ماهنامه علمى پژوهشى

مهندسی مکانیک مدرس

mme.modares.ac.ir

بررسی تحلیلی و تجربی نیروی برشی در تراش کاری به کمک پلاسمای فولاد سختشده

مسعود فرحناكيان¹، محمدرضا رازفر^{*2}، فريدرضا بيگلرى²

1- دانشجوی دکتری، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی امیرکبیر، تهران 2- دانشیار، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی امیرکبیر، تهران *نهران، صندوق پستی: razfar@aut.ac.ir ،15875-4413

اطلاعات مقاله	چکیدہ
مقاله پژوهشی کامل دریافت: 18 فروردین 1393 پذیرش: 22 اردیبهشت 1393 ارائه در سایت: 09 آذر 1393	ماشین کاری به کمک پلاسما، یکی از روشهای بهبود ماشین کاری مواد سخت است. در فرآیند تراش کاری به کمک پلاسما، از قوس پلاسما با دمای زیاد برای گرم کردن منطقه کوچکی از قطعهکار در جلوی ابزار استفاده می شود و فقط قسمت کوچکی از ماده در جلوی ابزار، که قرار است برادهبرداری شود، بر اثر گرم شدن نرم می شود. هدف از این مطالعه، ارائه یک روش برای محاسبه نیروهای برشی در حین تراش کاری به کمک
كليد واژگان:	پلاسما است. بدینمنظور یک مدل تفاضل محدود برای تعیین دمای براده تغییر شکل نیافته، در شرایط مختلف جریان پلاسما، سرعت برشی و
نیروهای برشی	مقدار پیشروی در حین گرم کردن قطعهکار به کمک پلاسما، ایجاد شد. یک مدل تحلیلی برای تخمین نیروهای برشی در شرایط مختلف
تراش کاری به کمک پلاسما	ماشین کاری به کمک پلاسما با توجه به تنشرهای برشی در صفحه برش، ناحیه اصطکاکی براده– ابزار و تنشرهای وارده بر لبه ابزار توسعه داده
سختتراشى	شد. مدل پیشنهادشده، توسط دادههای تجربی در حین تراش کاری معمولی (بدون پلاسما) کالیبره شده و مدل کالیبرهشده برای شرایط مختلف
مدلسازی تحلیلی	تراشکاری به کمک پلاسما اعتبارسنجی شد. خطای متوسط مدل ساختهشده و نتایج تجربی کمتر از ده درصد بوده و نتایج تحلیلی و تجربی
	نشان دادند که در تراش کاری به کمک پلاسما، نیروی اصلی تراش تا 40 درصد در شرایط آزمایش شده نسبت به تراش کاری معمولی برای فولاد
	سختشده، در بیشترین دمای براده تغییر شکل نیافته، کاهش مییابد.

Analytical and experimental modeling of cutting force in plasma assisted turning of hardened steel

Masoud Farahnakian¹, MohammadReza Razfar^{2*}, FaridReza Biglari²

1- Department of Mechanical Engineering, Amirkabir University of Technology, Tehran, Iran 2- Department of Mechanical Engineering, Amirkabir University of Technology, Tehran, Iran

*P.O.B. 15875- 4413, Tehran, Iran, razfar@aut.ac.ir

ARTICLE INFORMATION	ABSTRACT
Original Research Paper Received 28 March 2014 Accepted 12 May 2014 Available Online 30 November 2014	Plasma assisted machining (PAM) is a method to improve machinability of hard turning. The process of plasma assisted machining for turning applications utilizes a high-temperature plasma arc to provide a controlled source of localized heat, which softens only that small portion of the work material removed by the cutting tool. The goal of this study is to present a methodology for
Keywords: Cutting forces Plasma assisted turning Hard turning Analytical modeling	determination of cutting force during plasma enhanced turning of hardened steel AISI 4140. In this regard, a finite differential model was made to estimate the uncut chip temperature under different plasma currents, cutting speeds and feeds during PAM. A mechanistic model was developed to estimate cutting force under different PAM conditions by considering shear stresses in the primary, secondary shear zones and force on the tool edge. The proposed model was calibrated with experimental hard turning data, and further validated over practical PAM conditions. Mean errors of predicted values and experimental data are lower than 10 percent. It is shown that PAM can decrease main cutting force in comparison with convectional to 40 percent in turning of hardened steel at high levels of uncut chip temperature due to softening the material.

1- مقدمه

در بیشتر مواد مهندسی، افزایش حرارت سبب کاهش تنش تسلیم و کار سختی ماده میشود، ماشین کاری به کمک حرارت¹ (TEM) یکی از راهحلهای ماشین کاری مواد سخت است. در این روش یک منبع حرارتی خارجی، قطعه کار را گرم کرده و باعث نرم شدن قطعه شده، تنش تسلیم و کار سختی و سختی ماده را کاهش داده و سبب می شود که ماده راحت تر برش یافته و منجر به کاهش نیروهای ماشین کاری، افزایش طول عمر ابزار و

تراش کاری مواد با سختی بیش از 50 راکول سی را سخت تراشی مینامند. سخت تراشی جایگزینی برای روش سنگزنی این مواد است و می تواند زمان و هزینه کلی ماشین کاری را پایین آورد. مشکلات مختلفی از جمله عمر پایین ابزار، کیفیت سطح و نیاز به صلبیت زیاد ماشین در سخت تراشی وجود دارد. زاویه براده منفی، نرخ پیشروی پایین، عمق براده کم، شعاع نوک ابزار نسبتاً بزرگ و سایش سریع ابزار از جمله ویژگی های سخت تراشی است [3-1].

Please cite this article using:

برای ارجاع به این مقاله از عبارت ذیل استفاده نمایید:

¹⁻ Thermal Enhanced Machining

M. Farahnakian, M. Razfar, F. Biglari, Analytical and experimental modeling of cutting force in plasma assisted turning of hardened steel, *Modares Mechanical Engineering*, Vol. 15, No. 1, pp. 108-116, 2015 (In Persian)

کاهش نیاز به صلبیت ماشینابزار شود [6-4].

برای ایجاد حرارت مؤثردر ماشین کاری به کمک حرارت، منبع حرارت باید نقطهای، سریع و قابل کنترل باشد. منبع حرارت خارجی می تواند پلاسما، لیزر، شعله گاز، حرارت القایی، کوره پیش گرم، کوره الکتریکی و قوس الکتریکی باشد. انتخاب روش گرم کردن مناسب برای به دست آوردن نتایج مطلوب ماشین کاری در ماشین کاری به کمک حرارت امری ضروری است قطعه کار شده و منجر به هزینههای اضافی می شود. ماشین کاری به کمک پلاسما در کاربرد تراش کاری مزایای مختلفی دارد. قوس پلاسما، دمای بسیار بالایی دارد که می تواند یک منطقه کنترل شده دما، فقط در جلوی ابزار در حال ماشین کاری، ایجاد کند. همچنین هزینه تجهیزات پلاسما در مقایسه با لیزر بسیار پایین تر است [4].

