

پیش بینی استهلاک فرایند ماشینکاری AL7075 با استفاده

از سری زمانی

پور، مسعود^۱، معتکف ایمانی، بهنام^{۲*}، فلاح، محسن^۳

۱- دانشجوی دکتری دانشکده مهندسی، دانشگاه سمنان

۲- دانشیار دانشکده مهندسی، دانشگاه فردوسی مشهد

۳- دانشجوی کارشناسی ارشد دانشکده مهندسی، دانشگاه فردوسی مشهد

(دریافت مقاله: ۱۳۹۰/۱۰/۱۸ تاریخ پذیرش: ۱۳۹۱/۰۹/۲۰)

چکیده

در این مقاله، روشی جدید برای پیش بینی دقیق نیروهای برش و تعیین بافت سطح قطعه کار تولید شده در عملیات فرزکاری با بار جانبی کم ارائه می‌گردد. در روش پیشنهادی، نسبت میرایی فرآیند در خارج از منطقه برش توسط روش تحلیل مودال تجربی تعیین شده و برای تعیین دقیق نسبت میرایی فرآیند در داخل منطقه برش از تکنیک های روش تحلیل سری زمانی استفاده شده است. با استفاده از دیاگرام جمع همبستگی، مقایسه‌ای بین سیگنال نیروی شبیه‌سازی شده و سیگنال نیروی آزمایشگاهی انجام گردیده و مقدار نسبت میرایی، با مقایسه کیفی دیاگرام مذکور برای دو سیگنال تعیین می‌گردد. روش مورد استفاده برای شبیه‌سازی نیروهای برشی، روش المان محدود زمانی (TFEA) است که روشی بسیار کارآمد برای پیش بینی دینامیک فرآیند فرزکاری با بار جانبی کم می‌باشد. روش TFEA امکان مدل‌سازی فرکانس های Hopf و Flip را در شرایط فرزکاری با بار جانبی کم فراهم می‌آورد. این فرکانس ها به شدت بر روی دالان‌های پایداری فرآیند موثر می‌باشند. بدین ترتیب مدل‌سازی نیرویی انجام شده با این روش، تأثیرات فرکانس های مذکور را لحاظ می‌کند. در این شبیه‌سازی، اثر خروج از مرکزی ابزار در نظر گرفته شده است. به منظور تأیید صحت مدل ارائه شده، تعدادی آزمایش فرزکاری نمونه بر روی دیواره آلومینیومی از جنس T6-7075 با استفاده از ابزار فرز انگشتی از جنس HSS انجام شده‌اند. پارامترهای مقایسه شده بین مدل شبیه‌سازی و آزمایش های تجربی شامل نیروی برشی، الگوی کیفی بافت سطح و مقدار کمی زبری سطح می‌باشند. نتایج آزمایشگاهی نشان می‌دهند که مدل ارائه شده با دقت بسیار خوبی می‌تواند دامنه نیرو، بافت سطح و مقدار زبری سطح را تعیین نماید.

واژه‌های کلیدی: فرآیند فرزکاری، تیغه فرز انگشتی، دینامیک نیروی برش، بافت سطح، نسبت میرایی فرآیند، معیار جمع همبستگی

مقدمه

فرزکاری یکی از فرایندهای ماشینکاری است که به طور گسترده‌ای در صنایع مختلف از جمله خودروسازی، هوا فضا و قالبسازی کاربرد دارد. شبیه‌سازی دقیق فرایندهای فرزکاری، با توجه به هندسه پیچیده ابزار و مکانیک برش، در مقایسه با سایر فرایندهای ماشینکاری دشوارتر می‌باشد. تاکنون مدل های مختلفی برای شبیه‌سازی فرآیند فرزکاری پیشنهاد شده است. این مدل ها غالباً با هدف بهبود کیفیت تولید، افزایش نرخ تولید و کاهش هزینه‌های تولید توسعه یافته‌اند.

شایع ترین علت ناپایداری در برش فلز سنتی ارتعاشات خود تحریک است. رخداد ارتعاشات خود تحریک در حین فرزکاری سبب می‌شود که دامنه ارتعاشات رشد کرده و فرآیند برش ناپایدار شود. در واقع بر همکنش دینامیکی بین فرآیند برش و سازه ماشین ابزار عامل اصلی پیدایش ارتعاشات خود تحریک است. پارامترهای مختلفی از جمله برهمکنش متقابل قطعه کار و ابزار برشی، اثرات میرایی فرآیند و اثرات شخم زنی لبه برنده، به شدت در پایداری فرآیند فرزکاری تأثیرگذار می‌باشند. دلایل مختلفی نظیر، متناوب بودن عملیات برشی، تغییرات ضخامت براده در داخل منطقه برش، ماهیت غیر خطی

بر پایداری فرآیند برش می باشند. در تمامی مدل های مذکور، میرایی فرآیند را به عنوان یک پارامتری که می تواند مرز پایداری را بهبود بخشد معرفی شده است. Eynian و Altintas [۱۱] روشی برای پیشگویی دالان پایداری قطعه کار انعطاف پذیر با تیغه فرز نامتقارن ارائه کردند. آنها میرایی فرآیند را به عنوان تابعی خطی از سرعت برشی در نظر گرفته اند. Budak و Tunc [۱۲] بر اساس تست های آزمایشگاهی در شرایط چتر، روشی عملی برای تعیین میرایی فرآیند پیشنهاد کردند. در این روش اثر هندسه ابزار و شرایط برش در میرایی فرآیند نشان داده شده است. Altintas و همکاران [۱۳] با در نظر گرفتن اثر ضخامت براده بازیابی شده، سرعت برش و ترم های سرعت و شتاب ابزار در محاسبه نیروهای برشی، یک مدل نیرویی جدید ارائه داده اند. در این روش، ثوابت برشی دینامیکی با انجام آزمایش های کنترل شده که در آنها از سرو- ابزار سریع استفاده شده است، تعیین می شوند. این آزمایشات نشان می دهد که محدوده پایداری فرآیند در سرعت های برش پایین، به دلیل افزایش میزان میرایی فرآیند، افزایش می یابد.

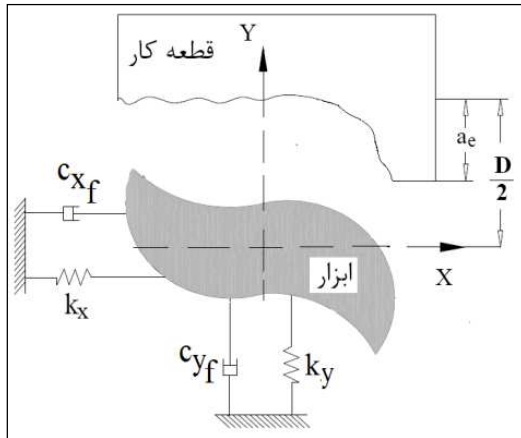
رفتار پایداری فرزکاری با بارجانبی کم، به صورت قابل توجهی از رفتار پایداری فرزکاری با بارجانبی زیاد (بیش از یک چهارم شعاع ابزار) متفاوت می شود. در [۱۴ و ۱۵] به منظور پیش بینی پاسخهای دینامیکی سیستم در حین فرآیند منقطع برش، یک روش محاسباتی جدید با نام روش المان محدود زمانی (TFEA) پیشنهاد شده است. این تئوری جدید محدودیت های ایجاد شده در فرزکاری با بارجانبی کم را مشخص کرده و برای انجام شبیه سازی از حوزه زمان استفاده می کند. در این تئوری فرآیند فرزکاری به دو بخش منطقه برش و منطقه بدون برش تقسیم شده است. برای انجام شبیه سازی در داخل منطقه برش از المانهای محدود زمانی و برای شبیه سازی در خارج منطقه برش، از روش تحلیلی استفاده شده است. Mann و همکاران [۱۶، ۱۷] روش TFEA را برای مدل دو درجه آزادی فرزکاری توسعه دادند. مدل دو درجه آزادی به بررسی ارتعاشات سیستم در دو راستای عمود و موازی با راستای پیشروی ابزار می پردازد و امکان شبیه سازی دقیق تر فرآیند را فراهم می آورد. در ادامه، Mann و همکاران [۱۸] اثر هندسه ماریچ لبه برنده را در روش TFEA لحاظ کرده و بدین ترتیب پیش بینی محدودیت های پایداری و خطای موقعیت سطح برای فرزکاری با ابزار فرز انگشتی امکان پذیر گردید.

دینامیک سیستم و بروز میرایی فرآیند به خصوص در سرعت های برشی کم، موجب شده است تا بررسی پایداری در فرآیند فرزکاری امری نسبتاً پیچیده باشد.

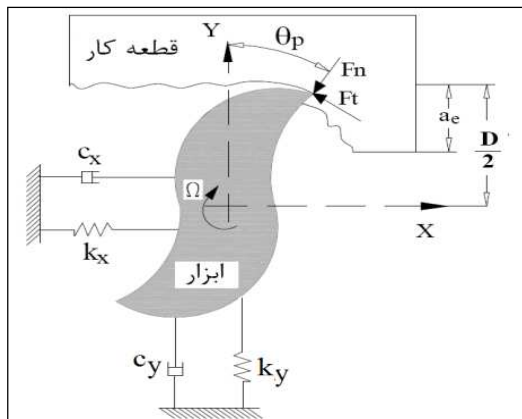
در مرجع [۱] مدل جامعی از فرآیند فرزکاری با هدف شناسایی عوامل مختلف غیرخطی شدن در فرآیند فرزکاری ارائه شده است. مطالعات بسیاری در حوزه تحلیل پایداری برش در فرآیندهای فرزکاری انجام شده است، اما در بسیاری از این تحقیقات از اثر میرایی فرآیند صرف نظر شده است. لذا با صرف نظر از میرایی فرآیند در مدل های ارائه شده، میزان انطباق نتایج شبیه سازی با نتایج تجربی کاهش یافته است. این عدم انطباق بخصوص در سرعت های برشی کم به دلیل تاثیر قابل ملاحظه پدیده میرایی فرآیند، بیشتر مشهود می باشد [۲، ۳].

از اولین تحقیقات انجام شده در زمینه مدل سازی پدیده ارتعاشات خودتحریک می توان به تحقیقات انجام شده توسط Tobias و Fishwick [۴] و Tlusty [۵] اشاره نمود. Das و Tobias [۶] در پژوهش های خود دریافتند که در سرعت های برشی کم، میرایی فرآیند در مقایسه با میرایی سازه ای سیستم، نقش موثرتری در پایداری دینامیکی فرآیندهای ماشینکاری دارد. پدیده میرایی فرآیند به دلیل تماس بین سطح زیرین ابزار با سطح موجدار قطعه کار ایجاد می گردد. اثر میرایی فرآیند در ماشینکاری با سرعت کم سبب پایداری بیشتر فرآیند فرزکاری شده که این اثر با افزایش سرعت برشی کاهش می یابد. Tlusty و Ismail [۷] نشان دادند که تغییرات نیروی شخم زنی ایجاد شده در حین تماس ابزار با سطح قطعه کار، عامل اصلی ایجاد میرایی فرآیند می باشد.

