Amirkabir Journal of Mechanical Engineering

Amirkabir J. Mech. Eng., 53(Special Issue 4) (2021) 633-636
DOI: 10.22060/mej.2020.18159.6753

Mechanistic modeling of cutting forces in milling process by end milling with cutting edges with adjustment angle of 45 degree

G. R. Juzdani, S. E. Mirmohammadsadeghi*

Department of Mechanical Engineering, Khomeinishahr Branch, Islamic Azad University, Khomeinishahr, Iran

ABSTRACT: Determination of machining forces in order to calculate the required power and torque for cutting and select the right tools, equipment, and cutting parameters (feed rate, cutting depth, cutting speed) for machining the desired geometry and material prior to the process is significant. The analysis of machining forces is necessary to determine the forces to reduce the cost of performing multiple empirical experiments. In this study, the components of F_x, F_y, and F_z milling forces with two cutting edges with main adjustment angle $\kappa = 45^\circ$ were predicted by the mechanistic modeling method by calculating cutting and edge force coefficients. Also, for the first time, the cutting section of the workpiece was designed in order to eliminate the calculating error of the round corner of inserts. To avoid the interaction of the parameters, simultaneous change of cutting speed with feed rate was avoided and 8 experiments with different feed rates but with the same cutting speed were performed. A comparison of the modeled forces curve with the results obtained from the dynamometer shows acceptable agreement. As the feed rate increases, the difference between the predictive and experimental force decreases relative to the increase of force

Review History:

Received: Mar. 27, 2020
Revised: Jul. 10, 2020
Accepted: Nov. 14, 2020
Available Online: Nov. 25, 202

Keywords:

Machining forces
Cutting parameters
Milling
Mechanistic modeling
Cutting and edge force coefficients

1- Introduction

Predicting machining forces to determine the required power, torque and selecting the appropriate tools, equipment and cutting parameters (including feed rate, cutting depth and cutting speed) to achieve better chip removal conditions is of particular importance. Since one of the features of the milling process geometry is that the cross-sectional area of the chip is not fixed and is changed with the rotation period of the milling tool, so there is a need for a model that can be used to predict forces at any time. Various cutting models are commonly used for this purpose. One of the methods for calculating cutting forces is finite element analysis with related software [1]. Using the finite element method to analyze the machining process is very time-consuming and costly. There are other analytical methods for calculating cutting forces in the machining process, in which the exact calculation depends on the exact calculation of friction in the cutting process. Due to the complexity and non-linearity of friction, in the machining process and the formation of cutting edges with different wear rates [2], and geometric errors, elastic deformation of tools and workpieces or the phenomenon of chip thickness accumulation that occurs in each tool rotation period due to heating and elastic recovery of chips from previous tool cycles [3]. The results of calculations in these methods are not accurate. The cutting model that is mostly used for this case is mechanistic modeling in which the cutting force is considered proportional with undeformed chip area and the edge force which is extracted from the plowing force and friction force on the cutting edge is considered proportional with the length of the engaged cutting edge [4]. In the intended model, the proportion constants are cutting and edge force coefficients that depend on the geometry of the tool, the cutting conditions, and the characteristics of the workpiece.

In this research, using mechanistic modeling equations, while calculating cutting and edge force coefficients, by modeling the workpiece and end milling tool with cutting edges of 45-degree adjustment angle, cutting forces at a constant cutting depth was predicted and compared with experimental forces, by changing the amount of feed rate for each cutting edge. In this study, for the first time, by removing the effect of the tool tip radius on the tool engagement, a computational error due to the roundness of the tool tip was eliminated and more accurate results were obtained in predicted cutting forces by mechanistic modeling.

2- Methodology

The FP4M milling machine, HF45 TC16D10-31W20L100Z02 tool holder and Kistler 9265B dynamometer and St37 steel workpiece with initial dimensions of 170 × 70 × 15 mm were used for the experiments.

According to Fig. 1, as shown by the tool engagement view with the workpiece, due to the lower tool tips than the prepared section of the workpiece, during the cutting process, the error due to friction changes in the roundness of the tool tips was eliminated in the performed experiments. As a result, the accuracy of the calculations was improved.

*Corresponding author's email: e.mirohammadsadeghi@iaukhsh.ac.ir

Copyrights for this article are retained by the author(s) with publishing rights granted to Amirkabir University Press. The content of this article is subject to the terms and conditions of the Creative Commons Attribution 4.0 International (CC-BY-NC 4.0) License. For more information, please visit https://www.creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/legalcode.

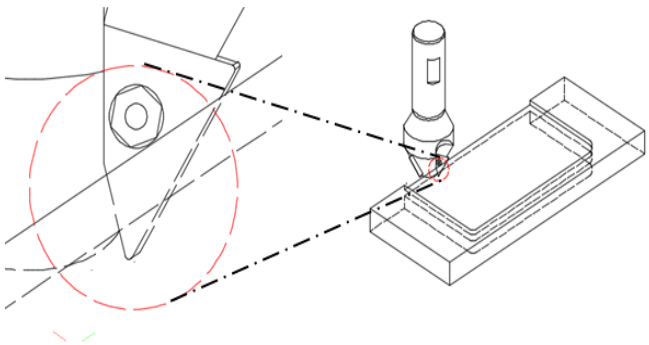


Fig. 1. 3D view of tool engagement with the workpiece

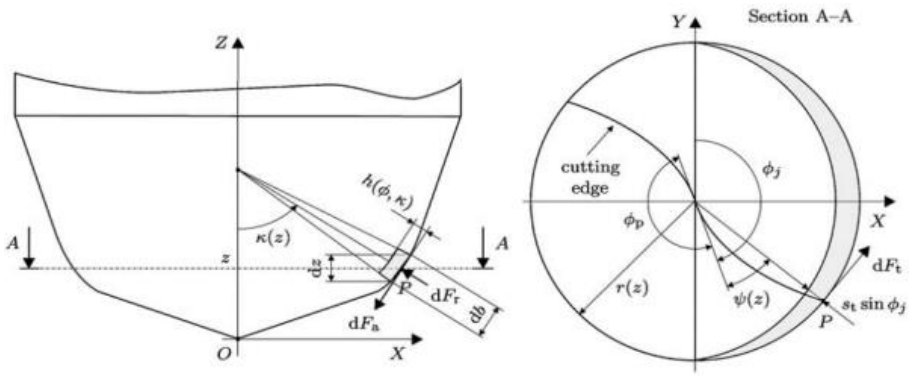


Fig. 2. Chip cross-section, adjustment angle and differential cutting forces at point *P*[7]

Generalized model of external end mill geometry proposed by Engine, Altintas and Gradišek [5-7].

In Fig. 2, the cross-sectional area of the instantaneous undeformed chip is calculated by multiplying the thickness of the undeformed chip $(h(\phi,\kappa))$, which is a function of instantaneous angles of tool engagement and cutting edge adjustment (κ) across the instantaneous chip width $\left(db = dz/\sin\kappa\right)$. The instantaneous tangential (dF_t), radial (dF_r), and axial (dF_a) forces acting on the tool are also defined as mechanistic modeling equations [6]:

$$\begin{cases} dF_t = K_{tc}\cdot h(\phi,\kappa)\cdot db + K_{te}\cdot ds \\ dF_r = K_{rc}\cdot h(\phi,\kappa)\cdot db + K_{re}\cdot ds \\ dF_a = K_{ac}\cdot h(\phi,\kappa)\cdot db + K_{ae}\cdot ds \end{cases} \quad (1)$$

In Eq. (1), the parameters K_{tc}, K_{rc} and K_{ac}, are respectively tangential, radial, and axial cutting force coefficients. K_{te}, K_{re} and K_{ae} are respectively tangential, radial, and axial edge force coefficients. Also ds is the differential cutting edge engagement length of the tool with the workpiece. By considering $\left(h(\phi,\kappa) = ft\cdot\sin\phi_j\sin\kappa\right)$ at each moment, Eq. (2) are obtained [7].

$$\begin{cases} dF_{t,j}\left(\varphi_j\cdot z\right) = K_{tc}\cdot ft\cdot\sin\phi_j\sin\kappa\cdot db(z) + K_{te}\cdot ds(z) \\ dF_{r,j}\left(\varphi_j\cdot z\right) = K_{rc}\cdot ft\cdot\sin\phi_j\sin\kappa\cdot db(z) + K_{re}\cdot ds(z) \\ dF_{a,j}\left(\varphi_j\cdot z\right) = K_{ac}\cdot ft\cdot\sin\phi_j\sin\kappa\cdot db(z) + K_{ae}\cdot ds(z) \end{cases} \quad (2)$$

Eq. (2) shows that the instantaneous machining force in each direction is divided into two cutting and edge forces. the cutting force depends on the amount of feed rate (f_t) and the edge force is function of the tool cutting edge engagement length with the workpiece. By multiplying conversion matrix, differential forces on *x*, *y* and *z* directions are obtained [7]:

$$\begin{bmatrix} dF_{x.j}\left(\phi_j\cdot z\right) \\ dF_{y,j}\left(\varphi_j\cdot z\right) \\ dF_{z,j}\left(\varphi_j\cdot z\right) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\cos\phi_j & -\sin\kappa\sin\phi_j & -\cos\kappa\sin\phi_j \\ \sin\phi_j & -\sin\kappa\cos\phi_j & -\cos\kappa\cos\phi_j \\ 0 & \cos\kappa & -\sin\kappa \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dF_{t.j}\left(\phi_j\cdot z\right) \\ dF_{r,j}\left(\varphi_j\cdot z\right) \\ dF_{a,j}\left(\varphi_j\cdot z\right) \end{bmatrix} \quad (3)$$

By programming, predicting model was executed.

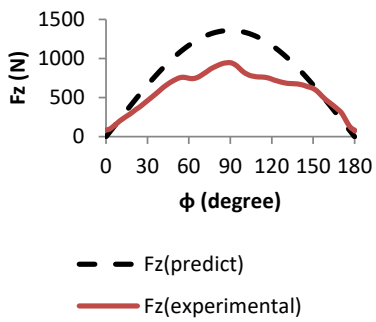


Fig. 3. Comparison of the results obtained from the dynamometer and predicting model for F_z

3- Results and Discussion

Fig. 3 shows an example of a comparison of experimental and predictive force F_z during a tool rotation half-cycle (for a cutting edge) with a feed rate of 0.025 mm/rev for one cutting edge.

By increasing feed rate, cutting speed increases, thus chip compression reduces. This factor makes the thickness of the cutting layer as well as the cutting force not increase unusually [8]. Accumulation of burrs in each rotation of the tool increases the cross-sectional area of chip during cutting, which cannot be eliminated or calculated. As the curve approaches the middle of the interval (0° to 180°), the difference between the predicting model curve and the experimental curve increases due to the greater accumulation of burrs. Since the most unintended accumulation of burrs which are adhered to the edge of the workpiece occurs in front of the tool in feed motion direction. For this reason, the largest predicting model error occurs approximately at the maximum value of the force curve.

4- Conclusions

In this research, by using mechanistic modeling, milling forces were predicted for an end-mill tool with a cutting edge of adjustment angle $\kappa = 45$. The results describe that by mechanistic modeling analysis, milling forces can be predicted proportional to feed rate with less amount of error percentage. Furthermore, at higher feed rates the percentage of milling forces increase was not completely according to the percentage of feed rate increase. This is due to the reduction of friction force share in total milling force. On the other hand, with increasing feed rate, the cutting speed increases and as a result, chip compression decreases. This factor makes the thickness of the cutting layer as well as the cutting force not increase unusually. Accumulation of burrs in each rotation of the tool sometimes increases the cross-sectional area of the chip. This event cannot be eliminated or calculated. These burrs during the cutting operation cause an instantaneous and casual (unpredictable) increase in the cross-sectional area of the chip in a moment, that in the next moment the adhering chip may be separated. So, this unintended chip cross-section increasing phenomenon will cause instantaneous variations in experimental forces. The largest difference between the values of the experimental and predicting force in the middle of the half-cycle is close to the maximum force. This is due to the greater accumulation of chips adhered to the edge of the workpiece in front of the tool due to the pressure of the tool in the direction of feed motion.

