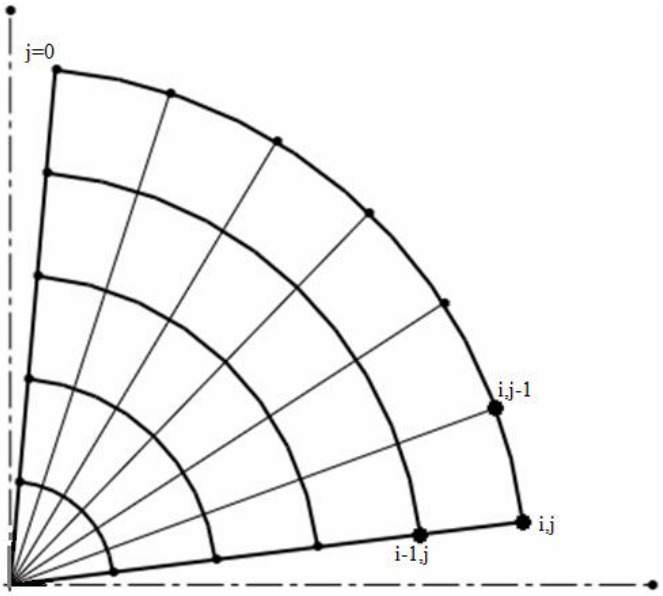
$$T_{i-1,j} = T_{i+1,j} \tag{3.19}$$

(i,j) düğüm noktasına komşu düğüm noktaları Taylor serisi açılımına göre yazılıp, düzenlenirse takım dış yüzeyindeki düğüm noktaları için sıcaklık değerleri (3.20) eşitliği ile bulunur.

$$T_{i,j} = \frac{\left[\frac{1}{(\Delta r)^2} T_{i-1,j} + \left(\frac{1}{(\Delta r)^2} + \frac{1}{(z\Delta r\Delta\theta)^2}\right) T_{i,j+1} + \frac{2}{(z\Delta r\Delta\theta)^2} T_{i,j-1}\right]}{\left[\frac{2}{(\Delta r)^2} + \frac{2}{(z\Delta r\Delta\theta)^2}\right]} \tag{3.20}$$

3.2.1.4 Takım serbest yüzeyi ve dış yüzeyi arasındaki kesişim noktası

Takım serbest yüzeyinde taşınım, dış yüzeyinde yansı görüntü sınır şartı kabulü yapıldığından, bu sınır şartlarının kesişim noktasına etkisi gözönünde bulundurularak bu düğüm noktasındaki sıcaklık değeri hesaplanır (Şekil 3.7).



Şekil 3.7 : İki yüzey arasındaki kesişim noktası.

$T_{i,j+1}$değerini, takım serbest yüzeyindeki taşınım sınır şartından (3.21) eşitliği ile bulabiliriz.

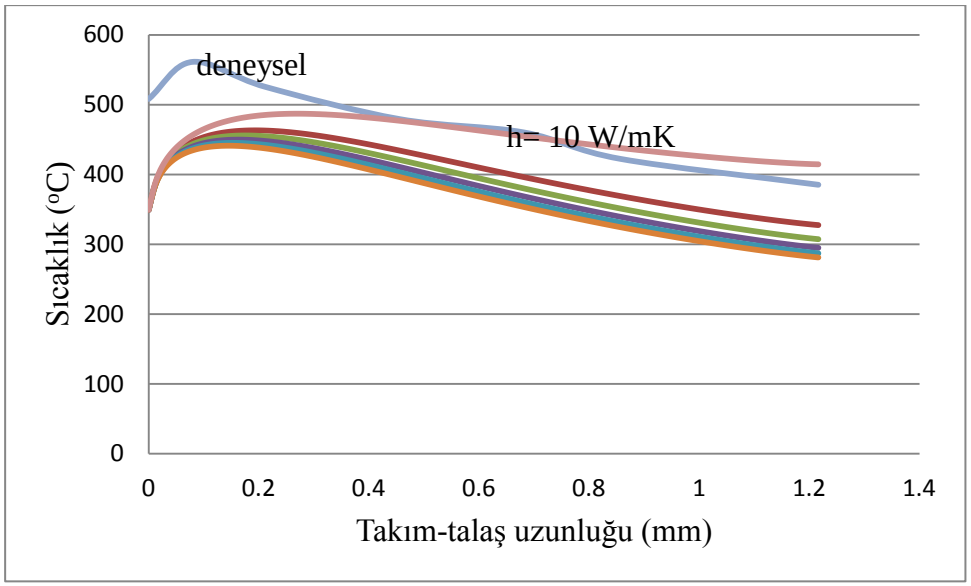
$$T_{i,j+1} = T_{i,j-1} - \frac{hr_i 2\Delta\theta}{k} T_{i,j} + \frac{hr_i 2\Delta\theta}{k} T_\infty \tag{3.21}$$

$T_{i+1,j}$ değeri de yansı görüntü kabulünden dolayı $T_{i-1,j}$ değerine eşit olduğundan kesişim noktasındaki sıcaklık değeri (3.22) denklemi ile elde edilir.

$$T_{i,j} = \frac{\left[\frac{1}{\Delta r} T_{i-1,j} + \left(\frac{1}{(\Delta r)^2} + \frac{2}{(z\Delta r\Delta\theta)^2}\right) T_{i,j-1} + \left(\frac{1}{(\Delta r)^2} + \frac{1}{(z\Delta r\Delta\theta)^2}\right) \frac{hr_i 2\Delta\theta}{k} T_\infty\right]}{\left[\left(\frac{2}{(\Delta r)^2} + \frac{2}{(z\Delta r\Delta\theta)^2}\right) + \frac{hr_i 2\Delta\theta}{k}\left(\frac{1}{(\Delta r)^2} + \frac{1}{(z\Delta r\Delta\theta)^2}\right)\right]} \tag{3.22}$$

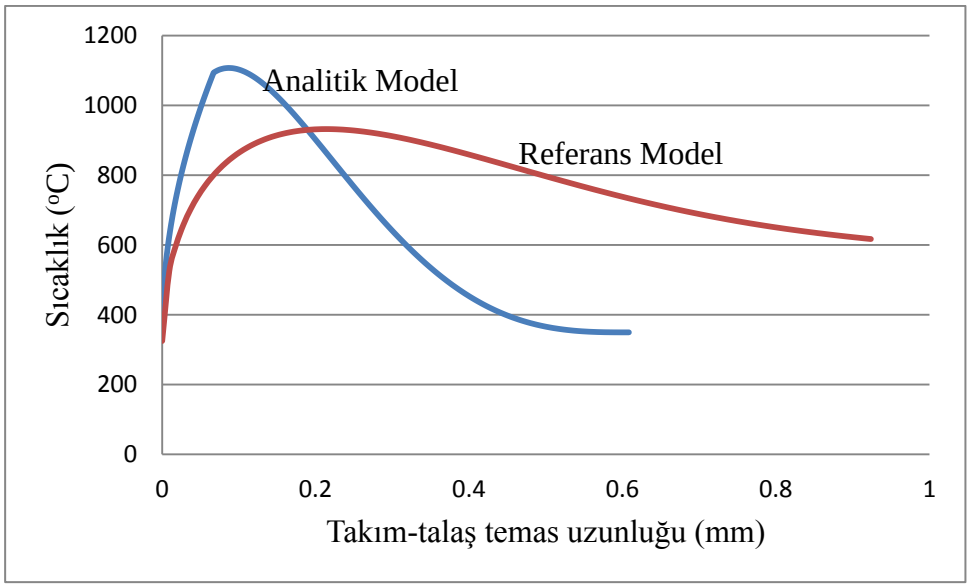
Takım içerisindeki sıcaklıkların belirlenmesi için yapılan sayısal çözümlerde takım serbest yüzeyi ile işlenmiş iş parçası yüzeyi arasında kalan havanın durgun olduğu ve yapılan sıcaklık ölçümlerinden buradaki hava sıcaklığının 300^{o}C civarında olduğu ölçülerek sayısal çözümlemeler yapılmıştır.

Takım serbest yüzeyi ile işlenmiş iş parçası arasındaki havanın sıcaklığı, yapılan sıcaklık ölçüm deneyleri sırasında ölçülmüştür. Takım serbest yüzeyi ile temas halinde olan havanın taşınım katsayısını *(h)* bulmak için, farklı *h* değerlerinde simulasyon ile hesaplanan takım serbest yüzeyi sıcaklığı ile deneysel olarak ölçülen sıcaklıklar karşılaştırılmıştır. Durağan hava şartı için (h=10 W/mK) elde edilen sonuçların deneysel sonuçlar ile uyumlu olduğu Şekil 3.8'de görülmektedir.



Şekil 3.8 : Havanın ısı taşınım katsayısının bulunması.

Bu tez çalışmasında geliştirilen ısıl modelin önemli bir kısmını takım-talaş arayüzeyinin iki bölgeli temas halinin göz önüne alınması oluşturmaktadır [2]. Talaşlı imalatta geliştirilen ısıl modellerin birçoğunda takım-talaş arayüzeyinde sadece kayma sürtünmesi olduğu varsayılmıştır. Şekil 3.9'da görüldüğü gibi takım-talaş temas bölgesinde sadece kayma sürtünmesi olduğu varsayılarak modellenirse [50], temas yüzeyindeki sıcaklığın daha düşük değerlerde olduğu görülmektedir.



Şekil 3.9 : Takım-talaş temas yüzeyindeki sıcaklığın sürtünme şartıyla değişimi.

4. DİK KESME ŞARTI İÇİN SAYISAL ÇÖZÜMLEMELER VE DENEYLER

Bu bölümde, geliştirilen modelden elde edilen sonuçlar, termal kamera ile yapılan sıcaklık ölçümleri ve literatürdeki deneysel sonuçlar ile karşılaştırılmıştır. İş parçası malzemesi AISI 1050 ve kaplamasız karbür takım için ısıl özellikler Çizelge 4.1'de verilmiştir [54, 57].

Çizelge 4.1 : İş parçası ve takım malzemesinin ısıl özellikleri.

Malzeme	k – Isıl iletim katsayısı (W/mK)	c – Isıl kapasite (J/kgK)	d- yoğunluk (kg/m^3)
AISI 1050 (iş parçası)	54	500	7800
Kaplamasız WC (takım)	61.15	406.01	11900

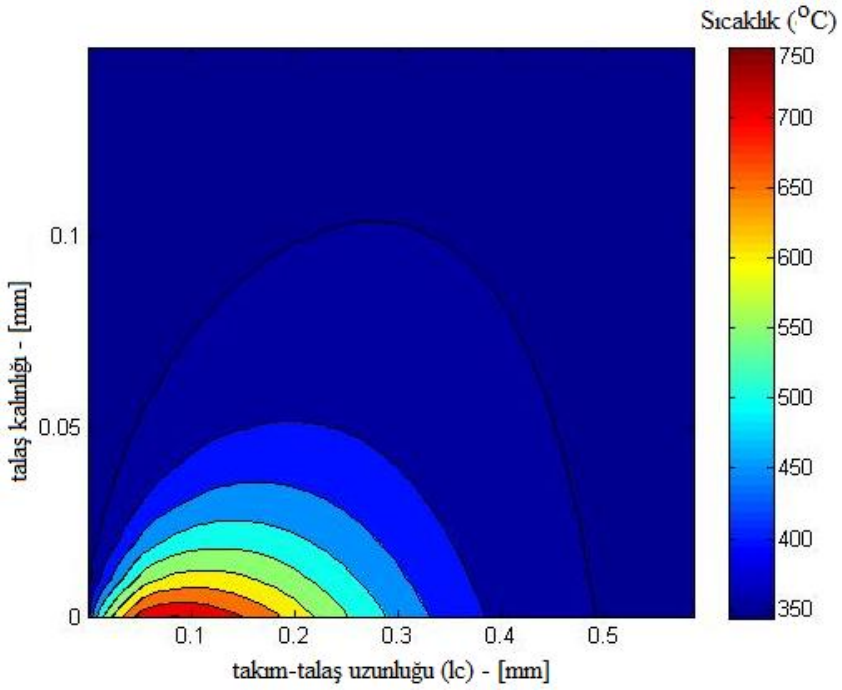
Birincil bölgede kayma bantının kalınlığı h=0.025 mm ve basınç dağılımını ifade eden değer ξ=3 alınmıştır [50].

İkincil deformasyon bölgesindeki sürtünme karakteristiği 2. Bölümde açıklandığı gibi Ozlu ve Budak'ın [2] çalışmasından alınmıştır.

4.1 Sayısal Çözümlemeler

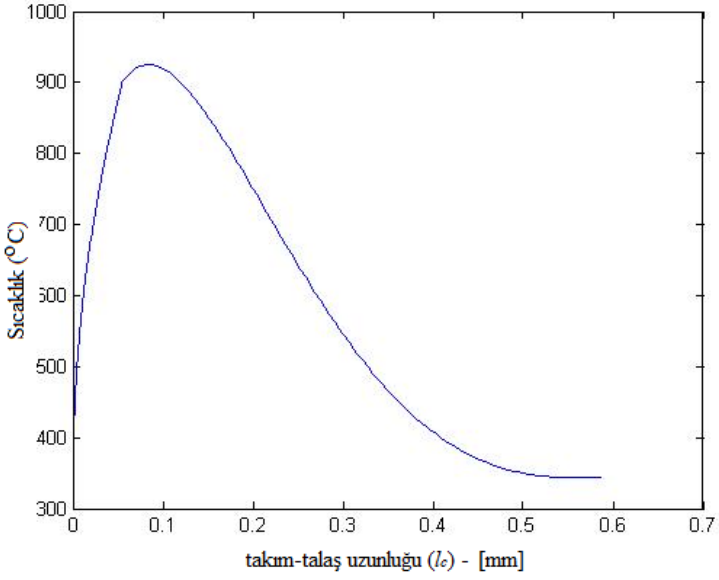
Bölüm 2'de ayrıntılı olarak açıklanan teori ile kesme parametreleri; kesme hızı V=200 m/dak., talaş açısı $\alpha = 5^o$, ilerleme t_1=0.15 mm ve kesme derinliği w=2 mm için, ısıl model için yazılan Matlab kodundan alınan sonuçlar aşağıdaki gibidir.