کیتاگاوا و ماکاوا [7] در سال 1990 به بررسی تراش کاری به کمک پلاسما بر سرامیکهای پیرکس، مولیت، آلومینا و زیرکونیا و فولاد ابزار تندبر پرداختند. آنها دریافتند که حرارت پلاسما، سختی مواد و همچنین زبری سطح را کم کرده، مکانیسم تشکیل براده را تغییر داده و عمر ابزار را افزایش میدهد. این محققین جریان پلاسما را از مقدار پایین تا مقدار بالا در آزمایشهای زیادی افزایش دادند و پس از آزمایش به بررسی ریزساختار سطح زیر ماشین کاری پرداخته و محدوده مناسب جریان پلاسما را انتخاب کردند.

لشاک و همکاران [8] در سال 2001 یک تحلیل عددی و تجربی برای تراش کاری به کمک پلاسما روی اینکونل 718 انجام دادند. دمای سطح گرمشده قطعه کار توسط پلاسما با روش عددی به دست آمده و با دوربین مادون قرمز مورد ارزیابی قرار گرفت. آنالیز حساسیت بر پارامترهای ماشین کاری صورت گرفت و نتایج نشان دادند که ماشین کاری به کمک پلاسما نیروهای برشی را کاهش داده و زبری سطح را در محدوده وسیعی از پارامترهای برشی می کاهد.

در فرزکاری به کمک پلاسما، عمق شعاعی بزرگی تا 5 میلیمتر را میتوان گرم کرد. لاکلا و همکاران [9] در سال 2004 فرزکاری به کمک پلاسما را روی آلیاژهای پایه نیکل، کبالت و تیتانیوم انجام دادند. در این مطالعه اثر پارامترهای فرزکاری، مقدار پیشروی، سرعت برشی، عمق شعاعی و امحوری بر ماشین کاری به کمک پلاسما مورد مطالعه قرار گرفتند. همچنین اثرات حرارت پلاسما بر ریزساختار قطعه کار مورد بررسی قرار گرفت. با ایتفاده از پلاسما، ابزار سرامیکی با ویسکر تقویتشده تا سرعت برشی 970 متر بر دقیقه بخوبی استفاده شد. در ماشین کاری آلیاژ پایه نیکل و کبالت تقریباً ریزساختار زیر سطح ماشین کاری شده تغییر نکرد، ولی ریز ساختار آلیاژ تیتانیومی تغییر کرده بود.

برای اجرای مناسب فرآیند و انتخاب درست پارامترهای ماشین کاری، داشتن فهمی مناسب از فرآیند امری ضروری و لازم است. به خصوص دانش به دست آورن نیروهای برشی در سخت تراشی یک امر ضروری در انجام تحلیل های حرارتی، تحلیل عمر ابزار، چتر¹ و غیره است. به دلیل زاویه براده منفی و شعاع نوک ابزار بزرگ (نسبت به عمق و پیشروی پایینی که در سخت تراشی لازم است)، مدل سازی برش مایل و سایش ابزار باید در مدل سازی نیروها در سخت تراشی در نظر گرفته شوند [10-13]. هیونگ و لیانگ بدین منظور ابتدا یک مدل متعامد برش در نظر گرفته و با در نظر

گرفتن هندسه ابزار، آن را به برش مایل توسعه دادند [13].

همان طور که بیان شد مقالات متعددی در مورد امکان ماشین کاری به کمک پلاسما و مزایای آن و همچنین مطالعات محدودی در مدل سازی نیروها در شرایط سخت تراشی وجود دارد، اما مطالعه تحلیلی در مورد مدل سازی نیروهای ماشین کاری در ماشین کاری به کمک پلاسما وجود ندارد. پلاسما، تابعی از پارامترهای ماشین کاری، دمای براده تغییر شکل نیافته، هندسه ابزار و خواص ماده توسعه داده می شود. در این مدل تنش برشی وابسته به کرنش، نرخ کرنش و دما در نواحی برش برای مدل سازی نیرو در نظر گرفته شد. بدین منظور باید توزیع دما به واسطه پلاسما در قطعه کار مشخص باشد. بنابراین برای محاسبه دمای براده تغییر شکل نیافته یک رابطه ر گرسیون براساس مدل تفاضل محدود و آزمایش های تجربی توسعه داده شد. 2 مدل سازی دمای براده تغییر شکل نیافته

توزیع حرارت پلاسما با تغییر در سرعت برشی، مقدار پیشروی و جریان پلاسما تغییر میکند. همچنین تغییرات دما در منطقهای که در آن پلاسما به قطعه کار بر خورد میکند، زیاد است؛ بنابراین برای رسیدن به هر یک از سطوح دمایی براده تغییر شکل نیافته، لازم است که توزیع دما در قطعه کار مشخص باشد تا بتوان جریان پلاسما را با توجه به شرایط ماشین کاری تنظیم کرد. برای به دست آوردن توزیع دما در قطعه کار در حین تراش کاری به کمک پلاسما بایستی یک مدل حرارتی ایجاد شود. برای ایجاد مدل حرارتی میتوان ز روش های المان محدود یا تفاضل محدود استفاده کرد. با توجه به سرعت چرخش زیاد قطعه کار در حین تراش کاری، حل المان محدود این مسئله توسط نرمافزارهای تجاری بسیار زمان گیر بوده و حافظه رایانهایی زیادی نیاز است؛ بنابراین در این مطالعه، یک مدل تفاضل محدود براساس آزمایش های

2-1 مدل تفاضل محدود

معادله انتقال حرارت در مختصات استوانهای ثابت با در نظر گرفتن انتقال حرارت رسانایی 2 و انتقالی چرخشی 3 و انتقالی محوری 4 بهصورت رابطه (1) است.

$$\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}(Kr\frac{\partial T}{\partial r}) + \frac{1}{r^2}\frac{\partial}{\partial \varphi}(K\frac{\partial T}{\partial \varphi}) + \frac{\partial}{\partial z}(K\frac{\partial T}{\partial z}) + q^{\rm m}$$
$$+\rho C_{\rm p} V_{\varphi}\frac{\partial T}{\partial \varphi} + \rho C_{\rm p} V_{z}\frac{\partial T}{\partial z} = \rho C_{\rm p}\frac{\partial T}{\partial t}$$
(1)

شرایط مرزی شامل انتقال حرارت تشعشعی، جابهجایی و توزیع شار حرارتی پلاسما، روش حل عددی و غیره، در ادامه بهطور مختصر بیان میشوند. جزییات بیشتر را میتوان در مقالات [۸،14] پیدا کرد. تابع گوسی برای توزیع شار حرارتی قوس پلاسما روی سطح استفاده شد، رابطه (2), [8].

$$\boldsymbol{q}_{in} = \varepsilon \boldsymbol{q}_{max} e^{\left(\frac{1}{2r_p^2} (r_w^2 (\varphi - \varphi_0)^2 + (z - z_0)^2) \right)}$$
(2)

که _p شعاع قوس پلاسما روی سطح و ۶ ضریب جذب قوس پلاسما است. در رابطه (3) ضریب جذب قوس پلاسما، نسبت نرخ حرارت وارد شده توسط قوس پلاسما به قطعه کار نسبت به توان الکتریکی پلاسماست.

$$\left. \mathcal{K} \frac{\partial \mathbf{T}}{\partial \mathbf{r}} \right|_{\mathbf{r} = \mathbf{r}_{w}} = \mathbf{q}^{"}_{\text{plasma}} \cdot \mathbf{q}^{"}_{\text{conv}} \cdot \mathbf{q}^{"}_{\text{radiative}}$$
(3)

¹⁻ Cahtter

²⁻ conduction

³⁻ Rotational advection4- Axial advection

¹⁰⁹

با تخمین خوبی، با در نظر گرفتن توصیف شرایط تقارن در مرکز قطعهکار،

معادلات تفاضل محدود برای حل معادله انتقال حرارت در مختصات استوانهای استفاده شد. برای تعیین معادلات جزیی تفاضل محدود، از روش تعادل انرژی استفاده شد. شماره گذاری گرهها در جهت شعاعی، محیطی و

محوری i، j و k در نظر گرفته شد. حرارت ورودی، q_{in} برای گرههایی

که قوس پلاسما بر آنها وارد می شود، از رابطه (3) محاسبه می شود و برای دیگر نقاط سطح، صفر در نظر گرفته میشود. تعادل گرمایی در گرههای

که برای تعادل گرمایی برای گرههای داخلی، $q_h \, _{eh} \, _{eh} \, _{eh}$ صفر است.

