



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

مسعود فرحناکیان¹، محمدرضا رازفر^{2*}، فریدرضا بیگلری²

1- دانشجوی دکتری، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی امیرکبیر، تهران

2- دانشیار، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی امیرکبیر، تهران

*تهران، صندوق پستی: 15875-4413، razfar@aut.ac.ir

اطلاعات مقاله

مقاله پژوهشی کامل

دریافت: 08 فروردین 1393

پذیرش: 22 اردیبهشت 1393

ارائه در سایت: 09 آذر 1393

کلید واژگان:

نیروهای برشی

تراش کاری به کمک پلازما

سخت تراشی

مدل سازی تحلیلی

چکیده

ماشین کاری به کمک پلازما، یکی از روش های بهبود ماشین کاری مواد سخت است. در فرآیند تراش کاری به کمک پلازما، از قوس پلازما با دمای زیاد برای گرم کردن منطقه کوچکی از قطعه کار در جلوی ابزار استفاده می شود و فقط قسمت کوچکی از ماده در جلوی ابزار، که قرار است براده برداری 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 پلازما است. بدین منظور یک مدل تفاضل محدود برای تعیین دمای براده تغییر شکل نیافته، در شرایط مختلف جریان پلازما، سرعت برشی و مقدار پیشروی در حین گرم کردن قطعه کار به کمک پلازما، ایجاد شد. یک مدل تحلیلی برای تخمین نیروهای برشی در شرایط مختلف ماشین کاری به کمک پلازما با توجه به تنش های برشی در صفحه برش، ناحیه اصطکاکی براده- ابزار و تنش های وارده بر لبه ابزار توسعه داده شد. مدل پیشنهاد شده، توسط داده های تجربی در حین تراش کاری معمولی (بدون پلازما) کالیبره شده و مدل کالیبره شده برای شرایط مختلف تراش کاری به کمک پلازما اعتبار سنجی شد. خطای متوسط مدل ساخته شده و نتایج تجربی کمتر از ده درصد بوده و نتایج تحلیلی و تجربی نشان دادند که در تراش کاری به کمک پلازما، نیروی اصلی تراش تا 40 درصد در شرایط آزمایش شده نسبت به تراش کاری معمولی برای فولاد سخت شده، در بیشترین دمای براده تغییر شکل نیافته، کاهش می یابد.

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

Original Research Paper
Received 28 March 2014
Accepted 12 May 2014
Available Online 30 November 2014

Keywords:
Cutting forces
Plasma assisted turning
Hard turning
Analytical modeling

ABSTRACT

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 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 می شود، ماشین کاری به کمک حرارت¹ (TEM) یکی از راه حل های 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 می نامند. 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 [1-3].

1- Thermal Enhanced Machining

کاهش نیاز به صلیبیت ماشین ابزار شود [4-6].

برای ایجاد حرارت مؤثر در ماشین کاری به کمک حرارت، منبع حرارت باید نقطه‌ای، سریع و قابل کنترل باشد. منبع حرارت خارجی می‌تواند پلاسمای 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 به گونه‌ای که انتخاب نامناسب روش حرارت دهی منجر به تغییر در ریز ساختار قطعه کار شده و منجر به هزینه‌های اضافی می‌شود. ماشین کاری به کمک پلاسمای در کاربرد تراش کاری مزایای مختلفی دارد. قوس پلاسمای دمای بسیار بالایی دارد که می‌تواند یک منطقه کنترل شده دما، فقط در جلوی ابزار در حال ماشین کاری، ایجاد کند. همچنین هزینه تجهیزات پلاسمای در مقایسه با لیزر بسیار پایین تر است [4].

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

لشاک و همکاران [8] در سال 2001 یک تحلیل عددی و تجربی برای تراش کاری به کمک پلاسمای روی اینکونل 718 انجام دادند. دمای سطح گرم شده قطعه کار توسط پلاسمای 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 پلاسمای نیروهای برشی را کاهش داده و زبری سطح را در محدوده وسیعی از پارامترهای برشی می‌کاهد.

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

برای اجرای مناسب فرایند و انتخاب درست پارامترهای ماشین کاری، داشتن فهمی مناسب از فرایند امری ضروری و لازم است. به خصوص دانش به دست آوردن نیروهای برشی در سخت تراشی یک امر ضروری در انجام تحلیل‌های 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 پلاسمای 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 پلاسمای وجود ندارد. بدین منظور در این کار، یک مدل پیش بینی نیروها در ماشین کاری به کمک پلاسمای، تابعی از پارامترهای ماشین کاری، دمای براده تغییر شکل نیافته، هندسه ابزار و خواص ماده توسعه داده می‌شود. 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 پلاسمای در قطعه کار مشخص باشد. بنابراین برای محاسبه دمای براده تغییر شکل نیافته یک رابطه رگرسیون بر اساس مدل تفاضل محدود و آزمایش‌های تجربی توسعه داده شد.

2- مدل سازی دمای براده تغییر شکل نیافته

توزیع حرارت پلاسمای با تغییر در سرعت برشی، مقدار پیشروی و جریان پلاسمای تغییر می‌کند. همچنین تغییرات دما در منطقه‌ای که در آن پلاسمای 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 پلاسمای را با توجه به شرایط ماشین کاری تنظیم کرد. برای به دست آوردن توزیع دما در قطعه کار در حین تراش کاری به کمک پلاسمای بایستی یک مدل حرارتی ایجاد شود. برای ایجاد مدل حرارتی می‌توان از روش‌های 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 نرم افزارهای تجاری بسیار زمان گیر بوده و حافظه رایانه‌ای زیادی نیاز است؛ بنابراین در این مطالعه، یک مدل تفاضل محدود بر اساس آزمایش‌های تجربی ایجاد شد تا بتوان توزیع دما در قطعه کار را به دست آورد.