References

[1] M. Aydın, U. Köklü, Analysis of flat-end milling forces considering chip formation process in high-speed cutting of Ti6Al4V titanium alloy, Simulation Modelling Practice and Theory, 100 (2020) 102039.

[2] L. Zhou, B. Deng, F. Peng, M. Yang, R. Yan, Semi-analytic modelling of cutting forces in micro ball-end milling of NAK80 steel with wear-varying cutting edge and associated nonlinear process characteristics, International Journal of Mechanical Sciences, 169 (2020) 105343.

[3] S. Wojciechowski, M. Matuszak, B. Powałka, M. Madajewski, R.W. Maruda, G.M. Królczyk, Prediction of cutting forces during micro end milling considering chip thickness accumulation, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 147 (2019) 103466.

[4] F. Koenigsberger, A.J.P. Sabberwal, An investigation into the cutting force pulsations during milling operations, International Journal of Machine Tool Design and Research, 1(1) (1961) 15-33.

[5] S. Engin, Y. Altintas, Mechanics and dynamics of general milling cutters.: Part I: helical end mills, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 41(15) (2001) 2195-2212.

[6] S. Engin, Y. Altintas, Mechanics and dynamics of general milling cutters.: Part II: inserted cutters, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 41(15) (2001) 2213-2231.

[7] J. Gradišek, M. Kalveram, K. Weinert, Mechanistic identification of specific force coefficients for a general end mill, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 44(4) (2004) 401-414.

[8] G. Yucesan, Q. Xie, A.E. Bayoumi, Determination of process parameters through a mechanistic force model of milling operations, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 33(4) (1993) 627-641.

HOW TO CITE THIS ARTICLE

G. R. Juzdani, S. E. Mirmohammadsadeghi, Mechanistic modeling of cutting forces in milling process by end milling with cutting edges with adjustment angle of 45 degree, AUT J. Mech. Eng., 53(Special Issue 4) (2021) 633-636.

DOI: 10.22060/mej.2020.18159.6753

This page intentionally left blank

نشریه مهندسی مکانیک امیرکبیر

نشریه مهندسی مکانیک، دوره ۵۳، شماره ویژه ۴، سال ۱۴۰۰، صفحات ۲۷۰۳ تا ۲۷۱۸
DOI: 10.22060/mej.2020.18159.6753

مدل‌سازی هندسی نیروهای برش در فرآیند فرزکاری با ابزار فرز انگشتی با لبه‌های برنده تحت زاویه تنظیم ۴۵ درجه

غلامرضا جوزدانی، سید احسان میر محمدصادقی*

گروه مکانیک، واحد خمینی‌شهر، دانشگاه آزاد اسلامی، خمینی‌شهر، اصفهان، ایران

خلاصه: تعیین نیروهای ماشین‌کاری به‌منظور محاسبه توان و گشتاور لازم برای براده برداری و انتخاب مناسب ابزار، تجهیزات و پارامترهای برش (نرخ پیشروی، عمق برش، سرعت برش) برای ماشین‌کاری هندسه و جنس موردنظر پیش از انجام فرآیند از اهمیت قابل‌توجهی برخوردار است. تحلیل نیروهای ماشین‌کاری برای تعیین مقادیر نیروها به دلیل کاهش هزینه‌های انجام آزمایش‌های متعدد تجربی ضروری به نظر می‌رسد. در این پژوهش مؤلفه‌های نیروهای فرزکاری ، و با فرز انگشتی با دو لبه برنده مورب تحت زاویه تنظیم اصلی ۴۵ درجه به روش مدل‌سازی هندسی با محاسبه ضرایب نیرویی برش و لبه پیش‌بینی گردید. همچنین برای اولین بار طرح مقطع برش قطعه به‌گونه‌ای در نظر گرفته شد تا خطای محاسباتی گردی نوک اینسرت های برش حذف گردد. به‌منظور جلوگیری از تأثیر متقابل پارامترها از تغییر هم‌زمان سرعت برش با نرخ پیشروی اجتناب گردید و تعداد ۸ آزمایش با نرخ‌های پیشروی متفاوت ولی با سرعت برش یکسان انجام شد. مقایسه منحنی نیروهای مدل‌شده با نتایج به‌دست‌آمده از دینامومتر تطابق قابل قبولی را نشان می‌دهد. با افزایش نرخ پیشروی به نسبت افزایش نیروها مقدار اختلاف نیروی پیش‌بینی و تجربی کاهش می‌یابد.

تاریخچه داوری:
دریافت: ۱۳۹۹/۰۱/۰۸
بازنگری: ۱۳۹۹/۰۴/۲۰
پذیرش: ۱۳۹۹/۰۸/۲۴
ارائه آنلاین: ۱۳۹۹/۰۹/۰۵

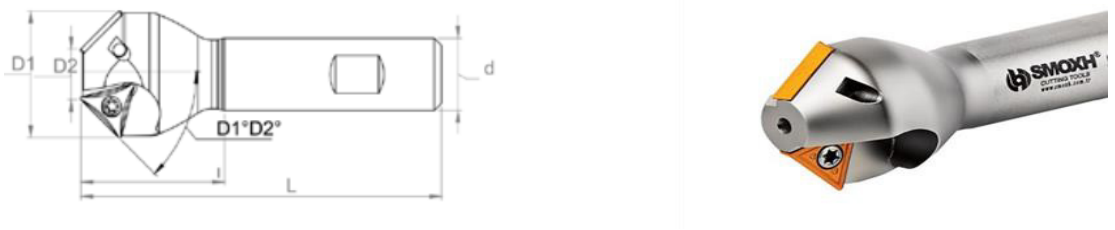
کلمات کلیدی:
نیروهای ماشین‌کاری
پارامترهای برش
فرزکاری
مدل‌سازی هندسی
ضرایب نیرویی برش و لبه

۱- مقدمه

پیش‌بینی نیروهای ماشین‌کاری به‌منظور تعیین توان، گشتاور لازم و انتخاب ابزار، تجهیزات و پارامترهای مناسب برش (شامل نرخ پیشروی، عمق برش و سرعت برش) به‌منظور دستیابی به شرایط بهتر براده‌برداری از اهمیت ویژه‌ای برخوردار است. ازآنجایی‌که یکی از ویژگی‌های هندسه فرایند فرزکاری این است که سطح مقطع براده، ثابت نبوده و با دوره تناوب گردش تیغه‌فرز تغییر می‌کند، لذا نیاز به مدلی می‌باشد که بتوان با آن در هرلحظه به‌پیش بینی نیروها پرداخت. مدل‌های برشی گوناگونی عموماً برای این منظور استفاده می‌شوند. یکی از روش‌های محاسبه نیروهای برش، تحلیل‌های اجزاء محدود با نرم‌افزارهای مربوطه می‌باشد [۱]. استفاده از روش اجزاء محدود برای تحلیل فرآیند ماشین‌کاری نیاز به حجم و زمان زیاد محاسبات برای این نوع تحلیل‌ها داشته و به‌خصوص برای فرآیند ماشین‌کاری با نرخ کرنش زیاد، بسیار زمان‌بر و پرهزینه می‌باشد. روش‌های تحلیلی دیگری نیز برای محاسبه نیروهای برش در فرآیند ماشین‌کاری وجود دارند که محاسبه دقیق آن‌ها بستگی زیادی به محاسبه دقیق اصطکاک در فرآیند برش دارد. به دلیل پیچیدگی و غیرخطی‌بودن اصطکاک، در فرآیند ماشین‌کاری و تشکیل لبه‌های برنده با میزان سایش مختلف [۲]، و یا منظورنمودن خطاهای هندسی، تغییر شکل‌های الاستیک ابزار و قطعه کار و یا پدیده انباشت ضخامت براده که در هر دوران ابزار در اثر گرم‌شدن و بازیابی الاستیک براده از دوران‌های قبلی ابزار به وجود می‌آید [۳]، باعث می‌شوند نتایج محاسبات در این روش‌ها چندان، دقیق حاصل نشوند. مدل برشی که بیشتر برای این حالت

* نویسنده عهده‌دار مکاتبات: e.mirmohammadsadeghi@iaukhsh.ac.ir

حقوق مؤلفین به نویسندگان و حقوق ناشر به انتشارات دانشگاه امیرکبیر داده شده است. این مقاله تحت لیسانس آفرینندگی مردمی (Creative Commons License) در دسترس شما قرار گرفته است. برای جزئیات این لیسانس، از آدرس https://www.creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/legalcode دیدن فرمائید.



(ب) (الف)

شکل ۱. ابزارگیر فرز انگشتی ساخت شرکت اسموکس

Fig. 1. The end milling holder made by Smoxh company

جدول ۱. مشخصات هندسی ابزار فرز انگشتی مورداستفاده برای آزمایش‌های تجربی

Table 1. Geometric specifications of milling tool used for experimental tests

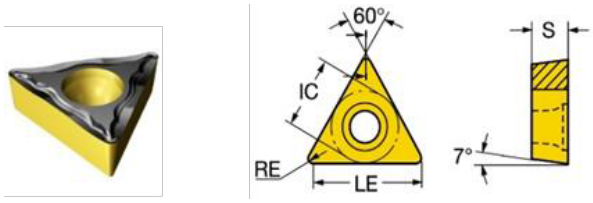
متمم زاویه تنظیم اصلی $\beta = D1^\circ D2^\circ$	قطر کوچک $D2$ (mm)	قطر بزرگ $D1$ (mm)	طول ابزار L (mm)	قطر دنباله‌ی ابزار d (mm)
۴۵	۱۰	۳۱	۱۰۰	۲۰

