



INFLUENCIA DEL MATERIAL DEL PORTAHERRAMIENTAS EN LA ESTABILIDAD DINÁMICA DEL FRESADO DE ACERO ENDURECIDO AISI D6

YANIER SÁNCHEZ HECHAVARRÍA¹, MARITZA MARIÑO CALA¹, ANSELMO EDUARDO DINIZ², FRANK SANABRIA MACIAS³

¹Universidad de Oriente

Facultad de Ingeniería Mecánica. Departamento de Manufactura y Materiales
Patricio Lumumba s/n. Altos de Quintero. CP 90400. Santiago de Cuba. Cuba

²Universidade Estadual de Campinas

Faculdade de Engenharia Mecânica. Departamento de Fabricação
Rua Mendeleiev, 200. Caixa postal: 6122. CEP: 13083-860

Cidade Universitária Zeferino Vaz. Campinas. São Paulo. Brasil

³Universidad de Oriente

Centro de Estudios de Neurociencias, Procesamiento de Imágenes y Señales
Avenida de las Américas s/n. Santiago de Cuba, Cuba

(Recibido 20 de noviembre de 2015, para publicación 30 de diciembre de 2015)

Resumen – El objetivo de este trabajo es el estudio experimental de la influencia del material del portaherramientas en la estabilidad dinámica durante el fresado de superficies inclinadas de acero para trabajos en frío AISI D6. La evaluación de la estabilidad dinámica se basó en el análisis de los espectros de frecuencia de las componentes de la fuerza de corte, el valor de la Raíz Media Cuadrática (RMS) y la rugosidad superficial de la pieza. La investigación mostró un efecto significativo del material del portaherramientas en la estabilidad dinámica del proceso, obteniéndose para procesos estables, una mejor rugosidad superficial de la pieza y un aumento en la vida de la herramienta. El análisis de la variación de la rugosidad superficial permitió corroborar los resultados de los análisis de las señales de fuerza, comprobándose que en los procesos más estables los valores de la rugosidad superficial son menores que en procesos menos estables.

Palabras clave – Fresado, estabilidad dinámica, acero endurecido, fuerza de corte, rugosidad superficial.

1. INTRODUCCIÓN

El proceso de mecanizado está invariablemente acompañado de vibraciones que tienen diversos orígenes. La aplicación de un proceso de mecanizado define el máximo nivel y la máxima amplitud de las vibraciones. En las operaciones de desbaste lo que determina este nivel es el efecto que las vibraciones ejercen sobre la vida de la herramienta, siempre y cuando la superficie generada sea adecuada para la operación posterior. En operaciones de acabado, éste es determinado por la calidad de la superficie y la precisión dimensional exigida [1].

En el fresado con altas velocidades, las vibraciones relativas entre la pieza y la herramienta, que surgen durante la operación, ejercen gran influencia sobre los resultados del proceso. Estas pueden alcanzar niveles inaceptables, deteriorando el acabado de la superficie y comprometiendo la vida de la herramienta, especialmente en situaciones en que existe una inherente falta de rigidez en el sistema. Estas condiciones son frecuentemente encontradas en el fresado de moldes y matrices, cuyas geometrías requieren la utilización de herramientas de gran longitud y pequeño diámetro para áreas profundas, a fin de evitar colisiones con las superficies adyacentes. El fresado de estos componentes es una tarea difícil, pues las fuerzas de corte periódicas excitan a la pieza y a la herramienta estática y dinámicamente. Las deflexiones estáticas producen errores de forma y los desplazamientos dinámicos perjudican el acabado de la superficie [2].

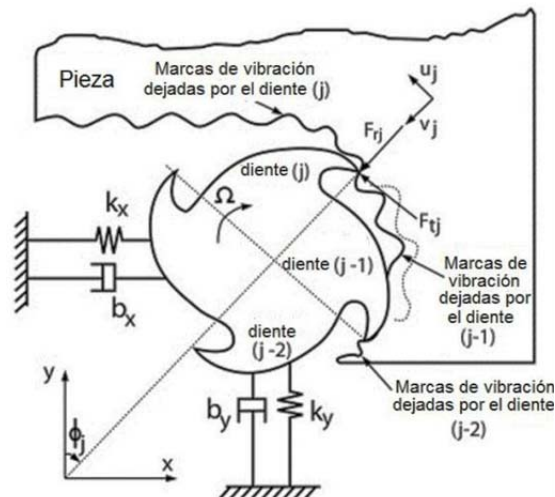


Fig. 1. Vibraciones regenerativas en un fresado CNC con dos grados de libertad. Modificada. [8].

Si la vibración de la herramienta ocurre en valores de frecuencia próximos a la natural del sistema o a uno de sus armónicos, la vida de la herramienta disminuye y el fin de esta ocurre generalmente debido a la rotura del borde cortante. Mientras que, cuando la vibración ocurre en frecuencias distantes de la natural, el desgaste de la herramienta ocurre por fenómenos usuales de desgaste y la vida de la herramienta es mucho mayor [3].

Las vibraciones forzadas tienen gran impacto en el proceso de fresado, cuando una o más frecuencias cíclicas de choque inducidas por la variación de la fuerza de corte son iguales o muy próximas a la frecuencia natural del sistema o a uno de sus armónicos. Por ejemplo, si la frecuencia de entrada de dientes es igual o muy próxima a la frecuencia natural del sistema herramienta – portaherramientas – mandril – husillo, o a uno de sus armónicos, la fuerza de corte cíclica va a excitar el sistema entrando en resonancia y la herramienta vibrará excesivamente. Si la velocidad de rotación es lo suficientemente alta como para que la frecuencia de entrada de dientes sea próxima a la frecuencia natural dominante del sistema, las vibraciones forzadas pueden producir inestabilidad en el sistema o vibraciones auto-excitadas [1,4].

Durante el fresado de superficies inclinadas las vibraciones forzadas son generadas principalmente por la frecuencia de entrada de los dientes (f_{ed}) de la fresa, para f_{ed} que se aproximan de un $1/2$ a un $1/3$ de la frecuencia natural predominante (f_{NP}) del sistema, el acabado superficial obtenido es pésimo. Los mejores resultados en cuanto a acabado superficial se encontraban en valores de $3/4$ de la frecuencia f_{NP} [5].

El diagrama en la Fig. 1 ilustra el efecto regenerativo de las vibraciones auto-excitadas en el fresado, mostrando la onda generada por el borde cortante que cortó en la superficie de la pieza de trabajo y la onda que genera el borde cortante que está cortando en el momento analizado. Las componentes tangenciales y radiales de la fuerza de corte, F_t y F_r , son funciones de las fuerzas medidas en los ejes X e Y y el ángulo instantáneo (φ) en la dirección del avance. El detalle en la esquina izquierda superior de la figura muestra cómo quedaron estas ondas en la superficie de la pieza de trabajo, causadas por las grandes variaciones en el espesor de la viruta (h), imponiendo una carga diferente para cada diente en cada rotación de la herramienta [6,7].

