



## INFORME

Desarrollo e implantación de un sistema de control de esfuerzo de corte y  
compensación de deformaciones térmicas

Ref.: GAMHE-01001

Fecha: 1/4/2002

**AUTORES: R.E. Haber Guerra, J.R. Alique, A. Alique**

## Resumen

En la actualidad, la optimización de los procesos de fabricación, pasa por el desarrollo e implantación de nuevos sistemas de control de la fuerza de corte y compensación de deformaciones térmicas. En este informe se recoge el diseño y aplicación de un sistema de control de la fuerza de corte en una máquina herramienta. Los resultados experimentales muestran la viabilidad técnica del diseño propuesto.

### 1. Fundamentación teórica.

La automatización en los procesos de fabricación ha continuado creciendo en importancia en las últimas décadas, encabezando la lista de las tecnologías identificadas como críticas para la competitividad de las naciones [16].

El proceso de mecanizado, o de arranque de virutas, es ampliamente utilizado en la fabricación e incluye ensayos tales como: torneado, fresado, barrenado y rectificado. El nuevo impulso hacia la automatización en el mecanizado ha sido conducido por la necesidad de mantener una alta calidad en los productos al mismo tiempo que se mejora la productividad. Estudios recientes [14] revelan que una aplicación del 10% en el desarrollo de nuevos sistemas de control, del total del dinero invertido en las mejoras de un centro del mecanizado, trae consigo una recuperación de más del 100% durante la explotación de la vida útil de maquinaria.

La optimización de los procesos de mecanizado ha pasado a los primeros planos de la prioridad en la industria de conformado de metales, gana importancia relativa el incremento de la productividad, sobre la base de optimizar el control de las condiciones de corte, especialmente elevando la **Tasa de Arranque de Virutas (TAV)**.

Los experimentos descritos en este trabajo se relacionan con el control inteligente del proceso de corte en una fresadora vertical. Como base se ha utilizado una fresadora SORAMIL 400. Ésta viene dotada de un sistema CNC abierto y posee lazos de control individuales, no sólo para la posición espacial de la herramienta de corte ( $\underline{x}$ ), sino también para cada una de las variables del proceso de corte: velocidad de giro del husillo ( $s$ ), velocidad de avance ( $f$ ) y profundidad de corte axial ( $d_A$ ). Mediante estas variables, precisamente, se decide en lo fundamental la **TAV**. De aquí que la optimización del proceso de corte supone la manipulación de las mismas, a un nivel jerárquico dentro del CNC abierto.

Ya en este punto corresponde elegir la estrategia de control. Para esto deben tenerse en cuenta las características del proceso controlado. Como otros procesos de mecanizado, el de fresado está clasificado completamente dentro de los llamados procesos complejos. Ello determina la necesidad de considerar, en la elección, estrategias de control basadas en el conocimiento y experiencia de operadores expertos, o sea, el control borroso [5,6]. En este informe final se describe la implementación de sistema de control borroso jerárquico del proceso de fresado.

#### 1.1 Relación entre la fuerza de corte y tasa de arranque de viruta (TAV).

Para un mejor conocimiento del proceso de fresado vertical y obtener una base matemática y física de este proceso ha sido usada la teoría desarrollada por Tlusty [13] para el modelado de la fuerza resultante de corte. El modelado sugerido en ese trabajo fue estudiado para herramientas de diámetros entre 19 e 50 mm. De esta manera, la teoría de Tlusty fue desarrollada para ese caso donde se obtiene la ecuación (1).

$$Fr = 2.088 \cdot K_s f_t d_A \cos \beta \quad (1)$$

donde  $F_r$  es la resultante de las fuerzas radiales en un fresado vertical en Newton (N),  $K_s$  es la fuerza específica de corte ( $N/mm^2$ ),  $f_t$  es la tasa de avance por diente (mm),  $d_A$  es la profundidad axial de corte (mm),  $\beta$  es el ángulo de hélice de la herramienta.

Esta expresión es una aproximación donde se calcula el esfuerzo resultante de corte para una operación de ranurado, en la cual fue considerado un espesor de viruta constante para toda la trayectoria del diente sobre la pieza. Esta aproximación produce un sensible error cuando calcula la fuerza específica de corte.