معادلات کلی برای انتقال حرارت بهصورت رابطه (8) است [8]، (🛚 در

مساحت و طول در جهتهای مختلف جایگزین \mathbf{r} ، \mathbf{z} و ϕ شود).

 $q_{\text{cond,radial}} + q_{\text{cond,circum}} + q_{\text{cond,axial}} + q_{\text{adv,circum}}$

 $+q_{cond,axial} + q_h + q_{h_a} + q_{in} = q$

 $q_{\text{cond},x} = KA_x \frac{(T_{x+1} - 2T_x + T_{x-1})}{\Delta x}$

 $\boldsymbol{q}_{\mathrm{adv},x} = \boldsymbol{r} \boldsymbol{C}_{\boldsymbol{p}} \boldsymbol{V}_{\boldsymbol{x}} \boldsymbol{A}_{\boldsymbol{x}} (\boldsymbol{T}_{\boldsymbol{x}-1} \boldsymbol{\cdot} \boldsymbol{T}_{\boldsymbol{x}})$

در رابطه (5) انتهای سطوح پیشانی، شار حرارتی صفر فرض میشود.

 $\left. K \frac{\partial T}{\partial r} \right|_{r=0} = 0$

=0

K <u>∂T</u>

∂z

 $\frac{\partial T}{\partial T} = \frac{\partial T}{\partial T}$

 $\partial \varphi = \partial \varphi |_{\alpha \perp 2\pi}$

z=L and z=0

 $T(r,\varphi,z) = T(r,\varphi+2\pi,z)$

شار حرارتی در رابطه (4) صفر در نظر گرفته میشود.

و شرایط مرزی محیطی در رابطه (6).

سطح خارجی بهصورت رابطه (7) است.

الف- انتقال حرارت رسانايي:

(4)

(5)

6-الف

6-ت

(7)

(8)

(9)

(10)

$$\boldsymbol{q}_{\infty} \rightarrow \boldsymbol{q}_{\boldsymbol{i}} = \boldsymbol{h} \boldsymbol{R} \boldsymbol{d} \varphi \boldsymbol{d} \boldsymbol{z} (\boldsymbol{T}_{\infty} \boldsymbol{\cdot} \boldsymbol{T}_{\boldsymbol{i}, \boldsymbol{j}, \boldsymbol{k}}) \tag{9-12}$$

$$\boldsymbol{q}_{adv,k} = \rho \boldsymbol{C}_{\boldsymbol{p}} \boldsymbol{V}_{\boldsymbol{f}} \left(\frac{\boldsymbol{T}_{i,j,k-1} \cdot \boldsymbol{T}_{i,j,k}}{dz} \right) \boldsymbol{R} \boldsymbol{d} \boldsymbol{\varphi} \frac{d\boldsymbol{r}}{2}$$
 (j-12)

$$q_{adv,f} = \rho C_p R \omega \left(\frac{T_{i,j-1,k} - T_{i,j,k}}{Rdf} \right) dz \frac{dr}{2}$$
 (c-12)

با جایگزینی روابط بالا در معادله (2)، رابطه دمایی برای گرههای داخلی بهصورت رابطه (13) است.

 $\frac{K}{K} \frac{T_{i+1,j,k} - T_{i-1,j,k}}{T_{i+1,j,k} + K} \frac{T_{i+1,j,k} - 2T_{i,j,k} + T_{i-1,j,k}}{T_{i+1,j,k} - 2T_{i,j,k} + T_{i-1,j,k}}$ $+\frac{K}{r^{2}}\frac{T_{i,j+1,k}-2T_{i,j,k}+T_{i,j-1,k}}{dz^{2}}+K\frac{T_{i,j,k+1}-2T_{i,j,k}+T_{i,j,k-1}}{dz^{2}}$ + $\rho \boldsymbol{C}_{\boldsymbol{p}} \boldsymbol{V}_{\boldsymbol{f}} \frac{\boldsymbol{T}_{\boldsymbol{i},\boldsymbol{j},\boldsymbol{k}-1} \cdot \boldsymbol{T}_{\boldsymbol{i},\boldsymbol{j},\boldsymbol{k}}}{\boldsymbol{d}\boldsymbol{z}} + \rho \boldsymbol{C}_{\boldsymbol{p}} \omega \frac{\boldsymbol{T}_{\boldsymbol{i},\boldsymbol{j}-1,\boldsymbol{k}} \cdot \boldsymbol{T}_{\boldsymbol{i},\boldsymbol{j},\boldsymbol{k}}}{\boldsymbol{d}\boldsymbol{\omega}}$ $+q_{in} + (h + h_r)Rdfdz(T_{o} - T_{i,i,k})$ (1 /) $= \rho \boldsymbol{C}_{\boldsymbol{p}} (\boldsymbol{T}_{\boldsymbol{i},\boldsymbol{j},\boldsymbol{k}}^{t+1} \boldsymbol{\cdot} \boldsymbol{T}_{\boldsymbol{i},\boldsymbol{i},\boldsymbol{k}}^{t})$

دمای گرههای مجهول در زمان 1+1، بهوسیله دمای گرههای معلوم در زمان 1 بهدست مىآيند. از اينرو حل بهصورت صريح است. همچنين معادلات لازم برای شرایط مرزی بایستی در نظر گرفته شود.

برای محدوده دمایی در برنامه حل، ضرایب تابشی و جابهجایی تأثیر چندانی بر نتایج حل ندارد. هر دو ضریب جابهجایی و تابشی در شرایط آزمایش شده حدود **W/m²/K** در نظر گرفته شد. چگالی فولاد AISI 0.00785 g/mm³ ،4140 و ضريب رسانايي و ضريب حرات مخصوص بهترتيب برابر با [15] : (W/m°C) (W/m°C) و درنظر گرفته شد. **C_2 = 3124025.8 + 6480.27 - 4.32357² (J/m³°C)**

2-2 ارزیابی و کالیبراسیون تجربی مدل حرارتی

برای بهدست آوردن توزیع دما در قطعه کار باید ضریب جذب قوس پلاسما تعیین شود. بدینمنظور، آزمایشهای تجربی برای اندازهگیری دما هنگام تراش کاری به کمک پلاسما انجام شد تا با مقایسه دمای اندازه گیری شده و دمای محاسبه شده از مدل، ضریب جذب تعیین شود.

2-2-1 تجهيزات

آزمایشها روی دستگاه تراش انیورسال دومتری ماشینسازی تبریز انجام شد. در این مطالعه، میلههای به قطر 50 و طول 300 میلیمتر از جنس فولاد سختشده AISI4140 با سختی 2±50 تهیه شد.