La aparición de las vibraciones auto-excitadas se pueden explicar también teniendo en cuenta la acción de las elevadas fuerzas de corte dinámicas actuantes, llegando hasta valores del 30% del valor de las fuerzas estáticas debido al proceso de “cizallamiento termoplástico adiabático” en el que las virutas son formadas. Este fenómeno es observado durante el mecanizado de aleaciones de titanio y aceros de alta dureza [8].

Según Antonialli *et al.* [6] y Pérez García [9], las componentes tangencial (F_t), radial (F_r) y axial (F_a) de las fuerzas de corte en función del ángulo posición (φ) son proyectadas en la dirección del avance (X), en

la dirección normal al avance (Y) y en la dirección axial (Z) mediante la matriz de transformación como se muestra en la ecuación (1).

$$\begin{bmatrix} dF_{xj}(\varphi) \\ dF_{yj}(\varphi) \\ dF_{zj}(\varphi) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos(\varphi) & \operatorname{sen}\varphi & 0 \\ -\operatorname{sen}(\varphi) & \operatorname{cos}\varphi & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} dF_t(\varphi) \\ dF_r(\varphi) \\ dF_a(\varphi) \end{bmatrix} \quad (1)$$

Engin y Altintas [10], Kitan *et al.* [11] y Wojciechowski *et al.* [12] plantean que en el fresado de acabado cuando la fresa tiene punta redonda deben ser considerado el ángulo de posición axial (κ) de la parte esférica de la herramienta (Fig 1), por lo que las componentes tangencial (F_t), radial (F_r) y axial (F_a) de las fuerzas de corte son proyectadas en la dirección X, Y y Z mediante la ecuación (2).

$$\begin{bmatrix} dF_{xj}(\varphi, z) \\ dF_{yj}(\varphi, z) \\ dF_{zj}(\varphi, z) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\operatorname{sen}(\kappa)\operatorname{sen}(\varphi) & -\operatorname{cos}(\varphi) & -\operatorname{cos}(\kappa)\operatorname{sen}(\varphi) \\ -\operatorname{sen}(\kappa)\operatorname{cos}(\varphi) & \operatorname{sen}(\varphi) & -\operatorname{cos}(\kappa)\operatorname{cos}(\varphi) \\ -\operatorname{cos}(\kappa) & 0 & -\operatorname{sen}(\kappa) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} dF_t(\varphi, z) \\ dF_r(\varphi, z) \\ dF_a(\varphi, z) \end{bmatrix} \quad (2)$$

Pal Pandian *et al.* [13] y Cao *et al.* [14], utilizaron un modelo a para calcular los desplazamientos instantáneos relacionados con la deflexión de la herramienta de corte, inducida por las componentes F_x y F_y de la fuerza de corte, considerando el sistema herramienta -portaherramientas - husillo como un sistema sencillo de dos grados de libertad en la dirección de X e Y, y el eje Z como una dirección de gran rigidez. De manera que la respuesta dinámica total del sistema es calculada mediante la suma de cada modo. La dinámica del fresado puede ser expresada mediante las ecuaciones diferenciales (3) y (4).

$$M_x \ddot{x}(t) + C_x \dot{x}(t) + K_x x(t) = F_x(t) \quad (3)$$

$$M_y \ddot{y}(t) + C_y \dot{y}(t) + K_y y(t) = F_y(t) \quad (4)$$

donde, M, C, K son la masa, amortiguamiento y rigidez de la estructura para los modos respectivos, F es la componente de la fuerza de corte proyectada sobre cada modo.

Este modelo está basado en la dependencia de las vibraciones regenerativas de los coeficientes que ajustan la fuerza de cizallamiento, y que dependen del binomio herramienta - pieza, y de la dinámica de la máquina herramienta que varían con la variación de las velocidades de rotación del husillo. [15-16]

El material del portaherramientas influye en la deflexión/vibración, la diferencia del módulo de elasticidad, masa, amortiguamiento y rigidez sugiere el uso de portaherramientas de metal duro en lugar del de acero en situaciones donde existan elevados niveles de vibración. Sin embargo, con el aumento del diámetro, las frecuencias naturales de los portaherramientas de metal duro y del acero se tornan próximas. Esto se debe a que la ventaja del uso del portaherramientas de metal duro, que posee mayor módulo de elasticidad si se compara con el de acero, se pierde debido al aumento de la densidad. En función del aumento de la masa, la frecuencia natural del portaherramientas de mayor diámetro es, para relaciones L/D iguales, menor que la frecuencia natural de portaherramientas de diámetros menores [17].

Teniendo en cuenta lo anterior, el objetivo de este trabajo es el estudio experimental de la influencia del material del portaherramientas en la estabilidad dinámica durante el fresado de superficies inclinadas de acero endurecido AISI D6 con velocidades de corte de 420 y 447,5 m/min.

1.1. Estrategia de fresado

Nicola *et al.* [18] determinaron que las mejores estrategias para el mecanizado de una superficie inclinada son las horizontales, al obtener los mejores resultados de los parámetros Ra y Rz en el sentido del avance y el incremento lateral durante el fresado de una superficie inclinada a 60° de acero herramental AISI H13 con una dureza de 52 HRC. Estos autores plantean que cuando se fresa con grandes ángulos de inclinación de la superficie los mejores resultados durante el corte se consiguen con la estrategia horizontal descendente lográndose los menores valores de rugosidad superficial Ra y Rz en el sentido del avance, en detrimento de la rugosidad superficial en la dirección del incremento lateral. Los valores de rugosidad en la dirección del incremento lateral (perpendicular al sentido del avance) aumentan, debido al flujo lateral de las virutas removidas [18].

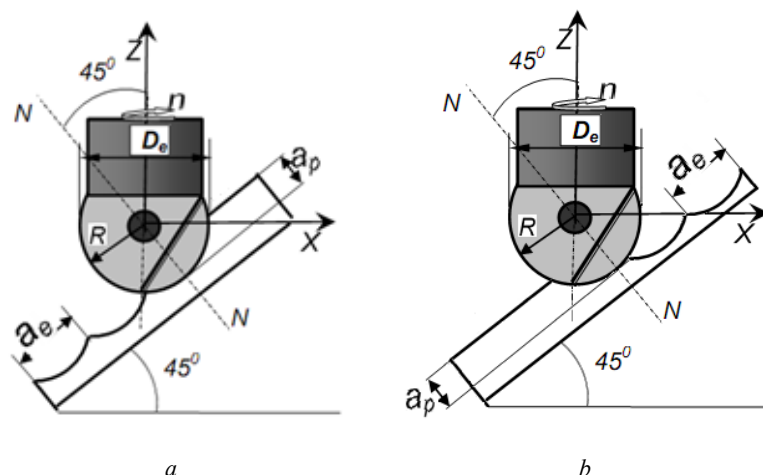


Fig. 2. Estrategias de corte horizontal: a) ascendente. b) descendente. Modificada. [19].