استفاده می‌شود از نوع مدل‌سازی هندسی بوده که نیروی برش را با سطح مقطع براده تغییر شکل نیافته و نیروی لبه را که ناشی ازنیروی شکافنده (شخم) و نیروی اصطکاک در لبه برنده ابزار می‌باشد با طول لبه درگیر ابزار و قطعه کار متناسب در نظر می‌گیرد [۴]. در مدل موردنظر، ثابت‌های تناسب، همان ضرایب نیرویی برش و لبه بوده که بستگی به هندسه ابزار، شرایط برش و خصوصیات جنس قطعه کار دارند. به‌طورکلی دو روش مدل‌سازی تحلیلی نیروی برش در فرآیند ماشین‌کاری در پژوهش‌ها موردبررسی قرارگرفته است. در گروه نخست، اثرات مکانیزم‌های برش در شکل‌گیری براده بر روی سطح براده ابزار و همچنین اثرات ناشی از مکانیزم اصطکاک و شخم بر روی سطح آزاد ابزار در نظر گرفته می‌شوند که منجر به یک ضریب نیرویی مخصوص برای هرکدام از مؤلفه‌های نیرو (مماسی، شعاعی و محوری) می‌شود [۵]. در مدل‌های گروه دوم، اثرات برش و شخم به‌صورت جداگانه توسط ضرایب نیروی برش و ضرایب نیرویی لبه برنده توصیف می‌شوند. به دلیل اینکه این ضرایب نیرویی به‌صورت نسبی مستقل از ضخامت براده میانگین هستند، این مدل برای کارهای تحلیلی مناسب‌تر بوده [۶]، و تحت عنوان مدل‌سازی هندسی طبقه‌بندی می‌گردند، هرچند که تعداد ضرایب نیرویی موردنیاز برای شناسایی، دو برابر ضرایب نیرویی مربوط به مدل‌های گروه اول است. در این پژوهش سعی بر آن است که محاسبات مؤلفه‌های نیروی فرزکاری در سه راستا براساس مدل‌سازی هندسی صورت پذیرد. ضرایب نیرویی مخصوص برش و لبه برای هر مؤلفه نیرو را می‌توان با استفاده از معادلات مکانیک برش و یا آزمایش‌های ماشین‌کاری به دست آورد. پیش‌بینی ضرایب نیرویی بر مبنای مکانیک برش متعامد نیاز به دانستن پارامترهای اصلی، همچون جنس قطعه کار، تنش برشی، زاویه صفحه برش و ضریب اصطکاک می‌باشد [۶]. برای شرایط پیچیده‌تر، ضرایب نیرویی یا بر اساس پایگاهی از داده‌ها شامل مقادیر ماشین‌کاری اولیه از آزمون‌های تراش متعامد و محاسبه پارامترهای نیروهای برش به دست می‌آیند [۷]، و یا به‌صورت تجربی توسط روش برازش کمترین مربعات شناسایی‌شده‌اند [۸]. درصورتی‌که دستیابی به ضرایب نیرویی به‌صورت تحلیلی مقدور نباشد می‌توان ضرایب نیرویی را به‌صورت نیمه تجربی به دست آورد. این کار از طریق کمینه‌سازی اختلاف بین نیروهای اندازه‌گیری‌شده و نیروهای پیش‌بینی‌شده، با توجه به زوایای درگیری ابزار و قطعه کار انجام می‌شود. این مدل پیش‌بینی نیروها، بر اساس مکانیزم های تغییر شکل براده در سطح تماس ابزار و قطعه کار یا همان سطح براده استوار است به‌گونه‌ای که با انجام آزمایش‌های مختلف و با داشتن تنش فشاری و ضریب اصطکاک سطح براده و سطح آزاد ابزار، مقادیر نیروها و جهت‌های آن‌ها در طول عملیات فرزکاری پیش‌بینی می‌گردند. این دانش، طراحی هندسه ابزار و شرایط برش را برای جلوگیری از پدیده

جدول ۲. مشخصات فنی اینسرت ساخت شرکت سندویک.

Table 2. Technical specifications of insert made by Sandvik company.

پارامتر	مقدار یا مشخصه
قطر دایره محاطی	۹/۵۲۵ میلی‌متر
شعاع گوشه اینسرت	۰/۷۹۴ میلی‌متر
طول مؤثر لبه برنده	۱۵/۶۹۸ میلی‌متر
ضخامت اینسرت	۳/۹۶۹ میلی‌متر
زاویه آزاد اینسرت	۷ درجه
درجه‌بندی	۴۳۲۵



شکل ۲. اینسرت، ساخت شرکت سندویک[۵].

Fig. 2. Insert made by Sandvik[5] company

سایش خراشان و شکست ابزار، امکان‌پذیر می‌سازد [۸، ۹].

در این پژوهش با استفاده از معادلات مدل‌سازی هندسی، ضمن محاسبه ضرایب نیرویی برش و لبه، با مدل نمودن قطعه کار و ابزار فرز انگشتی با لبه‌های برنده با زاویه تنظیم ۴۵ درجه، نیروهای برش در یک عمق برش ثابت، با تغییردادن مقدار نرخ پیشروی به ازای هر لبه برنده، پیش‌بینی و با نیروهای تجربی مقایسه گردید. در این پژوهش برای اولین بار با حذف اثر شعاع نوک ابزار در درگیری ابزار با قطعه کار خطای محاسباتی ناشی از گردبودن نوک ابزار حذف گردید و نتایج دقیق‌تری در پیش‌بینی نیروهای برش به روش مدل‌سازی هندسی به دست آمد.

۲- روش تحقیق

در این بخش، مواد و تجهیزات بکار رفته، نحوه اجرای آزمایش‌ها، روش مدل‌سازی و چگونگی اجرای مدل در برنامه متلب بیان می‌گردد.

۲- ۱- ابزار و تجهیزات مورداستفاده

برای انجام آزمایش‌ها از دستگاه فرز ساخت ماشین‌سازی تبریز[۱] و دینامومتر کیستلر[۲] استفاده گردید. شکل ۱ و جدول ۱ مشخصات هندسی ابزار گیر با تیغه‌های اینسرتی ساخت شرکت اسموکس[۳] استفاده‌شده را نشان می‌دهد.

خصوصیات اینسرت های مورداستفاده ساخت شرکت سندویک[۴] در شکل ۲ و جدول ۲ نمایش داده‌شده‌اند. در جدول ۲ مشخصات هندسی، جنس و پوشش اینسرت های برش، برای زاویه تنظیم اصلی $\kappa = ۴۵^\circ$ آورده شده است.

۲-۲- آماده‌سازی نمونه، طراحی و نحوه انجام آزمایش‌ها

برای انجام آزمایش‌ها، قطعه کاری از فولاد St37 به ابعاد اولیه ۱۵×۷۰×۱۷۰ استفاده گردید. انتخاب این جنس، به دلیل استفاده فراوان آن به‌عنوان فولاد نرم با توجه به شرایط ماشین‌کاری آسان، قابلیت جوشکاری و صرفه اقتصادی در صنعت ماشین‌سازی ازجمله بدنه و سازه بسیاری از ماشین‌آلات صنعتی است. ازاین‌رو پیش‌بینی نیروهای برش در فرآیند ماشین‌کاری آن‌ها از اهمیت قابل‌توجهی برخوردار است.

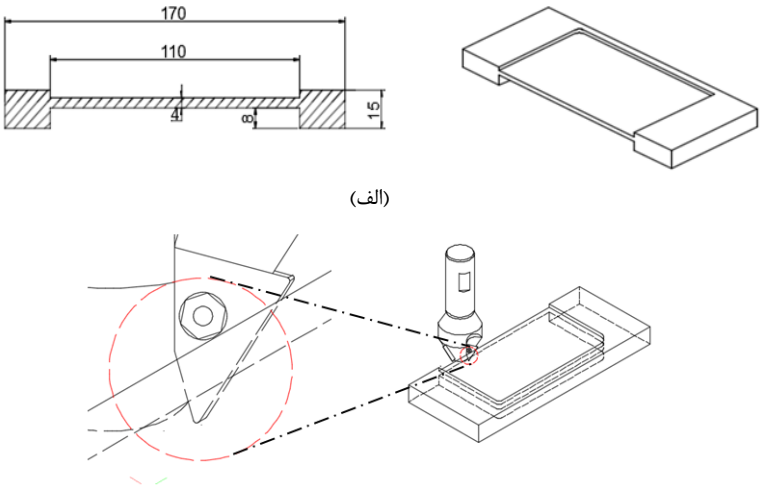
نظر به این‌که نوآوری این پژوهش حذف خطای محاسباتی گردی نوک اینسرت‌های برش، حین فرآیند فرزکاری می‌باشد، لذا با انجام عملیاتی طرح قطعه کار مطابق شکل ۳-(الف) به‌منظور حذف خطای گردی نوک اینسرت در محاسبه نیروی اصطکاک لبه برای دستیابی به نتایج دقیق‌تر مدل‌سازی هندسی، آماده گردید. با توجه به شکل ۳-(ب) همان‌طور که نمای درگیری ابزار با قطعه کار مشخص می‌باشد به دلیل پایین‌تربودن گردی نوک ابزار از مقطع آماده‌شده قطعه کار، حین فرآیند براده برداری، خطای ناشی از تغییرات اصطکاک در گردی

1 MACHINE SAZI TABRIZ FP4M

2 Kistler 9265B

3 Smoxh HF45 TC16D10-31W20L100Z02

4 Sandvik TCMT16 T308

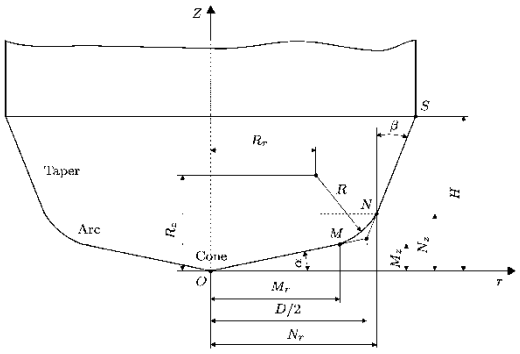


(الف)

(ب)

شکل ۳. (الف) شماتیک مقطع طراحی‌شده قطعه کار. (ب) نمای سه‌بعدی درگیری ابزار با قطعه کار.

Fig. 3. (A) Schematic of the designed section of the workpiece. (B) 3D view of tool engagement with workpiece.



شکل ۴. هندسه‌ی کلی تیغه‌فرز انگشتی. خط‌چین‌ها سه ناحیه‌ی هندسی را از هم جدا می‌کنند [۱۲].

Fig. 4. The general geometry of the end milling. Dashes separate three geometric regions [12].

نوک اینسرت ها در آزمایش‌های انجام‌شده حذف گردیده است؛ که درنتیجه با انجام این عمل، دقت محاسبات بهبود پیدا نمود.

۲-۳- مدل‌سازی هندسی نیروهای فرزکاری

ازآنجایی‌که هدف از این پژوهش مقایسه بین نیروهای تجربی استخراج‌شده از طریق آزمایش‌های ماشین‌کاری با نیروهای پیش‌بینی به روش مدل‌سازی هندسی می‌باشد، لذا در این بخش، روند مدل‌سازی موردنظر آورده شده است.

۲-۳-۱- هندسه کلی تیغه‌فرز انگشتی

درشکل ۴ مدل تعمیم‌یافته از هندسه‌ی بیرونی تیغه‌فرز توسط انجین[1] و آلتینتاش[2] و گرادیچک[3] ارائه‌شده است [۱۰-۱۲]. این مدل مانند روش به‌کاررفته در برنامه‌های طراحی و ساخت به کمک کامپیوتر، مدل تعمیم‌یافته ابزار برش را با استفاده از هفت پارامتر هندسی D، R، R_r، R_z، α، β و H توصیف می‌نماید.

این پارامترها مستقل از یکدیگر بوده و تنها تحت تأثیر قیدهای هندسی برای تضمین دستیابی به شکل موردنظر می‌باشند. برای نمونه، تیغه‌فرزهای انگشتی ساده، سرکروی[4] و سر قوسی[5] دارای مقادیر زیر می‌باشند:

تیغه‌فرزانگشتی ساده $\{D,R,R_r,R_z\alpha,\beta,H\}=\{D,0,D/2,0,0,0,H\}$

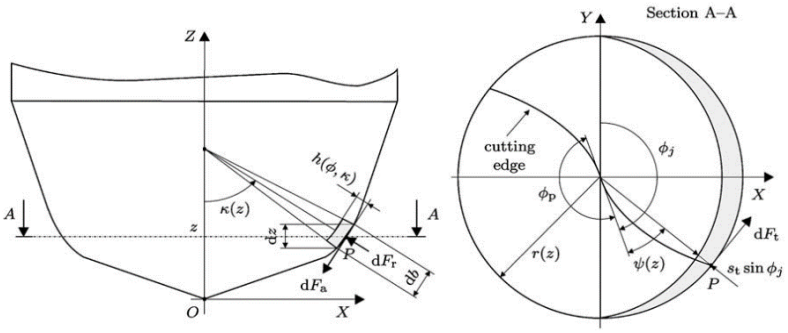
تیغه‌فرز انگشتی سرکروی $\{D,R,R_r,R_z\alpha,\beta,H\}=\{D,D/2,0,D/2,0,0,H\}$

تیغه‌فرز انگشتی سر قوسی $\{D,R,R_r,R_z\alpha,\beta,H\}=\{D,R,D/2-R,R,0,0,H\}$

زاویه (β) در شکل ۴ متمم زاویه تنظیم (κ) می‌باشد [۱۲].