تجهیزات پلاسما شامل یک اینورتور و مشعل برش کاری از شرکت صبا الكتريك است. مدل دستگاه مولد استفادهشده، مدل برش121 است كه جرياني از 20 تا 120 آمپر را در ولتاژ 70 ولت تأمين مي كند. نازل مسى دارای قطر 2 میلیمتر و کاتد تنگستنی با زاویه 20 درجه در مشعل پلاسما قرار داده شد. به منظور تنظیم موقعیت قوس پلاسما، مشعل پلاسما بر یک میز دو درجه آزادی قرار داده شد و مجموعه روی دستگاه تراش سوار شد.

مهندسی مکانیک مدرس، فروردین 1394، دورہ 15، شمارہ 1

 $\boldsymbol{q}_{h} = \boldsymbol{h}_{x} \boldsymbol{A}_{x} (\boldsymbol{T}_{x} - \boldsymbol{T}_{sur})$

ب- انتقال حرارت انتقالی به صورت رابطه (9)،

ج-انتقال حرارت جابهجایی به صورت رابطه (10)،

$$\boldsymbol{q}_{hr} = \boldsymbol{h}_r \boldsymbol{A}_x (\boldsymbol{T}_x - \boldsymbol{T}_{sur}) \tag{11}$$

برای بهدست آوردن شرایط مرزی i، j و k در معادلات بالا باید به صورت رابطه (12) جايگزين شود.

$$\boldsymbol{q_{i-1}} \rightarrow \boldsymbol{q_i} = \boldsymbol{K} \left(\boldsymbol{R} \cdot \frac{d\boldsymbol{r}}{2} \right) d\varphi dz \frac{\boldsymbol{T_{i+1,j,k}} \cdot \boldsymbol{T_{i,j,k}}}{d\boldsymbol{r}} \qquad (\text{interplaying the set of the$$

$$\boldsymbol{q_{j+1}} \rightarrow \boldsymbol{q_j} = \boldsymbol{K} \, \frac{d\boldsymbol{r}}{2} d\boldsymbol{z} \, \frac{\boldsymbol{T_{i,j+1,k}} \cdot \boldsymbol{T_{i,j,k}}}{\boldsymbol{R} d\varphi} \qquad (-12)$$

$$\boldsymbol{q_{j} \to q_{j-1} = K \frac{dr}{2} dz \frac{T_{i,j,k} \cdot T_{i,j-1,k}}{Rd\varphi}} \tag{(2-12)}$$

$$\boldsymbol{q}_{k+1} \rightarrow \boldsymbol{q}_{k} = KRd\varphi \frac{dr}{2} \frac{\boldsymbol{T}_{i,j,k+1} \cdot \boldsymbol{T}_{i,j,k}}{dz} \qquad (\Rightarrow 12)$$

$$\boldsymbol{q_k} \to \boldsymbol{q_{k-1}} = \boldsymbol{K} \boldsymbol{R} \boldsymbol{d} \boldsymbol{\varphi} \frac{\boldsymbol{d} \boldsymbol{r}}{2} \frac{\boldsymbol{T_{i,j,k}} \cdot \boldsymbol{T_{i,j,k-1}}}{\boldsymbol{d} \boldsymbol{z}} \qquad (o-12)$$

برای اندازه گیری دما از دوربین حرارتی مادون قرمز تِستو 845 استفاده شد.

2-2-2 اجرای مدل حرارتی

برای ارزیابی و کالیبراسیون ضریب جذب قوس پلاسما، از دوربین حرارتی استفاده شد. برای اندازه گیری دمای سطح قطعه کار هنگام روشن کردن پلاسما (بدون براده برداری)، نقطهای که دوربین حرارتی اندازه برداری می کند، در فاصله محوری 2/5 میلی متری و زاویه محیطی 110 درجه از مرکز قوس پلاسما تنظیم شد (شکل 1). در سرعت برشی، مقدار پیشروی و جریانهای مختلف مدل حرارتی برای محاسبه نقطهای که دوربین حرارتی اندازه مختلف مدل حرارتی برای محاسبه نقطهای که دوربین مدار پیشروی و براتی اندازه مختلف مدل مدارتی برای محاسبه نقطهای که دوربین حرارتی اندازه شدازه مختلف مدل مدارتی برای محاسبه نقطهای که دوربین حرارتی اندازه مختلف مدل حرارتی برای محاسبه نقطهای که دوربین حرارتی اندازه مختلف مدل حرارتی برای محاسبه نقطهای که دوربین حرارتی اندازه شد، تا دمای اندازه گیری شده و دمای محاسبه شده توسط مدل یکسان شود. شکل 2 کانتور دمایی در سطح قطعه کار ϕ - و در صفحه \mathbf{Z} (نقطهای که قرار است براده برداری شود) را پس از طی قوس پلاسما از راست به چپ (12 میلی متر) نشان می دهد.

2-3 مدل رگرسيون

برای تعیین دمای متوسط براده تغییرشکلنیافته (**T_{uch})** در ماشین کاری به کمک پلاسما، یک مدل رگرسیون تابعی از پارامترهای تراش کاری و جریان پلاسما باید ایجاد شود. شبیه سازی هایی براساس روش طراحی آزمایش فاکتوریل کامل مطابق با پارامترهای تراش کاری (جدول 1) و جریان پلاسما انجام شد. برای هر شرایط تراش کاری، جریان پلاسما از 22 تا 112 آمپر (با گام 10 آمپر) برای شبیه سازی ها تغییر داده شد.



برای پیدا کردن ضرایب رگرسیون، مدل حرارتی در شرایط یادشده اجرا شد. برای هر شرایط، دمای نقطهای که باید ماشینکاری شود، محاسبه شد. معادله (15) ضرایب معادله دما بر حسب شرایط برشی، در حین تراشکاری به کمک پلاسما را نشان میدهد.

$$T_{\text{uch,ave}} = T_0 + 9.3 \frac{I^{1.12}}{V_c^{0.51} f^{0.47} d^{0.12}}$$
(15)

که **T₀**، **T_{uch,ave} و I** بهترتیب، دمای متوسط براده تغییرشکلنیافته، دمای اولیه قطعه کار (برحسب درجه سانتی گراد) و جریان پلاسما است. برای ایجاد دمای براده تغییرشکلنیافته در جدول **1**، برای هر شرایط برشی، جریان پلاسما بایستی مطابق رابطه (15) محاسبه شود.

3- مدلسازی تحلیلی نیروهای تراش کاری

برای مدلسازی نیروها در تراش کاری به کمک پلاسما، یک مدل تحلیلی با در نظر گرفتن رفتار حرارتی ماده در نواحی برش اولیه و ثانویه توسعه داده شد. بدینمنظور ابتدا یک مدل متعامد ایجاد شده است و سپس روابط در برش مایل توسعه داده شدند.