La Tasa de Arranque de Viruta (**TAV**) fue examinada por el investigador Arggawal [2], quién obtuvo la relación entre la **TAV** y la potencia de giro definiendo el límite de resistencia de la carga del diente ("chip load") para varios tipos de corte en aleaciones de aluminio. La **TAV** permite calcular de la productividad instantánea para el proceso de fresado. De este modo se puede determinar y controlar un grupo de parámetros óptimo para este proceso. La **TAV** es descrita matemáticamente por la ecuación (2).

$$TAV = d_A \cdot d_R \cdot i \cdot n \cdot N \quad (2)$$

donde **TAV** es dada en  $mm^3/min$ ,  $d_A$  es la profundidad axial de corte (mm),  $d_R$  es la profundidad radial de corte (mm),  $i$  es el cargamento de material por diente (mm/diente/rev),  $n$  es el número de dientes o entradas, y  $N$  es la velocidad de giro (rpm).

La potencia media consumida en el corte por milímetros cúbicos de metal removido por minuto (kW) fue asumida de manera conservadora como siendo igual a  $1,48 \times 10^{-5}$ . El consumo para el corte puede ser escrito como presentan las ecuaciones (3) y (4).

$$P_c = 1,48 \times 10^{-5} TAV \quad (3)$$

$$P_c = 1,48 \times 10^{-5} d_A \cdot d_R \cdot i \cdot n \cdot N \quad (4)$$

donde  $P_c$  es la potencia de corte (kW).

La constante que define el índice de penetración del corte esta descrita en la expresión (5).

$$K = \frac{d_A \cdot d_R}{d_c^2} \quad (5)$$

donde  $K$  es el índice de penetración de la herramienta,  $d_c$  es el diámetro de la fresa (mm). Sustituyendo la ecuación (5) en la ecuación (4), se obtiene la expresión (6).

$$P_c = 1,48 \times 10^{-5} \cdot K \cdot d_c^2 \cdot n \cdot N \quad (6)$$

El investigador Arggawal [2] describe un método para definir el giro y la tasa de avance requeridas, donde fueran considerados los factores restrictivos: vida de la herramienta (60 min), límite de resistencia de la herramienta, acabado superficial y la rigidez del mecanizado. En la literatura aparece reflejado como la herramienta no falla por esfuerzos de fatiga durante el proceso de corte siempre que el material de la pieza siga dentro de las especificaciones para que produzca una buena superficie de acabado, y finalmente la herramienta debe ser suficientemente rígida para no crear excesivas vibraciones, o marcas de auto-retemplado en la pieza mecanizada.

Para herramientas de acero rápido, "High Speed Steel" (HSS), el valor corregido del límite de resistencia igual a  $S_c = 88530$  kPa. Usando la teoría del proceso de fresado para el límite de resistencia del diente de la fresa (máximo avance por diente), se llega a la ecuación (7) y para su respectivo límite para la potencia de corte a la ecuación (8).

$$i_e = \frac{S_e \cdot d_{cs}^4}{2921490 \cdot K \cdot d_c^2 \cdot n \cdot (l - \frac{d_A}{2})} \quad (7)$$

$$P_e = \frac{S_e \cdot N \cdot d_{cs}^4}{1.9738 \times 10^{11} \cdot (l - \frac{d_A}{2})} \quad (8)$$

donde  $i_e$  es el límite de resistencia para el avance por diente,  $P_e$  es la potencia límite de giro (kW),  $S_e$  es el límite de resistencia corregido en (kPa),  $N$  es la velocidad de giro (rpm),  $d_{cs}$  el diámetro del mango (mm),  $d_A$  es la profundidad axial (mm),  $l$  es la longitud de la entrada (mm).

La relación entre la fuerza resultante y la **TAV** se presenta en la ecuación (9). Esta expresión muestra que esta relación es directa. Por consiguiente, cuando la fuerza resultante se mantiene constante, la **TAV** se mantendrá también en valores constantes. Se puede observar en la ecuación (2), que fue comprobada por Dos Santos<sup>3</sup> en la práctica que los cambios en la **TAV** son debido a la profundidad, avance por diente, número de dientes y velocidad de giro, donde los dos últimos parámetros son controlados en tiempo real, para que se mantenga un esfuerzo constante durante el mecanizado. Esto se demostró experimentalmente aplicando la ecuación (9).

$$TAV = 3.4865 \times 10^{-6} \cdot d_{cs} \cdot N \cdot F_r \quad (9)$$

Otro de los objetivos de la parte experimental es mostrar que el controlador borroso jerárquico en línea es capaz de mantener una **TAV** constante a partir del control del esfuerzo de corte de la herramienta. Por otro lado se espera mantener las condiciones ideales de mecanizado a través de la obtención de un valor óptimo de esfuerzo de referencia.