Şekil 4.1'de talaş içerisindeki sıcaklık dağılımı görülmektedir. Talaş üst yüzeyinde adyabatik sınır şartı ve T_1 sıcaklığı kabulü yapılmıştır. Takım-talaş arayüzeyinde oluşan ısının %75'inin talaşa geçtiği varsayılmıştır.



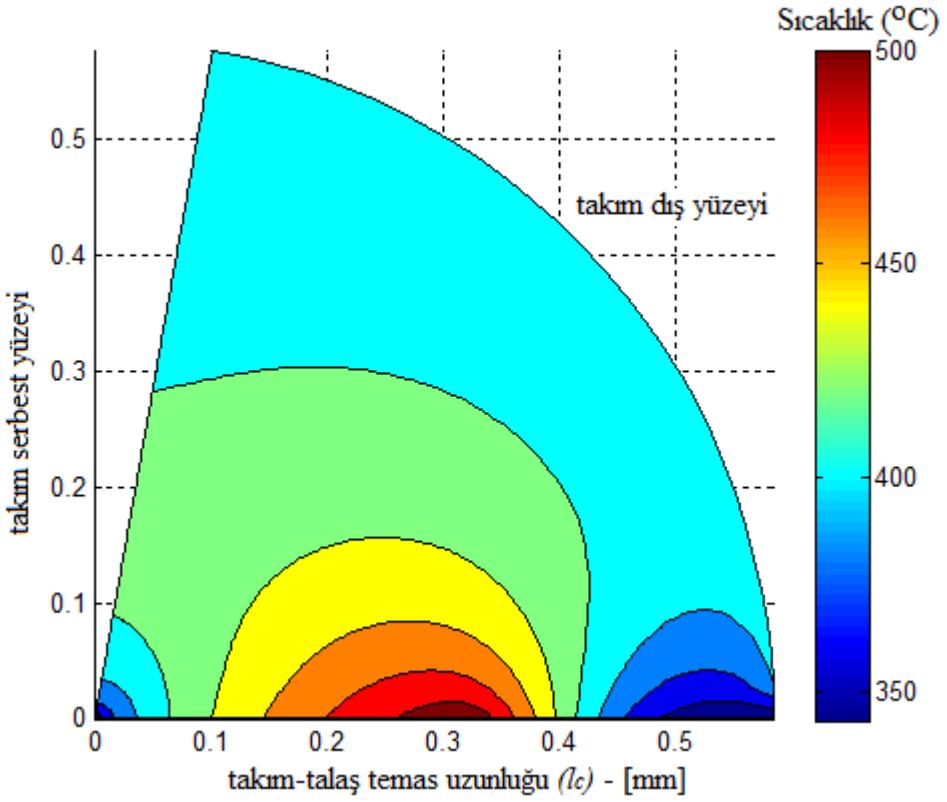
Şekil 4.1 : Talaş içerisindeki sıcaklık dağılımı.

Şekil 4.2'de takım-talaş arayüzeyinde sürtünmeden kaynaklanan ısıya, birincil deformasyon bölgesindeki plastik şekil değişimiyle oluşan ısının etkisini de eklenerek, temas yüzeyindeki sıcaklık dağılımı ve maksimum sıcaklığın yeri görülmektedir.



Şekil 4.2 : Takım-talaş arayüzeyindeki sıcaklık dağılımı.

Takım içerisindeki sıcaklık dağılımı, takımın geometrisinden dolayı kutupsal kordinatlarda sıcaklık hesaplaması yapılmıştır (Şekil 4.3).

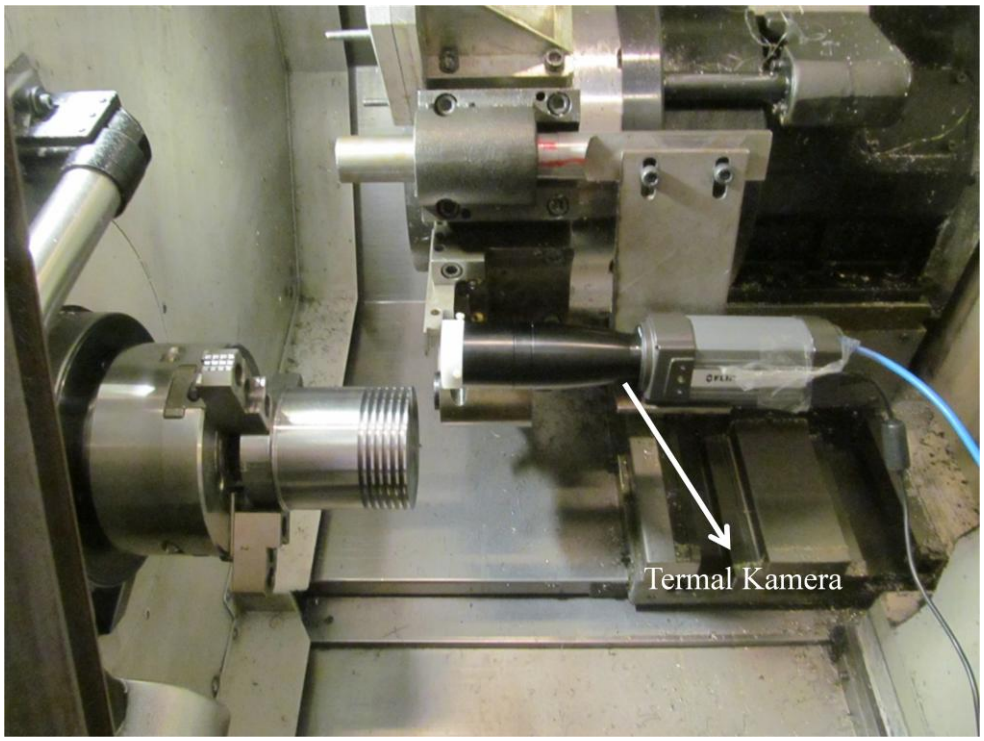


Şekil 4.3 : Takım içerisindeki sıcaklık dağılımı.

4.2 Deneysel Çalışmalar

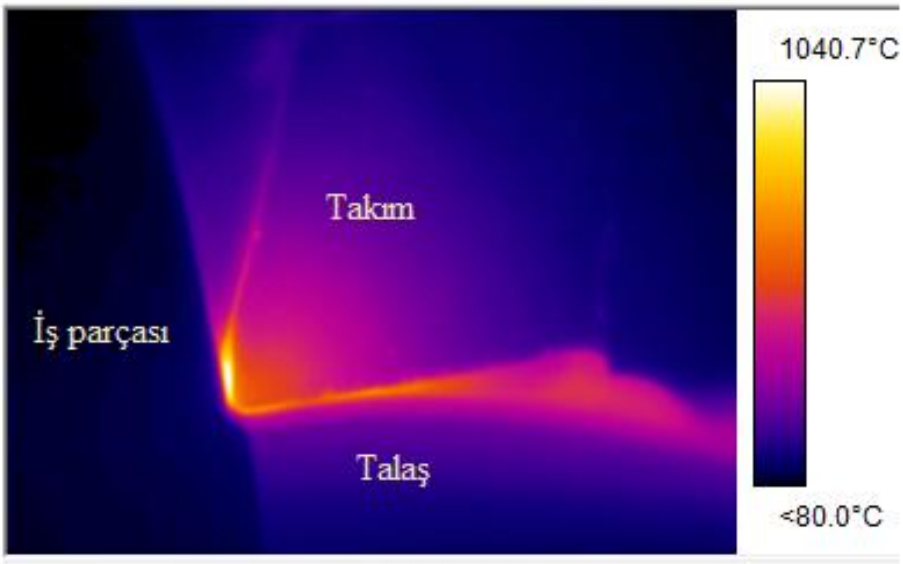
Talaşlı imalat sırasında ortaya çıkan sıcaklıklar, termo elemanlar, pirometreler, termometreler, IR teknikleri kullanılarak ölçülmeye çalışılmıştır. Bu tez çalışmasında, geliştirilen modeli doğrulamak için dik ve eğik kesme işlemlerinde sıcaklık ölçülmüştür. Bu amaçla FLIR A325 SC marka IR kamera alınmış ve Sabancı Üniversitesi MRL'de dik ve eğik kesme testleri yapılmıştır.

Metal kesme testlerinin termal kamera ile ölçümü oldukça zorlu bir süreçtir. Öncelikle takım-talaş arayüzeyinin sıcaklığının ölçülmesi temel esastır; fakat oluşan talaşın da aynı yüzeyden akması sebebiyle normal tornalama operasyonunda takım talaş akma yüzeyinden düzgün bir görüntü almak neredeyse imkansız hale gelmektedir. Bu problemi ortadan kaldırmak için kanal açma takımları kullanılarak alın tornalama yapılması düşünülmüştür. IR kamera takıma dik olarak Şekil 4.4'deki gibi konumlandırılmıştır.



Şekil 4.4 : Deney düzeneği ve tezgahtaki konumu.

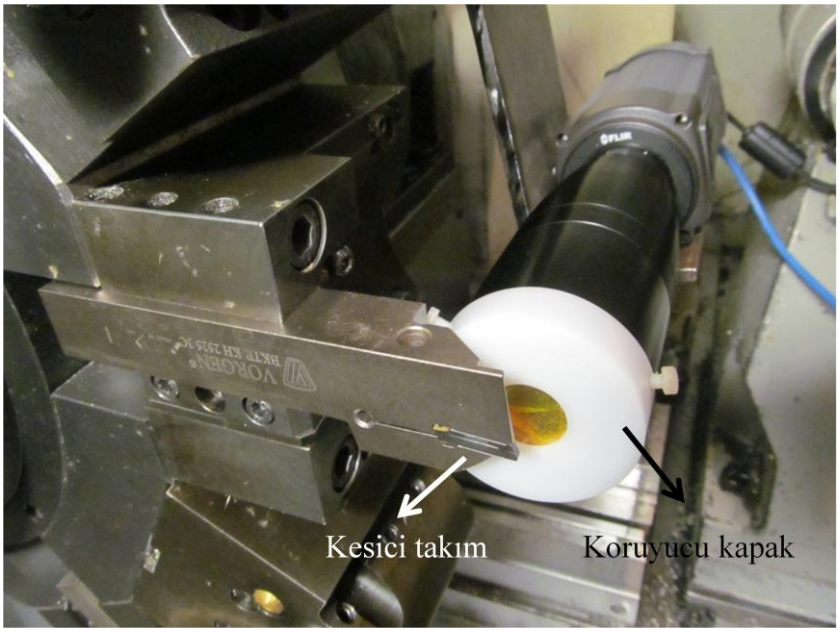
Şekil 4.5 termal kamera ile alınan görüntüyü göstermektedir. Kanal açma takımına dik olarak konumlandırılan kamera sayesinde takım-talaş arayüzeyi ve takım yan yüzeyleri görülemese de dik ve eğik kesme koşulları sağlanmış ve talaş-takım üzerinde oluşan sıcaklıklar rahatlıkla ölçülmüştür.



Şekil 4.5 : Kesme sırasında termal kameradan alınan sıcaklık dağılımı görüntüsü.

Kesme sırasında en yüksek sıcaklıklar takım uç bölgesinde oluşmaktadır ve bu sebeple direkt olarak o bölgenin ölçülmesi gerekmektedir. Takım uç bölgesinin

rahatça görülebilmesi için FLIR marka “Close Up” lens kullanılmıştır. Bu lensi kullanarak görüntü alabilmek için, kamera düzeneği takıma **Error! Reference source not found.**’da rahatça görülebildiği gibi 15 mm yakınlaştırılmak zorunda kalınmıştır. Kameranın takıma çok yakın olması, kesme sırasında ortaya çıkan talaşın kameraya sarma problemini ortaya çıkarmıştır. Bunun oluşmasını engellemek ve talaşın kameranın lensine zarar vermesini önlemek için kameranın lensi önüne koruyucu kapak tasarlanmış ve imal edilmiştir. Ayrıca çekilen görüntüyü bozmaması için ZnSe termal özellikli cam tedarik edilmiş ve koruyucu kapak ile birlikte Şekil 4.6’da görüldüğü gibi lensin önüne yerleştirilmiştir.



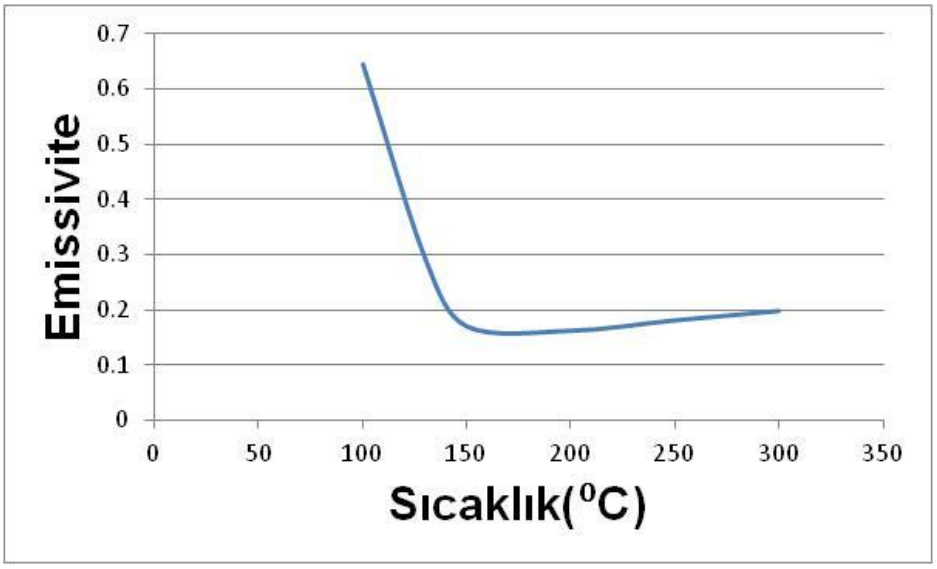
Şekil 4.6 : Kamera, koruyucu lens ve takımın konumu.