El diámetro de corte efectivo es mayor para las trayectorias ascendentes que para las descendentes, resultando en una velocidad de corte más elevada durante el fresado con trayectorias ascendentes. La región de contacto de la fresa de punta esférica cambia con relación a la inclinación del plano, pues el diámetro efectivo en la región de corte se altera para las trayectorias ascendentes y descendentes [19].

Según Cosma [19] las mejores estrategias para el fresado de superficies inclinadas son la vertical ascendente y la horizontal ascendente, pero la estrategia vertical ascendente tiene muchos inconvenientes para el fresado de cavidades estrechas y profundas.

El fresado horizontal ascendente, Fig. 2a, es más favorable que el horizontal descendente ya que determina una disminución del parámetro R_a en el sentido del avance y del incremento lateral y niveles más bajos de vibraciones [18, 19, 20]. Sin embargo esta estrategia de corte también es poco usada en la elaboración de moldes con cavidades estrechas o complejas debido a que la herramienta debe comenzar el proceso de corte desde el fondo de la cavidad hacia arriba. Por lo que se seleccionó para el proceso de fresado una estrategia horizontal descendente, Fig. 2b, con la cual se obtienen buenos valores de rugosidad en el sentido del avance en detrimento de la rugosidad en el sentido de la alimentación (perpendicular al avance).

2. PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL

Los experimentos fueron realizados en un centro de mecanizado vertical *MORI SEIKI SV 40* con rotación máxima del husillo de 12 000 rev/min y potencia principal de 22 kW. El material seleccionado para la fabricación de la pieza es el acero herramental para trabajos en frío AISI D6 con una dureza de 62 HRC. Este acero para herramientas tiene un alto contenido de carbono y de cromo y tiene tungsteno en su composición. El mismo se caracteriza por su alta dureza superficial, dureza, resistencia a la compresión y una buena estabilidad química. La composición química y las propiedades mecánicas del acero AISI D6 se muestran en las tablas 1 y 2.

Tabla 1. Composición química del acero herramental AISI D6.

Elemento	C	Mn	P máx.	S máx.	Si	Cr	W	V
Peso. %	2,10	0,40	0,030	0,030	0,30	11,50	0,70	0,20

Tabla 2. Propiedades mecánicas del acero herramental AISI D6.

Dureza HRC	Elongación (%)	Tensión de compresión (MPa)	Módulo de elasticidad (GPa)
Máx. 62	30 -32	1320	194

Tabla 3. Condiciones experimentales usadas de los ensayos.

Condición experimental	Portaherramientas	Velocidad de corte (m/min)	Incremento axial (mm)	Incremento radial (mm)	Inclinación de la pared mecanizada θ ($^{\circ}$)
1	PH1	420	0,15	0,15	45
2	PH1	420	0,15	0,15	45
3	PH2	447,5	0,15	0,15	45
4	PH2	447,5	0,15	0,15	45

Para los ensayos se usaron fresas intercambiables de punta redonda SANDVIK COROMANT R216F-16 40 E-LP10A (ISO H10) con recubrimiento TiAlN de 16 mm de diámetro. Para el montaje de las pastillas se usaron dos portaherramientas de iguales dimensiones: uno de acero R216F-16A16S-063 (PH1) y otro de metal duro con extremo de acero R216F-16A16C-063 (PH2). Los mismos fueron fijados con una longitud de 70 mm. El proceso de corte se realizó en seco.

Para obtener la función de transferencia del sistema herramienta – portaherramientas – husillo, fueron realizados análisis modales para las dos combinaciones experimentales (con el portaherramientas de acero PH1 y con el de metal duro PH2). Para esto, fue fijado en el extremo del portaherramientas un acelerómetro uniaxial PCB 352C33 de la firma PCB PIEZOTRONICS, conectado a un acondicionador de señales PCB482B05 con ganancia unitaria y sin filtro. Por medio de un martillo de acero con punta de plástico, los portaherramientas fueron excitados mediante un impulso no controlado aplicado paralela y perpendicularmente a los ejes X e Y.

La captación y procesamiento de las señales se realizó mediante un acondicionador de señales multicanal SCIENTIFIC ATLANTA SD 385 conectado al acelerómetro uniaxial y que utiliza un procesador de señales basado en la Transformada Rápida de Fourier (*FFT*).

Para la selección del criterio de fin de vida de las herramientas se debe tener en cuenta que las operaciones se realizaran en un régimen de acabado donde el requisito fundamental es conseguir buen acabado superficial y dimensional además de tolerancias pequeñas. Para estas operaciones el desgaste de flanco V_{BB} no debe exceder de 0,2 mm para calidades de IT7 y 0,3 mm para calidades de IT8 [21].

El desgaste de flanco máximo $V_{BBMáx}$ se fijó en 0,2 mm. En la tabla 3 se muestran las condiciones experimentales usadas en los ensayos.

Para determinar los perfiles de rugosidad se empleó un Rugosímetro Portátil *MITUTOYO*, modelo SJ-201P, montado en un soporte universal y la adquisición del perfil de rugosidad se realizó empleando el programa SJ-201 Excel.

Para la medición de las fuerzas en las tres direcciones (X, Y, Z), fue fijado un dinamómetro *KISTLER* 9257B en la mesa de la máquina, colocándose el cuerpo de prueba sobre la base superior del mismo. Con este tipo de basificación se puede considerar la pieza como un cuerpo rígido. El dinamómetro está conectado a un acondicionador de señales *KISTLER* 5019B y la adquisición de los datos se realizó mediante de una placa de adquisición de señales *A/D NATIONAL INSTRUMENTS* PCI-6025E, con salida hacia un computador que empleó el software LabView 8.5 para procesar los resultados. Las señales de fuerzas obtenidas se procesaron aplicando *FFT*, obteniéndose los espectros de frecuencia de las mismas.