در شکل ۵ سطح مقطع براده لحظه‌ای تغییر شکل نیافته عبارت است از حاصل‌ضرب ضخامت براده تغییر شکل نیافته $(h(\phi,\kappa))$ که تابعی است از زاویه درگیری لحظه‌ای ابزار با قطعه کار و زاویه تنظیم ابزار (κ) می‌باشد، در عرض براده لحظه‌ای $\left(db=dz/\sin\kappa\right)$

1 Engin
2 Altintas
3 Gradisek
4 Ball nose
5 Bull nose



شکل ۵. سطح مقطع براده، زاویه تنظیم و نیروهای برش دیفرانسیلی در نقطه *P* [۱۲].

Fig. 5. Chip cross section, adjustment angle and differential cutting forces at point *P* [12].

. نیروهای لحظه‌ای مماسی (dF_t)، شعاعی (dF_r) و محوری (dF_a) وارد بر ابزار نیز تحت عنوان معادلات مدل‌سازی هندسی تعریف می‌شوند [۱۱].

$$\begin{cases} dF_t = K_{tc}\cdot h(\phi,\kappa)\cdot db + K_{te}\cdot ds \\ dF_r = K_{rc}\cdot h(\phi,\kappa)\cdot db + K_{re}\cdot ds \\ dF_a = K_{ac}\cdot h(\phi,\kappa)\cdot db + K_{ae}\cdot ds \end{cases} \quad (۱)$$

در معادلات (۱)، پارامترهای K_{tc}، K_{rc} و K_{ac}، به ترتیب ضرایب نیرویی برش مماسی، شعاعی، محوری و K_{te}، K_{re} و K_{ae} ضرایب نیرویی لبه مماسی، شعاعی و محوری می‌باشند. همچنین ds، طول دیفرانسیلی درگیری ابزار با قطعه کار می‌باشد. حال اگر به‌جای $h(\phi,\kappa)$ در هرلحظه مقدار آن را $\left(h(\phi,\kappa) = ft\cdot\sin\phi_j\sin\kappa\right)$ قرار دهیم روابط (۲) حاصل می‌شود [۱۲].

$$\begin{cases} dF_{t,j}(\varphi_j\cdot z) = K_{tc}\cdot ft\cdot\sin\phi_j\sin\kappa\cdot db(z) + K_{te}\cdot ds(z) \\ dF_{r,j}(\varphi_j\cdot z) = K_{rc}\cdot ft\cdot\sin\phi_j\sin\kappa\cdot db(z) + K_{re}\cdot ds(z) \\ dF_{a,j}(\varphi_j\cdot z) = K_{ac}\cdot ft\cdot\sin\phi_j\sin\kappa\cdot db(z) + K_{ae}\cdot ds(z) \end{cases} \quad (۲)$$

روابط (۲) نشان می‌دهد که نیروی ماشین‌کاری لحظه‌ای در هر راستا به دونیروی برش و لبه تقسیم می‌شوند که نیروی برش وابسته به مقدار نرخ پیشروی (f_t) و نیروی لبه تابع طول درگیری ابزار با قطعه کار می‌باشد. حال اگر بخواهیم این نیروها را روی محورهای کارتزین تصویر کنیم باید معادلات مذکور را در ماتریس تبدیل زیر ضرب نماییم [۱۲].

$$\begin{bmatrix} -\cos\phi_j & -\sin\kappa\sin\phi_j & -\cos\kappa\sin\phi_j \\ \sin\phi_j & -\sin\kappa\cos\phi_j & -\cos\kappa\cos\phi_j \\ 0 & \cos\kappa & -\sin\kappa \end{bmatrix} \quad (۳)$$

با ضرب ماتریس تبدیل (۳) در معادلات (۲) روابط (۴) و (۵) حاصل می‌شوند [۱۲].

$$\begin{bmatrix} dF_{x,j}(\phi_j\cdot z) \\ dF_{y,j}(\varphi_j\cdot z) \\ dF_{z,j}(\varphi_j\cdot z) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\cos\phi_j & -\sin\kappa\sin\phi_j & -\cos\kappa\sin\phi_j \\ \sin\phi_j & -\sin\kappa\cos\phi_j & -\cos\kappa\cos\phi_j \\ 0 & \cos\kappa & -\sin\kappa \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dF_{t,j}(\phi_j\cdot z) \\ dF_{r,j}(\varphi_j\cdot z) \\ dF_{a,j}(\varphi_j\cdot z) \end{bmatrix} \quad (۴)$$

$$\begin{bmatrix} Fx(\phi) \\ Fy(\phi) \\ Fz(\phi) \end{bmatrix} = \frac{f_t}{2}\begin{bmatrix} -K_{tc}\sin 2\phi & -2K_{rc}\sin^2\phi & -2K_{ac}\sin^2\phi \\ 2K_{tc}\sin^2\phi & -K_{rc}\sin 2\phi & -K_{ac}\sin 2\phi \\ 0 & -2K_{ac}\sin\phi & 2K_{rc}\sin\phi \end{bmatrix}\begin{bmatrix} A_1 \\ A_2 \\ A_3 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -K_{te}\cos\phi & -K_{re}\sin\phi & -K_{ae}\sin\phi \\ K_{te}\sin\phi & -K_{re}\cos\phi & -K_{ae}\cos\phi \\ 0 & -K_{ae} & K_{re} \end{bmatrix}\begin{bmatrix} B_1 \\ B_2 \\ B_3 \end{bmatrix} \quad (۵)$$

$$\begin{bmatrix} Fx \\ Fy \\ Fz \end{bmatrix} = \frac{f_t}{\phi_p}\begin{bmatrix} C_3A_1 & (C_2-C_1)A_2 & (C_2-C_1)A_3 \\ -(C_2-C_1)A_2 & C_3A_2 & C_3A_3 \\ 0 & -C_5A_3 & C_5A_2 \end{bmatrix}\begin{bmatrix} K_{tc} \\ K_{rc} \\ K_{ac} \end{bmatrix} + \frac{1}{\phi_p}\begin{bmatrix} -C_4B_1 & C_5B_2 & C_5B_3 \\ -C_5B_1 & -C_4B_2 & -C_4B_3 \\ 0 & 2C_1B_3 & -2C_1B_2 \end{bmatrix}\begin{bmatrix} K_{te} \\ K_{re} \\ K_{ae} \end{bmatrix} \quad (۶)$$

ثوابت A و B که در معادلات (۵) ظاهرشده‌اند به ترتیب مربوط به نیروهای برش و لبه بوده و قابل‌محاسبه از روابط (۱۰) و (۱۱) خواهند بود. چنانچه مجموع نیروهای لحظه‌ای بر بازه درگیری لبه برنده ابزار با قطعه کار ($\phi_p = \frac{۲\pi}{N}$) تقسیم گردد و ضرایب نیرویی برش و لبه از یکدیگر تفکیک شود، ضرایب ثابت دیگری مانند C در معادلات (۶) به دست می‌آیند که مربوط به بازه درگیری ابزار بوده و طبق

جدول ۳. مقادیر سرعت پیشروی دستگاه و نرخ پیشروی ابزار و لبه برنده برای هر آزمایش.

Table 3. The values of the machine feed speed and feed rate of the tool and the cutting edge for each test.

آزمایش	V_f (mm/min)	f (mm/rev)	f_t (mm/rev·tooth)
۱	۸	۰/۰۲	۰/۰۱
۲	۱۲	۰/۰۳	۰/۰۱۵
۳	۱۶	۰/۰۴	۰/۰۲
۴	۲۰	۰/۰۵	۰/۰۲۵
۵	۲۵	۰/۰۶۲۵	۰/۰۳۱۲۵
۶	۳۱/۵	۰/۰۷۸۵	۰/۰۳۹۳۷۵
۷	۴۰	۰/۱	۰/۰۵
۸	۵۰	۰/۱۲۵	۰/۰۶۲۵

معادلات (۹) قابل‌محاسبه می‌باشند. همان‌طور که از معادلات (۶) ملاحظه می‌شود نیروهای برش و لبه از یکدیگر مجزا شده و می‌توان گفت معادلات نیروهای میانگین فرزکاری برای هر لبه‌ی برنده‌ی ابزار به‌صورت تابعی از f_t بیان‌شده‌اند [۱۲].

$$F_* = F_{*c} \cdot f_t + F_{*e} \tag{۷}$$

مقادیر F_{*c} و F_{*e} که به ترتیب میانگین نیروهای برش و لبه برای هر راستا می‌باشند را می‌توان به‌صورت تجربی از روی نتایج آزمایش‌های فرزکاری انجام‌شده در نرخ‌های پیشروی مختلف اما زوایای درگیری ورودی و خروجی ثابت به دست آورد. F_{*c} و F_{*e} به ترتیب متناظر با شیب و عرض از مبدأ خطوط مستقیمی هستند که وابستگی نیروهای برش میانگین اندازه‌گیری شده را به نرخ پیشروی تخمین می‌زنند. حال، با مساوی قرار دادن بخش‌های متناظر معادلات (۶) و (۷)، ضرایب نیرویی نیمه تجربی برش و لبه مطابق با معادلات پارامتری (۸) به دست می‌آیند [۱۲].

$$\begin{aligned}
K_{tc} &= \frac{2\pi}{NA_1} \cdot \frac{C_3 F_{xc} - (C_2 - C_1) F_{yc}}{C_3^2 + (C_2 - C_1)^2} \\
K_{rc} &= \frac{2\pi}{N(A_2^2 + A_3^2)} \cdot \left[\frac{A_2 \left((C_2 - C_1) F_{xc} + C_3 F_{yc} \right)}{C_3^2 + (C_2 - C_1)^2} - \frac{A_3 F_{zc}}{C_5} \right] \\
K_{ac} &= \frac{2\pi}{N(A_2^2 + A_3^2)} \cdot \left[\frac{A_3 \left((C_2 - C_1) F_{xc} + C_3 F_{yc} \right)}{C_3^2 + (C_2 - C_1)^2} + \frac{A_2 F_{zc}}{C_5} \right] \\
K_{te} &= \frac{-2\pi}{NB_1} \cdot \frac{C_4 F_{xe} + C_5 F_{ye}}{C_4^2 + C_5^2}
\end{aligned} \tag{۸}$$

$$K_{re} = \frac{2\pi}{N(B_2^2 + B_3^2)} \cdot \left[\frac{B_2 \left(C_5 F_{xe} - C_4 F_{ye} \right)}{C_4^2 + C_5^2} + \frac{B_3 F_{ze}}{2C_1} \right]$$

$$K_{ae} = \frac{2\pi}{N(B_2^2 + B_3^2)} \cdot \left[\frac{B_3 \left(C_5 F_{xe} - C_4 F_{ye} \right)}{C_4^2 + C_5^2} - \frac{B_2 F_{ze}}{2C_1} \right]$$