Montgomery و Altintas [۸] مدل دینامیکی فرآیند فرزکاری را با در نظر گرفتن اثر تداخل بین ابزار و سطح ماشینکاری شده قطعه کار ارائه کردند. Elbestawi و همکاران [۹] نشان دادند که نیروهای تماسی ناشی از تداخل سطح آزاد ابزار و سطح ماشینکاری شده قطعه کار، سبب افزایش میرایی دینامیکی فرآیند برش می شوند. آنها نشان دادند که مدل های ارائه شده توسط [۶، ۷] تخمین بیشتری از دالان های پایداری در سرعت های برشی بالا انجام می دهند که با شواهد آزمایشگاهی تطبیق ندارند. Chiou و همکاران [۱۰] مدلی برای پیش بینی میرایی فرآیند پیشنهاد کردند. آنها فرض کردند که نیروی شخم زنی متناسب با حجم شخم زده شده زیر لبه برش است. در این روش تشریح شده است که نیروهای شخم زنی و نیروهای کوریولیس به ترتیب دارای اثرات مثبت و منفی



الف- ناحیه ارتعاش آزاد



ب- ناحیه ارتعاش اجباری

شکل ۱- مدل سازی دینامیکی فرآیند فرزکاری

با فرض صلب بودن قطعه کار، از مدل سازی دینامیک آن صرف نظر می شود. جرم معادل m ، ضریب میرایی c_f و سختی ابزار k می توانند با استفاده از تحلیل مودال تجربی تعیین شوند. ضریب میرایی سازه ای، که از تحلیل مودال بدست آمده است، در معادله دیفرانسیل حرکت در خارج منطقه برش (ارتعاش آزاد) سیستم بکار گرفته می شود (شکل ۱ الف). تداخل بین سطح آزاد ابزار و سطح موجدار ماشینکاری شده، سبب تغییر در میرایی سیستم ارتعاشی در داخل ناحیه برش می گردد. بنابراین، ضریب میرایی فرآیند c_p ، (که از روش تحلیل سری زمانی سیگنال نیروی آزمایش به صورت تجربی بدست می آید) جایگزین ضریب میرایی c_f در معادله دیفرانسیلی حرکت سیستم در داخل منطقه برش می شود (شکل ۱ ب).

در این مقاله، روشی جدید برای تخمین نسبت میرایی فرآیند فرزکاری در داخل منطقه برش معرفی می شود. این روش براساس تحلیل سری زمانی سیگنال های نیروی برشی اندازه گیری شده در آزمایشات تجربی استوار است. مشخصه های دینامیکی ابزار معمولاً توسط تحلیل مودال تجربی تعیین می شود. در اکثر مدل های شبیه سازی، مقدار نسبت میرایی سیستم برای تمام نواحی ماشینکاری (داخل منطقه برش و یا خارج ناحیه برش) به صورت ثابت فرض شده است.

در مدل پیشنهادی، دو مقدار مختلف برای نسبت میرایی معرفی می شود. برای تعیین نسبت میرایی ابزار در ارتعاش آزاد (ناحیه خارج منطقه برش) از تحلیل مودال تجربی استفاده شده است. نسبت میرایی معادل، در زمانی که ابزار در داخل منطقه برش است، از مقایسه سیگنال های آزمایشگاهی و شبیه سازی نیروی برش به روش سری زمانی (بر اساس معیار جمع همبستگی) مشخص می شود. روش مورد استفاده در شبیه سازی نیروهای برشی، روش TFEA می باشد. در شبیه سازی های انجام شده خروج از مرکزی ابزار در نظر گرفته شده است. مقایسه نیرو و بافت سطح شبیه سازی شده با نتایج آزمایشگاهی حاکی از دقت مناسب مدل ارائه شده برای شبیه سازی فرآیند فرزکاری با بار جانی کم است.

با توجه به توضیحات بیان شده، این مقاله به شرحی که در ادامه بیان می گردد سازماندهی شده است. در بخش دوم، دینامیک فرآیند فرزکاری توضیح داده شده است. در بخش بعد TFEA تشریح می گردد. در بخش چهارم اصول پایه ای تحلیل سری زمانی و الگوریتم پیشنهادی برای تخمین نسبت میرایی معادل در داخل منطقه برش ارائه شده است. در بخش پنجم تجهیزات و وسایل مورد استفاده در آزمایشات به همراه تست های تاییدی مدل پیشنهادی ارائه شده است. در بخش ششم با استفاده از نسبت میرایی وابسته به سرعت دوران و عمق برش دالان های پایداری تعیین می گردد. بخش پایانی این مقاله به بیان نتیجه گیری و جمع بندی می پردازد.

۱- دینامیک فرزکاری

دینامیک دو درجه آزادی فرآیند فرزکاری همانند شکل ۱ مدل سازی می شود. در این مدل، دینامیک ابزار- اسپیندل در دو جهت عمود بر هم (یکی در راستای پیشروی ابزار و دیگری در راستای عمود بر پیشروی) در نظر گرفته می شود.

۲- روش المان محدود زمانی (TFEA)

در روش المان محدود زمانی، حرکت در جهت‌های پیشروی X و نرمال Y به صورت مستقل از هم فرض می‌شوند. بدین ترتیب ماتریسهای $[m]$ ، $[c]$ و $[k]$ می‌توانند به صورت قطری در نظر گرفته شوند. فرض فوق سبب می‌شود معادله ماتریسی حرکت برای داخل منطقه برش به صورت معادله ۱ نوشته شود [۱۷]:

$$\begin{bmatrix} m_x & 0 \\ 0 & m_y \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{x}(t) \\ \ddot{y}(t) \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} c_{xp} & 0 \\ 0 & c_{yp} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{x}(t) \\ \dot{y}(t) \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} k_x & 0 \\ 0 & k_y \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x(t) \\ y(t) \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F_x(t) \\ F_y(t) \end{Bmatrix} \quad (1)$$

در اینجا $F = \{F_x \ F_y\}^T$ و $X = \{x \ y\}^T$ به ترتیب بردارهای جابجایی و نیرو می‌باشند. توجه شود که در معادله فوق، ضریب میرایی فرآیند c_p برای داخل منطقه برش در نظر گرفته شده است. شکل ۲ مولفه‌های نیروی برش در هر دو جهت X و Y را نشان می‌دهد. مولفه‌های راستای X و Y نیروی برش در هر المان دلخواه از ناحیه برش با استفاده از معادلات ۲ و ۳ قابل محاسبه می‌باشند.

$$dF_{xj}(z, t)g_j(t)[-dF_{tj}(z, t) \cos \theta_j(z, t) - dF_{nj}(z, t) \sin \theta_j(z, t)] \quad (2)$$

$$dF_{yj}(z, t) = g_j(t)[dF_{tj}(z, t) \sin \theta_j(z, t) - dF_{nj}(z, t) \cos \theta_j(z, t)] \quad (3)$$

باشد، مقدار آن برابر صفر در نظر گرفته می‌شود. مولفه‌های مماسی $dF_{tj}(z, t)$ و شعاعی $dF_{nj}(z, t)$ نیروی برش، با مشخص بودن ضرایب سختی برشی K_t و K_n ، عمق برش b و ضخامت براده لحظه‌ای $h_j(z, t)$ از معادلات ۴ و ۵ قابل محاسبه می‌باشند.

$$dF_{tj}(z, t) = K_t b h_j(z, t) \quad (4)$$

$$dF_{nj}(z, t) = K_n b h_j(z, t) \quad (5)$$

زمانی که Z امین لبه برنده در داخل ناحیه برش قرار بگیرد، ضخامت براده لحظه‌ای $h_j(z, t)$ می‌تواند به صورت تابعی از پیشروی به ازای دندانه c ، زاویه دوران ابزار $\theta_j(z, t)$ ، اثر بازیابی موج $D_j(z, t)$ و خروج از مرکزی ابزار $R_j(z, t)$ محاسبه گردد.

$$h_j(z, t) = c \sin \theta_j(z, t) + D_j(z, t) + R_j(z, t) \quad (6)$$

برای ابزار فرز انگشتی با شعاع R ، زاویه ماریج β ، زاویه دوران ابزار $\theta_j(z, t)$ می‌تواند از معادله ۷ محاسبه شود.

$$\theta_j(z, t) = (2\pi\Omega/60)t + j \frac{2\pi}{N} - z \frac{\tan \beta}{R} \quad (7)$$

در معادلات ۸ و ۹ بیان ریاضی هر یک از پارامترهای $D_j(z, t)$ و $R_j(z, t)$ ارائه شده است.

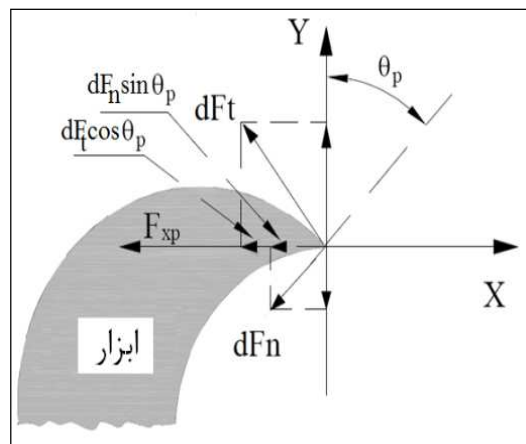
$$D_j(z, t) = [x(z, t) - x(z, t - \tau)] \sin \theta_j(z, t) + [y(z, t) - y(z, t - \tau)] \cos \theta_j(z, t) \quad (8)$$

$$R_j(z, t) = \rho \cos(\theta_j(z, t) + \lambda) + \rho \sin(\theta_j(z, t) + \lambda) \quad (9)$$

در روابط فوق ρ و λ به ترتیب فاصله و زاویه خروج از مرکزی هستند که برای هر یک از لبه‌های ابزار قابل اندازه‌گیری می‌باشند. از جایگزین کردن معادلات ۴-۶ در معادلات ۲ و ۳، نیروهای برش با استفاده از معادله ۱۰ محاسبه شوند.