2-1 مدل تفاضل محدود

معادله انتقال حرارت در مختصات استوانه‌ای ثابت با در نظر گرفتن انتقال حرارت رسانایی² و انتقالی چرخشی³ و انتقالی محوری⁴ به صورت رابطه (1) است.

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(K r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial \varphi} \left(K \frac{\partial T}{\partial \varphi} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(K \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q''' + \rho C_p V_\varphi \frac{\partial T}{\partial \varphi} + \rho C_p V_z \frac{\partial T}{\partial z} = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (1)$$

شرایط مرزی شامل انتقال حرارت تشعشعی، جابه جایی و توزیع شار حرارتی پلاسمای، روش حل عددی و غیره، در ادامه به طور مختصر بیان می‌شوند. جزئیات بیشتر را می‌توان در مقالات [14، 8] پیدا کرد. تابع گوسی برای توزیع شار حرارتی قوس پلاسمای روی سطح استفاده شد، رابطه (2)، [8].

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

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

$$K \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=r_w} = q'''_{plasma} - q'''_{conv} - q'''_{radiative} \quad (3)$$

2- conduction

3- Rotational advection

4- Axial advection

1- Cahtter

$$q_{\infty} \rightarrow q_i = hRd\varphi dz(T_{\infty} - T_{i,j,k}) \quad (12-و)$$

$$q_{adv,k} = \rho C_p V_f \left(\frac{T_{i,j,k-1} - T_{i,j,k}}{dz} \right) Rd\varphi \frac{dr}{2} \quad (12-ز)$$

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

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

$$\begin{aligned} & \frac{K}{R} \frac{T_{i+1,j,k} - T_{i-1,j,k}}{2dr} + K \frac{T_{i+1,j,k} - 2T_{i,j,k} + T_{i-1,j,k}}{dr^2} \\ & + \frac{K}{R^2} \frac{T_{i,j+1,k} - 2T_{i,j,k} + T_{i,j-1,k}}{d\varphi^2} + K \frac{T_{i,j,k+1} - 2T_{i,j,k} + T_{i,j,k-1}}{dz^2} \\ & + \rho C_p V_f \frac{T_{i,j,k-1} - T_{i,j,k}}{dz} + \rho C_p \omega \frac{T_{i,j-1,k} - T_{i,j,k}}{d\varphi} \\ & = \rho C_p (T_{i,j,k}^{t+1} - T_{i,j,k}^t) \end{aligned} \quad (13)$$

و برای گره‌های خارجی برای سطح بیرونی به صورت رابطه (14) است.

$$\begin{aligned} & \frac{K}{R} \frac{T_{i+1,j,k} - T_{i-1,j,k}}{2dr} + K \frac{T_{i+1,j,k} - 2T_{i,j,k} + T_{i-1,j,k}}{dr^2} \\ & + \frac{K}{R^2} \frac{T_{i,j+1,k} - 2T_{i,j,k} + T_{i,j-1,k}}{d\varphi^2} + K \frac{T_{i,j,k+1} - 2T_{i,j,k} + T_{i,j,k-1}}{dz^2} \\ & + \rho C_p V_f \frac{T_{i,j,k-1} - T_{i,j,k}}{dz} + \rho C_p \omega \frac{T_{i,j-1,k} - T_{i,j,k}}{d\varphi} \\ & + q_{in} + (h + h_r) Rd\varphi dz (T_{\infty} - T_{i,j,k}) \\ & = \rho C_p (T_{i,j,k}^{t+1} - T_{i,j,k}^t) \end{aligned} \quad (14)$$

دمای گره‌های مجهول در زمان $t+1$ ، به وسیله دمای گره‌های معلوم در زمان t به دست می‌آیند، از این رو حل به صورت صریح است. همچنین 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 $50 \text{ W/m}^2/\text{K}$ در نظر گرفته شد. چگالی فولاد AISI 4140، 0.00785 g/mm^3 و ضریب رسانایی و ضریب حرارت مخصوص به ترتیب برابر با [15]: $K = 49.84 - 0.0242T \text{ (W/m}^2\text{C)}$ و $C_p = 3124025.8 + 6480.2T - 4.3235T^2 \text{ (J/m}^3\text{C)}$ در نظر گرفته شد.

2-2 ارزیابی و کالیبراسیون تجربی مدل حرارتی

برای به دست آوردن توزیع دما در قطعه کار باید ضریب جذب قوس پلاسمای تعیین شود. بدین منظور، آزمایش‌های تجربی برای اندازه‌گیری دما هنگام تراش کاری به کمک پلاسمای انجام شد تا با مقایسه دمای اندازه‌گیری شده و دمای محاسبه شده از مدل، ضریب جذب تعیین شود.