## 2. Controlador borroso jerárquico.

Desde el punto de vista de su descripción matemática, el proceso de fresado puede, sin dudas, clasificarse como complejo [1, 4, 8, 17], debido básicamente a:

- presencia de severas no-linealidades, incluyendo vibraciones,
- limitado conocimiento sobre su esencia física,
- variaciones de sus características: desgaste de la herramienta, "maquinabilidad" de la pieza, etc.
- insuficiencias en las prestaciones de los sensores responsables de las mediciones de las variables.

No es posible pensar entonces en representaciones clásicas, tales como funciones de transferencia, matrices de estado, etc. La lógica borrosa ha sido probada con éxito para fines de modelado, como una de las vertientes de trabajo de nuestro proyecto<sup>1</sup>.

Nuestro controlador borroso sigue patrones bastante clásicos. Su núcleo principal radica en el cálculo en línea de las acciones de control (velocidad de avance y velocidad de giro del husillo) a partir de una tabla de búsqueda diseñada previamente.

En nuestro caso las variables de entrada y de salida se muestran en la ecuación (10)

$$\underline{y}^T = [\Delta F \quad \Delta^2 F] ; \underline{u}^T = [\Delta f \quad \Delta s] \quad (10)$$

donde,  $\Delta F$  representa el error en el esfuerzo de corte,  $\Delta^2 F$  es la primera diferencia del error,  $\Delta f$  y  $\Delta s$  son el incremento de la velocidad de avance y de la velocidad de giro, respectivamente.

En nuestro trabajo sugerimos la utilización de la velocidad de giro (s), junto a la de avance (f) como variables de acción, para elevar la **TAV**[1], aunque durante los ensayos sólo se modificará la

velocidad de avance. Las variables  $\Delta F$ ,  $\Delta^2 F$  las expresamos en Newton, al transformar la corriente producida por el circuito de armadura del motor de CA del husillo[4]. En tanto que  $\Delta f$  y  $\Delta s$  están dados en por ciento de los valores iniciales programados al CNC ( $f_r$ ,  $s_r$ ).

La estructura de la base de reglas es del tipo

### Si A entonces B = $A \Rightarrow B$

muy familiar a aquellos conocedores de los llamados sistemas expertos.

Nuestro controlador es del tipo múltiple entrada - múltiple salida (vid. ecuación 10), con dos variables de acción. El cálculo de la salida (toma de decisiones) se hace, como es usual, mediante el producto Cartesiano. Elegimos el operador composicional "Sup-Producto".

Quedando expresado como sigue:

$$\mu_{Ri}(\Delta F, \Delta^2 F, \Delta f) = T_2[\mu_{\Delta Fi}(\Delta F), \mu_{\Delta^2 Fi}(\Delta^2 F), \mu_{fi}(\Delta f)] \quad (11a)$$

$$\mu_{Ri}(\Delta F, \Delta^2 F, \Delta s) = T_2[\mu_{\Delta Fi}(\Delta F), \mu_{\Delta^2 Fi}(\Delta^2 F), \mu_{si}(\Delta s)] \quad (11b)$$

Para todas las reglas aplicando la co-norma  $S_1$  (MAX ó U):

$$\mu_{Ri}(\Delta F, \Delta^2 F, \Delta f) = \bigcup_{i=1}^9 [\mu_{Ri}(\Delta F, \Delta^2 F, \Delta f)] \quad (12a)$$

$$\mu_{Ri}(\Delta F, \Delta^2 F, \Delta s) = \bigcup_{i=1}^9 [\mu_{Ri}(\Delta F, \Delta^2 F, \Delta s)] \quad (12b)$$