$$\begin{bmatrix} F_x(t) \\ F_y(t) \end{bmatrix} = \sum_{j=1}^N g_j(t) \cdot (\quad (10)$$

$$\begin{bmatrix} \int_{z_1(t)}^{z_2(t)} h_j(-K_t s c - K_n s^2) dz \\ \int_{z_1(t)}^{z_2(t)} h_j(K_t s^2 - K_n c s) dz \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \int_{z_1(t)}^{z_2(t)} (-K_{te} c - K_{ne} s) dz \\ \int_{z_1(t)}^{z_2(t)} (K_{te} s - K_{ne} c) dz \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \int_{z_1(t)}^{z_2(t)} (-K_t s c - K_n s^2) dz \\ \int_{z_1(t)}^{z_2(t)} (K_t s^2 - K_n s c) dz \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta x \\ \Delta y \end{bmatrix}$$



شکل ۲- مولفه‌های نیروهای برش

در اینجا $g_j(t)$ تابع پله‌ای است که برای Z امین لبه برنده مورد استفاده قرار می‌گیرد. اگر لبه برنده در داخل منطقه برش باشد، مقدار تابع $g_j(t)$ برابر یک و در صورتی که لبه خارج ناحیه برش

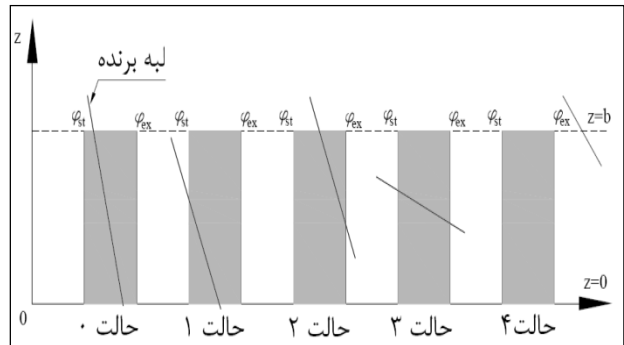
$$f_s(t) = f_s(t) = \sum_{j=1}^N g_j(t) \cdot \left(\int_{z_1(t)}^{z_2(t)} h_j(z, t) \left[\frac{-K_t s c - K_n s^2}{K_t s^2 - K_n s c} \right] dz + z_1 t z_2 t h_j z, t - K_{t c} - K_{n s} K_{t e s} - K_{n e c} dz \right) \quad (16)$$

$$f_d(t) = \sum_{j=1}^N g_j(t) \cdot \left(\int_{z_1(t)}^{z_2(t)} h_j(z, t) \left[\frac{-K_t s c - K_n s^2}{K_t s^2 - K_n s c} \right] dz + \int_{z_1(t)}^{z_2(t)} h_j(z, t) \left[\frac{-K_{t e} c - K_{n e} s}{K_{t e} s - K_{n e} c} \right] dz \right) \quad (17)$$

به منظور تعیین نیروی برش برای هر موقعیت زاویه‌ای از هر دندانه، مولفه‌های نیروی استاتیکی و دینامیکی تمامی لبه‌ها با یکدیگر از z_1 تا z_2 جمع زده می‌شوند. در داخل ناحیه برش، رفتار دینامیکی فرآیند ماشینکاری به شدت وابسته به معادله تأخیر زمانی است که راه حل تحلیلی برای آن وجود ندارد [۱۶]. از سوی دیگر، با استفاده از حل معادله دیفرانسیل همگن، یک حل صریح برای شبیه‌سازی دینامیک فرآیند فرزکاری در ناحیه خارج منطقه برش (ارتعاش آزاد) وجود دارد. روش TFEA براساس بکارگیری راه حل تحلیلی برای ناحیه ارتعاش آزاد و مرتبط کردن آن با حل تقریبی موجود برای ناحیه برش ارائه شده است. راه حل تقریبی بوسیله تقسیم زمان برش به تعدادی المان محدود انجام می‌شود. بدین ترتیب نتایج این روش به شدت به تعداد المانهای در نظر گرفته شده برای ناحیه داخل منطقه برش وابسته است. زمانی که ابزار از ناحیه برش خارج می‌گردد، معادله دیفرانسیل حرکت می‌تواند به صورت معادله ۱۸ بیان گردد.

$$\begin{bmatrix} m_x & 0 \\ 0 & m_y \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{x}(t) \\ \ddot{y}(t) \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} c_{f_x} & 0 \\ 0 & c_{f_y} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{x}(t) \\ \dot{y}(t) \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} k_x & 0 \\ 0 & k_y \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x(t) \\ y(t) \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} m_x & 0 \\ 0 & m_y \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{x}(t) \\ \dot{y}(t) \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} c_{f_x} & 0 \\ 0 & c_{f_y} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{x}(t) \\ \dot{y}(t) \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} k_x & 0 \\ 0 & k_y \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x(t) \\ y(t) \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (18)$$

در رابطه فوق $\Delta x = x(z, t) - c = \cos \theta_j(z, t)$ ، $s = \sin \theta_j(z, t)$ و $x(z, t - \tau)$ و $\Delta y = y(z, t) - y(z, t - \tau)$ مطابق شکل ۳ محدوده درگیری ابزار با قطعه کار در راستای امتداد طولی ابزار، برای هر موقعیت زاویه‌ای لبه برنده با استفاده از پارامترهای z_1 و z_2 مشخص می‌شود. روابط ۱۱ تا ۱۵ برای محاسبه z_1 و z_2 برحسب شرایط مرزی نشان داده شده در شکل ۳ بکار گرفته می‌شوند. توجه شود که برای محاسبه زاویه خروج ابزار، بایستی تأخیر زاویه‌ای ناشی از زاویه ماریج ابزار در محاسبات لحاظ گردد.



شکل ۳- محدوده انگرال گیری در حالت‌های مختلف زاویه ورودی و خروجی ابزار [۲۰]

حالت صفر

$$\begin{cases} z=0 \text{ if } \varphi_{st} < \varphi_j < \varphi_{ex} \text{ then } z_{j,1}=0 \\ z=b \text{ if } \varphi_{st} < \varphi_j < \varphi_{ex} \text{ then } z_{j,2}=b \end{cases} \quad (11)$$

حالت اول

$$\begin{cases} z=0 \text{ if } \varphi_{st} < \varphi_j < \varphi_{ex} \text{ then } z_{j,1}=0 \\ z=b \text{ if } \varphi_j < \varphi_{st} \text{ then } z_{j,2} = \frac{D}{2 \tan \beta} (\varphi - \varphi_{st}) \end{cases} \quad (12)$$

حالت دوم

$$\begin{cases} z=0 \text{ if } \varphi_j > \varphi_{ex} \text{ and at } z=b \text{ if } \varphi_{st} < \varphi_j < \varphi_{ex} \\ z_{j,1} = \frac{D}{2 \tan \beta} (\varphi - \varphi_{ex}) \text{ and } z_{j,2} = b \end{cases} \quad (13)$$

حالت سوم

$$\begin{cases} z=0 \text{ if } \varphi_j > \varphi_{ex} \text{ and at } z=b \text{ if } \varphi_j < \varphi_{ex} \text{ and } \varphi_j < \varphi_{st} \\ z_{j,1} = \frac{D}{2 \tan \beta} (\varphi - \varphi_{ex}) \text{ and } z_{j,2} = \frac{D}{2 \tan \beta} (\varphi - \varphi_{st}) \end{cases} \quad (14)$$

حالت چهارم (در این حالت ابزار خارج منطقه برش است.)

$$z=0 \text{ if } \varphi_j > \varphi_{ex} \text{ and at } z=b \text{ if } \varphi_j > \varphi_{ex} \quad (15)$$

معادله ۱۰ برای تعیین نیروی دینامیکی برش می‌تواند مطابق معادلات ۱۶ و ۱۷ به مولفه‌های استاتیکی و دینامیکی برش تجزیه گردد؛

مراجع [۲۲و۲۱] ارائه شده است. به منظور محاسبه جمع همبستگی، تراجکتوری سیگنال نیرو بوسیله N نقطه داده برداشت شده (با نرخ نمونه برداری مشخص) از سیگنال آزمایش یا شبیه‌سازی ترسیم می‌شود. این دیاگرام می‌تواند رفتار وابسته به زمان سیستم دینامیکی را مشخص نماید. اگر تغییرات زمانی دو سیگنال (شبیه‌سازی و آزمایش) و یا به عبارت دیگر دینامیک دو سیستم مشابه یکدیگر باشد، آنگاه دیاگرام جمع همبستگی آنها همانند یکدیگر خواهد بود [۲۳]. به منظور مقایسه کمی، از شیب دیاگرام جمع همبستگی که بُعد همبستگی نامیده می‌شود، استفاده می‌گردد [۲۰]. در واقع بُعد همبستگی بیانگر میزان پیچیدگی سیگنال غیرخطی است [۲۳].

برای محاسبه جمع همبستگی سیگنال نیرو، برای هر نقطه i بر روی تراجکتوری، باید تعداد نقاط واقع در فاصله R از نقطه مورد نظر، بجز خود نقطه مورد نظر، تعیین شوند. عدد بدست آمده $N_i(R)$ نامیده می‌شود. بعلاوه، $p_i(R)$ به عنوان عدد نسبی با استفاده از معادله ۲۲ تعریف می‌شود. این عدد بیان کننده تعداد نقاط موجود در تراجکتوری با فاصله R از نقطه i ام است.

$$p_i(R) = \frac{N_i(R)}{(N-1)} \quad (22)$$

در پایان، جمع همبستگی $C(R)$ می‌تواند با استفاده از معادله ۲۳ بیان گردد [۲۲].

$$C(R) = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N p_i(R) \quad (23)$$

توجه شود که اگر تمامی نقاط در داخل شعاع R قرار بگیرند $C(R)=1$ است و از طرف دیگر اگر هیچ نقطه‌ای در داخل شعاع R قرار نگیرد $C(R)=0$ است. اگر تابع پله‌ای $\theta(x)$ به صورت معادله ۲۴ بیان گردد، آن گاه عدد نسبی $P_i(R)$ و $C(R)$ به ترتیب می‌توانند به صورت معادلات ۲۵ و ۲۶ بازنویسی گردند. در نهایت بُعد همبستگی D_c عددی است که رابطه ۲۷ را ارضاء می‌کند [۲۲].

$$\theta(x) = \begin{cases} 1 & \text{if } |x_i - x_j| \geq 0 \\ 0 & \text{if } |x_i - x_j| < 0 \end{cases} \quad (24)$$

$$p_i(R) = \frac{1}{(N-1)} \sum_{j=1, j \neq i}^N \theta(R - |x_i - x_j|) \quad (25)$$

ضریب میرایی سازه‌ای C_f برای ناحیه ارتعاشات آزاد ابزار استفاده می‌شود. این معادله در فضای حالت می‌تواند به صورت معادله ۱۹ تغییر کند [۱۸].