Test düzeneği kurulduktan sonra dik ve eğik kesme testleri yapılmıştır. AISI 1050 çelik alaşımı iki farklı kesme hızı (200 m/dak, 300 m/dak) ve iki farklı ilerleme (0.15 mm/devir, 0.3 mm/devir) ile test edilmiş ve sıcaklık ölçümleri alınmıştır.

Aynı ortamda farklı sıcaklıklarda olan nesneler IR kamera tarafından rahatça ayırt edilebilmektedir. Bunun sebebi nesnelerin farklı sıcaklıklarda farklı emissiviteleri olmasıdır. Her bir emissivite yayılımı farklı dalga boyuna sahiptir ve bu sebeple kamera objektifleri belirli bir sıcaklık aralıklarında görüntü verebilmektedirler.

IR kamera ile yapılan ölçümlerde en büyük sorun kameranın programı içinde kullanılan emissivite değerinin gerçekte olması gerekenden farklı olmasıydı. Bu sebeple tahmin edilen sıcaklık aralığında malzememizin yaydığı emissivite değerinin bulunması ve kameranın o değere göre kalibre edilmesi gerekiyordu.

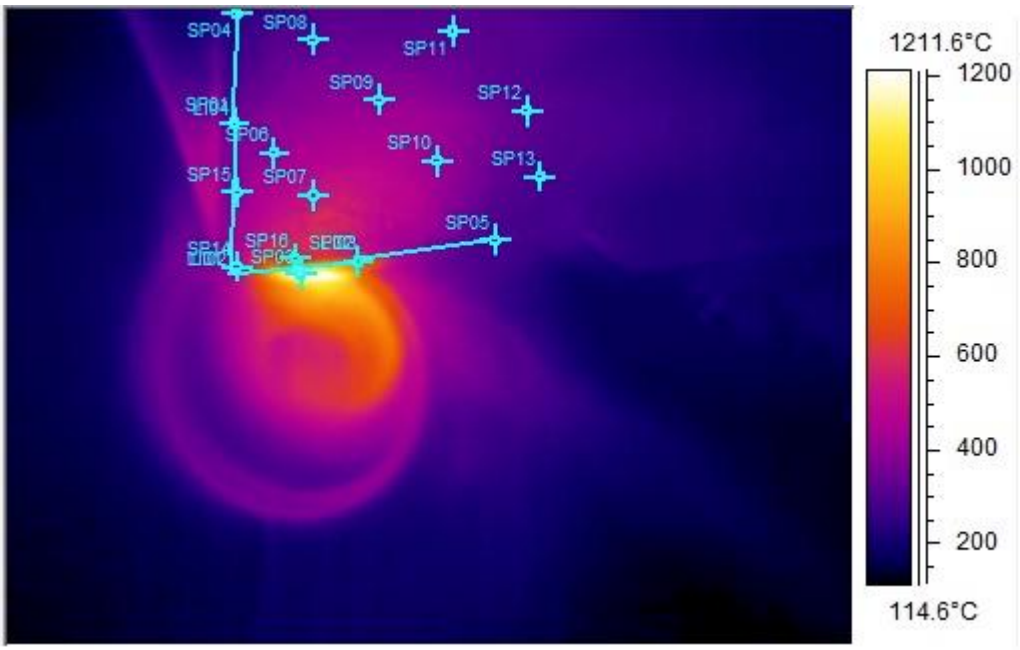
AISI 1050 alaşımı için farklı sıcaklıklarda ölçümler alınmış ve bunlar kaydedilerek emissivite için bir eğri çıkarılmıştır. Şekil 4.7'de görüleceği üzere emissivite sıcaklıkla değişmektedir; fakat belirli bir sıcaklıktan sonra sabit bir değere yaklaşmaktadır. Elde edilen emissivite değeri ile yapılan sıcaklık deneyleri tekrar yorumlanmış ve sonuçlar analitik modelle karşılaştırılmıştır.



Şekil 4.7 : AISI 1050 alaşımı için sıcaklıkla emissivitenin değişmesi.

Şekil 4.8'de termal kamera ile yapılan ölçümlerden alınan görüntülerden bir tanesi gösterilmektedir. Yapılan sıcaklık ölçümleri kaydedilerek, takım ve çevresinde, istenilen noktadaki sıcaklık değerleri okunabilmektedir.

Ivester'in [58] ısıl çift kullanarak yaptığı sıcaklık deneyleriyle, modelden elde edilen sonuçlar karşılaştırılmıştır. Bu literatür çalışmasındaki deneyler AISI 1045 iş parçası malzemesi ve kaplamasız tungsten karbür takım kullanılarak, Çizelge 4.2'de verilen kesme parametreleri ile dik kesme şartlarında yapılmış. Bu tez çalışmasında geliştirilen modelden elde edilen sonuçlar ile arasında en fazla %30 hata oranıyla uyum görülmüştür.



Şekil 4.8 : Termal kamera ile yapılan ölçümden alınan görüntü.

Çizelge 4.2 : Analitik model sonuçları ile Ivester ve diğerlerinin çalışmasından alınan deneysel sonuçların karşılaştırılması.

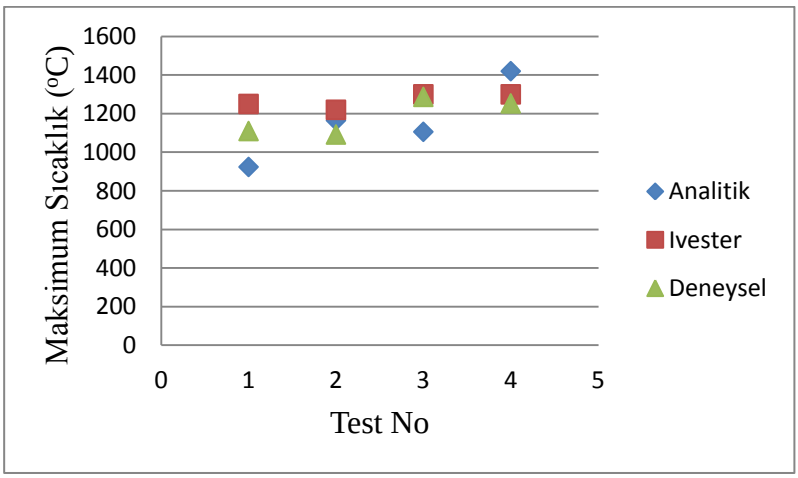
Test	Kesme Hızı V (m/dak)	Talaş Açısı α (deg)	İlerleme miktarı t_1 (mm)	Deneysel Maksimum Sıcaklık (Tint) (oC)	Analitik Sıcaklık (oC)
1	200	-7	0.150	1120	1111
2	200	+5	0.150	1250	924
3	200	-7	0.300	1100	1398
4	200	+5	0.300	1220	1165
5	300	-7	0.150	1310	1354
6	300	+5	0.150	1300	1106
7	300	-7	0.300	1305	1741
8	300	+5	0.300	1300	1420

Geliştirilen analitik modelden elde edilen sonuçlar, literatürden elde edilen verilerle [58] ve termal kamera ile yapılan deneylerden alınan sonuçlar ile karşılaştırılmıştır. Çizelge 4.3'de karşılaştırmada kullanılan deney matrisi verilmiştir.

Çizelge 4.3 : Modelin literatürden elde edilen veriler ve deneysel sonuçlarla karşılaştırılması.

Test	V(m/dak)	α(derece)	t_1(mm)	Analitik Sıcaklık	Ivester Deneysel	Deneysel
1	200	+5	0.15	924	1250	1110
2	200	+5	0.3	1165	1220	1092
3	300	+5	0.15	1106	1300	1287
4	300	+5	0.3	1420	1300	1253

Şekil 4.9'de model ile deneysel verilerin karşılaştırılması verilmiştir. Buna göre sonuçlar %13-32 hata oranı aralığında uyum sağlamaktadır.

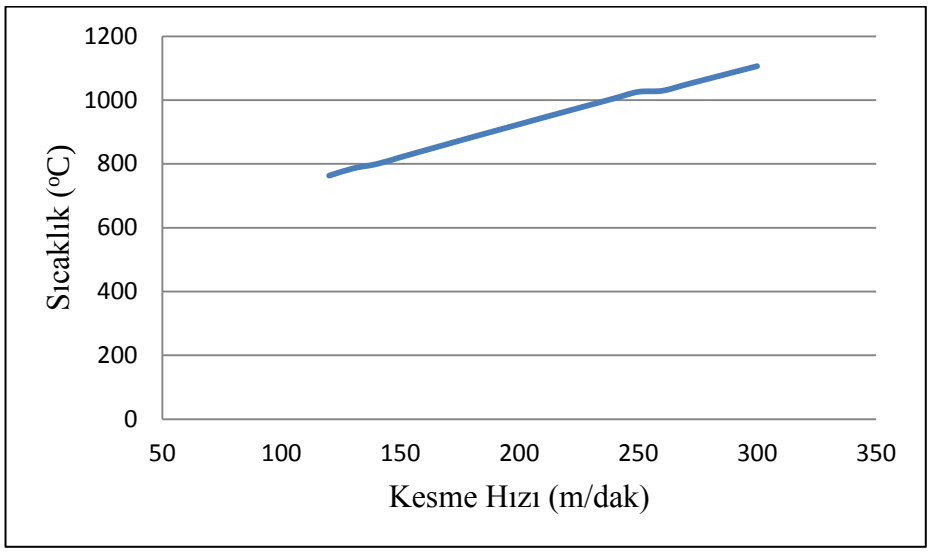


Şekil 4.9 : Modelin deneysel sonuçlarla karşılaştırılması.

4.3 Dik Kesme İşleminde Kesme Parametrelerinin Sıcaklığa Etkisi

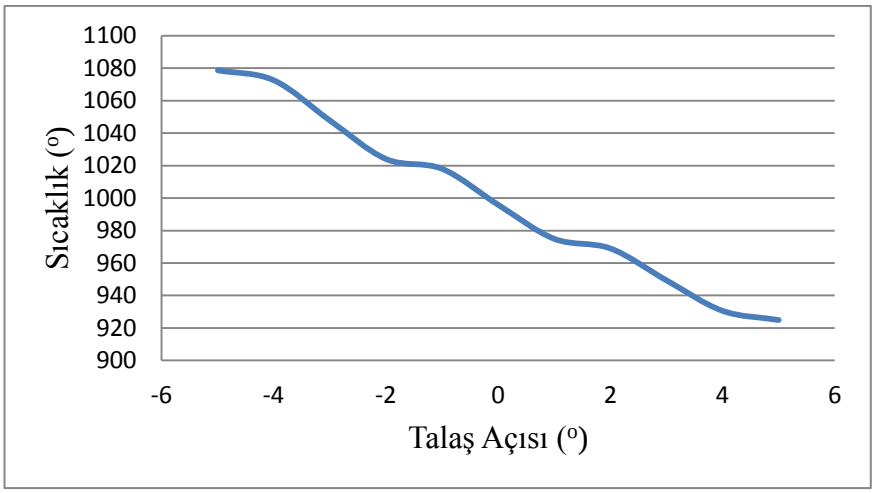
Şekil 4.10'da, kesme parametreleri $\alpha=5^o$, $t_1=0.15$ mm ve w=2 mm için, takım-talaş arayüzeyindeki sıcaklığın, hızın artmasıyla artış gösterdiği görülmektedir. Kesme hızı arttığı zaman birincil deformasyon bölgesindeki plastik şekil değişiminden kaynaklanan ısının daha yüksek olmasını, dolayısıyla birincil deformasyon bölgesi çıkışındaki T_1 sıcaklığının ve τ_1 kayma gerilmesinin artmasına neden olmaktadır. Bu da takım-talaş arayüzeyindeki basıncın, dolayısıyla sürtünmeden kaynaklanan ısının artmasıyla sıcaklıkların yükselmesine sebep olmaktadır. Bununla birlikte; kesme

hızının artmasıyla, oluşan ısının talaş ile uzaklaşması için yeterli zaman olmamasından dolayı bu bölgede sıcaklıklar yüksek olmaktadır.



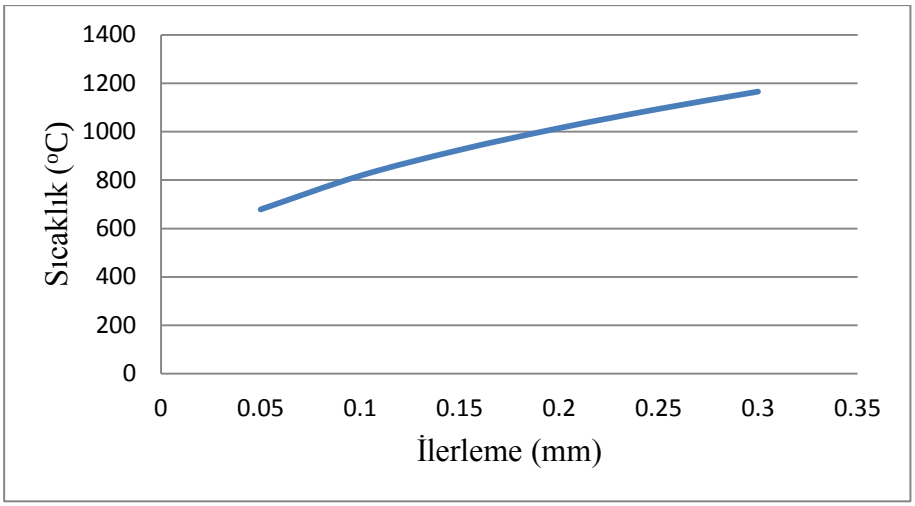
Şekil 4.10 : Takım-talaş arayüzeyindeki maksimum sıcaklığın hız ile değişimi.

Şekil 4.11'da görüldüğü gibi maksimum sıcaklık, talaş açısının artmasıyla azalmaktadır (V=200 m/dak, t_1=0.15 mm, w=2 mm). Talaş açısının artması, takım-talaş arayüzeyinde normal ve kayma gerilmelerinin azalmasına sebep olmaktadır. Gerilmelerin düşmesiyle birlikte oluşan ısı da azalmaktadır.