2-2-1 تجهیزات

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

تجهیزات پلاسمای شامل یک اینورتور و مشعل برش کاری از شرکت صبا الکتریک است. مدل دستگاه مولد استفاده شده، مدل برش 121 است که جریانی از 20 تا 120 آمپر را در ولتاژ 70 ولت تأمین می‌کند. نازل مسی دارای قطر 2 میلی‌متر و کاتد تنگستنی با زاویه 20 درجه در مشعل پلاسمای قرار داده شد. به منظور تنظیم موقعیت قوس پلاسمای، مشعل پلاسمای بر یک میز دو درجه آزادی قرار داده شد و مجموعه روی دستگاه تراش سوار شد.

با تخمین خوبی، با در نظر گرفتن توصیف شرایط تقارن در مرکز قطعه کار، شار حرارتی در رابطه (4) صفر در نظر گرفته می‌شود.

$$K \frac{\partial T}{\partial r} \bigg|_{r=0} = 0 \quad (4)$$

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

$$K \frac{\partial T}{\partial z} \bigg|_{z=L \text{ and } z=0} = 0 \quad (5)$$

و شرایط مرزی محیطی در رابطه (6).

$$T(r, \varphi, z) = T(r, \varphi + 2\pi, z) \quad \text{الف-6}$$

$$\frac{\partial T}{\partial \varphi} \bigg|_{\varphi} = \frac{\partial T}{\partial \varphi} \bigg|_{\varphi+2\pi} \quad \text{ب-6}$$

معادلات تفاضل محدود برای حل معادله انتقال حرارت در مختصات استوانه‌ای استفاده شد. برای تعیین معادلات جزئی تفاضل محدود، از روش تعادل انرژی استفاده شد. شماره‌گذاری گره‌ها در جهت شعاعی، محیطی و محوری i ، j و k در نظر گرفته شد. حرارت ورودی، q_{in} برای گره‌هایی که قوس پلاسمای بر آن‌ها وارد می‌شود، از رابطه (3) محاسبه می‌شود و برای دیگر نقاط سطح، صفر در نظر گرفته می‌شود. تعادل گرمایی در گره‌های سطح خارجی به صورت رابطه (7) است.

$$\begin{aligned} & q_{cond,radial} + q_{cond,circum} + q_{cond,axial} + q_{adv,circum} \\ & + q_{cond,axial} + q_h + q_{h_r} + q_{in} = \dot{q} \end{aligned} \quad (7)$$

که برای تعادل گرمایی برای گره‌های داخلی، q_{in} و q_h و q_{h_r} صفر است. معادلات کلی برای انتقال حرارت به صورت رابطه (8) است [8]، (x) در مساحت و طول در جهت‌های مختلف جایگزین r ، z و ϕ شود). الف- انتقال حرارت رسانایی:

$$q_{cond,x} = K A_x \frac{(T_{x+1} - 2T_x + T_{x-1}))}{\Delta x} \quad (8)$$

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

$$q_{adv,x} = r C_p V_x A_x (T_{x-1} - T_x) \quad (9)$$

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

$$q_h = h_x A_x (T_x - T_{sur}) \quad (10)$$

د- انتقال حرارت تشعشعی به صورت رابطه (11):

$$q_{hr} = h_r A_x (T_x - T_{sur}) \quad (11)$$

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

$$q_{i-1} \rightarrow q_i = K \left(R - \frac{dr}{2} \right) d\varphi dz \frac{T_{i+1,j,k} - T_{i,j,k}}{dr} \quad (12-الف)$$

$$q_{j+1} \rightarrow q_j = K \frac{dr}{2} dz \frac{T_{i,j+1,k} - T_{i,j,k}}{Rd\varphi} \quad (12-ب)$$

$$q_j \rightarrow q_{j-1} = K \frac{dr}{2} dz \frac{T_{i,j,k} - T_{i,j-1,k}}{Rd\varphi} \quad (12-ج)$$

$$q_{k+1} \rightarrow q_k = K Rd\varphi \frac{dr}{2} \frac{T_{i,j,k+1} - T_{i,j,k}}{dz} \quad (12-د)$$

$$q_k \rightarrow q_{k-1} = K Rd\varphi \frac{dr}{2} \frac{T_{i,j,k} - T_{i,j,k-1}}{dz} \quad (12-ه)$$

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

$$T_{uch,ave} = T_0 + 9.3 \frac{l^{1.12}}{V_c^{0.51} f^{0.47} a^{0.12}} \quad (15)$$

که T_0 و $T_{uch,ave}$ به ترتیب، دمای متوسط براده تغییر شکل نیافته، دمای اولیه قطعه کار (برحسب درجه سانتی‌گراد) و جریان پلاسمای است. برای ایجاد دمای براده تغییر شکل نیافته در جدول 1، برای هر شرایط برشی، جریان پلاسمای بایستی مطابق رابطه (15) محاسبه شود.