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} \dot{X}(t) \\ \dot{X}(t) \end{bmatrix} &= [G] \begin{bmatrix} X(t) \\ \dot{X}(t) \end{bmatrix}, \\ [G] &= \begin{bmatrix} 0 & [I] \\ -[m]^{-1}[k] & -[m]^{-1}[c_f] \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (19)$$

در اینجا $[m]$ ، $[c_f]$ و $[k]$ به ترتیب ماتریسهای جرم، میرایی سازه‌ای و سختی می‌باشند. زمان برش و ارتعاش آزاد، به ترتیب با t_c و t_f مشخص می‌شوند. بنابراین ماتریس انتقال $[\Phi]=e^{[G]t}$ می‌تواند برای ایجاد ارتباط بین پارامترهای موقعیت و سرعت ابزار در زمان ورود به ناحیه برش، با پارامترهای موقعیت و سرعت ابزار در زمان خروج از ناحیه برش مورد استفاده قرار بگیرد [۱۶].

$$\begin{bmatrix} X(n\tau) \\ \dot{X}(n\tau) \end{bmatrix} = [G] \begin{bmatrix} X((n-1)\tau+t_c) \\ \dot{X}((n-1)\tau+t_c) \end{bmatrix} \quad (20)$$

در روش تحلیل المان محدود زمانی، زمان برش به تعدادی المان تقسیم گردیده و بردار جابجایی روی هر المان به وسیله ترکیب خطی از چند جمله‌ای‌های هرمیت درجه سه تقریب زده می‌شود. روش TFEA به طور کامل در مراجع [۱۸-۱۵] توصیف شده است. رابطه حاصله برای نگاشت خطی گسسته بصورت زیر می‌باشد.

$$[A]\{a\}^n = [B]\{a\}^{n-1} + [C] \quad (21)$$

مقادیر ویژه ماتریس انتقال $[Q]=[A]^{-1}[B]$ مضارب مشخصه (CMS) نامیده می‌شوند. شرط پایداری سیستم دینامیکی گسسته فوق، برای سرعت اسپیندل (Ω) و عمق برش (b) مشخص، این است که اندازه کلیه مضارب مشخصه کوچکتر از ۱ باشند [۱۵].

۴- تحلیل سری زمانی

در این بخش میرایی ناحیه برش با استفاده از تحلیل سری زمانی سیگنالهای نیروی بدست آمده از آزمایش ها و شبیه‌سازی ها مشخص می‌شود. معیارهای مختلفی نظیر جمع همبستگی، بُعد فرکتال و انتروپی [۲۰] برای تحلیل یک سیگنال وجود دارند که در این مقاله از معیار جمع همبستگی برای مقایسه دو سیگنال استفاده شده است. جزئیات بیشتر در

الگوریتم ارائه شده تعیین می شود. روند تکرار به منظور تخمین نسبت میرایی فرآیند در داخل منطقه برش، به گونه‌ای است که بیشترین مشابهت کیفی بین دو دیاگرام جمع همبستگی سیگنال آزمایش و شبیه‌سازی ایجاد گردد.

مقدار نسبت میرایی فرآیند با استفاده از مقایسه بُعد همبستگی (شیب ناحیه مقیاس گذاری دیاگرام جمع همبستگی) برای دو سیگنال محاسبه می شود. اگر مقادیر بُعد همبستگی دو سیگنال نزدیک باشند، آنگاه نسبت میرایی فرآیند تعیین شده با استفاده از الگوریتم شبیه‌سازی به عنوان نسبت میرایی معادل ناحیه برش معرفی می گردد. فلوجارت نشان داده شده در شکل ۴ نحوه تخمین نسبت میرایی معادل فرآیند را نشان می دهد.

۵- آزمایش و ارزیابی روش

۵-۱ تجهیزات آزمایش

تجهیزات آزمایشگاهی مورد استفاده در انجام آزمایشات در شکل ۵ نشان داده شده است. تیغه فرز انگشتی با چهار لبه برنده از جنس HSS با قطر ۱۰mm و زاویه ماریچ از ۳۰ درجه استفاده شده است. طول تماس ابزار با ابزارگیر ۲۵mm، نسبت طول آزاد ابزار به قطر آن ۵ و گشتاور بستن ابزارگیر ۶۵N.m می باشد. جنس قطعه کار، از آلیاژ آلومینیوم T۶-۷۰۷۵ با ابعاد ۲۷۰×۵۰×۸۰mm است. این آلیاژ در صنایع هوافضا کاربرد دارد. ماشین فرز CNC عمودی ساخت شرکت SMTCL از نوع ۸۵۰ VMC است.

در این مقاله، ضرایب برشی و لبه‌ای مورد استفاده در شبیه‌سازی‌ها از طریق آزمایشات انجام شده بر روی آلومینیوم T۶-۷۰۷۵ محاسبه و در جدول ۱ فهرست شده‌اند.

جدول ۱- ضرایب سختی برش و لبه‌ای آلومینیوم T۶-۷۰۷۵

K_{te} (N/mm ²)	K_{nc} (N/mm ²)	K_{te} (N/mm)	K_{nc} (N/mm)
۸۴۸	۴۰۰	۱۶	۸

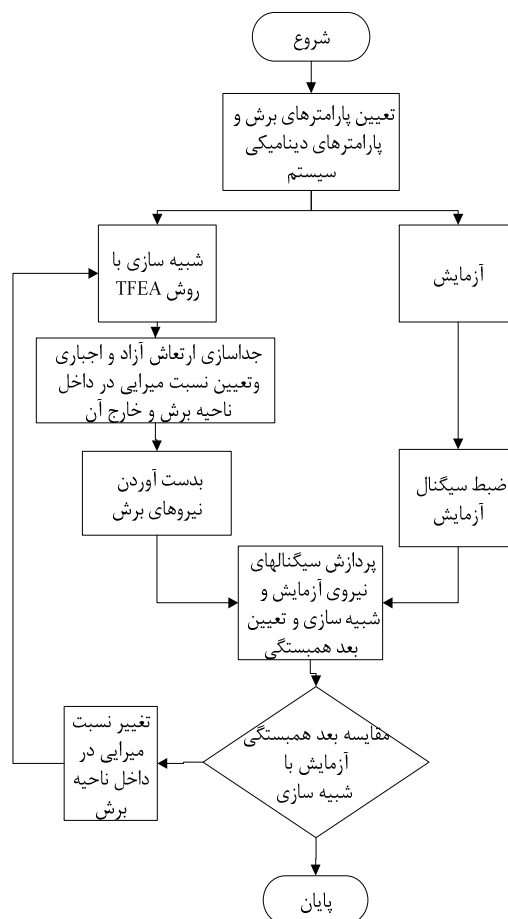
نیروهای برش در جهات، نرمال و موازی سطح ماشینکاری شده توسط دینامومتر Kistler ۹۲۵۵B اندازه‌گیری می‌شود. سیگنالهای آزمایش با فرکانس ۳۰ کیلو هرتز نمونه برداری شده‌اند. تمام آزمایشات بدون مایع خنک کننده انجام شده است.

پارامترهای مودال نوک ابزار با استفاده از آزمایشات مودال تعیین شده‌اند. سیستم آنالایزر مودال شامل یک چکش (B&K۸۲۰۲) به عنوان تحریک کننده و یک شتابسنج

$$C(R) = \frac{1}{N(N-1)} \sum_{i=1}^N \sum_{j=1, j \neq i}^N \theta(R - |x_i - x_j|) \quad (26)$$

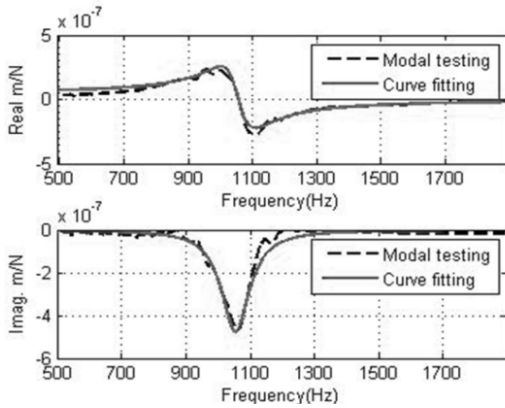
$$D_c = \lim_{R \rightarrow 0} \frac{\log C(R)}{\log R} \quad (27)$$

مقدار D_c با تغییر ناحیه R تغییر می‌کند [۲۱]. به منظور برطرف کردن این مشکل، پیشنهاد شده است که به منظور محاسبه بُعد همبستگی در رابطه ۲۷، جمع همبستگی در ناحیه میانی R (که ناحیه مقیاس گذاری نامیده می شود) مورد استفاده قرار گیرد. متأسفانه در بیشتر داده‌های آزمایشگاهی، به دلیل آنکه تغییر $\log C(R)$ به ازای $\log(R)$ به صورت خطی نمی‌باشد، تعیین ناحیه مقیاس گذاری کار بسیار دشواری است [۲۰].

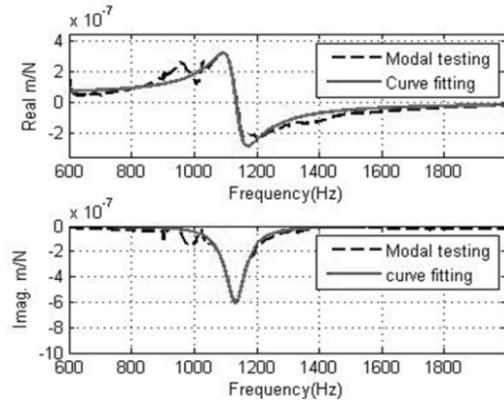


شکل ۴- فلوجارت تخمین نسبت میرایی معادل زمان برش

در این مقاله میزان مشابهت سیگنال نیروی شبیه‌سازی و آزمایش با استفاده از دیاگرام جمع همبستگی بررسی و مقایسه می گردد. سیگنال شبیه‌سازی با در نظر گرفتن یک نسبت میرایی فرآیند مشخص ایجاد شده است. این مقدار بر اساس



شکل ۷-الف تابع پاسخ ابزار اندازه‌گیری شده در راستای x



شکل ۷-ب تابع پاسخ ابزار اندازه‌گیری شده در راستای y

جدول ۲- پارامترهای مودال در نوک ابزار

X	Y	
۱۰۴۴	۱۱۳۸	فرکانس طبیعی (Hz)
۰/۰۳۵	۰/۰۴۲	نسبت میرایی
۷/۲۳	۴	سختی (MN/m)

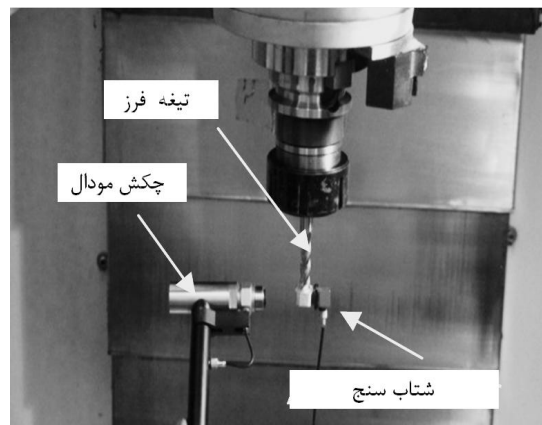
۵-۲ شبیه‌سازی نیروی برش

در این بخش آزمایشاتی با هدف ارزیابی روش پیشنهاد شده انجام شده است. شرایط برش در جدول ۳ آورده شده است. حالت اول در داخل ناحیه پایدار و حالت دوم بر روی مرز پایداری انتخاب شده‌اند. همچنین به منظور وارد کردن اثر خروج از مرکزی ابزار در شبیه‌سازی‌ها، مقدار خروج از مرکزی هر یک از لبه‌های برنده اندازه‌گیری و در کد شبیه‌سازی وارد شده است.