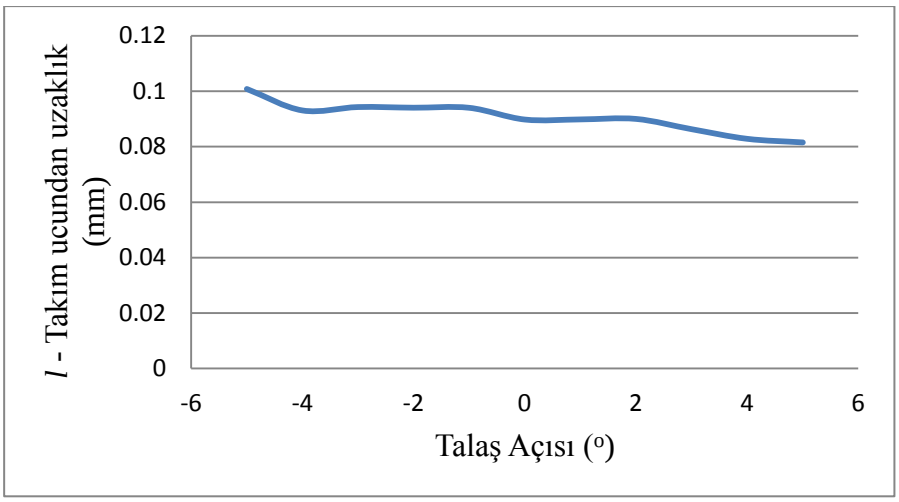
Şekil 4.11 : Takım-talaş arayüzeyindeki maksimum sıcaklığın talaş açısı ile değişimi.

Şekil 4.12'de; kesme parametreleri, kesme hızı V=200 m/dak, talaş açısı $\alpha=5^o$ ve w=2 mm için verilen grafik ile ilerleme miktarının artmasıyla, sıcaklığın arttığı görülmektedir. İlerleme miktarı arttığında harcanan kesme işlemi için gerekli enerji de arttığı için sıcaklık artmaktadır.



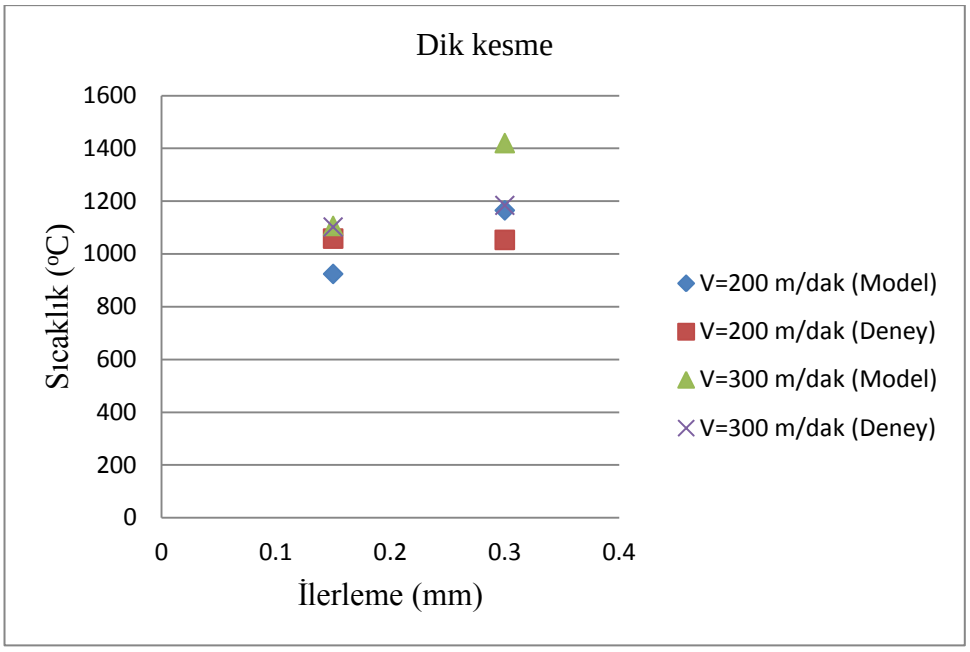
Şekil 4.12 : Takım-talaş arayüzeyindeki maksimum sıcaklığın ilerleme miktarı ile değişimi.

Maksimum sıcaklığın yeri de talaş açısı ile değişmektedir. Şekil 4.13'de gösterildiği gibi, maksimum sıcaklığın yeri, takım ucuna olan uzaklığa göre, talaş açısının artmasıyla azalmaktadır. Yani talaş açısı arttığı zaman maksimum sıcaklık takım ucuna yaklaşmaktadır. Bunun sebebi ise, talaş açısının artmasıyla yapışma bölgesinin uzunluğunun toplam temas bölgesi uzunluğuna oranının azalmasıdır. Bu durum, birincil deformasyon bölgesi çıkışında yüksek değere sahip olan normal ve kayma gerilmesi dağılımının takım ucuna yaklaşmasıyla açıklanabilir. Böylece yüksek ısı oluşumu takım ucuna yakın bölgede oluşmaktadır.



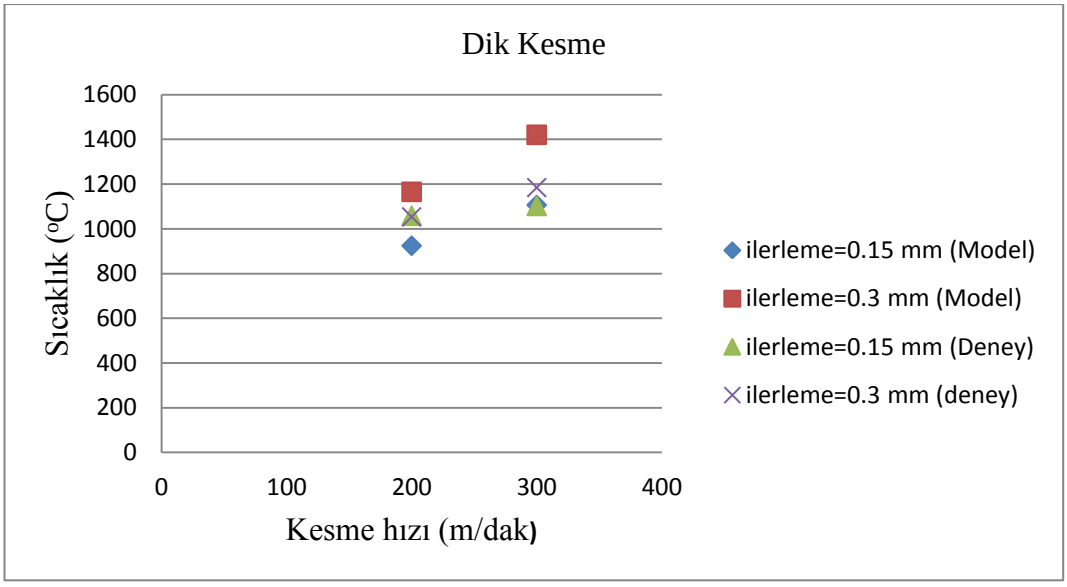
Şekil 4.13 : Maksimum sıcaklığın takım ucuna mesafesinin talaş açısı ile değişimi.

Şekil 4.14'de kesme hızı V=200 ve 300 m/dak için, sıcaklığın ilerlemenin artması ile yükseldiğini simülasyon ve deney sonuçlarından elde edilen değerler ile gösterilmektedir.



Şekil 4.14 : Dik kesme şartlarında simülasyon ve deneysel olarak elde edilen sıcaklıkların ilerleme ile değişimi.

Şekil 4.15'de dik kesme şartlarında, ilerleme t_1=0.15 ve 0.3 mm için kesme hızının artmasıyla sıcaklığın arttığını simülasyon ve deney sonuçlarından alınan değerler ile karşılaştırılması verilmiştir.



Şekil 4.15 : Dik kesme şartlarında simülasyon ve deneysel olarak elde edilen sıcaklıkların kesme hızı ile değişimi.

5. EĞİK KESME İŞLEMİ İÇİN ISIL MODELLEME

Eğik kesme şartı için geliştirilen model; birincil ve ikincil deformasyon bölgesini içermektedir. Birincil deformasyon bölgesinin çıkışındaki kayma gerilmesi ve sıcaklık hesaplanarak, takım-talaş arayüzeyindeki sürtünmeden kaynaklanan ısının hesaplanmasıyla sıcaklık dağılımı bulunmuştur. Talaş ve takım arasındaki temas bölgesinde yapışma ve kayma bölgeleri belirlenip, takım-talaş arayüzeyinde sürtünmeden kaynaklanan ısı bulunarak, sıcaklık dağılımı hesaplanmıştır.

5.1 Birincil Deformasyon Bölgesi Modeli

Birincil deformasyon bölgesi Dudzinski ve diğerlerinin [1] çalışmasından alınmıştır. Dik kesme modeline benzer olarak, malzeme davranışı Johnson-Cook malzeme modeli ile tanımlanmıştır (2.4).

Birincil deformasyon bölgesinde malzeme davranışı; momentumun ve enerjinin korunumu ve bünye denklemlerinden elde edilir. τ_0, kayma bantının girişindeki kayma gerilmesi olmak üzere kayma bantının girişindeki ve çıkışındaki birim şekil değişimi hızı sınır şartlarından bulunur. Kayma bantı çıkışındaki kayma gerilmesi τ_1, durağan durum için aşağıdaki denklem (5.1) ile bulunur. *i* eğim açısı, Φ_n normal düzlemdeki kayma açısı ve γ_1 kayma bantı çıkışındaki kayma birim şekil değişimidir.

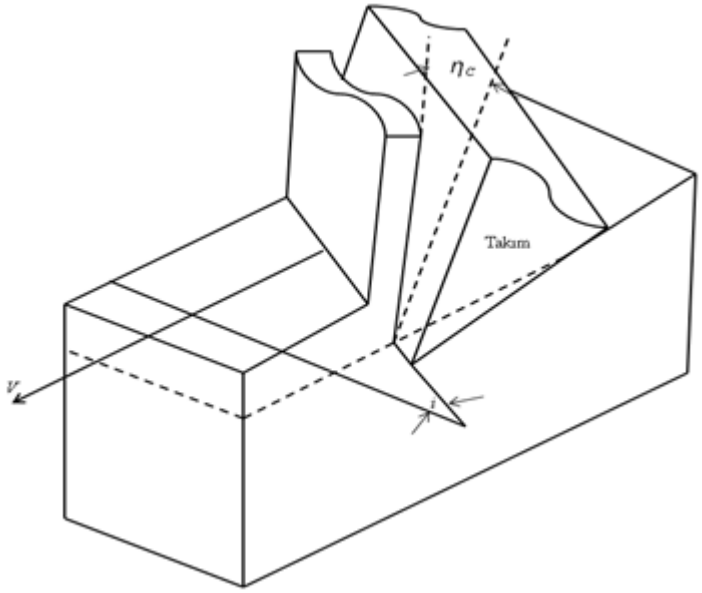
$$\tau_1 = \rho(VSin\phi_n Cosi)^2\gamma_1 + \tau_0 \tag{5.1}$$

Johnson-Cook parametreleri kesme yapmadan yapılan testler ile elde edilmiştir. Daha az deney yapılarak, dik kesme şartlarında tüp kesme deneyleri ile malzeme katsayıları kalibre edilmiştir [2].

5.2 İkincil Deformasyon Bölgesi

Birincil deformasyon bölgesinden yüksek basınç ile çıkan malzeme, talaş yüzeyinde takım ucuna yakın bölgede yapışma sürtünme şartına neden olur. Daha sonra basıncın düşmesiyle sürtünme karakteristiği kayma sürtünme şartına (Coulomb)

dönüşür [2, 59]. Eğik kesme geometrisinde, takım normal düzlemi ile talaş akış yönü farklıdır. Bu durumda basınç ve kayma gerilmesinin dağılımı talaş akış yönüne paralel seçilir (Şekil 5.1). Ayrıca birincil deformasyon bölgesi çıkışındaki normal basınç P_0, (5.2) denklemindeki gibi yazılır.