3-1- مدل برش متعامد

(17)

برای تخمین نیروی اصلی و نیروی پیشروی در برش متعامد، از روش مدلسازی تحلیلی برای بیان نیروی برش در صفحه برش و نیروی اصطکاک در سطح براده (شکل 3) استفاده شد:

$$F_{sh} = \tau_{sh} \times \frac{t_{uch}}{\sin(\varphi_s)} \times w \tag{16}$$

$$F_{fric} = \tau_{fric} \times I_c \times W$$

برای رفتار جریان برشی ماده تحت شرایط ماشین کاری از مدل پلاستیسیته جانسون کوک استفاده شد [16]. بنابراین تنش برشی در صفحه برش بهصورت رابطه (18) است:

$$\tau_{st} = \frac{1}{\sqrt{3}} (A + B(\frac{\gamma_{st}}{\sqrt{3}})^{n}) (1 + C \ln(\frac{\gamma_{st}}{\sqrt{3}})) (1 - (\frac{T_{st} - T_{0}}{T_{m}})^{m})$$
(18)

جدول 1 پارامترهای مورد آزمایش و سطوح آنها برای اندازه گیری نیروی برشی

سطح 4	سطح 3	سطح 2	سطح 1	پارامترهای برشی
390	270	150	30	دمای براده تغییرشکلنیافته (°C)
200	140	100	75	سرعت برشی (m/min)
	0/21	0/14	0/07	مقدار پیشروی (mm/rev)



کرنش و نرخ کرنش در صفحه برش از رابطه (19) بهدست میآیند [17]:

$$\gamma_{sh} = \frac{\cos \gamma}{\sqrt{3} \sin \varphi_s \cos(\varphi_s - \gamma)}, \dot{\gamma}_{sh} = c \frac{V_{sh}}{I_{sh}}$$
(19)

تنش جریان برشی در فصل مشترک براده- ابزار براساس مدل جانسون کوک از رابطه (20) محاسبه میشود:

$$\tau_{ch} = \frac{1}{\sqrt{3}} (\mathbf{A} + \mathbf{B} (\frac{\gamma_{ch}}{\sqrt{3}})^n) (\mathbf{1} + \mathbf{C} \ln (\frac{\gamma_{ch}}{\sqrt{3}})) (\mathbf{1} - (\frac{T_{ch}}{T_m} - T_0)^m)$$
(20)

اثر کارسختی در فصل مشترک براده و ابزار ناچیز در نظر گرفته می شود و بیشترین نرخ کرنشی در سطح مشترک براده ابزار به صورت رابطه (21) است [18]:

$$\dot{\gamma}_{ch} = \frac{V_{ch}}{\delta t_{ch}} \tag{21}$$

که δ جزیی از ضخامت براده است که در سطح براده کرنش مییابد و J_c طول تماس براده- ابزار است و از معادله تعادل گشتاور تنشها حول نوک ابزار و نسبت طول تماس به ضخامت براده به دست میآید. مدل زورو برای پیش بینی طول تماس براده- ابزار به صورت رابطه (22) است [18]:

$$I_{c} = 1.75 f_{uch} \frac{\cos(\varphi_{s} \cdot \gamma)}{\sin \varphi_{s}} [\mu + \tan(\varphi_{s} \cdot \gamma)]$$
(22)

و رابطه بین **ا** و **t** به صورت رابطه (23) است:

$$t_{ch} = \frac{t_{uch} \cos(\varphi_s \cdot \gamma)}{\sin \varphi_s}$$
(23)

افزایش دما بهواسطه کار پلاستیک در صفحه برش برابر است با رابطه (24) [18].

$$T_{\text{ave,shearplane}} = T_{\text{uch,ave}} + (1 - \beta) \frac{\tau_{sh} \gamma_{sh}}{(\rho C_p)_{work}}$$
(24)

که β جزئی از مقدار حرات تولیدشده در صفحه برش است که به قطعه کار وارد می شود و مقدار (β -1) در محاسبه مقدار دمای براده احتساب می شود. مقدار β را می توان از رابطه (25) محاسبه کرد [18]:

$$\beta = 0.5 - 0.35 \log(\frac{V_w \times t_{uch} \times \tan \varphi_s}{\kappa_{uark}}) ; 0.04 \leq \frac{V_w \times t_{uch} \times \tan \varphi_s}{\kappa_{uark}} \leq 10$$

$$\beta = 0.3 - 0.15 \log(\frac{V_w \times t_{uch} \times \tan \varphi_s}{\kappa_{uark}}) ; \frac{V_w \times t_{uch} \times \tan \varphi_s}{\kappa_{uark}} > 10$$
(25)

مقدار متوسط دمای تماس براده- ابزار برابر است با مقدار متوسط دمایی که در ناحیه اصطکاکی براده- ابزار ایجاد می شود و مقدار تخمینی آن را می توان از رابطه (26) استفاده کرد [18]:

$$(\mathbf{T} - \mathbf{T}_{0})_{\text{ave.chipcontact}} = \mathbf{T}_{uch,ave}$$

$$+ (\mathbf{1} - \beta) \frac{\tau_{sh} \gamma_{sh}}{(\rho C_{p})_{work}} + 0.75 \frac{\alpha \tau_{ch} \gamma_{ch} l_{c}}{K_{work}} (\frac{\kappa_{work}}{\mathbf{V}_{ch} l_{c}})^{0.5}$$
(26)

که مقدار ۵، درصدی از حرارت است که وارد براده شده و باقیمانده آن (**1-**۵) به ابزار وارد میشود. دمای متوسطی که در ناحیه براده- ابزار در ابزار بالا میرود برابر است با:

$$(T - T_0)_{\text{ave.toolcontact}} = s_f \frac{(1 - \alpha)\tau_{ch} V_{ch} I_c}{K_{tool}}$$
(27)

با مساوی قرار دادن روابط (26،27)، α را می توان محاسبه کرد. با قراردادن روابط (26،27)، σ و δ در یک حلقه برنامه نویسی می توان دماها و تنشها را در شرایط مختلف ماشین کاری به دست آورد و

نیروها در صفحه برش و صفحه اصطکاک براده– ابزار محسبه شوند. چگونگی بهدست آوردن زاویه صفحه برش g، ضریب نرخ کرنش در صفحه برش g و ضریب مقدار کرنش در براده در سطح اصطکاک با ابزار δ ، در قسمت 2-4 توضیح داده خواهد شد.

از دیاگرام نیروها در شکل 3، رابطه بین نیرو در صفحه برش، نیرو در
سطح اصطکاک براده - ابزار و نیروی برآیند برش به صورت رابطه (28) است.
(28)
$$F_{-} = B cos(m + \lambda_{-} x)$$

$$\mathbf{F}_{sh} = \mathbf{K} \cos(\varphi_s + \lambda \cdot \gamma), \ \mathbf{F}_f = \mathbf{K} \sin(\lambda)$$
(20)
e (legs load Deck of the example o

$$\frac{F_f}{F_{sh}} = \frac{\sin(\lambda)}{\cos(\varphi_s + \lambda - \gamma)}$$
(29)

با دانستن زاویه اصطکاک، نیروی اصلی تراش و نیروی پیشروی را میتوان از دیاگرام نیرو در رابطه (30) استخراج کرد:

$$F_{cz} = F_{c,c} = R\cos(\lambda - \gamma), \quad F_{cy} = F_{t,c} = R\sin(\lambda - \gamma)$$
(30)

3-2- مدلسازی نیروی وارده بر لبه ابزار

 F_{ez} شکل 4-الف تنشهای σ_{f} وارده بر لبه ابزار را نشان میدهد. نیروهای σ_{f} و σ_{f} معال تماس لبه ابزار و طول درگیری ابزار σ_{f} بازار و طول درگیری ابزار با قطعه کار محاسبه کرد. یک رابطه تجربی برای محاسبه تنش تماسی σ_{f} به صورت رابطه (31) است [19].