در معادلات (۸) مشاهده می‌گردد ضرایب نیروهای مماسی متأثر از نیروها در راستای Z نمی‌باشند. همچنین، عبارت‌های K_{ae} و K_{ac} را می‌توان از روی ضرایب نیرویی K_{re} و K_{rc} صرفاً با تغییر علامت F_{z*} و جابجا نمودن A_2 و A_3 همچنین B_2 و B_3 به دست آورد. در معادلات (۹)، ثوابت درگیری C، عبارت‌های مربوط به زوایای درگیری را شامل می‌شوند که معادلات پارامتری مربوط به آن‌ها به‌صورت زیر است.

$$C_1 = \frac{1}{2}\phi \Big|_{\phi_{st}}^{\phi_{ex}}, \quad C_2 = \frac{1}{4}\sin 2\phi \Big|_{\phi_{st}}^{\phi_{ex}}, \quad C_3 = \frac{1}{4}\cos 2\phi \Big|_{\phi_{st}}^{\phi_{ex}}, \tag{۹}$$

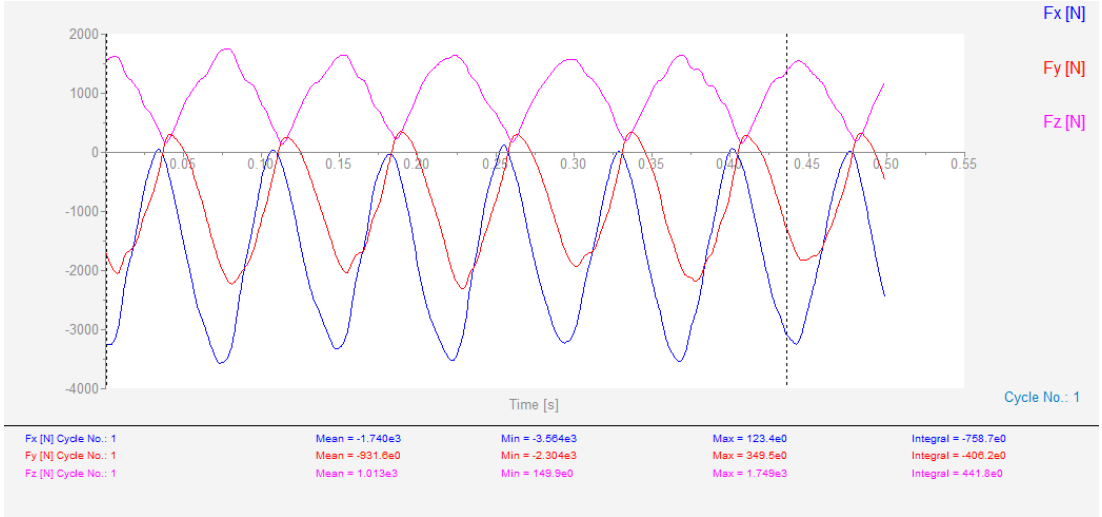
و

$$C_4 = \sin\phi \Big|_{\phi_{st}}^{\phi_{ex}} \quad C_5 = \cos\phi \Big|_{\phi_{st}}^{\phi_{ex}}$$

ϕ_{ex} زاویه ورود ابزار به قطعه کار و ϕ_{st} زاویه خروج ابزار از قطعه کار می‌باشد.

ثوابت A و B نیز به‌صورت زیر قابل‌محاسبه می‌باشند.

$$A_1 = \int_{z_1}^{z_2} dz, \quad A_2 = \int_{z_1}^{z_2} \sin\kappa(z)\, dz \quad \text{و} \quad A_3 = \int_{z_1}^{z_2} \cos\kappa(z)\, dz \tag{۱۰}$$



شکل ۶. نمودار خروجی دینامومتر برای نرخ پیشروی ۰/۰۶۲۵ میلی‌متر بر هر دور یک لبه برنده.

Fig. 6. Dynamometer output diagram for the cutting-edge feed rate of 0.0625 mm per revolution.

جدول ۴. مقادیر نیروهای میانگین تجربی.

Table 4. Experimental average forces values.

آزمایش	F_x (N)	F_y (N)	F_z (N)
۱	۵۸۹/۷	۳۵۶/۵	۳۵۹/۷
۲	۷۸۱	۴۵۶	۴۴۸
۳	۸۸۴/۷	۵۲۵	۵۰۷/۹
۴	۹۵۶/۴	۵۶۳	۵۷۱/۸
۵	۱۰۶۸	۵۹۷	۶۲۶
۶	۱۳۵۲	۷۶۸	۷۶۹/۷
۷	۱۵۸۹	۸۸۸/۸	۹۰۸/۱
۸	۱۷۴۰	۹۳۱/۶	۱۰۱۳

$$B_1=\int_{z_1}^{z_2} ds(z)\,,\; B_2=\int_{z_1}^{z_2} \sin\kappa(z)\,ds(z)\,,\; B_3=\int_{z_1}^{z_2} \cos\kappa(z)\,ds(z) \qquad (۱۱)$$

مدل فوق [۱۲]، بر مبنای تناسب خطی نیروهای برشی با سطح مقطع براده تغییر شکل نیافته استوار است. مدل خطی نیروهای برشی، برآیند دو پدیده زیر را در نظر می‌گیرد:

۱-برش براده: در این فرض، اندازه نیروهای برشی متناسب با سطح مقطع براده تغییرشکل‌نیافته در نظر گرفته می‌شود.

۲-اصطکاک لبه برنده ابزار: بر طبق این فرض، نیروی برش، متناسب با طول لبه برش ارزیابی می‌شود.

با اندازه‌گیری پارامترهای فرآیند مدل‌سازی و تحلیل آن‌ها برای عملیات فرزکاری جهت پیش‌بینی نیروهای برش، می‌توان گفت سهم نیروی اصطکاک روی فصل مشترک ابزار و براده از کل نیروی برش با افزایش نرخ پیشروی کاهش می‌یابد [۱۳]. با درنظرگرفتن وابستگی نیروهای میانگین به نرخ پیشروی و با دو فرض مذکور و درنظرگرفتن عمق بار و هندسه ابزار مشخص و ثابت، ولی نرخ‌های پیشروی متفاوت، می‌توان ضرایب نیرویی (برش و لبه) را که برای یافتن نیروهای برش لازم است [۱۴]، با مساوی‌قراردادن معادلات نیروهای میانگین برش و لبه با نیروهای اندازه‌گیری شده متناظر با آن‌ها به دست آورد. این مدل می‌تواند منحنی مؤلفه‌های نیروی برش، متناسب با تغییرات محلی ضخامت براده تغییرشکل‌نیافته در فرزکاری برای هر زاویه دلخواه چرخش تیغه‌فرز را محاسبه نموده و نتایج را در سه راستای محورهای متعامد نشان دهد [۱۵]. کاربرد روش حداقل مربعات برای

جدول ۵. مقادیر نیروهای میانگین برش و لبه ابزار.

Table 5. Average values of cutting and edge forces of the tool.

F_{ze} (N)	F_{zc} $\left(\frac{\text{N·rev·tooth}}{\text{mm}}\right)$	F_{ye} (N)	F_{yc} $\left(\frac{\text{N·rev·tooth}}{\text{mm}}\right)$	F_{xe} (N)	F_{xc} $\left(\frac{\text{N·rev·tooth}}{\text{mm}}\right)$
۲۵۱/۲۳۹۷	۱۲۶۱۶	۲۹۷/۲۱۲۹	۱۱۲۶۵	۴۱۷/۳۳۷۳	۲۲۲۰۴

جدول ۶. مقادیر ثابت‌های C

Table 6. Values of C constants

C_5	C_4	C_3	C_2	C_1
-۲	۰	۰	۰	$\frac{\pi}{2}$

یافتن مقادیر نیروهای برش و لبه در مدل‌سازی‌های تحلیلی [۱۶]، زمانی است که تعداد مجهولات بیشتر از تعداد معادلات موجود باشند.

۲-۳-۲- محاسبه مؤلفه‌های نیروهای میانگین برش (F_{zc} و F_{yc} و F_{xc}) و لبه ابزار (F_{ze} و F_{ye} و F_{xe})

برای یافتن نیروهای میانگین برش (F_{*c}) و لبه (F_{*c}) ابتدا باید نیروهای میانگین تجربی از طریق آزمایش‌های فرزکاری استخراج گردند ازاین‌رو بعد از نصب و تنظیم قطعه کار همراه با دینامومتر روی دستگاه فرز، برای ابزار، سرعت دورانی ثابت ۴۰۰ دور بر دقیقه با سرعت‌های پیشروی (V_f) مختلف، ۸، ۱۲، ۱۶، ۲۰، ۲۵، ۳۱/۵، ۴۰ و ۵۰ میلی‌متر بر دقیقه به ترتیب برای ۸ آزمایش در نظر گرفته شد. ازآنجایی‌که در حل معادلات (۱۳) برای به دست آوردن نیروهای برش و لبه، نرخ پیشروی باید بر اساس میلی‌متر بر دور به ازای یک لبه برنده (f_t) باشد، لذا با توجه به تعداد لبه‌های برنده ابزار (۲ لبه برنده)، سرعت‌های پیشروی مطابق با جدول ۳ تبدیل گردیدند.

برای هر آزمایش سه نیرو در جهت x، y و z در قالب یک نمودار، توسط دینامومتر استخراج گردید. هر آزمایش در بازه زمانی ۰/۵ ثانیه انجام گرفت و نیروهای میانگین با توجه به قابلیت‌های نرم‌افزار داینور[1] اندازه‌گیری گردیدند. در شکل ۶ نمودار استخراج‌شده برای نرخ پیشروی۰۶۲۵ /۰ میلی‌متر بر دور به ازای یک لبه برنده تیغه‌فرز نشان داده‌شده است.

هدف از انتخاب بازه زمانی ۰/۵ ثانیه برای انجام هر آزمایش، ثبت حداقل سه سیکل کامل گردش ابزار برای اندازه‌گیری نیروهای میانگین می‌باشد. مقادیر نیروهای میانگین تجربی اندازه‌گیری‌شده F_x، F_y و F_z برای هرکدام از نرخ‌های پیشروی در جدول ۴ به تفکیک آورده شده‌اند.

با داشتن نیروهای میانگین تجربی از جدول ۴ و نرخ‌های پیشروی مختلف (f_t) از جدول ۳، مقادیر نیروهای میانگین برش و لبه ابزار با استفاده از معادله (۷) و تشکیل دستگاه معادلات (۱۲) به دست می‌آیند [۱۲].

$$\begin{bmatrix} F_{*1} \\ F_{*1} \\ . \\ . \\ . \\ F_{*n} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} ft_1 & 1 \\ ft_2 & 1 \\ . & . \\ . & . \\ . & . \\ ft_n & 1 \end{bmatrix} * \begin{bmatrix} F_{*c} \\ F_{*e} \end{bmatrix} \tag{۱۲}$$

حل دستگاه معادلات (۱۲) از روش کمترین مربعات به‌صورت زیر خواهد بود.

$$\begin{bmatrix} F_{*c} \\ F_{*e} \end{bmatrix} = \left(\begin{bmatrix} ft_1 & 1 \\ ft_2 & 1 \\ . & . \\ . & . \\ . & . \\ ft_n & 1 \end{bmatrix}^T * \begin{bmatrix} ft_1 & 1 \\ ft_2 & 1 \\ . & . \\ . & . \\ . & . \\ ft_n & 1 \end{bmatrix} \right) * \begin{bmatrix} ft_1 & 1 \\ ft_2 & 1 \\ . & . \\ . & . \\ . & . \\ ft_n & 1 \end{bmatrix}^T * \begin{bmatrix} F_{*1} \\ F_{*1} \\ . \\ . \\ . \\ F_{*n} \end{bmatrix} \tag{۱۳}$$

مقادیر میانگین به‌دست‌آمده برای نیروهای برش و لبه ابزار با حل معادلات (۱۳) در جدول ۵ گردآوری‌شده‌اند.