Şekil 5.1 : Eğik kesme işlemi geometrisi.

$$P_0 = \tau_1 \frac{h_1(\zeta+1)}{l_c} \frac{Cos\eta_s Cos\beta_n}{Sin\phi_n Cos\eta_c Cos(\phi_n+\beta_n-\alpha_n)} \tag{5.2}$$

η_s kayma akış açısı, η_c talaş akış açısı, α_n normal düzlemdeki talaş açısı β_n normal düzlemdeki sürtünme açısı, λ_a sürtünme açısı, μ_a ortalama sürtünme katsayısı arasındaki ilişki (5.3)'deki gibidir.

$$\begin{aligned} \beta_n &= tan\lambda_a cos\eta_c \\ \lambda_a &= tan^{-1}\mu_a \end{aligned} \tag{5.3}$$

Basınç dağılımı, dik kesme şartlarında olduğu gibi elde edildikten sonra temas yüzeyinde yapışma ve kayma temas uzunlukları (5.4) denkleminden elde edilir.

$$\begin{aligned} l_c &= \frac{h_1(\zeta+2)}{2} \frac{sin(\phi_n+\beta_n-\alpha_n)}{sin\phi_n cos\beta_n cos\eta_c} \\ l_p &= l_c - l_c\left(\frac{\tau_1}{P_0\mu}\right)^{1/\xi} \end{aligned} \tag{5.4}$$

Eğik kesmenin önemli iki parametresi kayma ve talaş akış açılarıdır. Talaş hızının ve sürtünmenin aynı doğrultuda olduğu, kayma hızının ve kayma kuvvetinin çakışık olduğu kabul edilirse aşağıdaki bağıntılar elde edilir [3].

$$tan(\phi_n + \beta_n) = \frac{\tan i \, cos\alpha_n}{tan\eta_c - sin\alpha_n tani} \tag{5.5}$$

(5.5) eşitliği düzenlenirse, talaş akış açısı η_c için aşağıdaki (5.6) parabolik eşitlik elde edilir.

$$\begin{aligned}(A_1^2 + B_1^2)sin^4\eta_c - (2A_1C)sin^3\eta_c + 2(A_1C + CD)sin\eta_c \\ + (C^2 - B_1^2 - 2A_1^2 - 2A_1D)sin^2\eta_c \\ + (A_1^2 + D^2 + 2A_1D) = 0\end{aligned} \tag{5.6}$$

Gerekli düzenlemeler yapılırsa A_1, B_1, D, C katsayıları (5.7) denklemindeki gibi elde edilir.

$$\begin{aligned}A_1 &= tani(-tan\phi_n sin\alpha_n - cos\alpha_n) \\ B_1 &= tan\phi_n \\ D &= tanitan\beta(cos\alpha_n tan\phi_n - sin\alpha_n) \\ C &= tan\lambda_a\end{aligned} \tag{5.7}$$

Daha önceki bölümde açıklandığı gibi temas bölgesi yapışma ve kayma sürtünme katsayıları ile ifade edilmiştir. Bu katsayılar, talaş yüzeyindeki toplam sürtünme ve normal kuvvetin oranıyla hesaplanan ortalama sürtünme katsayısı ile ilişkilidir (5.8).

$$\mu_a = \frac{F}{N} \tag{5.8}$$

Sürtünme katsayılarından bir tanesi biliniyorsa diğeri hesaplanabilir (5.9a). Kayma sürtünme katsayısının talaş hızı ile arasındaki bağıntı, ortalama sürtünme katsayısının ölçülebildiği, dik kesme şartlarında tüp kesme deneyleriyle hesaplanabilmektedir [2].

$$\mu_a = tan(\lambda) = \frac{\tau_1}{P_0}\left(1 + \zeta\left(1 - \left(\frac{\tau_1}{P_0\mu_s}\right)^{1/\zeta}\right)\right) \tag{5.9a}$$

$$\frac{\tau_1}{P_0} = \frac{l_c}{h_1(\zeta+1)} \frac{sin\phi_n cos\eta_c cos(\phi_n + \beta_n - \alpha_n)}{sin\eta_s cos\beta_n} \tag{5.9b}$$

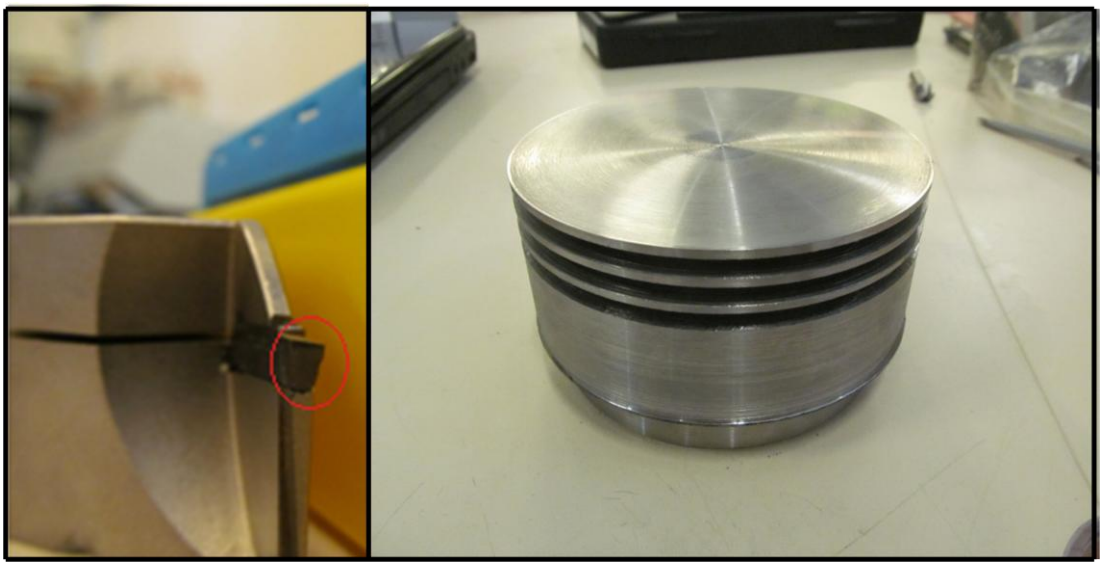
Normal kayma açısı kesme enerjisinin minumum olduğu değer ile hesaplanır. Simülasyon programında belirli kayma açısı aralığında, en düşük kesme gücünün hesaplandığı değer kayma açısı olarak seçilir. Birincil ve ikincil deformasyon bölgeleri birbirinden ayrı olarak modellenmesine rağmen, aralarında kayma açısı ile ilişki vardır.

Takım-talaş arayüzeyinde sürtünmeden kaynaklanan, zamandan bağımsız iki boyutlu ısı denklemi (3.1), (5.10) eşitliğinde verilen sınır şartlarına göre çözülür.

$$\begin{gathered} T = T_w \;\; ; \;\; y = 0 \\ \gamma = 0 \;\; ; \;\; y = 0 \\ \gamma = \gamma_1 = \frac{1}{cos\eta_s}\left(tan(\emptyset_n - \alpha_n) + \frac{1}{tan\phi_n}\right) \;\; ; \;\; y = h \end{gathered} \tag{5.10}$$

5.3 Eğik Kesme İçin Deneysel Çalışmalar

Bölüm ..... açıklandığı gibi, eğik kesme şartını sağlayacak şekilde kanal açma takımı hazırlanıp, AISI 1050 çeliğinden hazırlanan disk şeklindeki iş parçası kesilerek (Şekil 5.2) eğim açısı 7 ve 11, talaş açısı 5, kesme hızı 200 ve 300, ilerleme 0.15 ve 0.3 mm için deneyler yapılmıştır. Kesme parametreleri $\alpha=5^o$, $i=7^o$, $t_1=0.15$ mm ve w=2 mm için,



Şekil 5.2 : Eğik kesme deneyi için kullanılan kanal açma takımı ve iş parçası.

Çizelge 5.1'de aynı kesme parametreleri için simülasyon ve deneysel sonuçlar karşılaştırılmıştır. Sonuçlar arasında en fazla %21 hata oranıyla uyum olduğu görülmüştür.

Çizelge 5.1 : Eğik kesme şartı için simülasyon ve deneysel sonuçların karşılaştırılması.

Deney No	Eğim Açısı (o)	Kesme Hızı (m/dak)	İlerleme (mm)	Analitik ModelSıcaklık (oC)	Deneysel Sıcaklık (oC)	% hata
1	7	200	0.15	853	809	5.158265
2	7	200	0.3	1047	912	12.89398
3	7	300	0.15	957	903	5.642633
4	7	300	0.3	1212	1077	11.13861
5	11	200	0.15	839	812	3.218117
6	11	200	0.3	1045	1031	1.339713
7	11	300	0.15	956	880	7.949791
8	11	300	0.3	1210	955	21.07438

5.4 Eğik Kesme İçin Sayısal Çözümlemeler

Bu bölümde, farklı kesme parametreleri için talaş ve takım içerisindeki, talaş-takım arayüzeyindeki sıcaklık dağılımı ve maksimum sıcaklığın yeri, kesme parametrelerinin sıcaklığa etkisi ile ilgili, geliştirilen modelden elde edilen sonuçlar verilmiştir.

5.4.1 Eğik Kesme İşleminde Kesme Parametrelerinin Sıcaklığa Etkisi

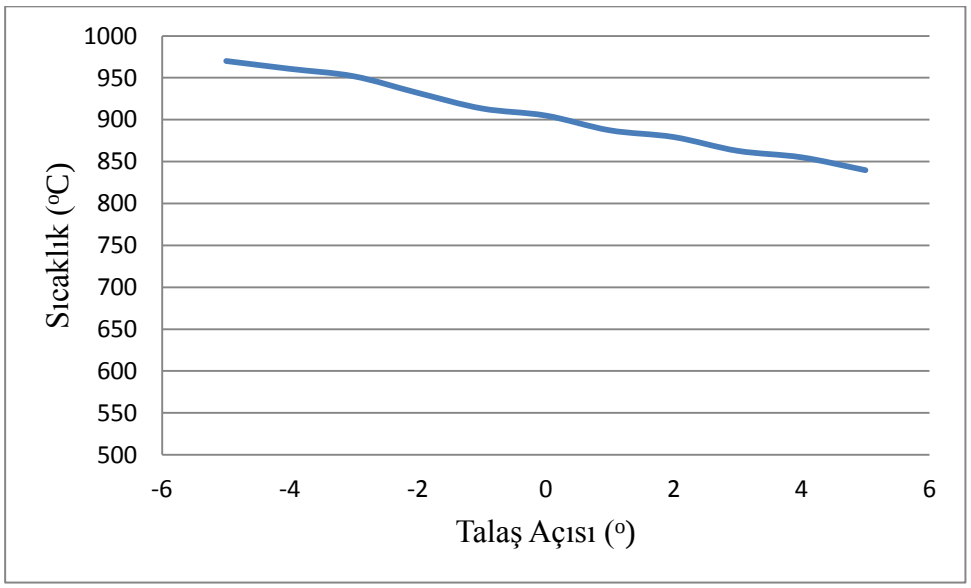
Kesme parametreleri $\alpha=5^o$, $i=7^o$, $t_1=0.15$ mm ve $w=2$ mm için, kesme hızının artmasıyla takım-talaş arayüzeyindeki sıcaklık da artmaktadır (Şekil 5.3). Kesme hızının artması, birincil deformasyon bölgesi çıkışındaki T_1 sıcaklığının ve τ_1 kayma

gerilmesinin artmasına neden olmaktadır. Bu da takım-talaş arayüzeyindeki basıncın, dolayısıyla sürtünmeden kaynaklanan ısının artmasıyla sıcaklıkların yükselmesine sebep olmaktadır. Bunun yanında kesme hızının artması, oluşan ısının talaş ile uzaklaşması için de yeterli zaman vermediğinden bu bölgede sıcaklıklar yüksek olmaktadır.



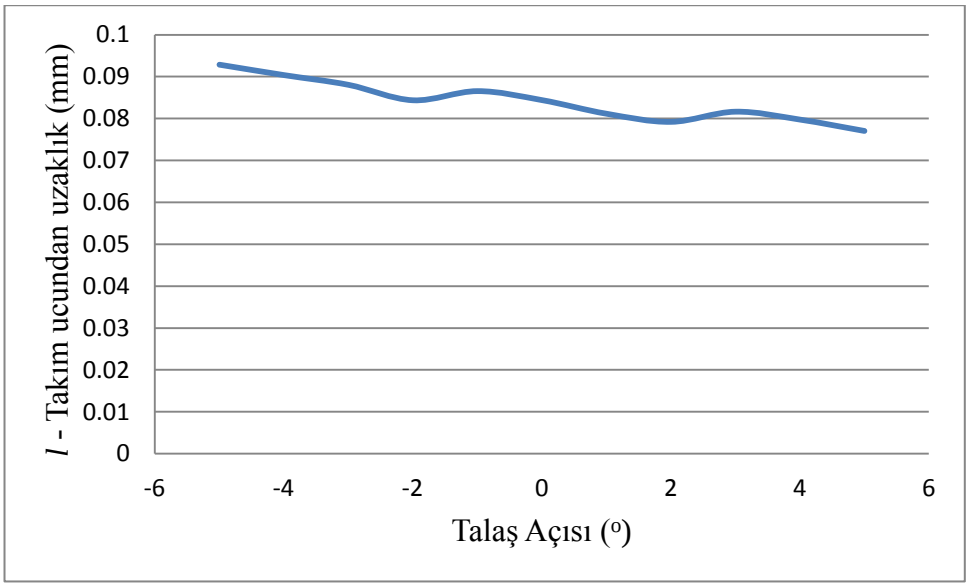
Şekil 5.3 : Takım-talaş arayüzeyindeki maksimum sıcaklığın hız ile değişimi.

Talaş açısının artması, normal ve kayma gerilmelerinin azalmasına dolyayısıyla gerilmelerin düşmesine sebep olduğundan, takım-talaş arayüzeyindeki sıcaklıklar azalmaktadır (Şekil 5.4).



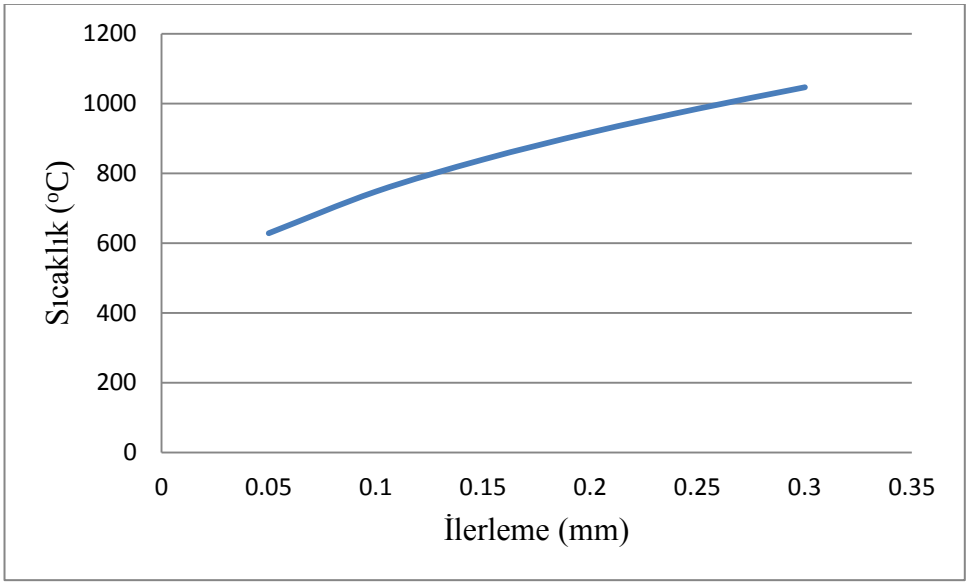
Şekil 5.4 : Eğik kesme işleminde sıcaklığın talaş açısı ile değişimi.