3- مدل سازی تحلیلی نیروهای تراش کاری

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

3-1- مدل برش متعامد

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

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

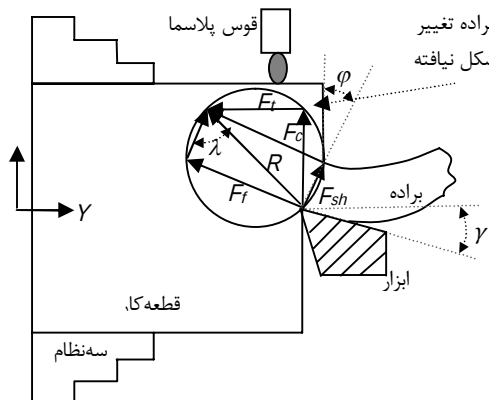
$$F_{fric} = \tau_{fric} \times l_c \times w \quad (17)$$

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

$$\tau_{sh} = \frac{1}{\sqrt{3}} (A + B \left(\frac{\gamma_{sh}}{\sqrt{3}} \right)^n) (1 + C \ln \left(\frac{\dot{\gamma}_{sh}}{\sqrt{3}} \right)) (1 - \left(\frac{T_{sh} - T_0}{T_m - T_0} \right)^m) \quad (18)$$

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 تغییر شکل نیافته (°C)
200	140	100	75	سرعت برشی (m/min)
	0/21	0/14	0/07	مقدار پیشروی (mm/rev)



شکل 3 دیاگرام نیروهای برشی در تراش کاری (برش متعامد)

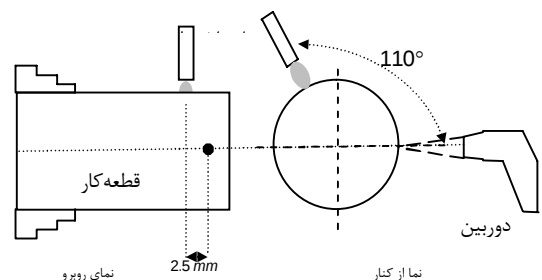
برای اندازه گیری دما از دوربین حرارتی مادون قرمز تستو 845 استفاده شد.

2-2- اجرای مدل حرارتی

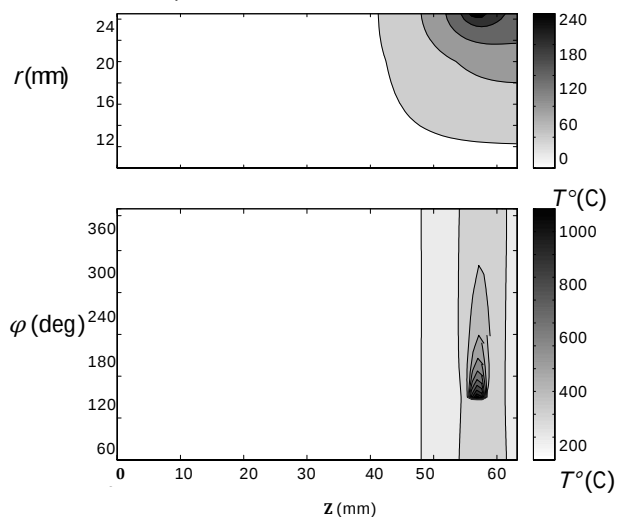
برای ارزیابی و کالیبراسیون ضریب جذب قوس پلاسمای، از دوربین حرارتی استفاده شد. برای اندازه گیری دمای سطح قطعه کار هنگام روشن کردن پلاسمای (بدون براده برداری)، نقطه‌ای که دوربین حرارتی اندازه برداری می‌کند، در فاصله محوری 2/5 میلی‌متری و زاویه محیطی 110 درجه از مرکز قوس پلاسمای تنظیم شد (شکل 1). در سرعت برشی، مقدار پیشروی و جریان‌های مختلف مدل حرارتی برای محاسبه نقطه‌ای که دوربین حرارتی اندازه می‌گیرد، اجرا شد. ضریب جذب پلاسمای در مدل حرارتی به گونه‌ای تنظیم شد، تا دمای اندازه گیری شده و دمای محاسبه شده توسط مدل یکسان شود. شکل 2 کانتور دمایی در سطح قطعه کار $r-\phi$ و در صفحه $r-Z$ (نقطه‌ای که قرار است براده برداری شود) را پس از طی قوس پلاسمای از راست به چپ (12 میلی‌متر) نشان می‌دهد.

2-3- مدل رگرسیون

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



شکل 1 موقعیت نقطه اندازه گیری دما نسبت به موقعیت قوس



شکل 2 توزیع دمای حرارت در قطعه کار، در شرایط

$$V_c = 54 \text{ m/min}, f = 0.14 \text{ mm/rev}, I = 52 \text{ A}$$

کرنش و نرخ کرنش در صفحه برش از رابطه (19) به دست می آیند [17]:

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

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

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

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]:

$$\dot{\gamma}_{ch} = \frac{V_{ch}}{\delta t_{ch}} \quad (21)$$

که δ جزئی از ضخامت براده است که در سطح براده کرنش می یابد و l_c طول تماس براده- ابزار است و از معادله تعادل گشتاور تنش ها حول نوک ابزار و نسبت طول تماس به ضخامت براده به دست می آید. مدل زورو برای پیش بینی طول تماس براده- ابزار به صورت رابطه (22) است [18]:

$$l_c = 1.75 t_{uch} \frac{\cos(\varphi_s - \gamma)}{\sin \varphi_s} [\mu + \tan(\varphi_s - \gamma)] \quad (22)$$

و رابطه بین t و t_{ch} به صورت رابطه (23) است:

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

افزایش دما به واسطه کار پلاستیک در صفحه برش برابر است با رابطه (24) [18]:

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

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

$$\beta = 0.5 - 0.35 \log \left(\frac{V_w \times t_{uch} \times \tan \varphi_s}{K_{work}} \right); 0.04 \leq \frac{V_w \times t_{uch} \times \tan \varphi_s}{K_{work}} \leq 10$$

$$\beta = 0.3 - 0.15 \log \left(\frac{V_w \times t_{uch} \times \tan \varphi_s}{K_{work}} \right); \frac{V_w \times t_{uch} \times \tan \varphi_s}{K_{work}} > 10 \quad (25)$$