Finalmente:

$$\mu_{Ri}(\Delta F, \Delta^2 F, \Delta f) = \bigcup_{i=1}^9 [T_2[\mu_{\Delta Fi}(\Delta F(n)), \mu_{\Delta^2 Fi}(\Delta^2 F(n)), \mu_{fi}(\Delta f)]] \quad (12c)$$

$$\mu_{Ri}(\Delta F, \Delta^2 F, \Delta s) = \bigcup_{i=1}^9 [T_2[\mu_{\Delta Fi}(\Delta F(n)), \mu_{\Delta^2 Fi}(\Delta^2 F(n)), \mu_{si}(\Delta s)]] \quad (12d)$$

Cabe señalar que, a diferencia de trabajos precedentes en el tema<sup>8</sup>, usamos  $T_2$  y  $S_1$ , como norma y conorma respectivamente( vid. ecuación 12c y 12d).

Se emplean funciones de pertenencia triangulares y trapezoidales, por la comodidad y sencillez de tratamiento computacional. En la figura 1 se muestra la característica estática del regulador borroso con sus dos salidas, la velocidad de avance y la velocidad de giro.

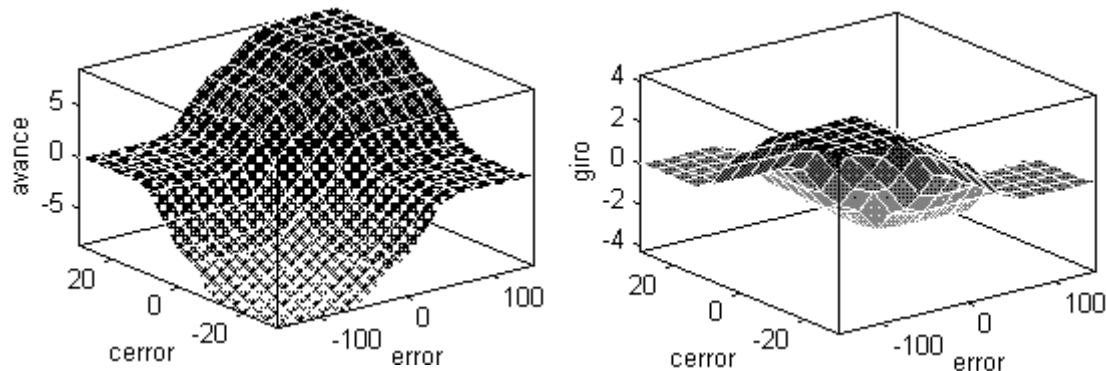


Figura 1. Característica estática del regulador borroso.

La estrategia de desemborronado ha de tener como objetivo que la acción de control determinística generada sea la que mejor represente la distribución posibilística en cuestión. No existe sin embargo un procedimiento sistemático para la selección de tal estrategia. Empleamos el *método del centroide* cuyos resultados aparecen avalados en la literatura<sup>13</sup>.

### 3. Sistema de control jerárquico.

A partir de las definiciones dadas para el modelo del proceso y la estructura del controlador, el esquema general del sistema de control implementado resultó como se describe en la figura 2.

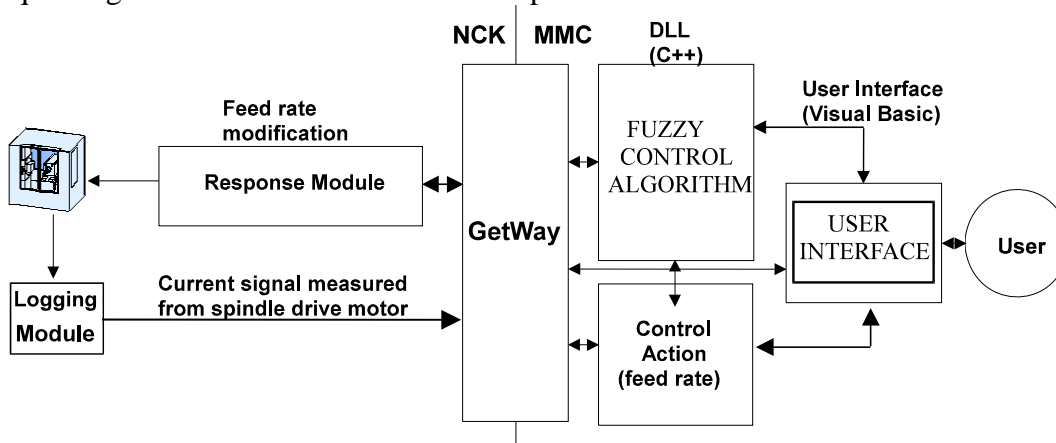


Figura 2. Esquema en bloques del sistema de control implementado.