Şekil 5.5'deki grafikte talaş açısının artması ile maksimum sıcaklığın takım ucuna yaklaştığı görülmektedir. Talaş açısı arttığında yapışma bölgesinin uzunluğu azaldığı için, birincil deformasyon bölgesi çıkışında yüksek değere sahip olan normal ve kayma gerilmesi dağılımı takım ucuna yaklaşmış olur. Böylece yüksek ısı oluşumu takım ucuna yakın bölgede oluşmaktadır.



Şekil 5.5 : Eğik kesme işleminde maksimum sıcaklığın yerinin talaş açısı ile değişimi.

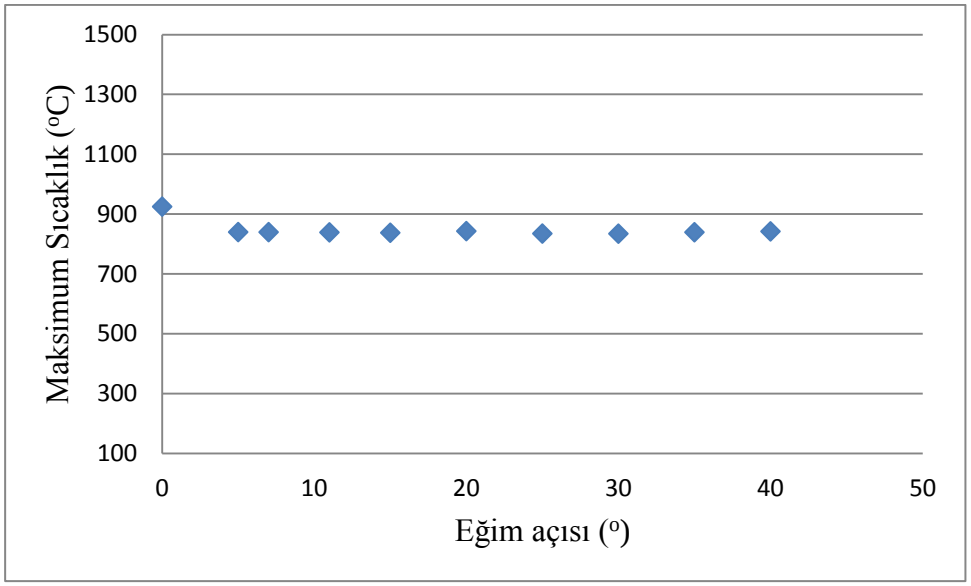
İlerleme mikatrının artmasıyla, kesme işlemi için harcanan enerjinin artması sıcaklıkların yükselmesine neden olmaktadır (Şekil 5.6).



Şekil 5.6 : Eğik kesme işleminde sıcaklığın ilerleme miktarı ile değişmi.

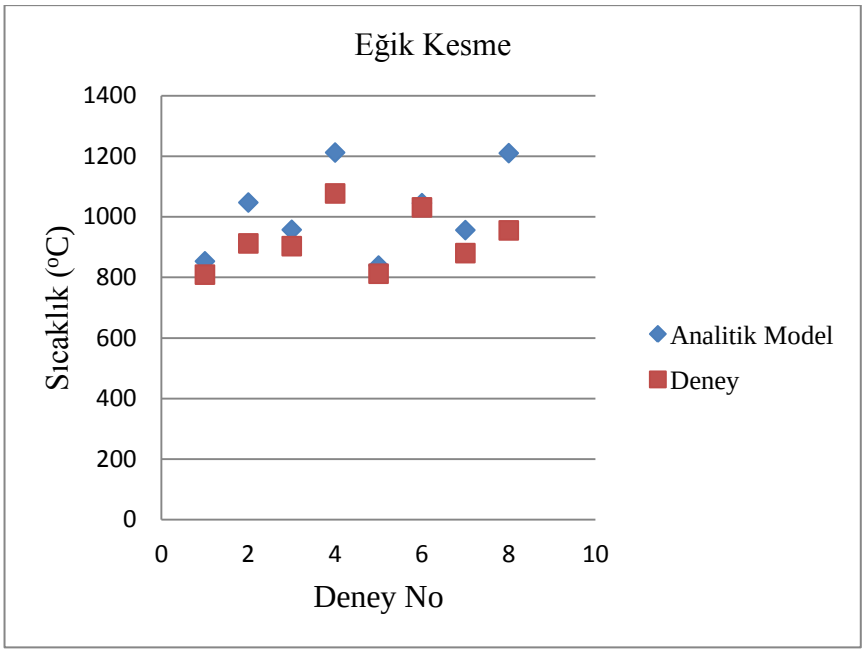
Şekil 5.7'daki grafikte görüldüğü gibi, eğik kesme işleminde eğim açısının değişmesi maksimum sıcaklıkta büyük değişimlere neden olmamaktadır. Talaşlı imalatta kesme sırasında oluşan ısının büyük bir kısmının birincil deformasyon bölgesindeki plastik şekil değişminden kaynaklandığı düşünülürse, normal kayma açısının ve birincil deformasyon bölgesi çıkışındaki T_1 sıcaklığının, eğim açısının değişiminden önemli ölçüde etkilenmediği görülmektedir.

Bundan dolayı takım-talaş arayüzeyindeki sıcaklıklarda, eğim açısının değişimi ile büyük bir fark olmamaktadır.



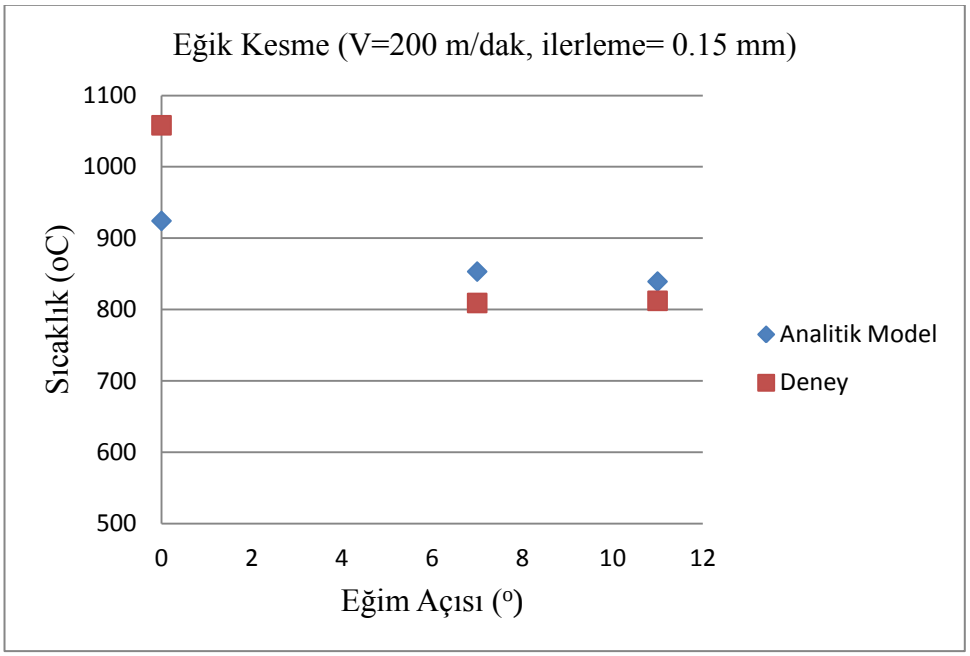
Şekil 5.7 : Maksimum sıcaklığın eğim açısı ile değişimi.

Şekil 5.8'de eğik kesme şartlarında, kesme parametreleri $\alpha=5^o$, $i=7\text{-}11^o$, $t_1=0.15\text{-}0.3$ mm, V=200-300 m/dak ve w=2 mm için elde edilen simülasyon ve deney sonuçları karşılaştırılmaktadır.



Şekil 5.8 : Eğik kesme şartlarında simülasyon ve deney sonuçlarının karşılaştırılması.

Şekil 5.9'da eğik kesme şatlarında sıcaklığın eğim açısıyla değişmediği, simülasyon ve deney sonuçları arasındaki uyum ile gösterilmektedir.



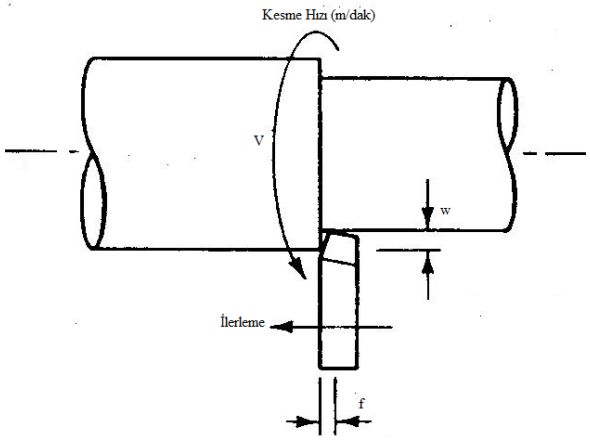
Şekil 5.9 : Eğik kesme şartlarında simülasyon ve deney sonuçlarından elde edilen maksimum sıcaklıkların eğim açısına göre değişimi.

6. GELİŞTİRİLEN MODELİN TORNALAMA İŞLEMİNE UYGULANMASI

Bu bölümde; ikinci bölümde ayrıntılı olarak anlatılan ısıl model; torna işlemi sırasında, takım yarıçapı da dikkate alınarak takım-talaş arayüzeyindeki sıcaklığın hesaplanması için kullanılmıştır.

6.1 Tornalama İşlemi

Tornalama işlemi en eski talaş kaldırma işlemlerinden bir tanesidir. İş parçası dönerken, kesici takım ile istenmeyen malzeme iş parçası üzerinden kaldırılır. İş parçasının her dönüşünde takım, iş parçası ekseni boyunca seçilen kesme derinliği ile verilen ilerleme kadar hareket eder (Şekil 6.1).



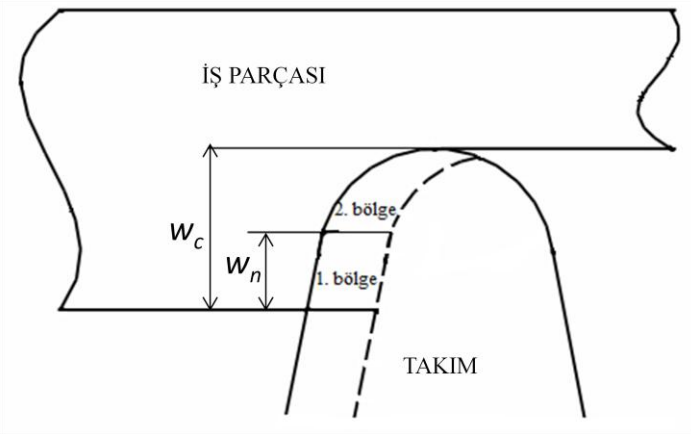
Şekil 6.1 : Tornalama işleminin şematik gösterimi.

Temel olarak, torna takımında üç tane kesme açısı vardır [60]. Talaş yüzeyi üzerinden ölçülen talaş açısı α, kenar yanaşma açısı κ ve eğim açısı *i* 'dir.

Tornalama işleminde takım ucu yarıçapının olması, eğik kesme ile karşılaştırıldığında modellenmesini zorlaştırmaktadır. Takım ucu yarıçapının olması, kesme kenarının yarıçap boyunca değişmesine, bu da talaş yüzeyinin daha karmaşık olmasına neden olur. Ayrıca takım ucu yarıçapının varlığı, her noktada kesme açısının değişmesine ve genel kesme açısından farklı olmasına neden olmaktadır.

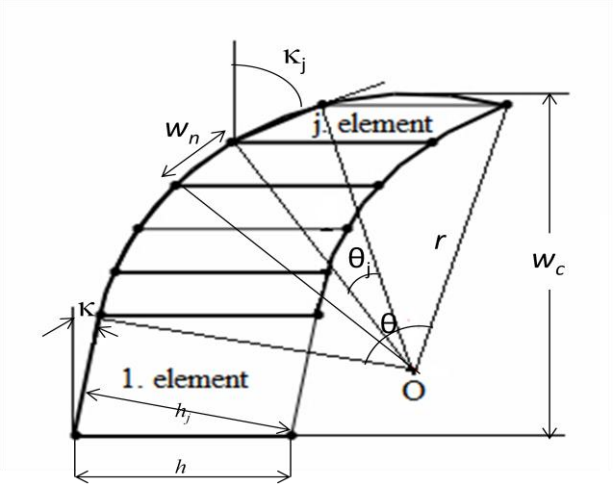
6.2 Talaş Kalınlığının Modellenmesi

Tornalama işleminin modellenmesini zorlaştıran en önemli parametre kesilmemiş talaş kalınlığıdır. Genellikle, Şekil 6.2'de gösterildiği gibi kesilmemiş talaş alanı iki bölge içerir. İlk bölge paralelkenar, ikinci bölge ise iki yay ve bir çizgiden oluşan geometriye sahiptir. Bununla birlikte, kesme derinliği w_c, takım ucu yüksekliğinden w_n küçük ise talaş alanı sadece ikinci bölgeyi içerir [60].



Şekil 6.2 : Kesilmemiş talaş kalınlığının gösterimi.

Bu çalışmada ikinci bölge birçok paralelkenar elemana bölünüp, birinci bölge tek eleman olarak alınmıştır (Şekil 6.3).



Şekil 6.3 : Kesilmemiş talaş alanı ($w_c > w_n$).

Kesme derinliği takım ucu yarıçapından büyük olduğu zaman, her bir eleman için (6.1) eşitlikleri ile belirtilen değerlerin elde edilmesi gerekmektedir.

$$w_n = r - rsin(\kappa)$$

$$\theta = \pi - \kappa cos^{-1}(h/2r)$$

$$\theta_j = \theta/(n_e - 1)$$

$$\kappa_j = \begin{cases} \kappa & j = 1 \\ \kappa_{j-1} + \dfrac{\theta_j}{2} & j = 2 \\ \kappa_{j-1} + \theta_j & j > 2 \end{cases} \tag{6.1}$$

$$w_j = \begin{cases} \dfrac{(w_c - w_n)}{cos\kappa} & j = 1 \\ 2rsin(\theta_j/2) & j > 2 \end{cases}$$

$$h_j = hcos(\kappa_j)$$

r takım ucu yarıçapı, κ ve κ_j sırasıyla takım ve j. eleman için kenar yanaşma açısı, θ_j j. elemanın takım ucu merkezine göre açısı, w_j her bir elemanın uzunluğu, h ve h_j sırasıyla toplam ve her eleman için kesilmemiş talaş kalınlığını göstermektedir.