$$\sigma_{f} = K_{e}H \sqrt{\frac{H}{E}}, \ H = \sigma_{s}/3$$
(31)

که \mathbf{K}_{e} ثابت تجربی است، σ_{s} استحکام ماده در تماس ابزار با قطعه کار است. طول تماس شعاع لبه ابزار با قطعه کار \mathbf{J}_{e} و طول تماس شعاع لبه ابزار با قطعه کار \mathbf{J}_{e} را می توان از هندسه تماس ابزار مطابق روابط (32، 33) به دست آورد.

$$I_e = (\pi / 2 + \gamma_n) r_e$$
(32)

$$\boldsymbol{L} = \boldsymbol{r_n} \times \boldsymbol{\theta} = \boldsymbol{r_n} \times \cos^{-1}(\frac{\boldsymbol{r_n} \cdot \boldsymbol{d} / 2}{\boldsymbol{r_n}})$$
(33)

که T_e و T_n به ترتیب شعاع لبه ابزار و شعاع نوک ابزار هستند. نیروهای وارده بر لبه ابزار در راستای عمودی و افقی از روابط (34، 35) بهدست میآیند.

$$\boldsymbol{F}_{ez} = \sigma_f \boldsymbol{L} \boldsymbol{I}_e \left[\sin\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\gamma_n}{2}\right) + \mu \cos\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\gamma_n}{2}\right) \right]$$
(34)

$$\boldsymbol{F}_{ey} = \sigma_f \boldsymbol{U}_e \left[\cos(\frac{\pi}{4} + \frac{\gamma_n}{2}) \cdot \mu \sin(\frac{\pi}{4} + \frac{\gamma_n}{2}) \right]$$
(35)

جمع نیروهای برش در برش متعامد برابر است با نیروهای حاصل از برش و نیروهای وارد بر لبه ابزار، مطابق رابطه (36).

$$\boldsymbol{F}_{\boldsymbol{c}} = \boldsymbol{F}_{\boldsymbol{z}} = \boldsymbol{F}_{\boldsymbol{c}\boldsymbol{z}} + \boldsymbol{F}_{\boldsymbol{e}\boldsymbol{z}}, \ \boldsymbol{F}_{\boldsymbol{t}} = \boldsymbol{F}_{\boldsymbol{y}} = \boldsymbol{F}_{\boldsymbol{c}\boldsymbol{y}} + \boldsymbol{F}_{\boldsymbol{e}\boldsymbol{y}} \tag{36}$$

3-3- روابط برش مايل

نیروی برشی در راستای شعاع در تراش کاری مایل را میتوان از توسعه روابط نیرو در برش متعامد به برش مایل به صورت رابطه (37) بهدست آورد [20].

$$F_r = \frac{F_c(\sin(i) \cdot \cos(i) \sin \gamma_n \tan \eta_c) \cdot F_t \cos \gamma_n \tan \eta_c}{\sin(i) \sin \gamma_n \tan \eta_c + \cos(i)}$$
(37)

که η_{c} و I بهترتیب زاویه جریان براده، زاویه براده نرمال و زاویه تمایل ابزار هستند. زاویه جریان براده را میتوان از شکل 4-ب و روش کُلوِل بهصورت رابطه (38) محاسبه کرد [20].

$$\tan \eta_{c}^{\prime} = \frac{r_{n}(1 - \cos(\frac{\pi}{2} \cdot \psi + \sin^{-1}\frac{f}{2r_{n}}))\cos\psi}{d + r_{n}(\sin\psi + \sin\theta_{4}\cos\psi \cdot 1)}$$
(38)

$$\tan \eta_c = \frac{\cos \gamma_n \tan \eta_c^{\dagger} + \sin(i) \sin \gamma_n}{\cos(i)} \qquad (-38)$$

که ψ زاویه ورود اصلی ابزار است و رابطه بین نیروهای برشی در مختصات کارتزین و نیروی اصلی برش، نیروی پیشروی و نیروی شعاعی بهصورت رابطه (**39)** است.

$$F_{z} = F_{c}\cos(i)$$

$$F_{y} = (F_{t}\cos\psi + F_{r}\sin\psi)\sin(i)$$

$$F_{x} = (F_{t}\sin\psi - F_{r}\cos\psi)\sin(i)$$
(39)

4- بهدست آورن نیروهای برشی تجربی و کالیبراسیون مدل تحلیلی

برای کالیبراسیون و اعتبارسنجی مدل پیشنهادشده در قسمت پیشین، آزمایشهای تجربی انجام شد. برای کالیبراسیون، 12 آزمایش تراشکاری معمولی براساس روش فاکتوریل کامل با درنظر گرفتن سرعت برشی و مقدار پیشروی بهعنوان پارامترهای برشی انجام گرفت. برای اعتباسنجی 36 آزمایش تراشکاری به کمک پلاسما براساس روش فاکتوریل کامل با درنظر گرفتن دمای براده تغییرشکلنیافته، سرعت برشی و مقدار پیشروی انجام شد.

4-1- طراحی آزمایش برای بهدست آورن نیروهای برشی تجربی

از روش طراحی آزمایش فاکتوریل کامل برای انجام آزمایش ها، استفاده شد. با مطالعه مقالات مربوطه و آزمایش های نخستین، ابزارهای کاربیدی با گرید GC4025 از شرکت سندویک¹ انتخاب شدند [21]. این ابزار، لایهای پوشش از جنس اکسید آلومینیوم روی لایه پوششی از کربونیترید تیتانیم دارد، که برای ماشین کاری پرداخت و خشن کاری فولادهای سختشده در سرعتهای بالا مناسب است. هندسه ابزارها، 20 40 SNMG 2020K1Z و هندسه ابزار نگهدار، PSDNN 2020K1Z براساس نامگذاری ایزو است. برای اندازه گیری نیروها از دینامومتر مدل کیستلر **9121** استفاده شد.



شکل 4-الف توزیع تنشهای عمودی بر لبه ابزار، ب) زاویه جریان براده

1 - Sandvik Coromant

سطوح پارامترهای براساس آزمایشهای اولیه و پیشنهادهای سازنده ابزار انتخاب شدند. سطوح پارامترها در جدول 1 نشان داده شدهاند. عمق برشی ثابت و برابر با 0/25 میلیمتر در نظر گرفته شد.

4-2- كاليبراسون مدل تحليلى

(40)

(42)

زاویه صفحه برش φ ، ضریب نرخ کرنش در صفحه برش s، ضریب مقدار کرنش در براده در سطح اصطکاک با ابزار δ و ضریب ثابت در تعیین تنش وارده بر لبه ابزار K_{g} براساس آزمایش های تراش کاری معمولی بهدست میآیند. روش بهدست آوردن این ثابت ها بشرح زیر است.