1 Dynoware

جدول ۷. معادلات ثابت‌های A و B

Table 7. Equations of A and B constants.

$ds(z)_{(mm)}$	A_1 (mm)	A_2 (mm)	A_3 (mm)	B_1 (mm)	B_2 (mm)	B_3 (mm)
$\frac{dz}{\cos\beta}$	$A_1 = \Big\vert_{Z_1}^{Z_2}$	$A_2 = \cos\beta \cdot Z \Big\vert_{Z_1}^{Z_2}$	$A_3 = \sin\beta \cdot Z \Big\vert_{Z_1}^{Z_2}$	$B_1 = \frac{1}{\cos\beta} \cdot Z \Big\vert_{Z_1}^{Z_2}$	$B_2 = Z \Big\vert_{Z_1}^{Z_2}$	$B_3 = \tan\beta \cdot Z \Big\vert_{Z_1}^{Z_2}$

جدول ۸. مقادیر ثابت‌های A و B

Table 8. The values of A and B constants.

β°	Z_1 (mm)	Z_2 (mm)	A_1 (mm)	A_2 (mm)	A_3 (mm)	B_1 (mm)	B_2 (mm)	B_3 (mm)
۴۵	۰	۴	۴	$۲\sqrt{۲}$	$۲\sqrt{۲}$	$۴\sqrt{۲}$	۴	۴

جدول ۹. مقادیر ضرایب نیرویی

Table 9. Values of force coefficients.

K_{ac} (N/mm^2)	K_{ae} (N/mm)	K_{rc} (N/mm^2)	K_{re} (N/mm)	K_{te} (N/mm)	K_{tc} (N/mm^2)
-۱۱۳۵۳	-۱۱۳/۳۴۸۹	۴۳۴۷/۳	-۱۵۹/۴۳۲۶	۷۷/۵۳۱۹	۵۶۳۲/۳

مقادیر عددی ثابت‌های C نیز با حل معادلات (۹) در جدول ۶ مرتب گردیده‌اند.

با توجه به معادلات (۱۰) و (۱۱) و لحاظ نمودن زاویه β به‌جای κ ثابت‌های A و B را می‌توان مانند جدول ۷ نوشت.با قراردادن β=۴۵ مقادیر محاسبه‌شده ثابت‌های A و B در جدول ۸ آورده شده‌اند.

۲-۳-۳- محاسبه ضرایب نیرویی برش و لبه

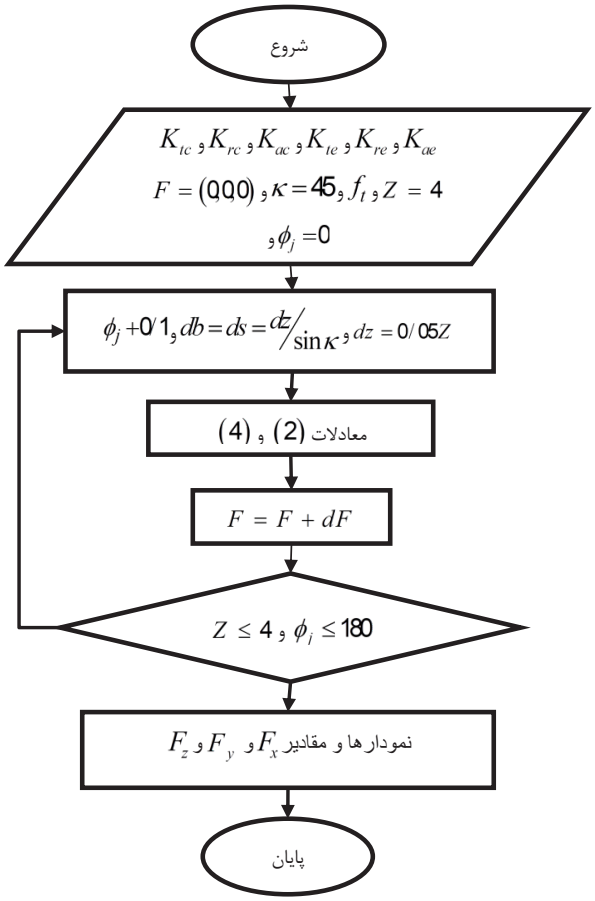
با یافتن نیروهای برش و لبه مندرج در جدول ۵، به تفکیک برای هر راستا به روش حل، از طریق کمترین مربعات و مقادیر جداول ۶ و ۸ به ترتیب مربوط به ثابت‌های C و A و B، محاسبات ضرایب نیرویی نیمه تجربی برش و لبه در سه جهت مماسی، شعاعی و محوری به کمک معادلات (۸) انجام پذیرفت و در جدول ۹ مرتب گردید.

۲-۳-۴- مدل‌سازی مؤلفه‌های نیروهای فرزکاری در برنامه متلب

بعد از به‌دست‌آوردن ضرایب نیرویی برش و لبه، برنامه لازم برای پیش‌بینی نیروهای فرزکاری با توجه به پایگاهی از داده‌ها، شامل زاویه تنظیم ($\kappa = ۴۵^\circ$)، عمق بار (z)، نرخ پیشروی به ازای یک لبه برنده در هر دور (f_t)، ضرایب نیرویی و بازه درگیری ابزار (صفرتا ۱۸۰ درجه با گام ۰/۱ درجه)، عرض براده لحظه‌ای $\left(db = dz/\sin k\right)$، طول درگیری لحظه‌ای ابزار با براده $\left(ds = db\right)$ به کمک معادلات (۲) و (۴) در نرم‌افزار متلب، نوشته شد که با اجرای آن، نمودارهای نیروهای پیش‌بینی در سه راستای x و y و z برای هرکدام از نرخ‌های پیشروی ترسیم گردید. در شکل ۷ روند برنامه‌نویسی در نرم‌افزار متلب آورده شده است.

۳- نتایج و بحث

بعد از استخراج نیروهای تجربی به کمک دینامومتر و نیروهای



شکل ۷. روند اجرای برنامه در متلب

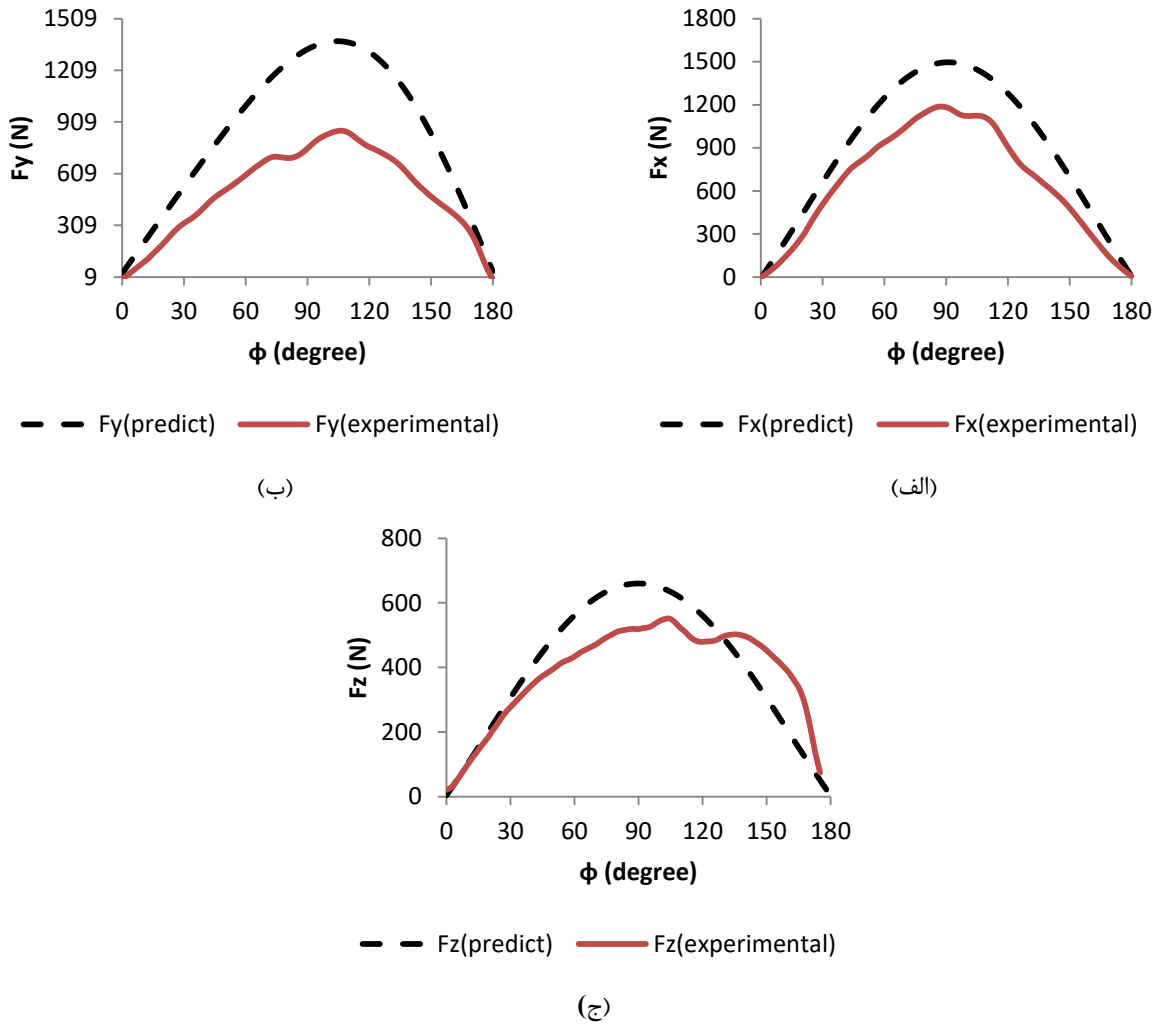
Fig. 7. The process of implementing the program in MATLAB

مدل شده با استفاده از معادلات مدل‌سازی هندسی در نرم‌افزار متلب، به مقایسه بین آن‌ها در یک نیم سیکل (۱۸۰ درجه) پرداخته‌شد. به‌عنوان نمونه، شکل‌های ۸، ۹ و ۱۰، نمودارهای مقایسه‌ای بین نیروهای تجربی و پیش‌بینی، برای سه نرخ پیشروی ۰/۰۱، ۰/۰۲۵ و ۰/۰۶۲۵ میلی‌متر به ازای یک لبه برنده در هر دور ابزار را نشان می‌دهند.

با توجه به مقایسه نیروهای تجربی و پیش‌بینی در نرخ پیشروی ۰/۰۱ میلی‌متر بر دور به ازای یک لبه برنده در شکل ۸ مشاهده می‌گردد که ماکزیمم نیروهای براده‌برداری در میانه نیم سیکل اتفاق افتاده است زیرا ضخامت براده تغییرشکل‌نیافته در این محدوده بیشترین مقدار خود را دارد.

با توجه به مقایسه نیروهای تجربی و پیش‌بینی در نرخ پیشروی ۰/۰۲۵ میلی‌متر بر دور به ازای یک لبه برنده در شکل ۹ مشاهده می‌شود که مقادیر نیروها در هر سه راستا نسبت به آزمایش قبلی بیشتر است. دلیل آن افزایش نرخ پیشروی بوده که به‌تبع آن نیروهای ماشین‌کاری نیز افزایش‌یافته است.

