



REDUCCIÓN DEL TIEMPO DE LA FASE DE ACABADO DE TROQUELES PARA CONFORMADO DE ACEROS AVANZADOS DE ALTA RESISTENCIA

LUIS NORBERTO LÓPEZ DE LACALLE, AITZOL LAMIKIZ, J. MUÑOA, AINOA CELAYA, FRANCISCO JAVIER CAMPA

Escuela Superior de Ingenieros Bilbao. Universidad del País Vasco
Departamento de Ingeniería Mecánica
C/Alameda de Urquijo s/n 48013 Bilbao

(Recibido 20 de abril de 2005, para publicación 14 de octubre de 2007)

Resumen – El presente artículo presenta una nueva metodología para reducir el tiempo de mecanizado de la fase de acabado de los troqueles que han surgido para conformar los nuevos materiales conocidos como Aceros Avanzados de Alta Resistencia, actuando en dos ejes operativos. Por un lado se trata de minimizar el error de flexión en el mecanizado de estampas templadas hasta 64 HRC. La introducción de los Aceros de Alta Resistencia ha obligado a las troqueleras a introducir en los útiles de estampación un mayor número de insertos construidos en materiales templados, y de zonas templadas en la superficie. La flexión de la herramienta inducida por las fuerzas de corte puede provocar errores dimensionales inadmisibles. Se propone una nueva herramienta de toma de decisiones en la etapa de CAM para elegir aquella estrategia que minimice la componentes de la fuerza de corte que produce el error de flexión. Se presentan algunos ejemplos prácticos donde se ha aplicado la metodología descrita. En segundo lugar se trata de mantener la rugosidad final dentro de los requisitos definidos por los clientes. Para ello se acaban las formas en condiciones de fresado de superacabado, y posteriormente se aplica la técnica de bruñido con bola (*ball-burnishing*). Se logran acabados por debajo de $0,5 \mu\text{m Ra}$. Como resultado final se consigue una disminución del tiempo de construcción del troquel.

Palabras clave – Mecanizado, fresado a alta velocidad, fuerzas de corte, flexión, precisión, bruñido.

1. INTRODUCCIÓN

Este siglo ha comenzado con una preocupación creciente sobre la protección del medio ambiente. Por ello, los fabricantes de automoción [1,2] han empezado a emplear materiales como el aluminio, plásticos, composites, magnesio, aceros al boro y aceros inoxidables para reducir el peso y por consiguiente el consumo de los vehículos. A finales de los 90, los fabricantes de acero (siderurgia) reaccionaron ante la competencia de estos materiales creando nuevos tipos de aceros con mayores prestaciones mecánicas (esto es, mayor límite elástico y tensión última) que permiten menores espesores de chapa (y peso), consiguiendo frenar de esta manera la introducción de materiales no féreos en un sector tan crítico para los aceristas como es el de fabricación de carrocerías de automóvil. Las nuevas calidades de aceros desarrolladas [3] son: *High Strength Steels* (HSS) con límite elástico 210-550 MPa, *Ultra High Strength Steels* (UHSS) con tensión última mayor que 550 MPa, y los englobados en el grupo *Advanced High Strength Steels* (AHSS) que son aceros multifase; en este último grupo se encuadran los aceros Transformation Induced Plasticity (TRIP), *Dual Phase steels* (DP) y los *Complex Phase steels* (CP). Comparado con los dos grupos anteriores, la familia de los AHSS presentan una mejor combinación de alta resistencia y buena deformabilidad, procedente de su baja relación entre límite elástico y tensión última. Dada la novedad de estos aceros no existen todavía normas consolidadas para su descripción y propiedades mínimas. Así, la relación entre límite elástico y tensión última es (en MPa) alrededor de 280/600 para el DP280, 700/1000 para el DP700, o 350/800 para TRIP 350. Todos ellos presentan un índice muy alto de recuperación (*sprinback*), por lo que las fuerzas de deformación empleadas deben ser mayores que en el caso de calidades comunes

de chapa. Esta mayor fuerza necesaria para su deformación provoca la aceleración del desgaste de los punzones y matrices.