پیزوالکتریک تک محوره (B&K۴۳۹۳) برای اندازه‌گیری شتاب است. تبدیل سیگنال‌های جمع آوری شده به حوزه فرکانس از طریق تجزیه و تحلیل سیگنال توسط آنالایزر دو کاناله (B&K۲۰۳۲) محقق شده است. پارامترهای مودال نوک ابزار با استفاده از آزمایشات مودال تعیین شده‌اند. لازم به ذکر است که به دلیل صلب بودن قطعه کار نسبت به ابزار، از اندازه‌گیری و وارد سازی پارامترهای مودال آن در شبیه‌سازی صرف نظر شده است. ماشین فرز ، شتاب سنج و چکش مودال استفاده شده در آزمایش، در شکل ۶ نشان داده شده است. نتایج تجزیه و تحلیل مودال در هر یک از دو جهت x و y در شکل ۷ ارائه شده است. پارامترهای مودال ابزار بر اساس بخش‌های حقیقی و موهومی تابع پاسخ فرکانسی (FRF) و با بهره‌گیری از تکنیک‌های برازش منحنی ارائه شده در [۲۴] تعیین شده‌اند. این پارامترها در جدول ۲ گزارش شده‌اند.



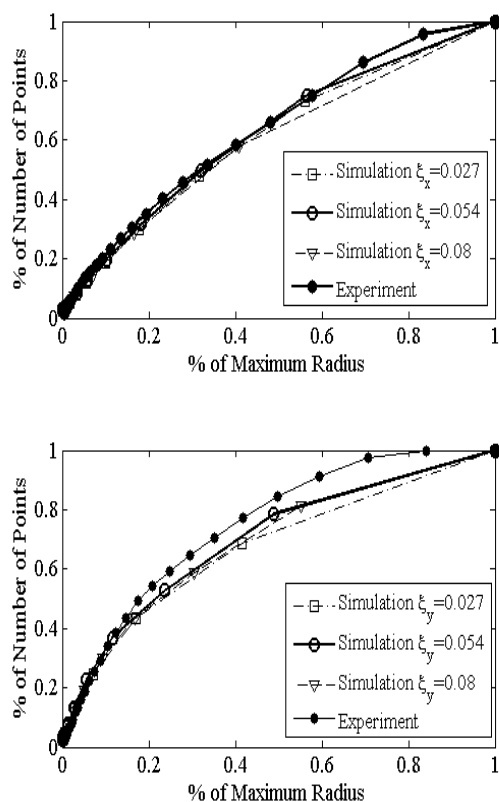
شکل ۵- تجهیزات آزمایش



شکل ۶- نحوه انجام تست مودال ابزار

باید توجه داشت که حداکثر شباهت بین دو سیگنال در یک نسبت میرایی معینی ایجاد می‌شود. با بررسی شکل ۸ مشاهده می‌شود که افزایش نسبت میرایی فرآیند از ۰/۱۶ به ۰/۲۴ سبب از بین رفتن روند همگرایی ناحیه مقیاس گذاری سیگنال شبیه سازی و سیگنال آزمایش می‌گردد. بدین ترتیب نسبت میرایی فرآیند برای هر دو جهت X و Y در حالت اول (سرعت دوران ۶۰۰ rpm)، $\xi_x=0/16$ و $\xi_y=0/16$ و در حالت دوم (سرعت دوران ۳۰۰ rpm)، $\xi_x=0/054$ و $\xi_y=0/054$ تعیین می‌شوند.

با بررسی شکل‌های ۸ و ۹ مشاهده می‌شود که افزایش نسبت میرایی فرآیند در سرعت‌های کم، همانند آنچه در [۶] اشاره شده، اتفاق می‌افتد.



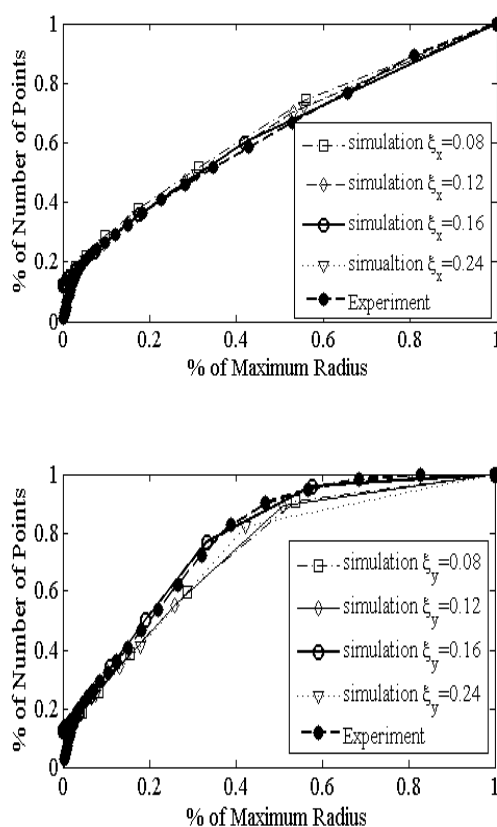
شکل ۹- تعیین نسبت میرایی فرآیند بر مبنای بعد همبستگی در جهات x و y (۳۰۰rpm)

شکل‌های ۱۰ و ۱۱ مقایسه‌ای بین نیروهای پیشگویی شده بوسیله مدل پیشنهادی و نتایج آزمایشگاهی برای حالت‌های اول و دوم را نشان می‌دهد که میزان خوبی از تطابق بین نیروهای شبیه سازی و آزمایش از لحاظ شکل و اندازه مشاهده می‌گردد. حداکثر خطای شبیه سازی در ماکزیمم نیروی شبیه سازی شده

جدول ۳- شرایط برش

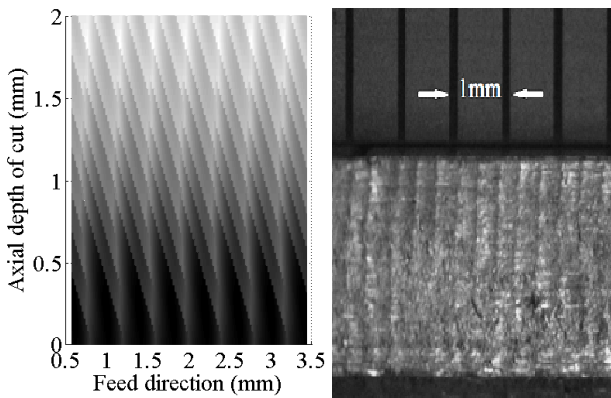
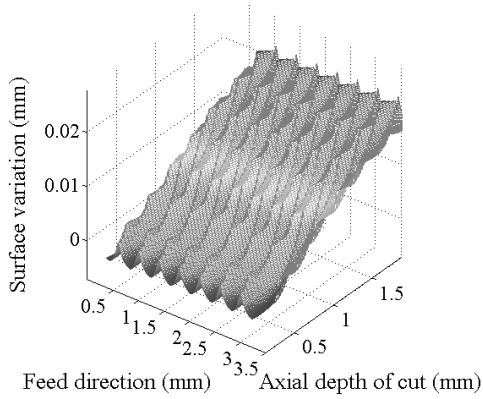
خروج از مرکزی (mm)	عرض برش (mm)	پیشروی (mm/tooth)	عمق برش (mm)	زاویه ماشینکاری (deg)	تعداد لبه برنده	سرعت دورانی (rpm)
۶	۱/۵	۰/۱	۲	۳۰	۴	۶۰۰
۶	۱/۵	۰/۱	۲	۳۰	۴	۳۰۰

- هر دو تست در حالت فرزکاری Upmilling می‌باشند. مقدار نسبت میرایی در داخل منطقه برش با استفاده از تحلیل سری زمانی (مطابق توضیحات ارائه شده در بخش ۴) مشخص می‌شود. تغییرات جمع همبستگی برای هر دو سیگنال نیرو و آزمایش در شکل‌های ۸ و ۹ نشان داده شده است. مقدار اولیه پیشنهاد شده برای نسبت میرایی فرآیند در شروع الگوریتم برابر نسبت میرایی سازه‌ای در حالت ارتعاش آزاد است. براساس الگوریتم ارائه شده، تا زمانی که تغییرات دیاگرام جمع همبستگی در ناحیه میانی، برای دو سیگنال شبیه سازی و آزمایش مشابه یکدیگر نشود، روند تغییر مقدار نسبت میرایی ادامه می‌یابد.