3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

Para la obtención de las funciones de transferencia se realizaron ensayos de impacto con tasas de adquisición de 4000 Hz y 10000 Hz. Para los estudios realizados se utilizaron los resultados obtenidos con la tasa de 10000 Hz, debido a que las señales de fuerza adquiridas durante los ensayos experimentales tienen respuesta hasta los 3000 Hz, analizándose una banda de frecuencias de 0 – 5000 Hz para realizar el análisis modal y a través de las funciones de transferencia obtener las frecuencias modales.

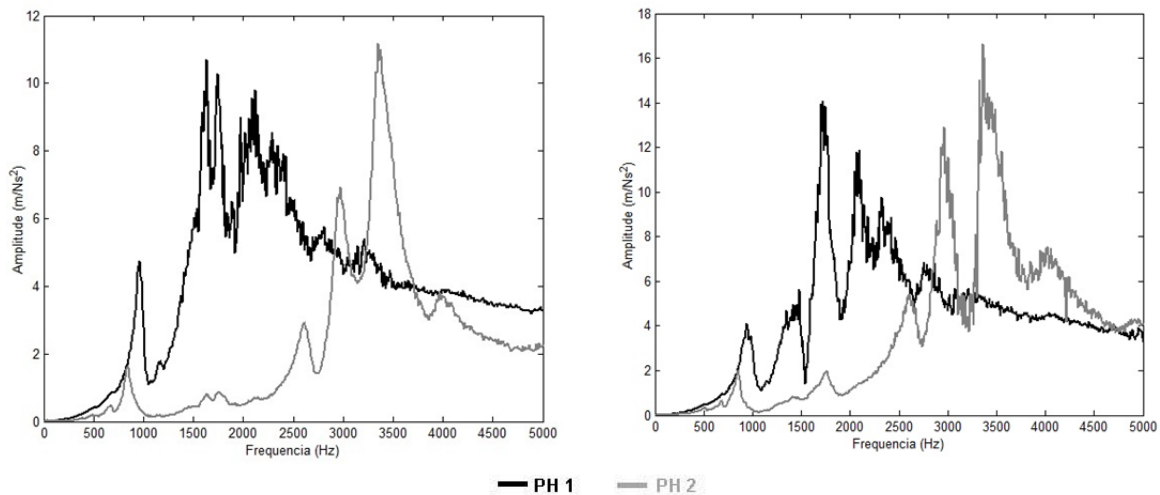


Fig. 3. Funciones de transferencia, a) Dirección X-X. b) Dirección Y-Y. Tasa de adquisición de 10000 Hz.

Tabla 4. Resultados de análisis modal.

Portaherramientas	Eje	Frecuencia natural (Hz)				% de dispersión	
		Modo1	Modo2	Modo3	Modo4	Med. 2	Med. 3
PH1	X	956	1631	1743	2118	0,57	0,71
PH2	X	841	2614	2969	3350	0,52	0,46
PH1	Y	953	1631	1745	2116	0,60	0,63
PH2	Y	843	2618	2968	3350	0,74	0,69

El gráfico de la funciones de transferencia mostrado en las Fig. 3a y 3b, se construye mediante el método exponencial de mínimos cuadrados, lo que permite identificar los parámetros modales. Los parámetros modales para los dos portaherramientas se muestran en la tabla 4.

Las funciones de transferencia obtenidos por Antonialli [6] a través de un ensayo de impacto no controlado (portaherramientas de acero para fresado frontal SANDVIK R210 y SANDVIK R300) tienen un comportamiento y forma similar a los obtenidos en los ensayos de impacto de los portaherramientas PH1 y PH2, verificándose que las frecuencias naturales para los portaherramientas SANDVIK R210 y SANDVIK R300 ocurren por encima de los 1500 Hz. Este autor determinó que en el rango de frecuencia de 400-1000 Hz las *FRF* tienden a aumentar por encima de 0,5 m/Ns², lo que significa que si los portaherramientas son excitados en esa banda de frecuencias no se comportarán como cuerpos rígidos y experimentarán algún tipo de la vibración que no ocurrirá en frecuencias inferiores. Este comportamiento anómalo determina que en cualquier modo estructural la herramienta estará en cierta forma excitada por la frecuencia de entrada de dientes. En otras palabras, los portaherramientas serán sometidos a una aceleración más alta y por lo tanto, a una amplitud de vibración más elevada si las fuerzas aplicadas tienen respuesta en esta banda de frecuencia [6].

Pollí [22], obtuvo la función de transferencia para una fresa de punta redonda de diámetro 8 mm, en la banda de frecuencias de 0 a 1100 Hz mostraron valores cercanos a los 0,05 m/Ns² en toda la banda de frecuencias, esta diferencia está dada por la disminución de la rigidez mecánica del portaherramientas utilizado en función de la disminución del diámetro del portaherramientas.

En la Fig. 4 se muestra la funciones de transferencia para frecuencias de 0 a 1100 Hz, banda de frecuencia que se analiza en este trabajo. En esta banda de frecuencias, las funciones de transferencia tienden a aumentar por encima de 0,05 m/Ns² siendo interesante analizar las fuerzas de corte asociadas a esta banda de frecuencia donde se encuentra el modo de vibración 1 para ambos portaherramientas y su efecto sobre la herramienta de corte y la superficie mecanizada.

Pires [23], realizó un ensayo modal para caracterizar la rigidez mecánica de dos herramientas de corte (una fijada en un portaherramientas de acero y otra de metal duro) a través de la identificación de las fre-

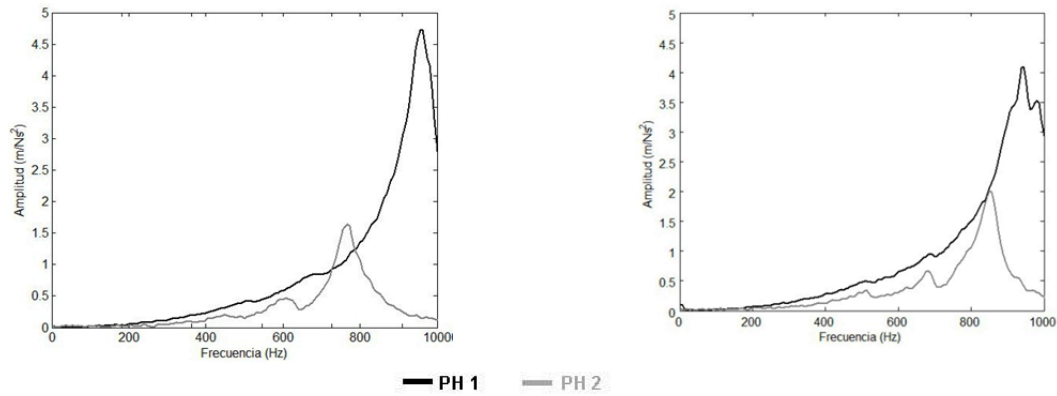


Fig. 4. Gráfico de respuesta de frecuencia para los portaherramientas PH1 y PH2 en las direcciones X-X e Y-Y. Banda de frecuencias de 0 a 1100 Hz.