Takım ucu yarıçapının olması, yarıçap boyunca bölgesel olarak talaş açısının değişmesine neden olur. Takımda eğim açısı olmasa bile, eğer talaş açısı varsa, takım ucu yarıçapının olduğu bölgede lokal eğim açılarına neden olur.

Lokal normal talaş ve eğim açıları arasındaki ilişkiler (6.2) ve (6.3)'deki gibi yazılabilir.

$$\alpha_n^j = 2sin^{-1}\left(cos(\kappa_j - \kappa)sin(\alpha_n/2)\right) + 2sin^{-1}\left(sin(\kappa_j - \kappa)sin(i/2)\right) \tag{6.2}$$

$$i^j = 2sin^{-1}\left(sin(\kappa_j - \kappa)sin(\alpha_n/2)\right) - 2sin^{-1}\left(cos(\kappa_j - \kappa)sin(i/2)\right) \tag{6.3}$$

α_n^j lokal normal talaş açısı, i_j lokal eğim açısı j. eleman için, κ, α_n ve i genel kenar yanaşma açısı, normal talaş açısı ve eğim açısıdır. $w_c > w_n$ şartı için ilk eleman düzgün kesme kenarına sahiptir ve kesme açıları genel olarak tanımlanan açılara eşittir [60].

5. bölümde eğik kesme şartı için kullanlan model, tornalama işleminde her elemanın birincil ve ikincil deformasyon bölgelerine uygulanır. Öncelikle her bir eleman için kayma bantında aynı normal kayma açısına (θ_n) sahip olduğu kabulü yapılmıştır [60].

$$\alpha_n^1 = \alpha_n$$
$$i^1 = i \tag{6.4}$$

Daha sonra, kayma bantı çıkışındaki kayma gerilmesi her bir eleman için (6.5) denklemi ile bulunur.

$$\tau_1^j = \rho\left(Vsin\phi_n cosi^j\right)^2 \gamma_1^j + \tau_0^j \tag{6.5}$$

Aynı yaklaşım ile birincil deformasyon bölgesinden çıkan malzeme, talaş düzleminin girişinde yapışma sürtünmesine neden olacak yüksek basınca sahiptir. Basınç düşüşüne bağlı olarak, sürtünme şartı kayma sürtünmesine dönüşür.

l_c^j ve l_p^j; j. eleman için toplam ve yapışma temas uzunlukları, η_c^j talaş akış açısı, μ kayma sürtünme katsayısı, β_n^j normal sürtünme açısı olmak üzere, aralarında (6.6)'da gösterildiği gibi bir ilişki vardır.

$$\beta_n^j = tan\beta cos\left(\eta_C^j\right) \tag{6.6}$$

Tornalama işleminde ortalama ve kayma sürtünme katsayıları, eğik kesme modelinden farklı olarak ayrı ayrı hesaplanmalıdır. Takım ucunun her noktasında, ilerleme hızının değişmesine bağlı olarak temas uzunluğu farklıdır. Ortalama sürtünme açısı, talaş yüzeyindeki toplam normal ve sürtünme kuvvetleri arasındaki oran ile tanımlanır (6.7).

$$\mu_a = \frac{\sum_{j=1}^{n_e} \tau_1^j \left(l_p^j + \frac{l_c^j - l_p^j}{\xi + 1} \right)}{\sum_{j=1}^{n_e} \tau_1^j \left(\frac{h_j}{sin\phi_n cosi_j} \frac{cos\eta_s^j cos\beta_n^j}{cos\left(\phi_n + \beta_n^j - \alpha_n^j\right)} \right)} \tag{6.7}$$

Her eleman için yerel kesme açıları ve doğrultuları farklı olsa da, deneysel olarak talaş akışının tek bir yönde olduğu görülmüştür. Her elemanın kendi koordinat sistemi tanımlandığından (x_i,y_j), her elemanın lokal talaş akış açısı (6.8) denklemi ile hesaplanabilir.

$$\eta_c^j = \begin{cases} \eta_c & , \ j = 1 \\ \frac{\pi}{2} + \eta_c - \kappa_j - \kappa & , \ j > 1 \end{cases} \tag{6.8}$$

Bu çalışmada toplam talaş akış açısını hesaplamak için talaştaki enerji dengesi yaklaşımı kullanılmıştır. E_c kesme enerjisini, F_t teğetsel kesme kuvvetini, V kesme hızını ifade etmek üzere, kayma düzleminde ve talaş yüzeyinde harcanan enerji (6.9) denklemi ile bulunur.

$$E_c = F_t V$$
$$E_s = F_s V_s + F V_c \tag{6.9}$$

E_c=E_s eşitliğini sağlayan talaş akış açısı, genel talaş açısı olarak seçilir.

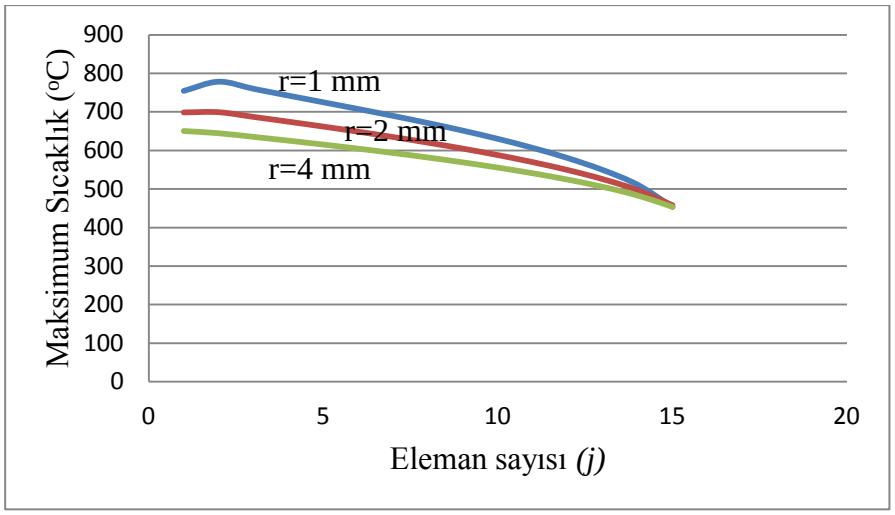
Kayma düzlemindeki talaşın tamamı tek bir yönde akacağından, her bir eleman için aynı kayma açısı, (6.10) denkleminde görüldüğü gibi eşdeğer talaş ve eğim açısı kullanılarak hesaplanır.

$$tan\eta_s = (tani' cos(\phi_n - \alpha_n') - tan\eta_c sin\phi_n)/cos\alpha_n' \tag{6.10}$$

Tornalama işlemi modelinde, her eleman için eğik kesme yaklaşımı yapılarak takım-talaş arayüzeyindeki sıcaklık dağılımı (3.7) denklemi ile hesaplanır.

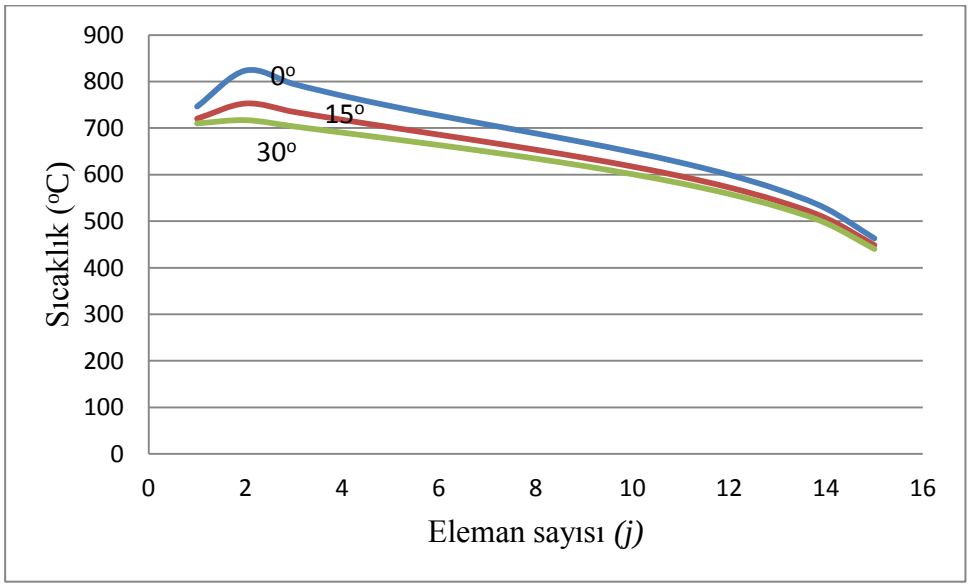
6.3 Tornalama İşleminde Kesme Parametrelerinin Temas Yüzeyindeki Sıcaklığa Etkileri

İş parçası AISI 1050 çeliği ve kaplamasız karbür takım için yapılan simulasyon sonuçlarına göre, takım ucu yarıçapının artmasıyla her bir elemandaki maksimum sıcaklık azalmaktadır (Şekil 6.4). Takım ucu yarıçapı azaldığında sıcaklığın artması, takım ucunda ısı iletimi için uygun alanın azalmasıyla yerel olarak sıcaklığın artmasına neden olmasıyla açıklanabilir. Ayrıca takım ucu yarıçapı arttığında, aynı miktarda kaldırılacak talaş için daha uzun kesme kenarı olmaktadır. Bu da lokal temas yüzeyinin azalmasına dolayısıyla sıcaklıkların düşmesine neden olur.



Şekil 6.4 : Takım ucu yarıçapının sıcaklığa etkisi.

Şekil 6.5'de sıcaklığın, yanaşma açısının artmasıyla, azaldığı görülmektedir. Takım yarıçapının sıcaklığa etkisine benzer bir yaklaşımla; yanaşma açısı arttığında kesme kenarı uzunluğu artıyor. Kesilmemiş talaş alanı da yanaşma açısına bağlı olmadığı için değişmiyor.



Şekil 6.5 : Sıcaklığın yanaşma açısı *(κ)* ile değişimi.

7. SONUÇLAR

Bu çalışmada dik kesme koşullarında sıcaklık dağılımının hesaplanması için takım-talaş arayüzeyindeki yapışma ve kayma sürtünme durumuna odaklanarak iki boyutlu, zamandan bağımsız analitik ısıl bir model geliştirilmiştir.

Geliştirilen modelde, birincil kayma bölgesi ve takım-talaş arayüzeyindeki ısı oluşumu dikkate alınmıştır. Birincil deformasyon bölgesi modeli Molinari ve Dudzinski'nin [1] çalışmasından alınmıştır. Onların çalışmasından farklı olarak, malzeme modeli Johnson-Cook bünye denklemi ile ifade edilmiştir [2, 3]. İkincil deformasyon bölgesindeki yapışma ve kayma bölgelerindeki sürtünme şartı Ozlu ve Budak'ın [3] çalışmasından alınmıştır. Takım-talaş temas yüzeyindeki sıcaklık dağılımı bulunarak, talaş ve takım içerisindeki sıcaklık dağılımı hesaplanabilmektedir.

Kayma açısı, minimum enerji prensibi ile elde edilmiştir. İş parçası malzeme parametreleri ve takım-talaş arayüzeyindeki kayma sürtünme katsayısı, dik kesme şartlarında tüp kesme testlerinden kalibre edilmiştir. Kalibrasyondan sonra, model farklı işleme şartları için aynı takım ve iş parçası malzemesi için kullanılabilmektedir [3]. Bu modelden elde edilen çıktılar; kayma açısı, birincil deformasyon bölgesinin çıkışındaki sıcaklık, takım-talaş temas yüzeyindeki sıcaklık dağılımı, maksimum sıcaklık ve yeri, talaş ve takım içindeki sıcaklık dağılımıdır. Böylece takım ve talaş içerisindeki sıcaklık dağılımları iki boyutlu olarak hesaplanabilmektedir. Geliştirilen modelden elde edilen sıcaklık değerleri hem kendi yaptığımız sıcaklık deneyleri ile hem de literatürdeki deneysel çalışmalarla uyum göstermektedir.

Ayrıca takım serbest yüzeyindeki sınır şartı taşınım olarak alınıp, takımdaki sıcaklık dağılımının daha gerçek şartlara daha uygun olarak elde edilmesi sağlanmıştır.

Gerçekleştirilen deneylerde AISI 1050 çeliği kullanılmış olup kesme sırasında sıcaklıklar termal kamera yardımı ile ölçülmüştür. Aynı kesme parametreleri için geliştirilen modelden elde edilen simülasyon sonuçları ile deneysel sonuçlar arasında iyi bir uyum olduğu görülmüştür.

Dik kesme için geliştirilen ısıl model, eğik kesme ve tornalama işlemine uygulanıp; eğim açısı, takım ucu yarıçapı gibi parametrelerin sıcaklığa etkisi incelenmiştir.

Geliştirilen bu analitik model, kısa sürede alınan simülasyon sonuçlarına göre kesme sırasındaki sıcaklıkları belirlenmesini ve bunun göz önüne alınmasıyla uygun kesme parametrelerinin seçimine olanak sağlamakatadır. Bu da takım ömrü ve işlem verimini önemli ölçüde etkilemektedir.

Bu tez çalışması ile talaşlı imalatta dik kesme şartı temel alınarak; birincil ve ikincil deformasyon bölgelerindeki ısı kaynaklarını içeren iki boyutlu, zamandan bağımsız, takım ve talaş içerisindeki sıcaklık dağılımının hesaplanabildiği bir ısıl model geliştirilmiştir. Takım-talaş arayüzeyinde iki bölgeli temas (yapışma ve kayma bölgeleri) yaklaşımı ve takım serbest yüzeyinde taşınım sınır şartı bu modelin öne çıkan kısımlarıdır. Ayrıca bu temel model, eğik kesme ve tornalama işlemine de uygulanabilmektedir.