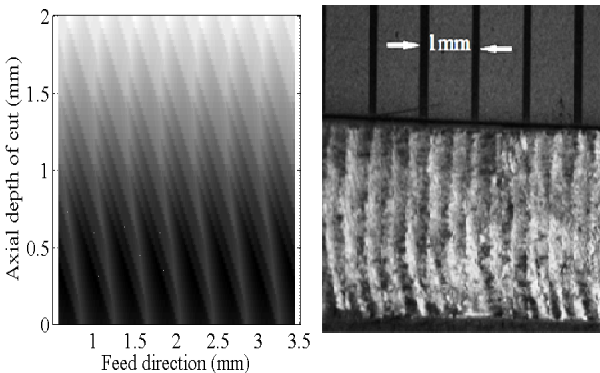
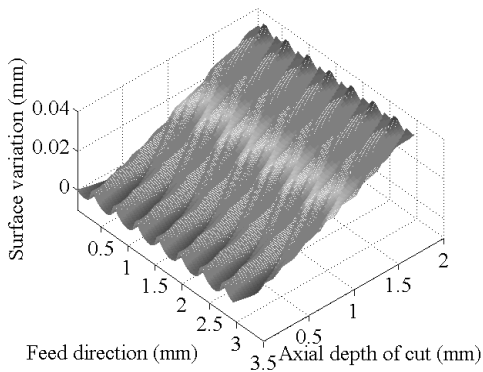


شکل ۸- تعیین نسبت میرایی فرآیند بر مبنای بعد همبستگی در جهات x و y (۶۰۰rpm)

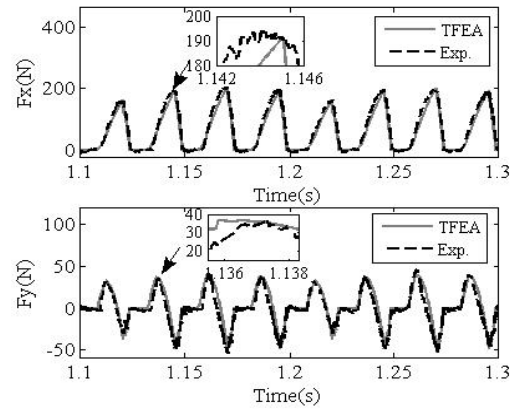
برای نیروی راستای Y (آزمایش حالت دوم)، ۱۰ درصد است. در سایر شبیه‌سازی‌ها، حداکثر خطای ایجاد شده در ماکزیمم نیروی شبیه‌سازی شده کمتر از ۶ درصد می‌باشد. این خطاها در نماهای بزرگ شده در شکل‌های ۱۰ و ۱۱ قابل مشاهده می‌باشد.



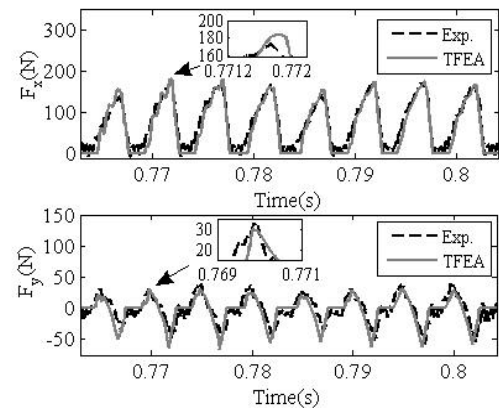
شکل ۱۲- مقایسه بافت سطح آزمایش و شبیه‌سازی شده (۶۰۰rpm)



شکل ۱۳-مقایسه بافت سطح آزمایش و شبیه‌سازی شده (۳۰۰۰rpm)



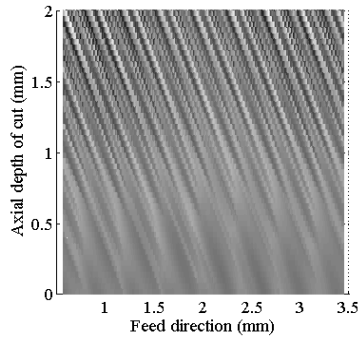
شکل ۱۰- مقایسه نیروهای شبیه‌سازی شده با نیروهای آزمایش (۶۰۰rpm)



شکل ۱۱- مقایسه نیروهای شبیه‌سازی شده با نیروهای آزمایش (۳۰۰۰rpm)

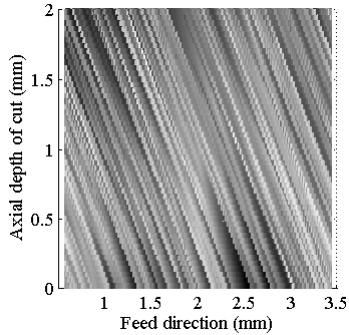
۳-۵ شبیه‌سازی بافت سطح

مدل سازی بافت سه بعدی سطح با در نظر گرفتن انعطاف پذیری ابزار [۲۵] انجام شده است. شکل‌های ۱۲ و ۱۳ به ترتیب بافت سطح ماشینکاری شده در آزمایش و بافت سطح شبیه‌سازی شده برای هر یک از حالت‌های اول و دوم با هم مقایسه شده‌اند.



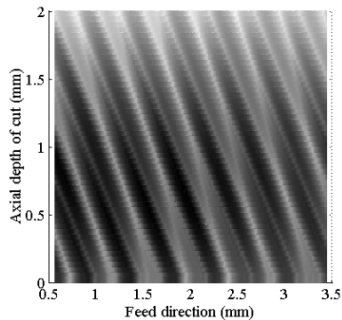
شکل ۱۵-الف شبیه‌سازی بافت سطح در نسبت میرایی‌های

نامناسب ($\zeta_y = \zeta_x = 0/0.8$) (600 rpm)



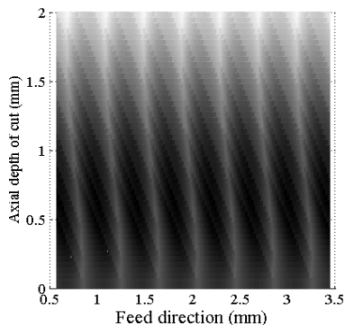
شکل ۱۵-ب شبیه‌سازی بافت سطح در نسبت میرایی‌های

نامناسب ($\zeta_y = \zeta_x = 0/1.2$) (600 rpm)



شکل ۱۶-الف شبیه‌سازی بافت سطح در نسبت میرایی‌های

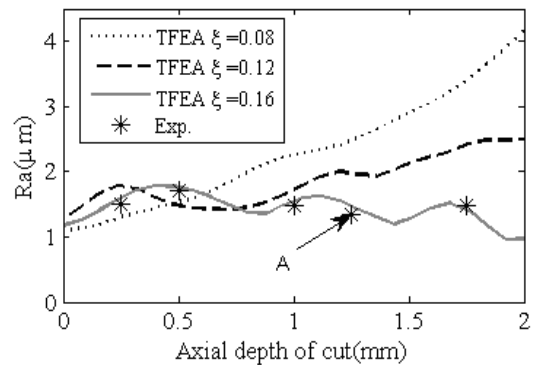
نامناسب ($\zeta_y = \zeta_x = 0/0.27$) (3000 rpm)



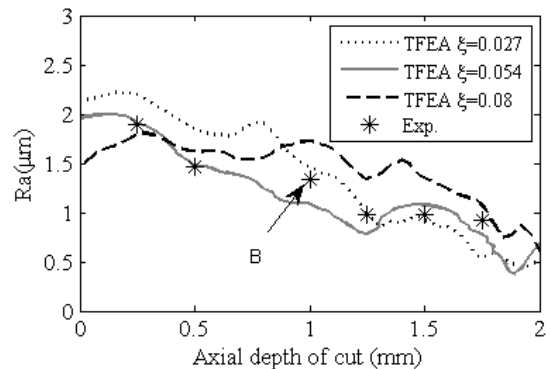
شکل ۱۶-ب شبیه‌سازی بافت سطح در نسبت میرایی‌های

نامناسب ($\zeta_y = \zeta_x = 0/0.8$) (3000 rpm)

بافت سطح شبیه‌سازی شده به صورت کیفی با بافت سطح ماشینکاری شده از لحاظ اثر پیشروی، زاویه، شکل اعوجاج و زبری تطابق دارد. زبری سطح ماشینکاری شده با استفاده از دستگاه زبری سنج Taylor Hobson مدل (۲۵ Surtronic) در چند نقطه از عمق برش اندازه‌گیری شده است. حداکثر تفاوت بین زبری سطح آزمایش و شبیه‌سازی در نقاط A و B همان طور که در شکل ۱۴ مشاهده می‌شود، روند تغییرات زبری سطح در امتداد عمق برش با نتایج آزمایشگاهی مطابقت قابل قبولی دارد و می‌توان زبری سطح را با این روش مدل‌سازی نمود. اختلاف ایجاد شده در نقطه B، می‌تواند در اثر ارتعاشاتی باشد که در قسمتهای قبل در مورد آن بحث شده است.



الف-حالت اول (600 rpm)



ب-حالت دوم (3000 rpm)

شکل ۱۴- تغییرات زبری سطح در امتداد عمق برش

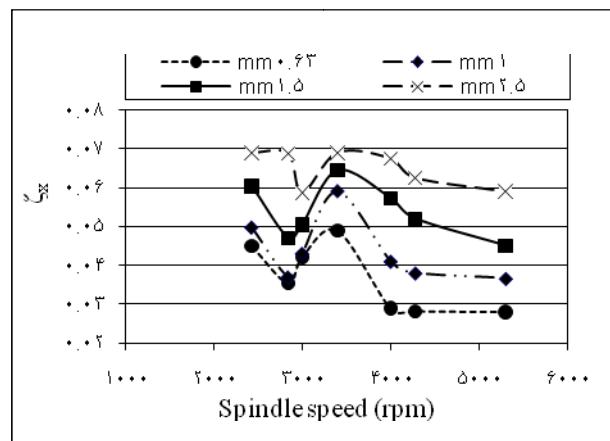
۶- پیش بینی دالان‌های پایداری

با توجه به تغییر نسبت میرایی در داخل منطقه برش براساس تغییر عمق برش و سرعت برش، انتظار می‌رود که تغییراتی در دالان پایداری پیش بینی شده برحسب پارامترهای مودال سیستم بوجود آید. به منظور بررسی این موضوع آزمایشاتی مطابق جدول ۴ انجام شده است و تغییرات مقدار نسبت میرایی در دو راستای X و Y، با روش پیشنهاد شده فوق، برای آزمایشات انجام شده تعیین می‌گردد. در شکل‌های ۱۷ و ۱۸ این تغییرات نشان داده شده است. با استفاده از روش TFEA دالان پایداری فرآیند فرزکاری با مشخصات جدول ۲ و ۳ در عمق برش و سرعت دورانی متفاوت بدست آمده است.

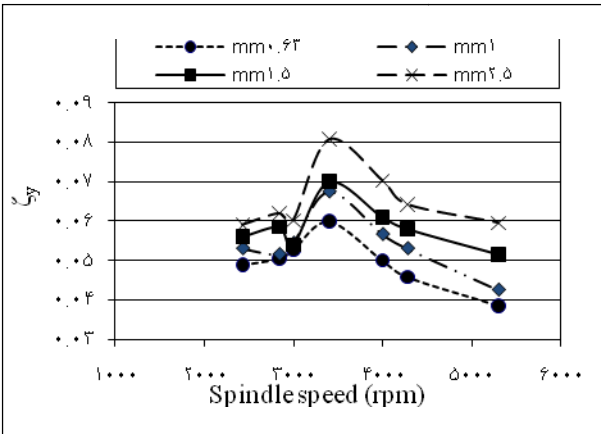
جدول ۴- شرایط آزمایشات جهت تعیین نسبت میرایی زمان برش

عمق برش (mm)	سرعت دورانی (rpm)
۰/۶۳-۱-۱/۵-۲/۵	۲۴۳۰-۲۸۴۰-۳۰۰۰-۳۴۰۰-۴۲۸۰-۵۳۰۰

با بررسی نتایج بدست آمده مشخص می‌گردد که مقدار نسبت میرایی سیستم در راستای X تا نزدیکی ۳۰۰۰ rpm کاهش می‌یابد، پس از آن بین محدوده ۳۰۰۰ rpm تا ۳۴۰۰ rpm روندی افزایشی به خود می‌گیرد و در نهایت بعد از سرعت دورانی ۳۴۰۰ rpm روندی نزولی را کسب می‌کند. از طرف دیگر مقدار نسبت میرایی سیستم در راستای Y تا نزدیکی ۳۴۰۰ rpm بغیر از ۳۰۰۰ rpm، روندی افزایشی داشته و پس از آن روندی نزولی را کسب می‌کند.