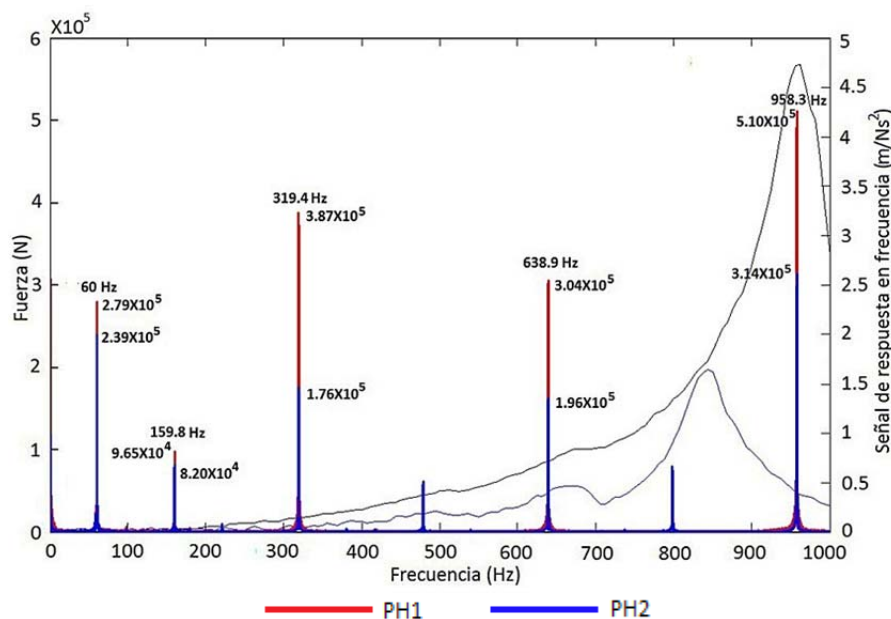


Fig. 5. Espectros de frecuencias de la componente tangencial de la fuerza de corte. $V_{BB} \approx 0,180$ mm.

cuencias naturales de vibración y de las armónicas que componen estos sistemas. Este autor verificó que en una banda de frecuencia de 0 a 600 Hz, ambas configuraciones (herramienta – portaherramientas) presentaron el mismo comportamiento, con buena rigidez mecánica, manifestándose todas las frecuencia principales de vibración por encima de 600 Hz [23]. En la banda de frecuencia de 600 HZ a 1200 Hz las dos configuraciones presentan amplitudes de vibración por encima de 0.5 m/Ns^2 . Estos resultados son similares a los obtenidos durante los ensayos modales comprobándose la influencia del material del portaherramientas en la rigidez mecánica del sistema herramientas – portaherramientas – husillo.

En las Fig. 5 y 6 se muestran los espectros de frecuencia de la componente tangencial de la fuerza de corte, obtenidos durante el fresado de una superficie inclinada a 45° para $V_C = 420 \text{ m/min}$ y $V_C = 447,5 \text{ m/min}$ respectivamente. En los espectros de frecuencia mostrados en la figura 5 podemos observar que los picos de frecuencia armónicos de f_{ed} (299,8 Hz), obtenidos para el portaherramientas PH1 tienen mayor amplitud que los obtenidos para el portaherramientas PH2. Para $\omega_3 = 958,3 \text{ Hz}$ ($n = 9583 \text{ rev/min}$ y $V_C = 447,5 \text{ m/min}$), Fig. 5, podemos apreciar que la amplitud de la señal para el portaherramientas PH1 ($5,10 \times 10^5 \text{ m/Ns}^2$), es mayor que la obtenida para el portaherramientas PH2 ($3,14 \times 10^5 \text{ m/Ns}^2$) y ocurre en una banda de frecuencia donde la función de transferencia para el portaherramientas PH1 tiene mayor amplitud y mayor potencia como se muestra en la Fig. 7, concluyéndose que para estas condiciones el

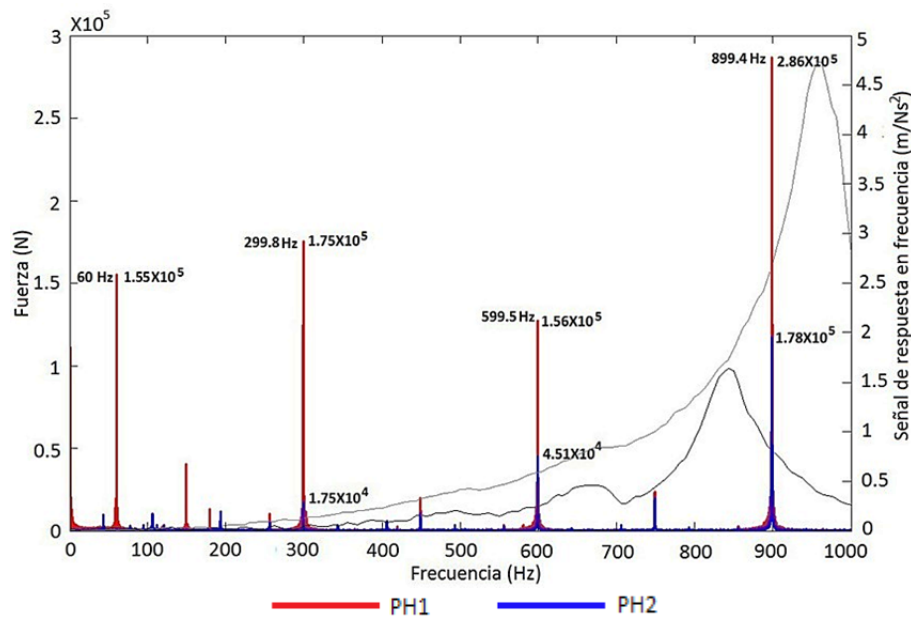


Fig. 6. Espectros de frecuencias de la componente tangencial de la fuerza de corte. $V_{BB} \approx 0,180$ mm.

corte es más inestable. La causa de esta inestabilidad está dada por la menor rigidez del portaherramientas de acero en comparación con la del portaherramientas de metal duro.

De Oliveira [24] demostró que durante el fresado de superficies inclinadas a 45° y 75° de aceros endurecidos AISI H13 y D2, las deflexiones de la herramienta eran mayores cuando se usaba portaherramientas de acero que cuando se usaba portaherramientas de metal duro. Esto se debe, como se observó anteriormente, a la mayor rigidez mecánica del portaherramientas de metal duro, lo que indica que en este caso, se obtendrá una mayor estabilidad dinámica cuando se usa este portaherramientas.