Por tanto, desde el punto de vista de la fabricación de los troqueles, se requiere una mayor dureza en las partes activas durante la deformación. Hoy día, la fundición globular GGG70- (ASTM 100-70-03, 280 HBN) y el acero AISI 1.2379 son los materiales más empleados. Además, en muchos casos, se encuentran en estado endurecido (templado), alcanzando durezas superficiales de hasta 64 HRC en el caso del acero. La relación entre las superficies endurecidas y las no templadas es tres veces mayor que en el caso de troqueles comunes.

Las iteraciones y retoques en el troquel en la fase de pruebas (*try-out*) para lograr una pieza bien acabada se multiplican, aumentando así los costes de fabricación y la puesta a punto de los troqueles para aceros de alta resistencia. Una línea de trabajo actual es la simulación de su deformación, aún sin resolver [4,5]. El mecanizado de estos materiales, de baja maquinabilidad por su gran dureza, ha supuesto para las empresas del sector un problema añadido, desde el punto de vista de la fiabilidad del proceso y de la precisión lograda.

Para el éxito del fresado a alta velocidad de estos materiales ultra duros, se dispone de tres factores: utilidades CAM avanzadas, herramientas de corte de altas prestaciones y centros de mecanizado de 5 ejes. Aún así, existe multitud de problemas derivados de la alta dureza de los materiales a mecanizar [6-8]:

- Errores de más de 1 décima de milímetro debidas a la flexión de la herramienta son bastante comunes en el acabado de las matrices/punzones templados, sobre todo cuando es necesario utilizar fresas dotadas de grandes voladizos. Este hecho suele implicar la repetición de programas de mecanizado que pueden durar más de 30 horas, lo que además del coste conduce a unos tiempos de entrega del troquel elevados, factor de enorme importancia dada la gran competencia actual entre USA, Europa, Japón y Corea.
- Asimismo, en el caso de utilizar estampas parcialmente templadas y con insertos de acero templado, la convivencia de materiales de distinta dureza provoca roturas inesperadas de herramienta, marcas en las transiciones, etc. Esto es, una pérdida de fiabilidad en un proceso que se realiza en muchas ocasiones de forma desatendida (sin operario presente).

Hoy día el éxito del mecanizado de estos componentes de tan elevado valor añadido radica en la preparación CAM del proceso, que es el centro de gravedad de la producción [9], fase del proceso de producción donde se generan los programas de fresado a alta velocidad de las superficies esculpidas. Se hace necesario incluir en la metodología CAM nuevos pasos de control y optimización [10]; se debe actuar en tres sentidos, esto es, en la redefinición de la ingeniería de proceso, sistematizando el acceso al conocimiento sobre la problemática del mecanizado a alta velocidad de estampas endurecidas fruto de experiencias pasadas, y por último debe incorporar algún tipo de herramienta para evaluar la mejor alternativa a la hora de afrontar el acabado. En esta última etapa se hace muy positivo el uso de herramientas de estimación de la magnitud de los errores producidos por las fuerzas de corte. En este sector es común la utilización de centros de fresado de cinco ejes (preferentemente de tipo pórtico o travesaño móvil con cabezal bi-rotativo), lo que permite trabajar con herramientas cortas y atacando las superficies de forma óptima [10,11], aunque la programación se hace más compleja.

Por otro lado, las empresas actualmente invierten gran parte de su tiempo en el pulido final de las matrices. Una parte del trabajo de pulido y marmoleo se debe a la necesidad de modificar los troqueles por los resultados obtenidos durante las fases de *try-out*. Sin embargo otra se debe a la necesidad de dejar una rugosidad superficial por debajo de $0,5 \mu\text{m Ra}$, exigida por el fabricante de automóviles. En [13] se presenta por primera vez la posibilidad de aplicar la técnica de bruñido por rodadura de bola, que denominaremos de aquí en adelante BB, *Ball-Burnishing*, técnica previamente conocida en el tratamiento de cigüeñales y ejes de cajas de cambios [14-17], pero no aplicada en superficies esculpidas.