شکل ۱۷- روند تغییرات ζ_x به ازای تغییرات عمق برش و سرعت دورانی اسپیندل



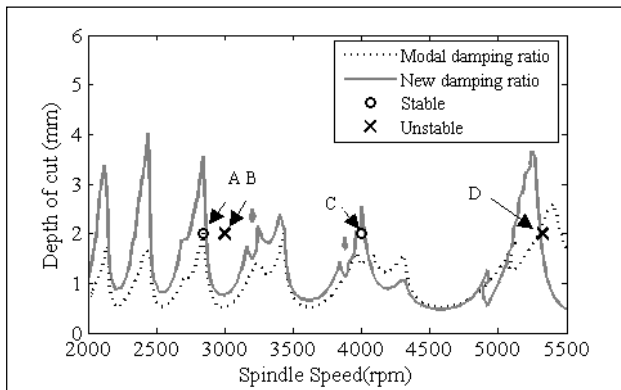
شکل ۱۸- روند تغییرات ζ_y به ازای تغییرات عمق برش و سرعت دورانی اسپیندل

بدین ترتیب از آنجا که نقش میرایی در سیستم به عنوان جذب کننده انرژی سیستم می‌باشد، لذا انتظار می‌رود با افزایش سرعت ماشینکاری و کاهش میرایی، محدوده پایداری سیستم کاهش یابد. از طرف دیگر بررسی شکل‌های ۱۹ و ۲۰ حاکی از آنست که هرچه عمق برش افزایش می‌یابد، مقدار نسبت میرایی زمان برش در هر دو راستای X و Y افزایش می‌یابد.

برای بدست آوردن رویه‌ای که تغییرات نسبت میرایی به ازای تغییرات سرعت دورانی و عمق برش را بیان کند، از نرم افزار MATLAB استفاده شده است. معیارهای تایید یا انتخاب بهترین رویه، معیار آماری مجموع مربع خطاها (SSE)، مربع باقی مانده (R-square) می‌باشند. برای رویه ζ_x مجموع مربع خطاها ۰/۰۰۰۲۸۸۱ و مربع باقی مانده ۰/۹۴۷۱ و برای رویه ζ_y مجموع مربع خطاها ۰/۰۰۰۲۷۷۷ و مربع باقی مانده ۰/۸۵۹۸ محاسبه شده است. هرچه مجموع مربع خطاها به عدد صفر نزدیک تر باشد و هر چه مربع باقی مانده‌ها به عدد یک نزدیک تر باشد، برازش انجام شده با دقت بیشتری انجام شده است. شکل‌های ۱۹ و ۲۰ رویه بدست آمده برای ζ_x و ζ_y را نشان می‌دهند. همچنین در روابط ۲۸ و ۲۹ معادلات رویه ارائه شده است.

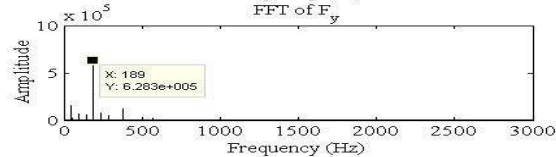
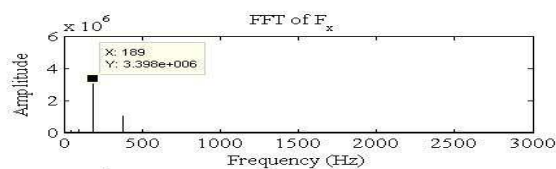
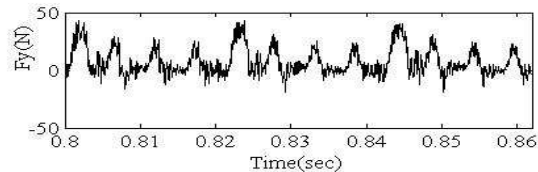
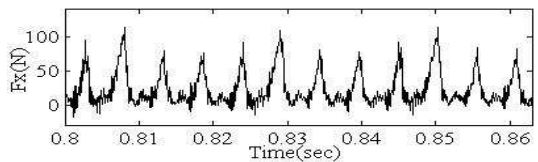
$$\begin{aligned} \zeta_x = & 330.1 - 5.102s - 8.286d - 29.05s^2 + \\ & 2.509sd - 2.686d^2 + 18.6s^3 + 8.743s^2d - \\ & 7.007d^2s + 0.1953d^3 + 17.06s^4 - \\ & 0.1704s^3d - 1.063d^2s^2 + 0.7731d^3s + \\ & 0.2813d^4 - 10.45s^5 - 2.699s^4d + \\ & 2.08d^2s^3 - 0.5175d^3s^2 + 1.17d^4s \times 10^{-3} \end{aligned} \quad (28)$$

دالان‌های پایداری تخمین زده شده با میرایی بدست آمده از مودال، در تعیین مرز پایداری سیستم می‌باشند.



شکل ۲۱- دالان‌های پایداری

در شکل‌های ۲۲ تا ۲۵ سیگنال‌های آزمایش نقاط A, B, C و D نشان داده شده است. بررسی روند تغییرات و همچنین دیاگرام FFT سیگنال‌های مذکور نشان می‌دهد که نقاط A و C در ناحیه پایدار و نقاط B و D به دلیل تحریک فرکانس چتر (فرکانسی که در نزدیکی فرکانس طبیعی سیستم است) در ناحیه ناپایداری می‌باشند.



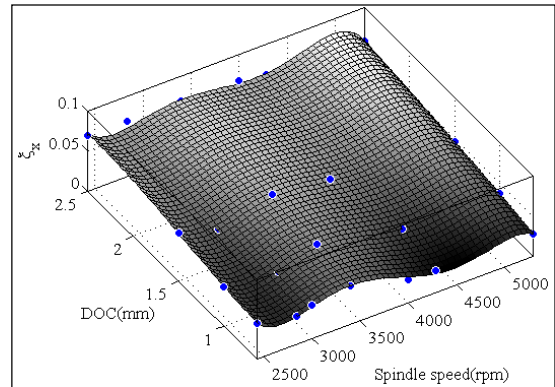
شکل ۲۲- سیگنال آزمایش (نقطه A)

$$\zeta_y = 0.06169 + 0.00149s + 0.0124d - 0.03154s^2 \quad (29)$$

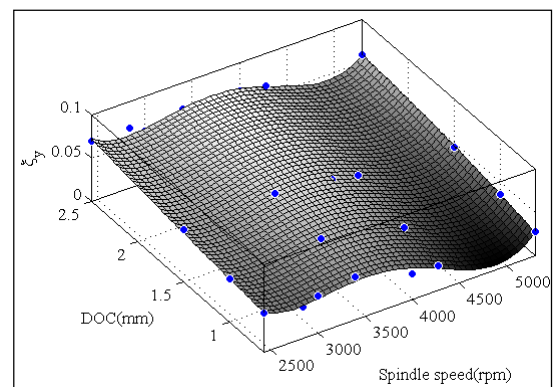
$$+ 0.005208 s d - 0.00343 d^2 + -0.007482 s^3 +$$