محاسبه زاویه صفحه برش: ضخامت براده تغییر شکل نیافته از رابطه (40) محاسبه می شود:

$$t_{uch} = f \times sin\psi$$

زاویه صفحه برش را با توجه به نسبت فشردگی ابزار و با اندازهگیری ضخامت براده تراشیده را میتوان از رابطه (41) محاسبه کرد.

$$\varphi_{s} = \tan^{-1}\left(\frac{\cos\gamma_{n}}{t_{uch}/t_{ch}-\sin\gamma_{n}}\right)$$
(41)

که **t_{ch} خ**خامت براده تراشیده است. آزمایشهایی براساس روش فامتوریل کامل و پارامترهای سرعت برشی و مقدار پیشروی که در جدول **1** نشان داده شدهاند برای محاسبه زاویه صفحه برش در تراش کاری معمولی انجام شد. با استفاده از رگرسیون خطی، معادلهای برای محاسبه زاویه صفحه برش (برحسب درجه) تابعی از سرعت برشی و مقدار پیشروی بهدست آمد.

×ſ

$\varphi_{s} = 18.8 + 0.0572 \times V_{c} + 62 \times f$

پس از مشخص شدن زاویه صفحه برش، نیروهای برشی توسط روابطی که در قسمت پیشین ارائه شدند و براساس شرایط مختلف برشی و خواص مکانیکی و حرارتی ابزار و قطعهکار و ضرایب جانسون کوک مطابق جدول 2 نیروهای برشی تعیین میشوند. باقی ثابتهای مجهول نیروهای برشی بهوسیله کمینهکردن حداقل مجذورات خطا بین نیروهای تجربی و نیروهای پیش بینیشده در شرایط مختلف برشی محاسبه شدند. مدل ارائه شده در نرمافزار مطلب کُدنویسیشده و برای کمینهکردن حداقل مجذورات خطا از روش الگوریتم ژنتیک استفاده شد. زاویه براده نرمال، زاویه تمایل، زاویه تنظیم اصلی، شعاع نوک و شعاع لبه ابزار بهترتیب °0، °5-، °45، 80/0 و 0/03 میلی متر براساس هندسه ابزار و ابزارگیر است.

4-3- آزمایشهای تراش کاری به کمک پلاسما

برای انجام تراش کاری به کمک پلاسما، تجهیزات پلاسما روی دستگاه تراش نصب شدند. جریان مطابق رابطه 15 برای هر آزمایش جدول 1 محاسبه و تنظیم شد. پس از هر آزمایش، قطعه کار به سرعت توسط آب خنک کاری شد تا از تمپرینگ قطعه کار و کاهش سختی ماده جلوگیری شود. تصویری از تجهیزات و ماشین کاری به کمک پلاسما در شکل 5 نشان داده شده است.

5- ارزیابی مدل تحلیلی و نتایج

نیروهای تجربی و پیشبینیشده برای شرایط مختلف در تراش کاری به کمک

جدول 2 ضرایب مدل جانسون کوک برای فولاد AISI 4140 به سختی 50 راکول

سى [22].								
А	В	Ν	С	m				
1539	477	0/18	0/12	1				

پلاسما در شکل 5 نشان داده شده است.

متوسط خطا بین نیروهای پیش بینی شده و نیروهای اندازه گیری شده حدود ده درصد است. دلایل خطا می تواند ناشی از عوامل زیر باشد: ضرایب مدل جانسون کوک برای فولاد سخت شده به سختی 50 راکول سی است در حالی که سختی جنس مورد تراش کاری شده بین 48 تا 52 راکول سی است.

مقدار زاویه براده مؤثر برای همه شرایط مقدار پیشروی ثابت در نظر گرفته شد. دمای براده تغییرشکلنیافته محاسبهشده از رابطه رگرسیون 15 خود دارای خطا است. ضخامت براده تغییرشکلنیافته در طول لبه برشی در مدل برش متعامد، ثابت در نظر گرفته شد درحالی که در ابزار دارای شعاع نوک به این گونه نیست.

همان طور که از شکل 6 مشخص است با افزایش مقدار پیشروی، نيروهاي برشي به دليل افزايش ضخامت براده تغيير شكل نيافته زياد مي شوند. درحالی که با افزایش سرعت برشی، نیروهای برشی کاهش مییابند. این واقعیت در مدلسازی نیروهای برشی در محاسبه مقدار حرارت تولیدشده در صفحه برش β مشخص می شود. با افزایش سرعت برشی، مقدار حرارتی که به براده (β **- 1**) وارد میشود، بیشتر میشود. با افزایش دمای براده تغییر شکل نیافته، نیروهای برشی کاهش مییابند. همانطور که از شکل 7 مشخص است با افزایش سرعت برشی و دمای براده تغییر شکل نیافته، دمای ناحیه صفحه برش و دمای ناحیه اصطکاکی براده-ابزار افزایش مییابد و این افرایش دما منجر به کاهش تنش جریان برشی در صفحه برش و ناحیه اصطکاکی براده– ابزار می شود. در دمای براده تشکیل نیافته 30 درجه سانتی گراد، دمای ناحیه اصطکاکی- ابزار با افزایش سرعت برشی از 500 درجه به 800 درجه افزایش مییابد، درصورتی که در دمای براده تشکیلنیافته 390 درجه، دمای ناحیه اصطکاکی- ابزار با افزایش سرعت برشی از 800 درجه به 1000 درجه افزایش می یابد. به عبارت دیگر، با افزایش دمای 300 درجه در دمای براده تشکیلنیافته، تنش برشی ناحیه اصطکاکی- ابزار در حدود 200 مگاپاسکال کاهش مییابد.

بیشترین کاهش نیروی برشی به واسطه دمای براده تغییرشکلنیافته در بیشترین دمای براده تغییرشکلنیافته در شرایط آزمایش شده اتفاق میافتد و حدود 27 تا 40 درصد است. کاهش نیروهای برشی به دلیل کاهش استحکام برشی فولاد سختشده در دماهای بالا است. در ماشین کاری به کمک پلاسما، برای مقایسه بهتر نیروهای برشی در تراش کاری به کمک پلاسما و تراش کاری معمولی، تراش کاری با پلاسما روشن آغاز شده و پس از تراش کاری طولی به مسافت هشت میلی متر، پلاسما خاموش شد.



شکل 5 انجام تراش کاری به کمک پلاسما

تغییرشکل نیافته افزایش می یابد و سبب کاهش نیروهای برشی می شود. پس از خاموش شدن قوس پلاسما، نیروهای برشی به مقدار نخستین خود (تراش کاری بدون پلاسما) بازمی گردند.



مهندسی مکانیک مدرس، فروردین 1394، دورہ 15، شما*ر*ہ 1





شکل 7 تنش برشی و دما الف) در صفحه برشی، ب) در سطح تماس براده– ابزار



شکل 8 اندازه گیری نیروی اصلی تراش هنگام تراش کاری به کمک پلاسما Vc = 140 m/min, f = 0.14 mm/rev, To = 270 °C

6- نتيجه گيري

در این مطالعه، برای بهبود شرایط تراش کاری فولاد سختشده، از ماشین کاری به کمک پلاسما استفاده شد. برای درک بهتر ماشین کاری به کمک پلاسما، مطالعه تحلیلی و تجربی بر نیروهای تراش کاری به کمک پلاسما انجام شد.

با استفاده از مدل سهبعدی انتقال حرارت در قطعه دوار و حل آن توسط

مهندسی مکانیک مدرس، فروردین 1394، دورہ 15، شمارہ 1

روش تفاضل محدود، رابطهای برای دمای براده تغییر شکل نیافته تابعی از جریان پلاسما، سرعت برشی و مقدار پیشروی به دست آمد.