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]:

$$(T - T_0)_{ave, chipcontact} = T_{uch, ave} + (1 - \beta) \frac{\tau_{sh} \gamma_{sh}}{(\rho C_p)_{work}} + 0.75 \frac{\alpha \tau_{ch} \gamma_{ch} l_c}{K_{work}} \left(\frac{K_{work}}{V_{ch} l_c} \right)^{0.5} \quad (26)$$

که مقدار α ، درصدی از حرارت است که وارد براده شده و باقی مانده آن $(1 - \alpha)$ به ابزار وارد می شود. دمای متوسطی که در ناحیه براده- ابزار در ابزار بالا می رود برابر است با:

$$(T - T_0)_{ave, toolcontact} = s_f \frac{(1 - \alpha) \tau_{ch} \gamma_{ch} l_c}{K_{tool}} \quad (27)$$

با مساوی قرار دادن روابط (26, 27)، α را می توان محاسبه کرد. با قراردادن روابط (18-27)، با دانستن φ_s ، C و δ در یک حلقه برنامه نویسی می توان دماها و تنش ها را در شرایط مختلف ماشین کاری به دست آورد و

نیروها در صفحه برش و صفحه اصطکاک براده- ابزار محاسبه شوند. چگونگی به دست آوردن زاویه صفحه برش φ_s ، ضریب نرخ کرنش در صفحه برش C 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.

$$F_{sh} = R \cos(\varphi_s + \lambda - \gamma), F_f = R \sin(\lambda) \quad (28)$$

و زاویه اصطکاک λ ، را می توان با حل رابطه (29) به دست آورد.

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

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

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

2-3- مدل سازی نیروی وارده بر لبه ابزار

شکل 4-الف تنش های σ_f وارده بر لبه ابزار را نشان می دهد. نیروهای F_{ez} و F_{ey} را می توان براساس σ_f ، طول تماس لبه ابزار و طول درگیری ابزار با قطعه کار محاسبه کرد. یک رابطه تجربی برای محاسبه تنش تماسی σ_f به صورت رابطه (31) است [19]:

$$\sigma_f = K_e H \sqrt{\frac{H}{E}}, H = \sigma_s / 3 \quad (31)$$

که K_e ثابت تجربی است، σ_s استحکام ماده در تماس ابزار با قطعه کار است. طول تماس لبه ابزار با قطعه کار l_e و طول تماس شعاع لبه ابزار با قطعه کار L را می توان از هندسه تماس ابزار مطابق روابط (32, 33) به دست آورد.

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

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

که r_e و r_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) به دست می آیند.

$$F_{ez} = \sigma_f L l_e \left[\sin \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\gamma_n}{2} \right) + \mu \cos \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\gamma_n}{2} \right) \right] \quad (34)$$

$$F_{ey} = \sigma_f L l_e \left[\cos \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\gamma_n}{2} \right) - \mu \sin \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\gamma_n}{2} \right) \right] \quad (35)$$

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

$$F_c = F_z = F_{cz} + F_{ez}, F_t = F_y = F_{cy} + F_{ey} \quad (36)$$

3-3- روابط برش مایل

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

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

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.

2-4- کالیبراسون مدل تحلیلی

زاویه صفحه برش φ ، ضریب نرخ کرنش در صفحه برش c ، ضریب مقدار کرنش در براده در سطح اصطکاک با ابزار δ و ضریب ثابت در تعیین تنش وارده بر لبه ابزار K_θ براساس آزمایش‌های تراش کاری معمولی به دست می‌آیند. روش به دست آوردن این ثابت‌ها بشرح زیر است. محاسبه زاویه صفحه برش: ضخامت براده تغییرشکل نیافته از رابطه (40) محاسبه می‌شود:

$$t_{uch} = f \times \sin \psi \quad (40)$$

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

$$\varphi_s = \tan^{-1} \left(\frac{\cos \gamma_n}{t_{uch} / t_{ch} - \sin \gamma_n} \right) \quad (41)$$

که t_{ch} ضخامت براده تراشیده است. آزمایش‌هایی براساس روش فاکتوریل 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 به دست آمد.

$$\varphi_s = 18.8 + 0.0572 \times V_c + 62 \times f \quad (42)$$

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 قطعه کار و ضرایب جانسون کوک مطابق جدول 2 نیروهای برشی تعیین می‌شوند. باقی ثابت‌های مجهول نیروهای برشی به وسیله کمینه کردن حداقل مجذورات خطا بین نیروهای تجربی و نیروهای پیش‌بینی شده در شرایط مختلف برشی محاسبه شدند. مدل ارائه شده در نرم‌افزار مطلب کدنویسی شده و برای کمینه کردن حداقل مجذورات خطا از روش الگوریتم ژنتیک استفاده شد. زاویه براده نرمال، زاویه تمایل، زاویه تنظیم اصلی، شعاع نوک و شعاع لبه ابزار به ترتیب 0° ، -5° ، 45° و $0/08$ میلی‌متر براساس هندسه ابزار و ابزارگیر است.

3-4- آزمایش‌های تراش کاری به کمک پلاσμα

برای انجام تراش کاری به کمک پلاσμα، تجهیزات پلاσμα 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 پلاσμα در شکل 5 نشان داده شده است.