$$0.0004304 s^2d - 0.001799sd^2 + 0.01184s^4 -$$

$$0.001734 s^3d + 0.00134 s^2d^2$$

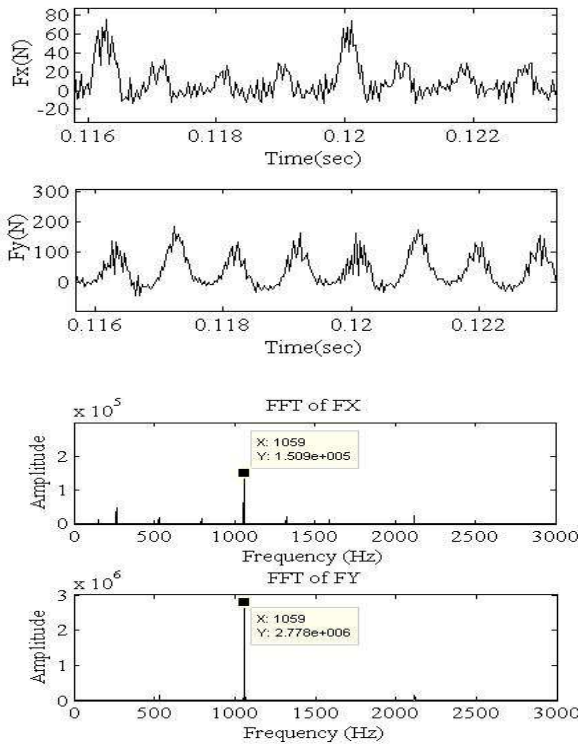


شکل ۱۹- روند تغییرات نسبت میرایی در راستای x

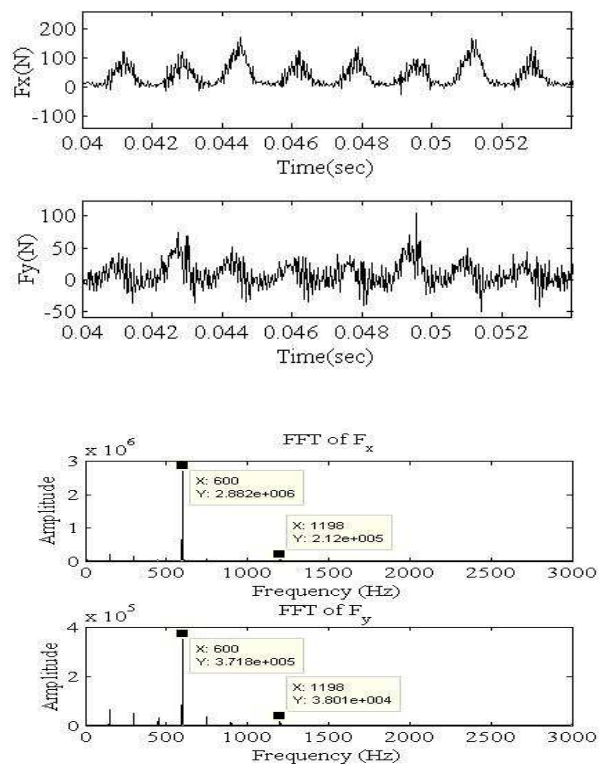


شکل ۲۰- روند تغییرات نسبت میرایی در راستای y

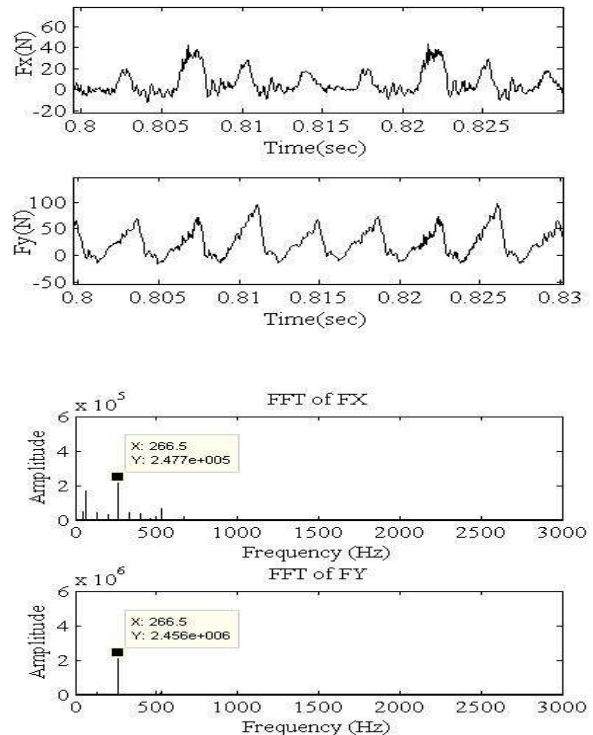
با بررسی شکل‌های ۱۹ و ۲۰ مشاهده می‌شود که روند تغییرات نسبت میرایی باید در مدل‌سازی فرآیند فرزکاری در نظر گرفته شود. با این توضیح، شبیه‌سازی دالان پایداری با شرایط آزمایش ارائه شده در جدول ۳ انجام گردیده و دالان پایداری مطابق شکل ۲۱ تعیین می‌گردد. به منظور بررسی صحت دالان پایداری بدست آمده آزمایشاتی با عمق برش ۲mm در سرعت‌های دورانی جدول ۴ انجام گردید. همانطور که مشاهده می‌شود نتایج نشان می‌دهند که دالان پایداری بدست آمده با دقت بسیار بالایی توانایی پیشگویی مرز پایداری را دارد. همانطور که در شکل ۲۱ مشاهده می‌شود دالان‌های پایداری تخمین زده شده با استفاده از میرایی ترکیبی، زمان برش و زمان خارج ناحیه برش، دارای دقت بسیار بیشتری، نسبت به



شکل ۲۵- سیگنال آزمایش (نقطه D)



شکل ۲۳- سیگنال آزمایش (نقطه B)



شکل ۲۴- سیگنال آزمایش (نقطه C)

۶- نتیجه گیری

میرایی فرایند نقش بسزایی در پایداری دینامیکی فرآیند های ماشینکاری دارد. این میرایی از تماس سطح زیرین ابزار با سطح ماشینکاری شده ناشی می شود. در این مقاله روشی جدید برای تعیین میرایی فرایند در فرآیند فرز انگشتی با بارجانبی کم ارائه شده است. برای شبیه سازی دینامیک فرآیند فرزکاری، و تعیین نیروهای برش دینامیکی و بافت سطح ماشینکاری شده، از روش TFEA بهره گیری شده است. در اکثر تحقیقات موجود میرایی سیستم براساس آنالیز مودال مجموعه ابزار- اسپیندل تعیین شده است. در این مقاله مقدار میرایی سیستم در ناحیه برش و خارج از آن جداسازی شده است. برای تعیین میرایی سیستم در خارج از منطقه برش از آنالیز مودال استفاده شده است. همچنین برای تخمین میرایی فرآیند در ناحیه درگیری ابزار و قطعه کار، از معیار جمع همبستگی و تکنیکهای تحلیل سری های زمانی استفاده شده است. میرایی فرآیند بر پایه مقایسه دینامیک سیگنال نیروی شبیه سازی شده با سیگنال نیروی بدست آمده از آزمایشات تعیین می شود. پس از تایید روش محاسباتی ارائه شده در این مقاله و مقایسه کمی و کیفی نتایج بدست آمده، تعدادی آزمایش به منظور تعیین روند تغییرات میرایی فرآیند با تغییرات پارامترهای ماشینکاری

- Industry, 105, 1983, pp 24–32.
- [8] Montgomery, D. and Altintas, Y. “Mechanism of cutting force and surface generation in dynamic milling”, ASME Winter Annual Meeting, 40, San Francisco, 1989, pp 65-74,
- [9] Elbestawi, M. A., Ismail, F., Du, R. and Ullagaddi, B.C. ”Modeling machining dynamics including damping in the tool-workpiece interface”, ASME J. of Eng. Industry, 116, 1994, pp 435– 439.
- [10] Chiou, Y. S., Chung, E.S. and Liang, S.Y. “Analysis of tool wear effect on chatter stability in turning” Int. J. of Mech. Sci., 37 (4), 1995, pp 391–404
- [11] Eynian, M. and Altintas, Y. “Analytical chatter stability of milling with rotating cutter dynamics at process damping speeds”, ASME J. of Manufacturing Sci. and Eng., 132, 2010, pp 1-14.
- [۱۲] Budak, E. and Tunc, L.T. “A new method for identification and modeling of process damping in machining”, Trans. of ASME, J. of Manufacturing Sci. and Eng., 131, 2009, pp 1–10.
- [۱۳] Altintas, Y., Eynian, M., and Onozuka, H. ”Identification of dynamic cutting force coefficients and chatter stability with process damping”, CIRP Annals, J. of Manufacturing Tech., 2008, pp 371-374.
- [14] Davies, M.A., Pratt, J.R., Dutterer, B. and Burns, T. J. “Interrupted machining: A doubling in the number of stability lobes”, ASME J. of Manufacturing Sci. and Eng., 124, 2001, pp 217–225
- [15] Bayly, P.V., Halley, J.E., Mann, B.P. and Davies, M.A. “Stability of interrupted cutting by temporal finite element analysis”, 18th Biennial Conference on Mechanical Vibration and Noise, Pittsburgh, PA, No. VIB-21581, ASME (2001).
- [16] Mann, B.P., Insperger, T., Bayly, P.V. and Stepan, G. “Stability of up milling and down milling: Experimental verification”, Int. J. of Machine Tools and Manufacture, 43, 2003, pp 35–40.
- [17] Mann, B.P., Bayly, P.V., Davies, M.A. and Halley, J.E. “Limit cycles, bifurcations, and accuracy of the milling process”, J. of Sound and Vibration, 277, 2004., pp 31–48.
- شامل عمق برش و سرعت دورانی اسپیندل انجام شده است. نتایج حاکی از آن است که در حالت کلی با کاهش سرعت اسپیندل میرایی فرآیند افزایش می‌یابد. همچنین در یک سرعت اسپیندل ثابت با افزایش عمق برش، میرایی فرآیند افزایش می‌یابد که این روند با توجه به افزایش طول سطح تماس ابزار با سطح ماشینکاری شده قابل توجیه است. با در نظر گرفتن تغییرات میرایی فرآیند به ازای تغییرات سرعت اسپیندل و عمق برش مرزهای دالان پایداری پیشگویی شده تغییر می‌کند. به منظور اعتبارسنجی مدل ارائه شده در تعیین مرزهای دالان پایداری سیستم، تعدادی آزمایش نمونه در شرایط برشی پایدار و ناپایدار انجام شده است. نتایج بدست آمده نشان می‌دهند که با در نظر گرفتن تغییرات میرایی فرآیند با شرایط ماشینکاری قابلیت های مدل در پیشگویی مرزهای پایداری در فرآیند فرزکاری، بهبود یافته اند.

منابع و مراجع

- [1] Quintana, G. and Ciurana, J. ”Chatter in machining processes: A review”, Int. J. of Machine Tools & Manufacture, 51, 2011, pp 363–376.
- [2] Huang, C.Y. and Junz Wang, J. J. ”Mechanistic modeling of process damping in peripheral milling”, ASME J. of Manufacturing Sci. and Eng., 129, 2007, pp 12- 20 .
- [3] Huang, C.Y. and Junz Wang, J. J. ”Effects of cutting conditions on dynamic cutting factor and process damping in milling”, Int. J. of Machine Tools & Manufacture, 51, 2011, pp 320-330.
- [4] Tobias, S. A. and Fishwick, W. ”A theory of regenerative chatter”, J. of Engineering, 205, 1958, pp 16-23.
- [5] Koenigsberger, F. and Tlustý, J. ”The theory of chatter and stability analysis”, J. Machine tool structures”, Pergamon Press, Oxford, UK ,1970, pp 115– 274.
- [6] Das, M.K. and Tobias, S.A. “The relation between the static and the dynamic cutting of metals”, Int. J. of Machine Tool Design and Research, 7, 1967, pp. 63– 89.
- [7] Tlustý, J. and Ismail, F. “Special aspects of chatter in milling”, ASME J. of Eng. for

- [23] Sharif Ullah, .A.M. and Harib, H.K. "Simulation of cutting force using non-stationary gaussian process", J. of Intelligent Manufacturing, 2010, pp. 681-691.
- [24] Schmitz, T.L. and Smith, .K.S. "Machining dynamics: frequency response to improved productivity", Springer, New York, USA 2009, pp.41-52.
- [25] Kivanc, E.B. and Budak, E. "Structural modeling of end mills for form Error and Stability Analysis", Int. J. of Machine Tools & Manufacture, 44, 2004, pp. 1151-1161.
- [18] Mann, B.P., Edes, B.T., Easley, S.J. and Young, K.A. "Chatter vibration and surface location error prediction for helical end mills", Int. J. of Machine Tools & Manufacture, 48, 2008, pp 350-361.
- [19] Imani, B.M., Sadeghi, M.H. and Kazemi, M. "Effect of helix angle variations on stability of low immersion milling", IUST int. J. of Eng. Sci., 19 (5-1) , 2008, pp 115-122.
- [20] Hilborn, R.C. "Chaos and nonlinear dynamics", Oxford University Press, Oxford, UK ,2000, pp 354-368.
- [21] Grassberger,P. and procaccia,I."Characterization of strange attractors", Physical review letter, 50 (5), 1983, pp 346-349.
- [22] Kanz, H. and Schriber, T. "Nonlinear time series analysis", Cambridge University Press, Cambridge, UK ,1997.