Neves [24], concluyó que en sistemas estables la deflexión de la herramienta es menor que en sistemas inestables en los cuales las vibraciones forzadas estaban cercanas a alguno de los modos de vibración asociados al sistema.

Polli [22], encontró que la presión sonora durante el fresado de superficies de acero herramental endurecido AISI P20 con inclinación de 15° y 45° usando portaherramientas de metal duro eran menores que las obtenidas cuando se usaba portaherramientas de acero. Este autor demostró que los mejores resultados en cuanto a estabilidad del proceso fresado de superficies inclinadas estaban en frecuencias que se encuentran a $3/4$ de la frecuencia natural predominante del sistema. Sin embargo sus estudios no incluyen el efecto que tienen sobre la estabilidad dinámica las frecuencias cercanas a los modos de vibración asociados al sistema portaherramientas – herramientas – mandril que se encuentran más alejados de la frecuencia natural predominante. Las vibraciones forzadas generadas por armónico de la frecuencia de entrada de dientes que se verifican en bandas de frecuencias alejadas de la frecuencia natural predominante del sistema, están asociados a frecuencias modales diferentes de esta como se observa en los espectros de frecuencia mostrados.

El análisis de la Raíz Media Cuadrática (*RMS*) de las componentes tangencial, radial y axial de la fuerza de corte, Fig.7, nos permite determinar la amplitud y magnitud de las señales fuerza. En los mismos se puede apreciar que para el portaherramientas PH1, con los dos valores de velocidad empleados, la *RMS* de las señales tiene mayor magnitud. Eso señala que para este portaherramientas las componentes de la fuerza de corte generan picos de frecuencias con mayor amplitud y las señales de fuerza tienen mayor energía, produciendo una mayor inestabilidad en el proceso. Estos resultados corroboran los obtenidos a través del análisis de los espectros de frecuencia.

Weingaertner *et al.* [26] apreciaron que para cortes inestables donde la f_{ed} o alguno de sus armónicos se aproxima a la f_{NP} o a algún modo de vibración asociado, el valor de la rugosidad superficial aumenta notablemente durante el fresado frontal. Mientras que para valores de f_{ed} más distantes de f_{NP} , donde el

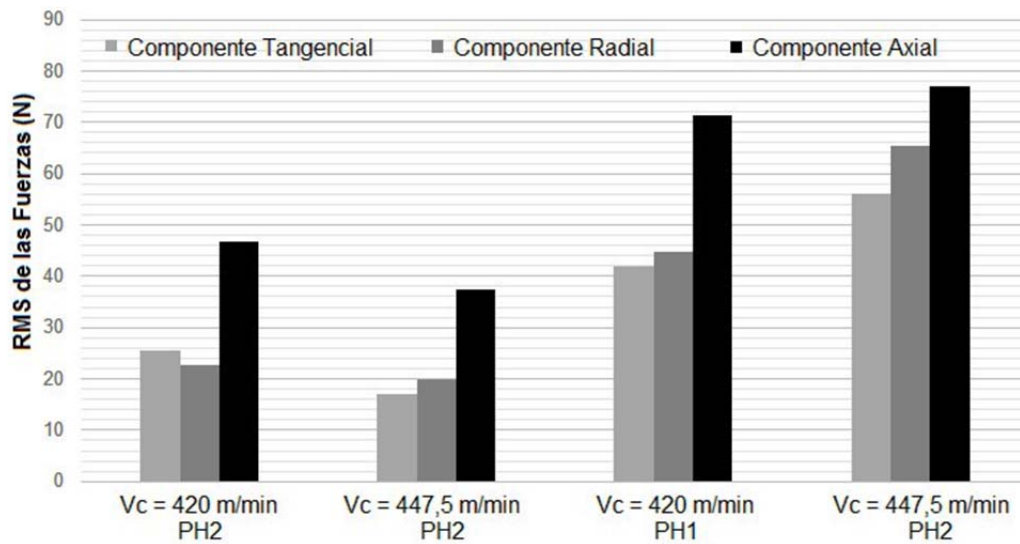


Fig. 7. Valores de RMS de las componentes de las señales de fuerza.

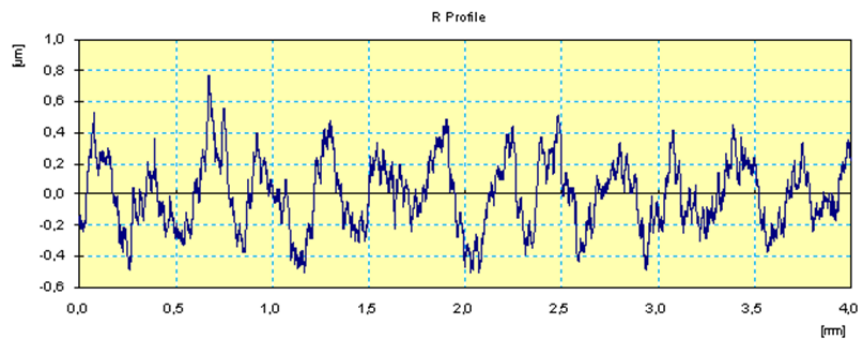


Fig. 8. Perfil de rugosidad. $V_c = 447,5$ m/min; $\theta = 45^\circ$, Portaherramientas de acero PH1.

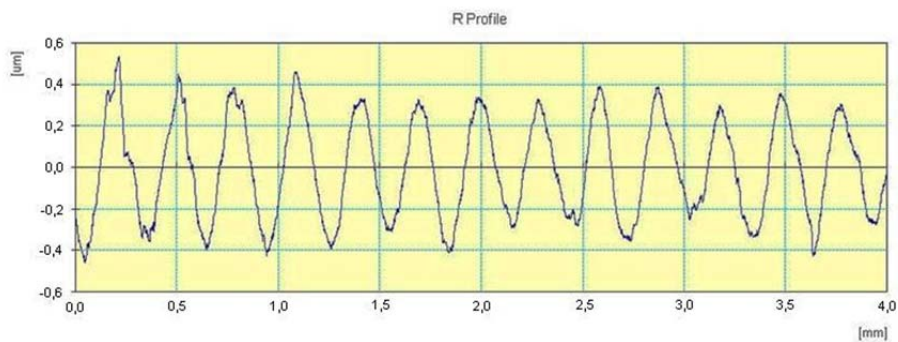


Fig. 9. Perfil de rugosidad. $V_c = 447,5$ m/min; $\theta = 45^\circ$, portaherramientas de metal duro PH2.

proceso es más estable, los valores de rugosidad superficial disminuyen, tanto a favor como en contra del sentido del avance [26]. Estos resultados coinciden con los mostrados en la figuras 9 y 10, en la cual para los procesos más estables la rugosidad superficial fue menor.