Los valores prescritos (referencias) para la velocidad de giro ( $s^*$ ) y de avance ( $f^*$ ) se generan en tiempo real por el controlador, representado por el ordenador personal (PC), aunque es posible y corriente que sean manipulados por el operador humano. Al PC llegan los valores reales de esas velocidades, así como los valores prescrito y medido del esfuerzo de corte,  $F_r$  y  $F$ , respectivamente. La posición espacial del extremo de la herramienta,  $\underline{x}^*$  es programada por el operador para nuestros experimentos, fue siempre fija: posición vertical constante de la fresa (profundidad de corte dependiente del perfil de la probeta) y desbaste unidireccional.

#### 3.1 Algoritmos de control

En cada instante de muestreo (paso)  $k$ , se calculan el error o desviación del esfuerzo de corte respecto a la referencia

$$\Delta F(k) = KE (F_r - F(k)) \quad (13)$$

así como la primera diferencia (efecto derivativo)

$$\Delta^2 F(k) = KDE (\Delta F(k) - \Delta F(k-1)) \quad (14)$$

Los valores de  $\Delta f$  y  $\Delta s$  se obtienen de una tabla de búsqueda (arreglo de  $2 \times 19 \times 19$  valores).

Finalmente, se calculan los valores de  $s^*$  y  $f^*$ , enviados al CNC, la forma determina el tipo de regulador empleado, en nuestro caso PD.

$$\text{Regulador PI} \quad f^*(k) = f(k-1) + \Delta f^*(k) \quad (18)$$

$$\begin{aligned}
 s^*(k) &= s(k-1) + \Delta s^*(k) \\
 \text{Regulador PD} \quad f^*(k) &= f_r + \Delta f^*(k) \\
 s^*(k) &= s_r + \Delta s^*(k)
 \end{aligned}
 \tag{19}$$

También los algoritmos contemplan límites de seguridad para  $s$  ( $s_{\text{lím}}$ ) y  $f$  ( $f_{\text{lím}}$ ), con el fin de prevenir la aparición de "chatter" y cualquier otra avería.

#### 4. Discusión de resultados

La plataforma seleccionada para llevar a cabo la implementación inicial ha sido una fresadora SORAMILL SL 400, situada en el taller de prototipos de IDEKO, y provista de un control Siemens 840D.

Como herramienta se seleccionó una D38 R218.19 - 2538.35 - 37.070HA (020/943) que dispone de dos placas cuadradas S25M y dos triangulares S25M. En la figura 3 se muestra una foto de la herramienta y del centro de mecanizado.



Figura 3 a) Herramienta utilizada, b) Centro de mecanizado SORAMILL 400.

El material utilizado en los ensayos fue F114. La profundidad de corte del mecanizado fue de 20mm, la velocidad de cabezal de 1200r.p.m. y la velocidad de avance nominal de 300mm/min. Las dimensiones del perfil fueron 334x486, un diámetro círculo de 125mm y cajera de 75mm con profundidad de 25mm. La pieza de trabajo se muestra en la figura 4.

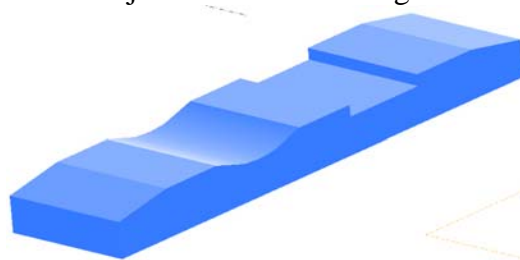


Figura 4. Probeta usada durante los ensayos.

En la figura 5 se muestran los resultados del mecanizado sin y con un regulador borroso PD.