5- ارزیابی مدل تحلیلی و نتایج

نیروهای تجربی و پیش‌بینی شده برای شرایط مختلف در تراش کاری به کمک

جدول 2 ضرایب مدل جانسون کوک برای فولاد AISI 4140 به سختی 50 راکول سی [22].

A	B	N	C	m
1539	477	0/18	0/12	1

که η_c ، γ_n و i به ترتیب زاویه جریان براده، زاویه براده نرمال و زاویه تمایل ابزار هستند. زاویه جریان براده را می‌توان از شکل 4-ب و روش کُلول به صورت رابطه (38) محاسبه کرد [20].

$$\tan \eta'_c = \frac{r_n (1 - \cos(\frac{\pi}{2} - \psi + \sin^{-1} \frac{f}{2r_n})) \cos \psi}{d + r_n (\sin \psi + \sin \theta_4 \cos \psi - 1)} \quad (38-الف)$$

$$\tan \eta_c = \frac{\cos \gamma_n \tan \eta'_c + \sin(i) \sin \gamma_n}{\cos(i)} \quad (38-ب)$$

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

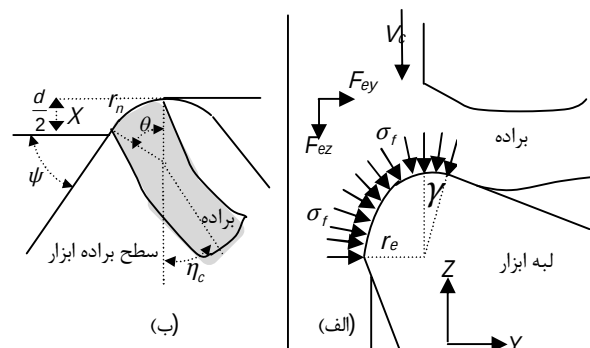
$$\begin{aligned} F_z &= F_c \cos(i) \\ F_y &= (F_t \cos \psi + F_r \sin \psi) \sin(i) \\ F_x &= (F_t \sin \psi - F_r \cos \psi) \sin(i) \end{aligned} \quad (39)$$

4- به دست آوردن نیروهای برشی تجربی و کالیبراسون مدل تحلیلی

برای کالیبراسون و اعتبارسنجی مدل پیشنهاد شده در قسمت پیشین، آزمایش‌های تجربی انجام شد. برای کالیبراسون، 12 آزمایش تراش کاری معمولی براساس روش فاکتوریل کامل با در نظر گرفتن سرعت برشی و مقدار پیشروی به عنوان پارامترهای برشی انجام گرفت. برای اعتبارسنجی 36 آزمایش تراش کاری به کمک پلاσμα براساس روش فاکتوریل کامل با در نظر گرفتن دمای براده تغییرشکل نیافته، سرعت برشی و مقدار پیشروی انجام شد.

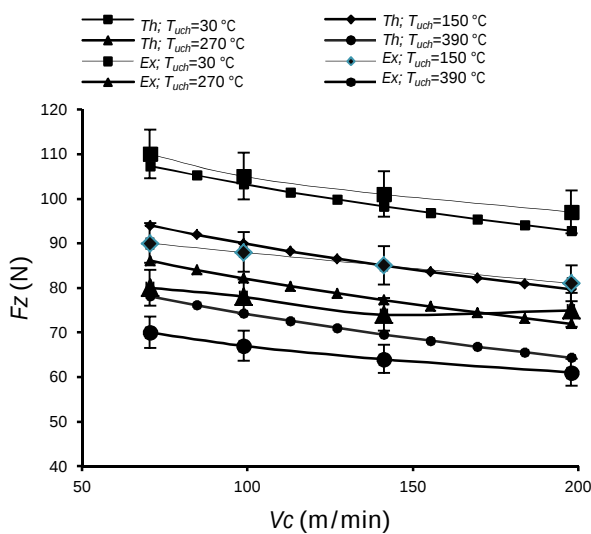
1-4- طراحی آزمایش برای به دست آوردن نیروهای برشی تجربی

از روش طراحی آزمایش فاکتوریل کامل برای انجام آزمایش‌ها، استفاده شد. با مطالعه مقالات مربوطه و آزمایش‌های نخستین، ابزارهای کاربیدی با گرید GC4025 از شرکت سندویک¹ انتخاب شدند [21]. این ابزار، لایه‌ای پوشش از جنس اکسید آلومینیوم روی لایه پوششی از کربونیتريد تیتانیم دارد، که برای ماشین کاری پرداخت و خشن کاری فولادهای سخت شده در سرعت‌های بالا مناسب است. هندسه ابزارها، SNMG 12 04 08 و هندسه ابزار نگهدار، PSDNN 2020K1Z براساس نام گذاری ایزو است. برای اندازه‌گیری نیروها از دینامومتر مدل کیستلر 9121 استفاده شد.