با توجه به مقایسه نیروهای تجربی و پیش‌بینی در نرخ پیشروی ۰/۰۶۲۵ میلی‌متر بر دور به ازای یک لبه برنده در شکل ۱۰ مشاهده می‌گردد که در نرخ پیشروی بالاتر به نسبت افزایش پیشروی، نیروهای فرزکاری افزایش نمی‌یابد. دلیل آن، کاهش سهم نیروی اصطکاک بین ابزار و براده از کل نیروی برش است. از طرف دیگر با افزایش نرخ پیشروی سرعت براده برداری افزایش‌یافته درنتیجه انقباض براده کاهش می‌یابد. این عامل باعث می‌شود ضخامت لایه براده برداری و همچنین نیروی برش افزایش غیرمعمول نداشته باشد [۱۳]. تجمع پلیسه ها در هر دور گردش ابزار باعث افزایش سطح مقطع قطعه هنگام براده برداری می‌گردد که این رخداد قابل‌حذف و یا محاسبه نخواهد بود؛ زیرا پلیسه‌ها حین عملیات براده‌برداری موجب افزایش لحظه‌ای و اتفاقی (غیرقابل‌پیش‌بینی) سطح مقطع



شکل ۸. مقایسه نتایج به‌دست‌آمده از دینامومتر و پیش‌بینی مدل، برای ۰/۰۱ میلی‌متر بر هر دور یک لبه برنده.

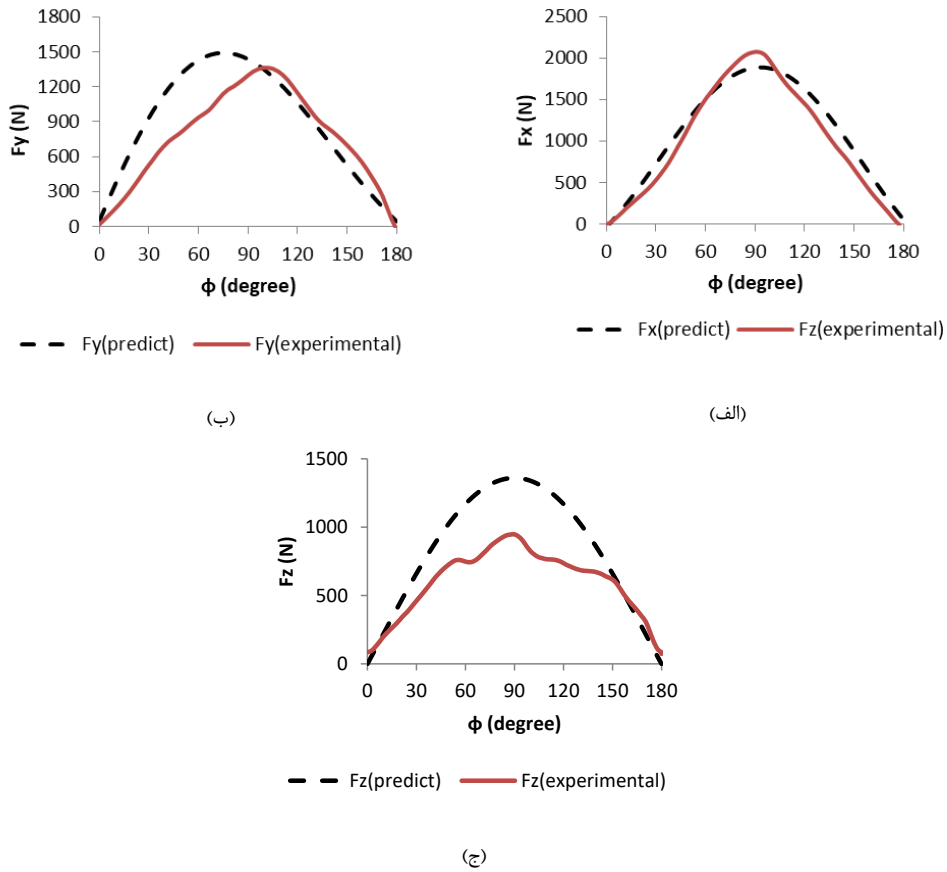
(الف) F_x، (ب) F_y و (ج) F_z

Fig. 8. Comparison of dynamometer and predicting model results for cutting edge feed rate of 0.01 mm per revolution.

(a) F_x, (b) F_y and (c) F_z

براده در بازه زمانی خاص می‌گردند به‌طوری‌که در لحظه‌ای بعد ممکن است براده جمع‌شده جدا گردد لذا این پدیده ناخواسته‌ی تغییرات لحظه‌ای غیریکنواخت در سطح مقطع براده، باعث تغییرات لحظه‌ای نیروهای تجربی خواهد شد. با بررسی مقایسه‌ای منحنی نیروهای پیش‌بینی و تجربی در یک نیم سیکل چرخش ابزار(برای یک لبه برنده) در شکل‌های ۸ تا ۱۰ مشخص می‌گردد که هر چه منحنی به میانه بازه درگیری (صفرتا ۱۸۰ درجه) نزدیک شود، اختلاف بین منحنی پیش‌بینی مدل و منحنی تجربی به دلیل تجمع بیشتر پلیسه ها افزایش می‌یابد. ازآنجایی‌که بیشترین تجمع ناخواسته پلیسه‌های چسبیده به لبه قطعه کار در جلویی‌ترین قسمت ابزار اتفاق می‌افتد، لذا فشار وارد از طرف ابزار در راستای پیشروی بیشتر از کناره‌های ابزار در حال ماشین‌کاری می‌باشد. این پدیده باعث می‌شود اختلاف بین نیروی تجربی و پیش‌بینی مدل در میانه نیم سیکل(حوالی ماکزیمم نیرو) بیشتر گردد. به همین دلیل، بیشترین خطای مدل، تقریباً در ماکزیمم مقدار منحنی نیرو اتفاق می‌افتد. جدول ۱۰ مقادیر ماکزیمم نیروی تجربی و پیش‌بینی را به همراه درصد اختلاف آن‌ها نشان می‌دهد.

جدول ۱۱ مقادیر میانگین نیروهای تجربی و پیش‌بینی را به همراه



شکل ۹. مقایسه نتایج به‌دست‌آمده از دینامومتر و پیش‌بینی مدل، برای ۰/۰۲۵ میلی‌متر بر هر دور یک لبه برنده.

(الف) F_x، (ب) F_y و (ج) F_z

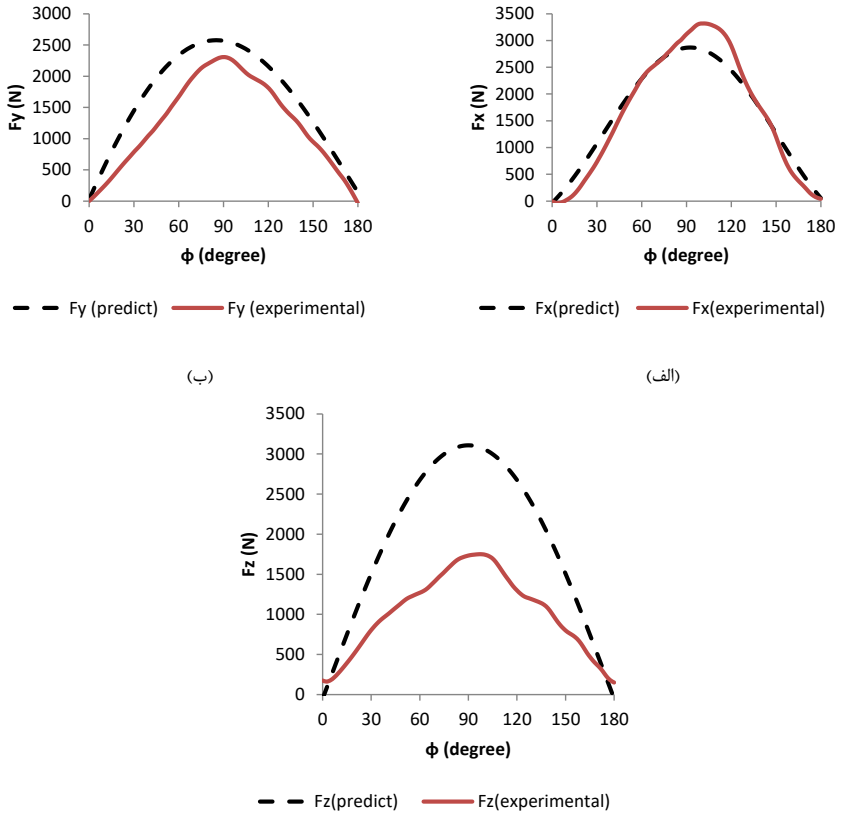
Fig. 9. Comparison of dynamometer results and predicting model results for cutting edge feed rate of ۰٫۰۲۵ mm per revolution.

(a) F_x, (b) F_y and (c) F_z

جدول ۱۰. مقادیر ماکزیمم نیروهای تجربی و پیش‌بینی با درصد خطا بین آن‌ها.

Table 10. Maximum values of experimental and predictive forces with error percentage between them.

$\frac{\Delta F_z}{F_{z(pre)}}$ (درصد)	$F_{z(pre)}$	$F_{z(\exp)}$	$\frac{\Delta F_y}{F_{y(pre)}}$ (درصد)	$F_{y(pre)}$	$F_{y(\exp)}$	$\frac{\Delta F_x}{F_{x(pre)}}$ (درصد)	$F_{x(pre)}$	$F_{x(\exp)}$	آزمایش
۱۶/۳	۶۵۸/۸۹	۵۵۱/۲۷	۳۷/۶	۱۳۷۷/۴۵	۸۵۸/۳۹	۲۰/۸	۱۴۹۸/۹۴	۱۱۸۶/۷۷	۱
۵/۹	۸۹۱/۵۷	۸۳۸/۳۰	۲۵	۱۴۶۸/۵۶	۱۱۰۰/۳۱	۱/۶	۱۶۲۴	۱۵۹۸/۱۲	۲
۲۴/۶	۱۱۲۵/۸۷	۸۴۸/۶۳	۱۹/۷	۱۵۸۰/۱۵	۱۲۶۹/۱۵	۱۰/۴	۱۷۵۷/۲۷	۱۹۳۹/۹۴	۳
۳۰/۳	۱۳۵۸/۹۶	۹۴۶/۵۳	۸/۵	۱۴۸۹/۹۵	۱۳۶۱/۹۴	۱۰	۱۸۸۶/۴۲	۲۰۷۳/۸۵	۴
۴۱/۳	۱۶۵۰/۳۱	۹۶۷/۱	۲۴/۸	۱۸۲۴/۱۰	۱۳۷۰/۹۷	۳	۲۰۰۶/۲۳	۲۰۶۶/۴۱	۵
۳۶	۲۰۲۹/۰۷	۱۲۹۸/۳۴	۳۸	۱۹۸۰/۳۶	۱۲۲۷/۶۶	۷/۳	۲۲۶۲/۳۰	۲۴۲۸/۷۱	۶
۲۶/۸	۲۱۳۳/۱۷	۱۵۵۹/۸۱	۸/۴	۲۱۴۱/۴۸	۱۹۵۹/۴۷	۱۱/۴	۲۶۴۱/۹۷	۲۹۴۳/۴۸	۷
۴۳/۸	۳۱۰۷/۱۰	۱۷۴۴/۳۸	۱۰/۵	۲۵۷۳/۴۰	۲۳۰۲/۳۷	۱۵/۷	۲۸۶۶/۹۸	۳۳۱۷/۷۵	۸



شکل ۱۰. مقایسه نتایج به‌دست‌آمده از دینامومتر و پیش‌بینی مدل، برای ۰/۰۶۲۵ میلی‌متر بر هر دور یک لبه برنده.