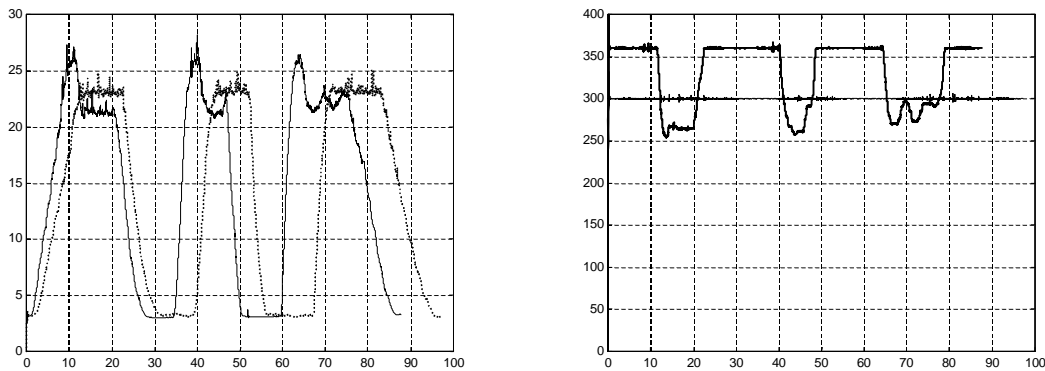


Figura 5 a) Corriente consumida en el cabezal y velocidad de avance (b) sin y con regulador borroso PD.

Se puede observar como se logra una reducción en el tiempo de mecanizado de un 10% (87 segundos). Sin embargo el máximo sobrepaso fue bastante alto (27.7%). Los criterios de error por su parte (AAE y MSE) fueron 18.1% y 30.1%, respectivamente, obteniéndose una precisión adecuada para la aplicación.

De la modificación en tiempo de la velocidad de avance se puede observar como la velocidad de avance media a lo largo de la probeta fue de 330 mm/min, alcanzándose un valor máximo en las zonas de poco material a remover de 400 mm/min. y 254 mm/min en las zonas con mayor material a eliminar.

Resulta interesante subrayar, como a pesar del efecto negativo que puede ocasionar el sobrepaso en la vida útil de la herramienta, el valor medio de la corriente consumida sin regulador borroso fue de 14.5A, mientras que con el regulador borroso esa cifra se reduce a 13.2A, lo cual implica una reducción en el consumo, un aspecto a tener en cuenta considerando la importancia que tiene el cabezal en el consumo energético de toda la máquina (8%).

En la figura 6. se muestra el resultado de aplicar un regulador borroso PI y un PD.

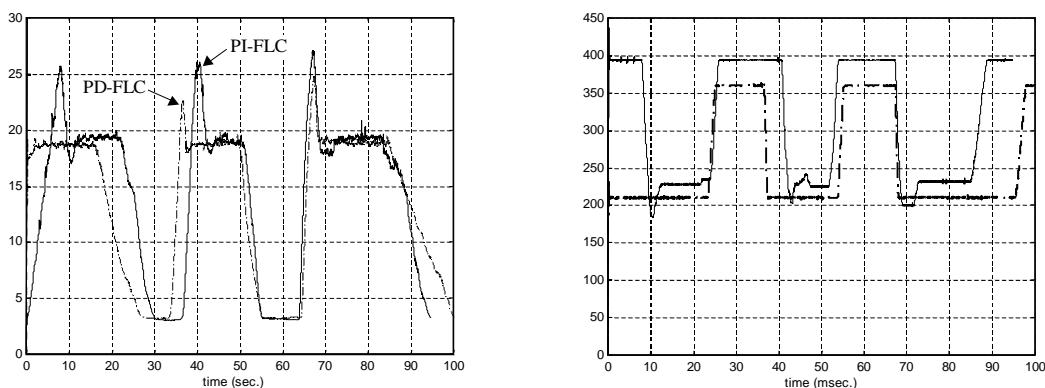


Figura 6a) Corriente consumida en el cabezal y velocidad de avance (b) con un regulador borroso PD y un PI.

A raíz de este estudio se puede corroborar el efecto de la componente integral: negativo para el máximo sobrepaso (42.1% frente a un 30.5%) y la respuesta transitoria (más de un pico en la respuesta en el caso del regulador borroso PI) pero beneficioso para el tiempo de mecanizado (10% menos del tiempo de mecanizado).

## CONCLUSIONES.



Los resultados obtenidos revelan el papel fundamental que desempeñan los algoritmos basados en la Inteligencia Artificial, y específicamente los basados en la lógica borrosa, con vistas a la optimización del proceso de mecanizado.