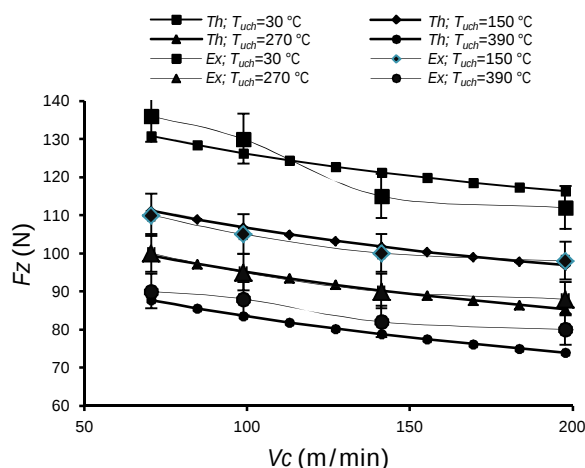


شکل 4-الف توزیع تنش‌های عمودی بر لبه ابزار، ب) زاویه جریان براده

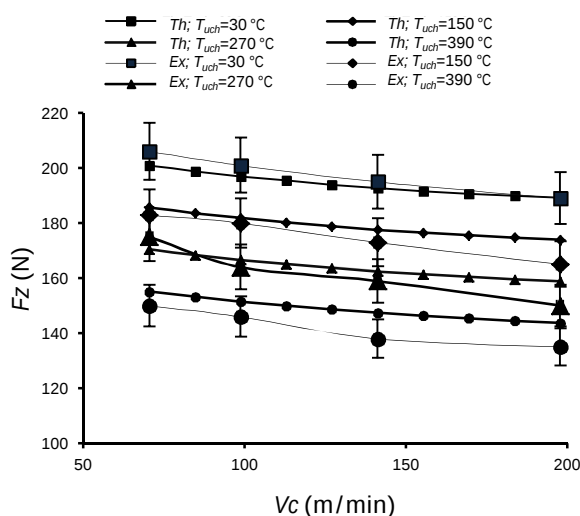
تغییر شکل نیافته افزایش می یابد و سبب کاهش نیروهای برشی می شود. پس از خاموش شدن قوس پلازما، نیروهای برشی به مقدار نخستین خود (تراش کاری بدون پلازما) بازمی گردند.



الف) مقدار پیشروی 0/07 میلی متر بر دور



ب) مقدار پیشروی 0/14 میلی متر بر دور



ج) مقدار پیشروی 0/21 میلی متر بر دور

شکل 6 مقایسه نیروهای تجربی و پیش بینی شده برای شرایط مختلف

پلازما در شکل 5 نشان داده شده است.

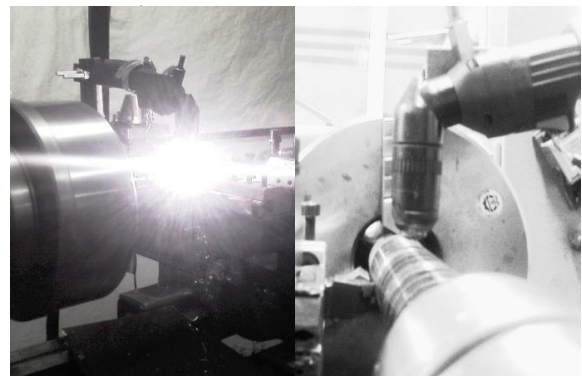
متوسط خطا بین نیروهای پیش بینی شده و نیروهای اندازه گیری شده حدود ده درصد است. دلایل خطا می تواند ناشی از عوامل زیر باشد: ضرایب مدل جانسون کوک برای فولاد سخت شده به سختی 50 راکول سی است در حالی که سختی جنس مورد تراش کاری شده بین 48 تا 52 راکول سی است.

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

همان طور که از شکل 6 مشخص است با افزایش مقدار پیشروی، نیروهای برشی به دلیل افزایش ضخامت براده تغییر شکل نیافته زیاد می شوند. در حالی که با افزایش سرعت برشی، نیروهای برشی کاهش می یابند. این واقعیت در مدل سازی نیروهای برشی در محاسبه مقدار حرارت تولید شده در صفحه برش β مشخص می شود. با افزایش سرعت برشی، مقدار حرارتی که به براده $(1 - \beta)$ وارد می شود، بیشتر می شود. با افزایش دمای براده تغییر شکل نیافته، نیروهای برشی کاهش می یابند. همان طور 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 می یابد و این افزایش 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 می یابد، در صورتی که در دمای براده تشکیل نیافته 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 تشکیل نیافته، تنش برشی ناحیه اصطکاکی-ابزار در حدود 200 مگاپاسکال کاهش می یابد.

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

همان طور که از شکل 8 مشخص است با روشن شدن پلازما، دمای براده



شکل 5 انجام تراش کاری به کمک پلازما

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

مدل تحلیلی پیش‌بینی نیروها در ماشین کاری به کمک پلازما، 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 پلازما، دما در صفحه برش و سطح تماس براده-ابزار افزایش می‌یابد که سبب کاهش تنش‌های برشی در نواحی برش شده و منجر به کاهش نیروها می‌شود. به عبارت دیگر، با افزایش دمای 300 درجه در دمای براده تشکیل نیافته، تنش برشی ناحیه اصطکاکی- ابزار حدودا 200 مگاپاسکال کاهش می‌یابد.

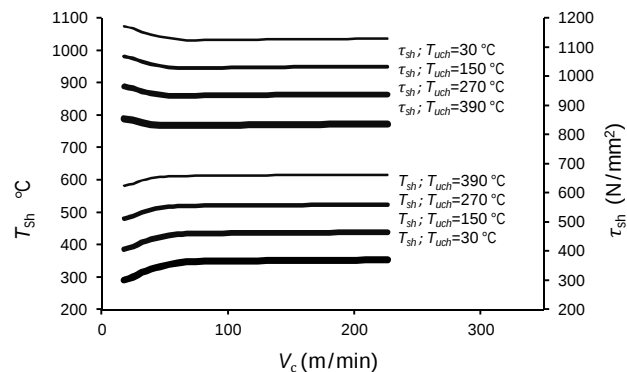
در دمای براده تشکیل نیافته 150، 270 و 390 درجه، نیروی اصلی برش نسبت به تراش کاری معمولی، به ترتیب به طور متوسط 15، 27 و 40 درصد در شرایط آزمایش شده، کاهش می‌یابد.