مدل تحلیلی پیشبینی نیروها در ماشین کاری به کمک پلاسما، تابعی از پارامترهای ماشین کاری، دمای براده تغییر شکل نیافته، هندسه ابزار و خواص ماده توسعه داده شد. متوسط خطا بین نیروهای پیشبینی شده و نیروهای تجربی حدود ده درصد است.

با استفاده از پلاسما، دما در صفحه برش و سطح تماس براده- ابزار افزایش مییابد که سبب کاهش تنشهای برشی در نواحی برششده و منجربه کاهش نیروها میشود. به عبارت دیگر، با افزایش دمای 300 درجه در دمای براده تشکیلنیافته، تنش برشی ناحیه اصطکاکی- ابزار حدودا 200 مگاپاسکال کاهش مییابد.

در دمای براده تشکیلنیافته 150، 270 و 390 درجه، نیروی اصلی برش نسبت به تراش کاری معمولی، بهترتیب بهطور متوسط 15، 27 و 40 درصد در شرایط آزمایش شده، کاهش مییابد.

7- فهرست علائم

- (kgm⁻¹s⁻²) گرمای مخصوص (kgm⁻¹s-2)
 - **d** عمق برش (mm)
- 🖌 مقدار پیشروی (mm/rev)
 - (N) نیروی برشی (N) **F**c
- لیروی وارد بر لبه (N) **F**e
- (N) نیروی اصطکاک بر سطح براده (N)
- **F_{sh}** نیروی برشی روی صفحه برش (N)
- h ضریب انتقال حرارت جابهجایی (Wm⁻²K)
 - ا ضریب انتقال حرارت تابشی (Wm⁻²K)
 - (Nm⁻²) سختی مادہ (
 - ا طول سطح تماس براده-ابزار (mm)
- ا طول در گیری نوک ابزار با قطعه کار (mm)
- ل طول در گیری لبه ابزار با قطعه کار (mm)
 - **ا** زاويه تمايل
 - **q** انرژی وارده بر واحد سطح (W/m⁻²)
 - **//** شعاع نوک ابزار (mm)
 - **" ش**عاع لبه ابزار (mm)
 - (mm) شعاع قوس پلاسما بر سطح r_p
 - (mm) ضخامت براده تغییرشکلنیافته (mm)
 - *t ch* ضخامت براده تراشیده (mm)
 - دما (C°) **T**
 - **√/** سرعت پیشروی (m/min)
 - m/min) سرعت برشی قطعهکار (m/min)
 - *∎∎* سرعت براده (m/min)
 - m/min) سرعت در صفحه برش (m/min) **لا**sh
 - 🖝 عرض براده (mm)

علايم يونانى

- جزئی از حرارت وارد شده به ابزار lpha
- جزئى از حرارت وارد شده به قطعه كار eta
 - γ زاويه براده

- [7] T. Kitagawa, K. Meakawa. Plasma hot machining for new engineering materials, Wear, Vol. 139, pp. 251-267, 1990.
- [8] C.E. Leshock, J.N. Kim, Y.C. Shin, Plasma enhanced machining of Inconel 718: modeling of workpiece temperature with plasma heating and experimental results, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 41, pp. 877–897, 2001.
- [9] L.N. Lacalle, J.A. Sa'nchez, A. Lamikiz, A. Celaya, Plasma Assisted Milling of Heat-Resistant Superalloys, J. Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME, Vol. 126: pp. 274, 2004.
- [10] T. O⁻ zel, T. Altan, Determination of workpiece flow stress and friction at the chip-tool contact for high-speed cutting, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 40, pp. 133–152, 2000.
- [11] Y.K. Chou, H. Song, Tool nose radius effects on finish hard turning, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 148, pp. 259–268, 2004.
- [12] T. H. Lee, Development of a Theoretical Model to Predict Cutting Forces for Hard Machining, Int. J. Precis. Eng. Manuf., Vol. 12, No. 5, pp. 775-782, 2011.
- [13] Y. Huang, S.Y. Liang, Cutting forces modeling considering the effect of tool thermal property—application to CBN hard turning, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 43, pp. 307–315, 2003.
- [14] Y. Tian. Y.C. Shin. Thermal modeling for laser-assisted machining of silicon nitride ceramics with complex features. J. Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME 2006, 128, 425–434.
- [15] T.H. Lee, Development of a Theoretical Model to Predict Cutting Forces for Hard Machining, International Journal of Precision Engineering Manufacturing, Vol. 12, No. 5, pp. 775-782, 2011.
- [16] M. Shatla, C. Kerk, T. Altan, Process modeling in machining, part 1: determination of flow stress data, *International Journal of Machine Tools* & Manufacture, Vol. 41, pp. 1511–1534, 2001.
- [17] P.L.B. Oxley, Mechanics of Machining, an Analytical Approach to Assessing Machinability, West Sussex: Ellis Horwood, 1989.
- [18] T.H.C. Childs, K. Maekawa, T. Obikawa, Y. Yamane, Metal Machining. Theory and Application, Arnold, London, 2000.
- [19] C. Arcona, T.A. Dow, An Empirical Tool Force Model for Precision Machining, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 120, No. 4, pp. 700-707, 1998.
- [20] J. A. Arsecularatne, P. Mathew, Oxley, Modeling Approach, Its Applications and Future Directions, Mach. Sci. Technol., No. 4, pp. 363– 397, 2000.
- [21] Sandvik Corporation, Technical guide, 2009.
- [22] T. G. Souther. Study of shear localization using a novel test specimen loading in a split- hopkinson compression bar, MsC Thesis, Texas tech university, 2003

- *۲ sh* کرنش برشی
- (s⁻¹) نرخ کرنش برشی $\dot{\gamma}_{sh}$
- نریب کرنش در براده در سطح اصطکاک براده- ابزار δ
 - *E* ضريب جذب قوس پلاسما
 - λ زاویه اصطکاک
 - ضریب اصطکاک μ
 - ۔ *ρ* چگالی (kgm⁻³
 - (Nm⁻²) تنش عمودی σ
 - τ تنش برشی (Nm⁻²)
 - جهت در راستای محیطی ϕ
 - زاويه صفحه برش $arphi_{m{\sigma}}$
 - (s⁻¹m⁻²) ضریب نفوذ گرمایی (
 - زاويه تنظيم اصلى ابزار ψ
 - @ سرعت چرخشی (s⁻¹)

8- مراجع

- [1] T. Ozel, Y. Karpat, Predictive modeling of surface roughness and tool wear in hard turning using regression and neural networks, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 45, pp. 467–479, 2005.
- [2] Y. Huang, S.Y. Liang, Modeling of Cutting Forces Under Hard Turning Conditions Considering Tool Wear Effect, J. Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME, Vol. Vol. 127, pp. 262-270, 2005.
- [3] C. Scheffer, C. H. Kratz, P.S. Heyns, F. Klocke, Development of a tool wearmonitoring system for hard turning, *International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol.* 43, pp.973–985, 2003.
- [4] S. Sun, M. Brandt, M.S. Dargusch, Thermally enhanced machining of hardto-machine materials—A review, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 50, pp. 663–680, 2010.
- [5] F.E. Pfefferkorn, S. Lei, Y. Jeon, G. Haddad, A metric for defining the energy efficiency of thermally assisted machining, *International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol.* 49, pp. 357–365, 2009.
- [6] H. Ding, Y.C. Shin, Laser-assisted machining of hardened steel parts with surface integrity analysis, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* Vol. 50, pp. 106–114, 2010.