De estudio se puede concluir la robustez, estabilidad y precisión del sistema de control borroso, aunque deberá trabajarse en algoritmos de autosintonía con vistas a reducir el máximo sobrepaso, negativo para la vida útil de la herramienta de corte.

## Referencias

1. Haber R., J. Alique, S. Ros, and C. R. Peres, Fuzzy supervisory control of end milling process, *Information sciences*, vol. 89, no. 1-2, pp. 95-106, 1996.
2. Arggaval T.R., Handbook of High Speed Machining Technology ed. Robert King .pp. 197-240. 1985. New York.
3. Chul-Hwan Jung, C.S. Ham, K. Y. Lee, A Real Time self-Tuning Fuzzy Controller through scaling factor adjustment for the steam generator of NPP. *Fuzzy Sets and Systems*. 74,.1995. 53-60.
4. Alique A., R. E. Haber, R. H. Haber, S. Ros, and C. Gonzalez, A neural network-based model for the prediction of cutting force in milling process. A progress study on a real case, in *Intelligent Control, 2000. Proceedings of the 2000 IEEE International Symposium on*, 2000, pp. 121-125: IEEE.
5. Dubois,D., An application of fuzzy arithmetic to the optimization of industrial machining processes, *Math Modelling*, Vol. 9, No. 6, 1987, 461-475.
6. Haber R., R. Haber, A. Alique, and S. Ros, "Hierarchical fuzzy control of the milling process with a self-tuning algorithm," in *Intelligent Control, 2000. Proceedings of the 2000 IEEE International Symposium on*, 2000, pp. 115-120: IEEE.
7. Haber R. E., R. Haber, C. Peres, A. Alique, and S. Ros, "Model of the milling process on the basis of cutting force: A Neural network approach," in *Advances in Neural Networks and Applications* (N. Mastorakis Ed.), Artificial Intelligence Series, World Scientific and Engineering, 2001: Citeseer.
8. Haber R., A. Alique, J. Alique, R. Haber-Haber, and S. Ros, "Current trends and future developments of new control systems based on fuzzy logic and their application to high speed machining," *Revista de Metalurgia(Spain)*, vol. 38, no. 2, pp. 124-133, 2002.
9. Kim, M.K., M.W. Cho, K. Kim, Application of the fuzzy control strategy to adaptive force control of a non-minimum phase end milling operations, *Int. J. Mach. Tools Manufact.*, Vol. 34, No. 5, 1996, pp. 677-696.
10. Kim,K., S.D. Huang, Implementation of pole placement adaptive controller for force control of non-minimum phase end milling operations, *Int. J. Mach. Tools Manufact.*, 32, 1992, pp. 619-627.
11. Lauderbaugh, L.K., A.G. Ulsoy, Model reference adaptive force control in milling, *Trans. ASME, J. Eng. Ind.*, 111, 1989, pp. 13-21.
12. Lee, C.C., Fuzzy Logic in Control Systems: Fuzzy Logic Controller -Part I, *IEEE Trans. on SMC*, Vol. 20, No. 2, 1990, pp. 404-418.
13. Tlusty, J. and P.MacNeil, "Dynamics of Cutting Forces in the End Milling", *Annals of CIRP*, Vol.24/1, 1975. pp. 21-25
14. Ulsoy A., Koren Y., Control of Machining Processes. *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*. Junio.Vol. 115, 1993, pages. 301-308.
15. Watanabe, T., S. Iwai, Design of an adaptive control constraint system of a milling machine, *IFAC Symp. on Computer-Aided Design of Multivariable Technological Systems*, Purdue University, West Lafayette, Indiana, 1982, pp. 553-564.



16. Haber R. E., A. Alique, S. Ros, and R. Haber, "Application of knowledge-based systems for supervision and control of machining processes," in Handbook of Software Engineering and Knowledge Engineering: Volume II: Emerging Technologies, 2002, pp. 673-709.
17. Haber R. E., R. Haber, A. Alique, S. Ros, and J. R. Alique, "Dynamic model of the machining process on the basis of neural networks: from simulation to real time application," in International Conference on Computational Science, 2002, pp. 574-583: Springer, Berlin, Heidelberg.