7- فهرست علائم

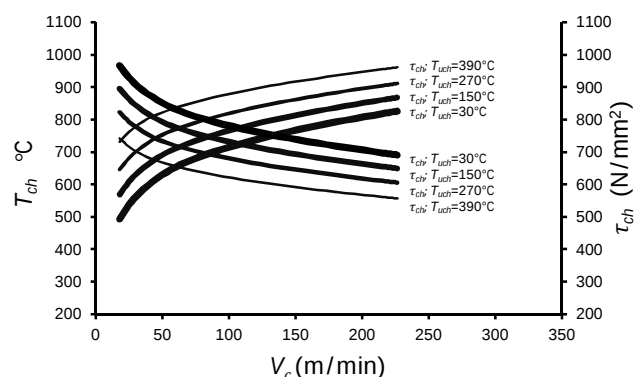
C_p	گرمای مخصوص ($\text{kgm}^{-1}\text{s}^{-2}$)
d	عمق برش (mm)
f	مقدار پیشروی (mm/rev)
F_c	نیروی برشی (N)
F_e	نیروی وارد بر لبه (N)
F_{fric}	نیروی اصطکاک بر سطح براده (N)
F_{sh}	نیروی برشی روی صفحه برش (N)
h	ضریب انتقال حرارت جابه‌جایی (Wm^{-2}K)
h_t	ضریب انتقال حرارت تابشی (Wm^{-2}K)
H	سختی ماده (Nm^{-2})
l_c	طول سطح تماس براده-ابزار (mm)
l_e	طول درگیری نوک ابزار با قطعه کار (mm)
L	طول درگیری لبه ابزار با قطعه کار (mm)
i	زاویه تمایل
q	انرژی وارده بر واحد سطح (Wm^{-2})
r_n	شعاع نوک ابزار (mm)
r_e	شعاع لبه ابزار (mm)
r_p	شعاع قوس پلازما بر سطح (mm)
t_{uch}	ضخامت براده تغییر شکل نیافته (mm)
t_{ch}	ضخامت براده تراشیده (mm)
T	دما ($^{\circ}\text{C}$)
V_f	سرعت پیشروی (m/min)
V_c	سرعت برشی قطعه کار (m/min)
V_{ch}	سرعت براده (m/min)
V_{sh}	سرعت در صفحه برش (m/min)
w	عرض براده (mm)

علائم یونانی

α	جزئی از حرارت وارد شده به ابزار
β	جزئی از حرارت وارد شده به قطعه کار
γ	زاویه براده

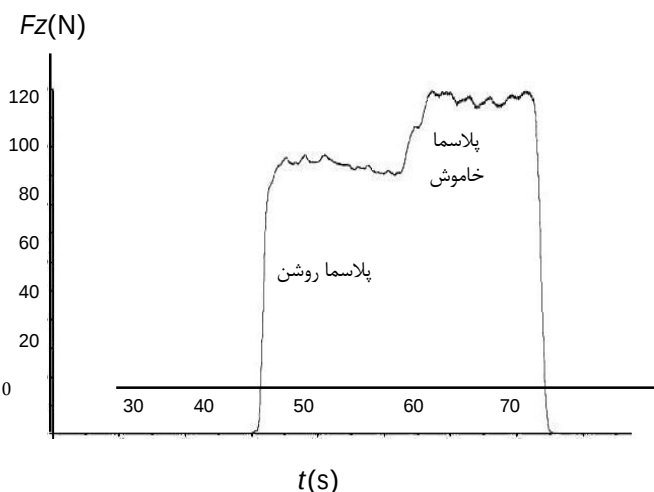


(الف)



(ب)

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



شکل 8 اندازه‌گیری نیروی اصلی تراش هنگام تراش کاری به کمک پلازما

$$V_c = 140 \text{ m/min}, f = 0.14 \text{ mm/rev}, T_0 = 270^{\circ}\text{C}$$

6- نتیجه‌گیری

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

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

- [7] T. Kitagawa, K. Maekawa, 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. Sánchez, 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. Ozel, 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

 γ_{sh} کرنش برشی $\dot{\gamma}_{sh}$ نرخ کرنش برشی (s^{-1}) δ ضریب کرنش در براده در سطح اصطکاک براده-ابزار ϵ ضریب جذب قوس پلاسمای λ زاویه اصطکاک μ ضریب اصطکاک ρ چگالی (kgm^{-3}) σ تنش عمودی (Nm^{-2}) τ تنش برشی (Nm^{-2}) ϕ جهت در راستای محیطی ϕ_s زاویه صفحه برش κ ضریب نفوذ گرمایی ($s^{-1}m^{-2}$) ψ زاویه تنظیم اصلی ابزار ω 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. 127, pp. 262-270, 2005.
- [3] C. Scheffer, C. H. Kratz, P.S. Heyns, F. Klocke, Development of a tool wear-monitoring 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 hard-to-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.