Tabla 5. Vida de las herramientas en función de la variación de la velocidad de corte.

Portaherramientas	V_C (m/min)	T (min.)		
		1 ^{ra} Replica	2 ^{da} Replica	3 ^{ra} Replica
PH1	420	33,21	33,25	33,42
PH1	447,5	30,20	30,55	30,39
PH2	420	42,00	42,30	42,23
PH2	447,5	47,63	47,46	47,91

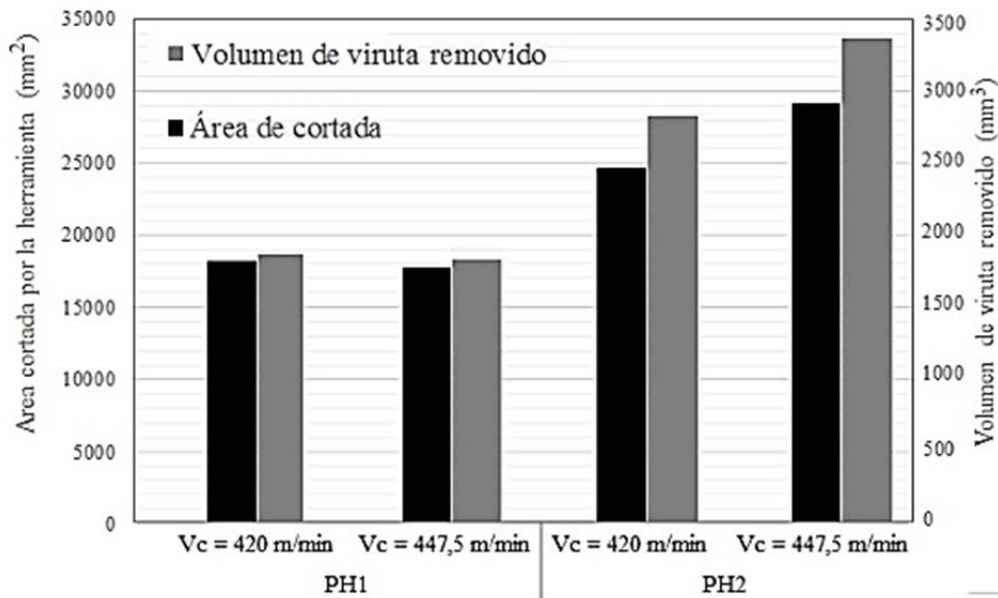


Fig. 10. Productividad de la herramienta de corte en función del material del portaherramientas.

En el perfil de rugosidad mostrado en la Fig. 8 obtenido para una condición de corte inestable ($V_C=447,5$ m/min; $\omega_3 = 958,2$ Hz) en el sentido del avance utilizando el portaherramientas PH1, se evidenció que las marcas dejadas por la herramienta de corte son diferentes y no se corresponden con los valores del avance por diente ni con el doble de este valor, por lo que quedarán marcas irregulares en la superficie de la pieza fresada.

En la Fig. 9 se muestra el perfil de rugosidad obtenido durante el fresado de la superficie con $V_C=447,5$ m/min ($n = 9583$ rpm; $\omega_3 = 958,2$ Hz) empleando el portaherramientas de metal duro PH2. Se evidencia que para estas condiciones se obtiene un proceso de corte estable con marcas regulares en la superficie de la pieza que son propias de este tipo de proceso.

En la tabla 5 se presentan los resultados de la medición de la vida de la herramienta (T) en minutos para cada una de las condiciones experimentales usadas. En la misma se puede observar que el material del portaherramientas tuvo mayor influencia en la vida de la herramienta que la variación de la velocidad de corte.

Para velocidades de corte de 447,5 m/min y portaherramientas PH2, condición más estable, se obtuvo alrededor de 35,6 a 38,5% de aumento en la vida de la herramienta con respecto a la herramienta montada en el portaherramientas PH1, mientras que para velocidades de 420 m/min el aumento de la vida de la herramienta montada en portaherramientas PH2 con respecto a la montada en portaherramientas PH1 estuvo entre 20,9 y 21,5%.

Para las herramientas fijadas en el portaherramientas PH1 la variación de la velocidad no produjo un aumento sustancial de la vida de la herramienta, mientras que en las fijadas en el portaherramientas PH2 hubo un aumento en la vida de la herramienta de alrededor de un 14% siendo la condición con mayor

velocidad de corte la más estable de todas las analizadas, resultados que poseen puntos de coincidencia con los obtenidos por [22] y [24].

De los resultados mostrados en la Fig. 10, se puede concluir que en los procesos de fresado donde se usó el portaherramientas de metal duro, que son dinámicamente más estable, se obtuvieron los mejores resultados en cuanto a volumen de viruta removido y el área cortada por la herramienta, demostrando de esta forma que la productividad del proceso de fresado de superficies inclinadas depende en mayor cuantía de la estabilidad dinámica del proceso de corte. Estos resultados coinciden con los obtenidos por [6], [22] y [24].

4. CONCLUSIONES

Los resultados experimentales muestran que el proceso de fresado de superficies inclinadas de aceros endurecidos es dinámicamente más estable cuando se usan portaherramientas de metal duro que cuando se usan portaherramientas de acero con las mismas dimensiones, propiciándose de esta forma un aumento de la vida de la herramienta que en las condiciones de mayor estabilidad dinámica del sistema puede llegar hasta el 40%.

El fresado de superficies inclinadas de aceros endurecidos está afectado por vibraciones forzadas que están en correspondencia con la frecuencia de entrada de dientes que excita el sistema, por lo cual, la selección de la velocidad de corte debe realizarse de acuerdo con las zonas de mayor estabilidad definida en los gráficos de respuesta en frecuencia. Al comparar los resultados obtenidos a partir de las condiciones experimentales 2 y 4 se pudo determinar que para una velocidad de corte mayor los armónicos de la frecuencia de entrada de dientes están más alejados del armónico de la frecuencia natural en la banda de frecuencia analizada, por lo que el comportamiento del sistema es más estable propiciándose un aumento de la vida de la herramienta, del acabado superficial en la pieza y de la productividad del proceso.

El análisis de la variación de la rugosidad superficial permite corroborar los resultados de los análisis de las señales de fuerza, comprobándose que en los procesos más estables donde la frecuencia de entrada de dientes está más distante de la frecuencia natural del sistema o de alguno de sus armónicos, los valores de la rugosidad superficial son menores que en procesos menos estables, obteniéndose una mejor calidad superficial tanto a favor como en contra del sentido del avance.