Geliştirilen bu modeli doğrulamak amacıyla, termal kamera ile dik ve eğik kesme şartları için yapılan sıcaklık ölçüm deneyleri literatüre önemli bir katkı sağlayacaktır.

8. GELECEK ÇALIŞMALAR İÇİN ÖNERİLER

Bu bölümde, bu tez çalışmasında yer alan modelin geliştirilebilmesi için yapılabilecek çalışmalar hakkında bilgi verilmiştir.

- Geliştirilen modelde sadece iki deformasyon bölgesi hesaba katılmıştır. Bir sonraki aşamada üçüncül deformasyon bölgesinin, sıcaklık dağılımına etkisi ve işlenen malzeme yüzeyindeki artık gerilmelerin incelenmesi açısından önemlidir.
- Sunulan modelde ısıl dağılım oranı sabit alınmıştır. Temas bölgesinde takım ve talaşa geçen ısının, sürtünme şartlarına bağlı olarak değişiklik göstereceği aşikardır. Bu durum daha ayrıntılı incelenebilir.
- Sunulan çalışma kuru kesme şartları ve kaplamasız takım için modellenmiştir. Kesme sırasında soğutucunun etkisi, kaplamalı takımın sıcaklık dağılımına etkisi bir sonraki aşamada incelenebilir.
- Tornalama işlemi için geliştirilecek ısı modelinin üç boyutlu incelenmesi, takım ve talaş içerisindeki sıcaklık dağılımı bulunması için daha gerçekçi bir yaklaşım olacaktır.
- Talaşlı imalatta sıcaklık ölçüm deneylerinin hassas olarak gerçekleşmesi zordur. Bu yüzden geliştirilen analitik modeli doğrulamak için sonlu elemanlar yöntemi ile yapılacak analizlerden yararlanabilinir.

KAYNAKLAR

[1] **Molinari, A. veDudzinski, D.** (1992). Stationary shear band in high-speed machining, ***315***, 399-405.

[2] **Ozlu, E., Budak, E. veMolinari, A.** (2007). Thermomechanical Modeling of Orthogonal Cutting Including the Effect of Stick-Slide Regions on the Rake Face.

[3] **Budak, E. veOzlu, E.** (2008). Development of a thermomechanical cutting process model for machining process simulations, ***57***, 97-100.

[4] **Davies, M.A., Ueda, T., M'Saoubi, R., Mullany, B. veCooke, A.L.** (2007). On The Measurement of Temperature in Material Removal Processes, ***56***.

[5] (2005). International Assessment of Research and Development in Micromanufacturing, WTEC Panel Report.

[6] **Altintas, Y.** (2000). Manufacturing Automation-Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations, and CNC Design, Cambridge University Press, Cambridge.

[7] **Rai, J.K. veXirouchakis, P.** (2009). FEM-based prediction of workpiece transient temperature distribution and deformations during milling, ***42***, 429–49.

[8] **Taylor, F.W.** (1907). On the art of cutting metals, ***28***, 31-248.

[9] **Takeuchi, Y., Sakamoto, M. veSata, T.** (1982). Improvement in the working, ***4***, 19–24.

[10] **Barrow, G.** (1973). A review of experimental and theoretical techniques for assessing cutting temperatures, ***22***, 203–11.

[11] **Schmidt, A.O., Gilbert, O.W. veBoston, A.** (1945). Thermal balance method and mechanical investigation for evaluating machinability, ***67***.

[12] **Trent, E.M.** (1984). Metal Cutting.

[13] **Blok, H.** (1937). Theoretical Study of Temperature Rise at Surfaces of Actual Contact Under Oiliness Lubricating Conditions, ***2***, 222–35.

[14] **Jaeger, J.C.** (1942). Moving sources of heat and the temperature at sliding contacts, ***76***, 203–24.

[15] **Trigger, K.J. veChao, B.T.** (1951). An Analytical Evaluation of Metal Cutting Temperature, ***73***, 57-68.

[16] **Loewen, E.G. veShaw, M.C.** (1954). On the Analysis of Cutting-Tool Temperatures, ***76***, 217-31.

[17] **Weiner, J.H.** (1954). Shear Plane Temperature Distribution in Orthogonal Cutting, ***76*** 1331-41.

[18] **Rapier, A.C.** (1954). A theoretical investigation of the temperature distribution in the metal cutting process, ***5***, 400-05.

[19] **Boothroyd, G.** (1975). Fundamentals of Metal Machining and Machine Tools.

[20] **Wright, P.K., McCormick, S.P. veMiller, T.R.** (1980). Effect of rake face design on cutting tool temperature distribution, ***102***, 123–28.

[21] **Venuvinod, P.K. veLau, W.S.** (1986). Estimation of Rake Temperatures in Free Oblique Cutting, ***26*** 1-14.

[22] **Berliner, E.M. veKrainov, V.P.** (1991). Analytic Calculations of the Temperature Field and Heat Flows on the Tool Surface in Metal Cutting due to Sliding Friction, ***143***, 379-95.

[23] **Young, H.T. veChou, T.L.** (1994). Modelling of Tool-Chip Interface Temperature Distribution in Metal Cutting, ***36*** 931-43.

[24] **Radulescu, R. veKapoor, S.G.** (1994). An Analytical Model for Prediction of Tool Temperature Fields During Continuous and Interrupted Cutting, ***116***, 135-40.

[25] **McFeron, D.E. veChao, B.T.** (1958). Transient Interface Temperatures in Plain Peripheral Milling, ***80***, 321-29.

[26] **Stephenson, D.A., Jen, T.C. veLavine, A.S.** (1997). Cutting Tool Temperatures in Contour Turning: Transient Analysis and Experimental Verification, ***119*** 494-501.

[27] (1999). Tool Heat Transfer in Orthogonal Metal Cutting, ***121***, 541-49.

[28] **Hahn, R.S.** (1951). On the Temperature Developed at the Shear Plane in the Metal Cutting Process, 661–66.

[29] **Chao, B. veTrigger, K.** (1955). Temperature distribution at the tool chip interface in metal cutting, ***77***, 1107-21.

[30] **Komanduri, R. veHou, Z.B.** (2000). Thermal modeling of the metal cutting process Part I: Temperature rise distribution due to shear plane heat source, ***42*** 1715-52.

[31] **Komanduri, R. veHou, Z.B.** (2001). Thermal modeling of the metal cutting process Part II: Temperature Rise Distribution due to Frictional Heat Source at the Tool–Chip Interface, ***43*** 57-88.

[32] **Komanduri, R. veHou, Z.B.** (2001). Thermal Modeling of the Metal Cutting Process Part III: Temperature Rise Distribution due to the Combined Effects of Shear Plane Heat Source and the Tool–Chip Interface Frictional Heat Source, ***43***, 89-107.

[33] **Huang, Y. veLiang, S.Y.** (2003). Modelling of the Cutting Temperature Distribution Under The Tool, ***217*** 1195-208.

[34] **Li, K.-M. veLiang, S.Y.** (2006). Modeling of Cutting Temperature in Near Dry Machining, ***128*** 416-24.

[35] **Dutt, R.P. veBrewer, R.C.** (1965). On The Theoretical Determination of The Temperature Field in Orthogonal Machining, ***4***, 91 - 114.

[36] **Levy, E.K., Tsai, C.L. veGroover, M.P.** (1976). Analytical Investigation of the Effect of Tool Wear on the Temperature Variations in a Metal Cutting Tool, ***98***, 251-57.

[37] **Smith, A. veArmarego, E.** (1981). Temperature Prediction in Orthogonal Cutting with a Finite Difference Approach, ***30***, 9-13.

[38] **Lazoğlu, İ. veAltıntaş, Y.** (2002). Prediction of Tool and Chip Temperature in Continuous and Interrupted Machining, ***42***, 1011-22.

[39] **Oxley, P.L.B.** (1989). The Mechanics of Machining: An Analytical Approach to Assessing Machinability.

[40] **Ulutan, D., Lazoglu, I. veDinc, C.** (2009). Three-dimensional temperature predictions in machining processes using finite difference method, ***209***, 1111-21.

[41] **Grzesik, W.** (2004). Finite difference analysis of the thermal behaviour of coated tools in orthogonal cutting of steels, ***44***, 1451-62.

[42] **Tay, A.O., Stevenson, M.G. veDavis, G.D.V.** (1974). Using the finite element method to determine temperature distributions in orthogonal machining, ***188***, 627-38.

[43] **Stevenson, M.G. veOxley, P.L.B.** (1970). An experimental investigation of the influence of strain - rate and temperature on the flow stress properties of a low carbon steel using a machining test, ***185***, 741-54.

[44] **Tay, A.O.S., M.G.; Davis, G.D.V.; Oxley, P.L.B.** (1976). A numerical method forcalculating temperature distributions in machining, from force and shear angle measurements, ***16***, 335-49.

[45] **Muraka, P.D., Barrow, G. veHinduja, S.** (1979). Influence of the process variables on the temperature distribution in orthogonal machining using the finite element method, ***21***, 445-56.

[46] **Usui, E., Shirakashi, T. veKitagawa, T.** (1978). Analytical prediction of three dimensional cutting process, part 3: cutting temperature and crater wear of carbide tool, ***100***, 236-43.

[47] **Tlusty, J. veOrady, E.** (1981). Effect of Thermal Cycling on Tool Wear in Milling.

[48] **Shi, B. veAttia, H.** Modeling The Thermal and Tribological Processes at the Tool-Chip Interface in Machining, ***13***, 210–26.

[49] **Attia, H. veKops, L.** (2004). A new approach to cutting temperature prediction considering the thermal constriction phenomenon in multi-layer coated tools, ***53***, 47–52.

[50] **Moufki, A., Molinari, A. veDudzinski, D.** (1998). Modelling of Orthogonal Cutting with a Temperature Dependent Friction Law, ***46***, 2103-38.

[51] **Zorev, N.N.** (1963). Inter-relationship between shear processes occurring along tool face and shear plane in metal cutting, 42-49.

[52] **Reznikov, A.N.** (1981). Thermophysical aspects of metal cutting processes.

[53] **Kato, T. veFuji, H.** (1999). Energy partition in conventional surface grinding, ***121***, 393-98.

[54] **Akbar, F., Mativenga, P.T. veSheikh, M.A.** (2008). An evaluation of heat partition in the high-speed turning of AISI/SAE 4140 steel with uncoated and TiN-coated tools, *Proc. IMechE Part B: J. Engineering Manufacture* ***222***, 759-71.

[55] **Smith, A.J.R. veArmarego, E.J.A.** (1981). Temperature prediction in orthogonal cutting with a finite difference approach, *Annals of the CIRP* ***30***, 9–13.

[56] **N., Ö.** (1968). Boundary Value Problems of Heat Conduction, International Textbook Company, Pennsylvania.

[57] **Bahi, S., Nouari, M., Moufki, A., El Mansori, M. veMolinari, A.** (2011). A new friction law for sticking and sliding contacts in machining, *Tribology International* ***44***, 764-71.

[58] **Ivester, R.W., Kennedy, M., Stevenson, R., Thiele, J., Furness, R. veAthavale, S.** (2000). Assessment of Machining Models: Progress Report, ***4***, 511-38.

[59] **Ozlu, E., Budak, E. veMolinari, A.** (2009). Analytical and Experimental Investigation of Rake Contact and Friction Behavior in Metal Cutting, ***49***, 865-75.

[60] **Ozlu, E.** (2008). ANALYTICAL MODELING OF CUTTING PROCESS MECHANICS AND DYNAMICS FOR SIMULATION OF INDUSTRIAL MACHINING OPERATIONS Sabanci University.

ÖZGEÇMİŞ

Ad Soyad **:** Esin ÇAKIR

Doğum Yeri ve Tarihi **:** İstanbul

E-Posta **:** cakires@itu.edu.tr

ÖĞRENİM DURUMU:

- **Lisans** **:** 2005, Yıldız Teknik Üniversitesi, Makina Fakültesi, Makina Mühendisliği
- **Yükseklisans** **:** 2007, İstanbul Teknik Üniversitesi, Makina Fakültesi, Otomotiv

MESLEKİ DENEYİM VE ÖDÜLLER:

2006 - 2013 Araştırma Görevlisi – İstanbul Teknik Üniversitesi – Makina Fakültesi-Makina Mühendisliği

TEZDEN TÜRETİLEN YAYINLAR, SUNUMLAR VE PATENTLER:

- **E. Çakır**, U. Karagüzel, U. Olgun, E. Özlü, M. Bakkal, E. Budak, 2013. Modeling of temperature distribution in orthogonal cutting and experimental verification. *4th National Machining Symposium (UTİS 2013)*, 2013, Izmir, Turkey.

- **E. Çakır**, E. Ozlu, M. Bakkal, E. Budak, 2012. Modeling of Temperature Distribution in Orthogonal Cutting with Dual-Zone Contact at Rake Face, *1st International Conference on Virtual Machining Process Technology*, 2012, Montreal, Canada.
- **E. Çakır**, M. Bakkal, 2015. Talaşlı İmalatta Isı Modellenmesi ve Sıcaklık Ölçüm Yöntemleri, *MakinaTek Dergisi*, Sayı 210.

DİĞER YAYINLAR, SUNUMLAR VE PATENTLER:

E. Çakır, C. Ergun, O. Gokcekaya, F. Ç. Şahin, İ. Erden; Synthesis of B4C / ZrB2 Composite from Sugar Based Precursor -*34th International Conference and Exposition on Advanced Ceramics and Composites*, Daytona Beach, FL 2010.

E. Çakır, C. Ergun, F. Ç. Şahin, İ. Erden; In situ synthesis of B 4 C / TiB 2 composites from low cost sugar based precursor -*5th International Conference on Diffusion in Solids and Liquids*, Rome, 2009.

H.Arslan, **E. Çakır**, Ç. Kocabaş, R. Mehdiyev; Combustion in Diesel Engines, Generation of Nitrogen Oxides and Real Cycle Simulation - *9th International Combustion Symposium Proceeding*- Kırıkkale, Türkiye. November 2006. Pages: 556-564.