(الف) F_x، (ب) F_y و (ج) F_z

Fig. 10. Comparison of dynamometer results and predicting model results for cutting edge feed rate of 0.0625 mm per revolution.

(a) F_x, (b) F_y and (c) F_z

جدول ۱۱. مقادیر میانگین نیروهای تجربی و پیش‌بینی با درصد خطا بین آن‌ها.

Table 11. Average values of experimental and predictive forces with error percentage between them.

آزمایش	$F_{x(\exp)}$	$F_{x(pre)}$	$\frac{\Delta F_x}{F_{x(pre)}}$ (درصد)	$F_{y(\exp)}$	$F_{y(pre)}$	$\frac{\Delta F_y}{F_{y(pre)}}$ (درصد)	$F_{z(\exp)}$	$F_{z(pre)}$	$\frac{\Delta F_z}{F_{z(pre)}}$ (درصد)
۱	۵۸۹/۷	۹۰۲/۷۳	۳۴/۶	۳۵۶/۵	۷۵۷/۶	۵۲/۸	۳۵۹/۷	۳۶۲/۳۸	۷/۴
۲	۷۸۱	۹۶۹/۳۷	۱۹/۴	۴۵۶	۸۰۷/۷	۴۳/۵	۴۴۸	۴۹۰/۳۶	۸/۶
۳	۸۸۴/۷	۱۰۳۸/۳۷	۱۴/۷	۵۲۵	۸۶۹/۱	۳۸/۵	۵۰۷/۹	۶۱۹/۲۲	۲۷/۲
۴	۹۵۶/۴	۱۰۲۲/۲۸	۶/۴	۵۶۳	۸۱۹/۴۷	۳۱/۲	۵۷۱/۸	۷۴۷/۴۲	۱۷/۹۷
۵	۱۰۶۸	۱۱۸۰/۱	۹/۴	۵۹۷	۱۰۰۳/۲۵	۴۰/۴	۶۲۶	۹۰۷/۶۷	۳۱/۰۳
۶	۱۳۵۲	۱۳۳۰/۱	۱/۶	۷۶۸	۱۰۸۹/۱	۲۹/۵	۷۶۹/۷	۱۱۱۶	۳۱
۷	۱۵۸۹	۱۴۷۹/۹۳	۷/۳	۸۸۸/۸	۱۱۷۷/۸۱	۲۴/۵	۹۰۸/۱	۱۱۷۴/۲۴	۲۲/۶
۸	۱۷۴۰	۱۶۵۸/۲۵	۴/۹	۹۳۱/۶	۱۴۱۵/۳	۳۴/۱	۱۰۱۳	۱۹۲۳/۴۱	۳۲/۸

درصد اختلاف آن‌ها نشان می‌دهد.

۴- نتیجه‌گیری

در این پژوهش با استفاده از مدل‌سازی هندسی، نیروهای برش در فرآیند فرزکاری با ابزار فرز انگشتی با لبه برنده تحت زاویه تنظیم اصلی $\kappa = ۴۵^\circ$ پیش‌بینی گردید. از مقایسه نتایج مدل پیش‌بینی و نتایج تجربی موارد زیر قابل استنباط است.

۱-با روش تحلیل نیروهای برش به روش مدل‌سازی هندسی می‌توان با داشتن مقدار نرخ پیشروی برحسب میلی‌متر بر دور به ازای هر لبه برنده، نیروهای ماشین‌کاری را با درصد خطای کمی پیش‌بینی نمود.

۲-با توجه به نمودارهای تجربی و پیش‌بینی مشاهده می‌گردد که با افزایش نرخ پیشروی مقادیر نیروهای ماشین‌کاری در هر سه راستا افزایش می‌یابد. این پدیده وابستگی نیروهای ماشین‌کاری به نرخ پیشروی را نشان می‌دهد. همچنین ملاحظه می‌شود مقدار نیرو در راستای محور x بیشتر از دو راستای دیگر است و این امر به دلیل حرکت پیشروی میز در راستای x می‌باشد.

۳- در نرخ پیشروی بالاتر به نسبت افزایش پیشروی، نیروهای فرزکاری افزایش نمی‌یابد. دلیل آن، کاهش سهم نیروی اصطکاک بین سطح ابزار و براده از کل نیروی برش است. از طرفی با افزایش نرخ پیشروی سرعت براده برداری افزایش‌یافته درنتیجه انقباض براده کاهش می‌یابد. این عامل باعث می‌شود ضخامت لایه براده برداری و همچنین نیروی برش افزایش غیرمعمول نداشته باشد.

۴- تجمع پلیسه‌ها در هر دور گردش ابزار، گاهی باعث افزایش سطح مقطع براده‌برداری می‌گردد که این رخداد قابل‌حذف و یا محاسبه نخواهد بود؛ زیرا پلیسه‌ها حین عملیات براده‌برداری موجب افزایش لحظه‌ای و اتفاقی (غیرقابل‌پیش‌بینی) سطح مقطع براده در لحظاتی می‌گردند به‌طوری‌که در لحظه‌ای بعد ممکن است براده چسبیده شده جدا گردد لذا این پدیده ناخواسته در سطح مقطع براده باعث تغییرات لحظه‌ای نیروهای تجربی خواهند شد.

۵- بیشترین اختلاف بین مقادیر نیروی تجربی و پیش‌بینی مدل در میانه نیم سیکل نزدیک ماکزیمم نیرو می‌باشد. این امر به دلیل تجمع بیشتر براده چسبیده به لبه قطعه کار در جلوی ابزار در اثر فشار ابزار در راستای پیشروی می‌باشد.

فهرست علائم

علائم انگلیسی

N	دور ابزار، rpm
V_f	سرعت پیشروی میز فرز، $\mathrm{mm/min}$
f	نرخ پیشروی ابزار در یک دور، $\mathrm{mm/rev}$
f_t	نرخ پیشروی هر لبه برنده به ازای یک دور، $\mathrm{mm/rev.tooth}$
$dF_{t,r,a}$	نیروهای لحظه‌ای برش و لبه در راستاهای مماسی، شعاعی و محوری.
$dF_{x,y,z}$	نیروهای لحظه‌ای برش و لبه در راستاهای x، y و z
T	تعداد لبه‌های برنده ابزار
F_*	نیروی میانگین ماشین‌کاری در راستای معین (z.y.x) برای هر آزمایش، N
F_t	نیروی مماسی لحظه‌ای، N
F_r	نیروی شعاعی لحظه‌ای، N
F_a	نیروی محوری لحظه‌ای، (N)
F_{*c}	نیروهای میانگین برش در راستای x، y و z، $\frac{\mathrm{N\cdot rev\cdot tooth}}{\mathrm{mm}}$
F_{*e}	نیروهای میانگین لبه در راستای x، y و z، N
K_{tc}	ضریب نیروی برش مماسی، $\mathrm{N/mm^2}$
K_{te}	ضریب نیروی لبه مماسی، $\mathrm{N/mm}$
K_{rc}	ضریب نیروی برش شعاعی، $\mathrm{N/mm^2}$
K_{re}	ضریب نیروی لبه شعاعی $\mathrm{N/mm}$
K_{ac}	ضریب نیروی برش محوری، $\mathrm{N/mm^2}$
K_{ae}	ضریب نیروی لبه محوری $\mathrm{N/mm}$
h	ضخامت لحظه‌ای براده، mm
Z	عمق بار کلی، mm
db	عرض دیفرانسیلی براده تغییرشکل‌نیافته، mm
ds	طول دیفرانسیلی لبه برنده، mm

علائم یونانی

ϕ_j	زاویه درگیری ابزار با براده در لحظه j آم برحسب درجه
ϕ_{st}	زاویه ورود ابزار برحسب درجه
ϕ_{ex}	زاویه خروج ابزار برحسب درجه
κ	زاویه تنظیم برحسب درجه
β	متمم زاویه تنظیم اصلی برحسب درجه

زیرنویس

c	برش
e	لبه
t	مماسی

r	شعاعی
a	محوری
st	ورود
ex	خروج

مراجع

[1] M. Aydın, U. Köklü, Analysis of flat-end milling forces considering chip formation process in high-speed cutting of Ti6Al4V titanium alloy, Simulation Modelling Practice and Theory, 102039 (2020) 100.

[2] L. Zhou, B. Deng, F. Peng, M. Yang, R. Yan, Semi-analytic modelling of cutting forces in micro ball-end milling of NAK80 steel with wear-varying cutting edge and associated nonlinear process characteristics, International Journal of Mechanical Sciences, 105343 (2020) 169.

[3] S. Wojciechowski, M. Matuszak, B. Powałka, M. Madajewski, R.W. Maruda, G.M. Królczyk, Prediction of cutting forces during micro end milling considering chip thickness accumulation, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 103466 (2019) 147.

[4] F. Koenigsberger, A.J.P. Sabberwal, An investigation into the cutting force pulsations during milling operations, International Journal of Machine Tool Design and Research, 33-15 (1961) (1)1.

[5] S. Jayaram, S.G. Kapoor, R.E. DeVor, Estimation of the specific cutting pressures for mechanistic cutting force models, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 281-265 (2001) (2)41.

[6] E. Budak, Y. Altintas, E.J.A. Armarego, Prediction of Milling Force Coefficients From Orthogonal Cutting Data, Manufacturing Science and Engineering, (2)118 224-216 (1996).

[7] P. Lee, Y. Altintaş, Prediction of ball-end milling forces from orthogonal cutting data, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 1072-1059 (1996) (9)36.

[8] G. Yucesan, Y. Altintas, Prediction of ball end milling forces, ASME Journal of Engineering for Industry (1) 118 103–95 (1996).

[9] T. Bailey, e. al, Generic simulation approach for multi-axis machining, Manufacturing Science and Engineering, 642-624 (2002) (3)124.

[10] S. Engin, Y. Altintas, Mechanics and dynamics of general milling cutters.: Part I: helical end mills, International Journal of Machine Tools and Manufacture, (2001) (15)41 2212-2195.

[11] S. Engin, Y. Altintas, Mechanics and dynamics of general milling cutters.: Part II: inserted cutters, International Journal of Machine Tools and Manufacture, (2001) (15)41 2231-2213.

[12] J. Gradišek, M. Kalveram, K. Weinert, Mechanistic identification of specific force coefficients for a general end mill, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 414-401 (2004) (4)44.

[13] G. Yucesan, Q. Xie, A.E. Bayoumi, Determination of process parameters through a mechanistic force model of milling operations, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 641-627 (1993) (4)33.

[14] I.G. Euan, E. Ozturk, N.D. Sims, Modeling Static and Dynamic Cutting Forces and Vibrations for Inserted Ceramic Milling Tools, Procedia CIRP, 569-564 (2013) 8.

[15] S. Campocasso, J.P. Costes, G. Fromentin, S. Bissey-Breton, G. Poulachon, A generalised geometrical model of turning operations for cutting force modelling using edge discretisation, Applied Mathematical Modelling, (21)39 6630-6612 (2015).

[16] R. Kountanya, C. Guo, D. Viens, Time-averaged and Instantaneous Mechanistic Models using Artificial Force Synthesis in Helical End Milling, Procedia Manufacturing, 749-737 (2017) 10.

چگونه به این مقاله ارجاع دهیم

G. R. Juzdani, S. E. Mirmohammadsadeghi, Mechanistic modeling of cutting forces in milling process by end milling with cutting edges with adjustment angle of 45 degree, AmirKabir J. Mech. Eng., 53(Special Issue 4) (2021) 2703-2718.

DOI: 10.22060/mej.2020.18159.6753

این صفحه عمداً خالی است