REFERENCIAS

- [1] Huo, D., Cheng, K., *Machining Dynamics: Fundamentals, Applications and Practices*, Springer-Verlag London Limited, London (2009)
- [2] Budak, E., Altintas, Y., "Peripheral Milling Conditions for Improved Dimensional Accuracy", *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, **34**(7), 907-918 (1994)
- [3] Antonialli, A. I. S., "Uma contribuição ao fresamento frontal da liga de titânio Ti-6Al-4V". Tesis de maestría. Faculdade de Engenharia Mecânica. Departamento de fabricação. UNICAMP. Campinas. SP. Brasil (2009)
- [4] Campa, F.J., López de Lacalle, L.N., Celaya, A., "Chatter avoidance in the milling of thin floors with bull-nose end mills: Model and stability diagrams", *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, **51**, 43-53 (2011)
- [5] Subrahmanyam, K.V.R. *et al.*, "Cutting force prediction for ball nose milling of inclined surface", *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, **48**(1-4), 23-32 (2010)
- [6] Antonialli, A.I.S., Diniz, A.E., Pederiva, R., "Vibration analysis of cutting force in titanium alloy milling", *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, **50**(1), 65-74 (2010)
- [7] Li, Z. *et al.*, "Prediction of dynamic cutting force and regenerative chatter stability in inserted cutters milling", *Chinese Journal of Mechanical Engineering*, **26**(3), 555-563 (2013)
- [8] Quintana, G., Ciurana, J., "Chatter in machining processes: a review", *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, **51**, 363-376 (2011)

- [9] Pérez García, H., “Influencia de la variación de las condiciones de mecanizado en el fresado periférico”, Tesis doctoral. Departamento de Ingeniería Mecánica y Fabricación. Escuela Superior de Ingenieros Industriales. Universidad Politécnica de Madrid (2012)
- [10] Engin, S., Altintas, Y., “Mechanics and dynamics of general milling cutters. Part I: helical end mills”, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, **41**(15), 2195-2212 (2001)
- [11] Kitan, H. S., Kadhim, B. I., Abdulrazzaq, S.A., “Cutting Forces Prediction in Ball End Milling”, *Engineering and Technology Journal*, **29**(9), 17741789 (2011)
- [12] Wojciechowski, S., Twardowski, P., Pelic, M., “Cutting forces and vibrations during ball end milling of inclined surfaces”, 6th CIRP International Conference on High Performance Cutting, HPC 2014. *PROCEDIA CIRP* **14**, 113-118 (2014)
- [13] Pal Padian, P., Prabhu Raja, V., Sakthimurugan, K., “Identification of stability lobes in high-speed machining of thin ribs”, *Research Inventy: International Journal of Engineering and Science*, **1**(8), 01-06 (2012)
- [14] Cao, Z., Li, H., Yin, Z., Liu, W., “Analysis and Prediction of Micromilling Stability with Variable Tool Geometry”, *Advances in Mechanical Engineering*, Article ID 870782, 6 pages. (2014)
- [15] Yue, J., “Creating a Stability Lobe Diagram”, Proceedings of the 2006 IJME– INTERTECH Conference, Session IT, 301-050 (2006)
- [16] Grossi, N., Sallese, L., Scippa, A., Campatelli, G., “Chatter stability prediction in milling using speed-varying cutting force coefficients”, *Procedia CIRP*, **14**, 170-175 (2014)
- [17] Pivetta, C. S., “Uma contribuição ao estudo do fresamento de aço endurecido com fresa de topo esférico”, Tesis de maestría. Faculdade de Engenharia Mecânica. Departamento de fabricação. UNICAMP. Campinas. SP. Brasil (2005)
- [18] Nicola, G.L., Zeilmann, R.P., Missel, F.P., “*Textura superficial no acabamento do aço endurecido em planos inclinados*”, Máquinas e Metais, Aranda Editora, Ano XLV, **516**, Janeiro (2009)
- [19] Cosma, M., “Experimental studies on influence of tool path in 3-axes B.N.E.M. on inclined surfaces at 45 degrees”, *Academic Journal of Manufacturing Engineering*, **9**(4), 30-35 (2011)
- [20] Toh, C.K., “Surface topography analysis in high speed finish milling inclined hardened steel”, *Precision Engineering*, **28**, 386-398. (2004)
- [21] Diniz, A.E., Marcondes, F.C., Coppini, N.L., *Tecnologia da usinagem dos metais*. Artileber Editora Ltda. 7^{ma} edição. São Paulo. Brasil (2010)
- [22] Polli, M.L., “Análise da estabilidade dinâmica do processo de fresamento a altas velocidades de corte”. Tesis de doctoral. Faculdade de Engenharia Mecânica. UFSC Florianópolis, Santa Catarina. Brasil (2005)
- [23] Pires, B.J., “Estudo das forças, vibrações e desgaste das ferramentas no fresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V”, Tesis de maestría. UNICAMP. Campinas, São Paulo. Brasil (2011)
- [24] De Oliveira, A.J., “Análise do desgaste de ferramentas no fresamento com Alta Velocidade de aços endurecidos”, Tesis doctoral. Faculdade de Engenharia Mecânica. Departamento de fabricação. UNICAMP. Campinas. SP. Brasil (2007)
- [25] Neves, D., “Uma contribuição ao fresamento de matrizes com fresas de topo esférico” Tesis de maestría. UNICAMP. Campinas, São Paulo. Brasil (2002)
- [26] Weingaertner, W.L., Schroeter, R.B., Polli, M.L., Oliveira, J., “Evaluation of high-speed end-milling dynamic stability through audio signal measurements”, *Journal of Materials Processing Technology*, **179**, 133–138 (2006)

TOOL MATERIAL INFLUENCE ON DYNAMIC STABILITY OF MILLING HARDENED STEEL AISI D6

Abstract – The objective of this work is the experimental study of the influence of the material of the tool holder in the dynamic stability during milling of inclined surfaces steel AISI D6 cold work. The evaluation of the dynamic stability was based on the analysis of the frequency spectra of the components of the cutting force, the value of the Root Mean Square (RMS) and the surface roughness of the workpiece. The investigation showed a significant effect of the material of the tool holder in the dynamic stability of the process for obtaining stable processes, a better surface roughness of the workpiece and an increase in tool life. The analysis of the variation

of surface roughness corroborated the results of signal analysis of strength, proving that in more stable processes the values of surface roughness are smaller than in processes less stable.

Keywords – Milling, Dynamic stability, Hardened steel, Cutting force, Surface roughness.