Existen dos tipos de bruñidores de bola, el primero dotado de muelle [18,19], cuya principal desventaja es que pierde carga con la carrera del muelle. Este problema es resuelto por los que poseen muelle hidrostático [20], cuyas principales ventajas son: a) la carga es constante y regulada por la presión suministrada por la bomba externa, b) la presión produce una fina capa sobre la que la bola rueda sin fricción (y por tanto sin calor inducido), y c) la salida del líquido produce un efecto lubricante sobre la superficie de la pieza, donde se genera un régimen de contacto elastohidrodinámico. Se puede utilizar el propio refrige-

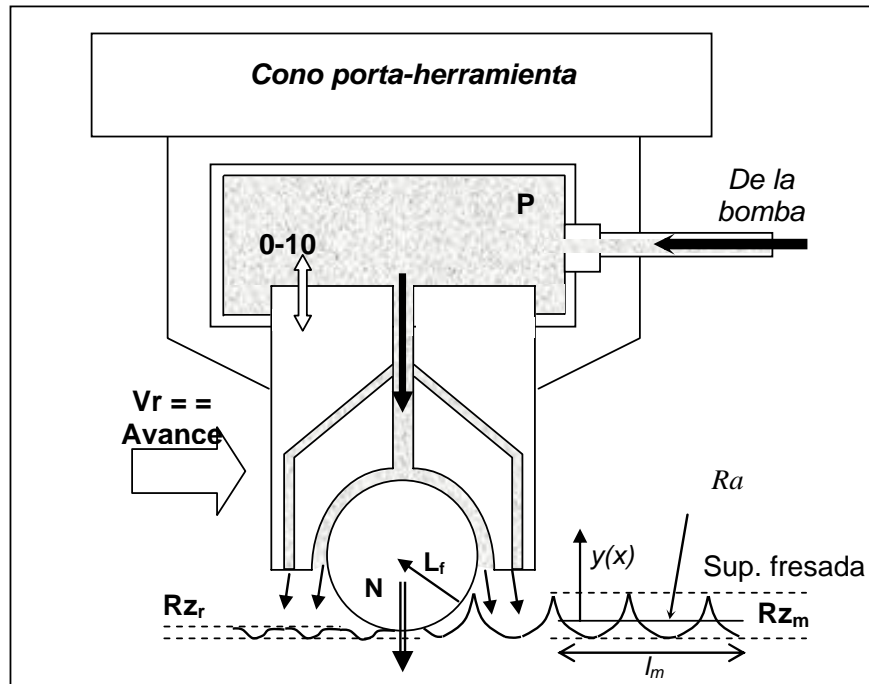


Fig. 1. Sistema de bruñido utilizado en este trabajo, según [20].

rante de la máquina (una emulsión al 3-5%) para alimentar la bomba, ya que Baskohov y Karpov [21] demostraron que no existe influencia entre la viscosidad del fluido y el acabado de la superficie. En la Fig.1 se observa el principio de funcionamiento del equipo, donde una bola de cerámica de $\varnothing 6$ mm flota en una película de agua+aceite, introducida desde el exterior por una bomba de 20 MPa, siendo ésta cebada desde el depósito principal de taladrina de la máquina. El cabezal bruñidor se coloca en un cono-portaherramienta en el electrohusillo (con giro bloqueado) de la misma máquina fresadora. Esta máquina ejecuta un programa CN que barre la superficie en zigzag a su máximo avance, aplastando las crestas dejadas por el proceso de fresado. Además se produce un endurecimiento superficial debido al efecto de laminación.

El objetivo del trabajo aquí presentado es reducir de forma drástica los tiempos de acabado de las matrices para aceros AHSS, actuando en dos ejes. Así se presenta una nueva metodología CAM fundamentada en la ponderación de las fuerzas de corte para la selección de aquellas trayectorias de fresa que inducen menores fuerzas perpendiculares al eje de la fresa, con una variante para tres y cinco ejes. El modelo de fuerzas de corte empleado se desarrolla en [22]. En segundo lugar se define la forma óptima de aplicación de la técnica BB sobre matrices complejas. Esta forma de trabajo está en fase de pruebas en cuatro matricerías españolas, habiéndose comprobado su validez.

2. METODOLOGÍA PLANTEADA

En el presente trabajo se utilizan las piezas test como herramienta para conocer los problemas de mecanizado. Estas piezas presentan todos los aspectos a estudiar en el caso real, pero su tamaño las hace viables técnica y económicamente para la realización de experimentos en taller. El uso de piezas test está completamente aceptado [23-27], y de su análisis se procede a realizar la extracción de resultados aplicables a procesos industriales. En este trabajo se han diseñado 3 piezas test que permiten estudiar los problemas mencionados anteriormente.

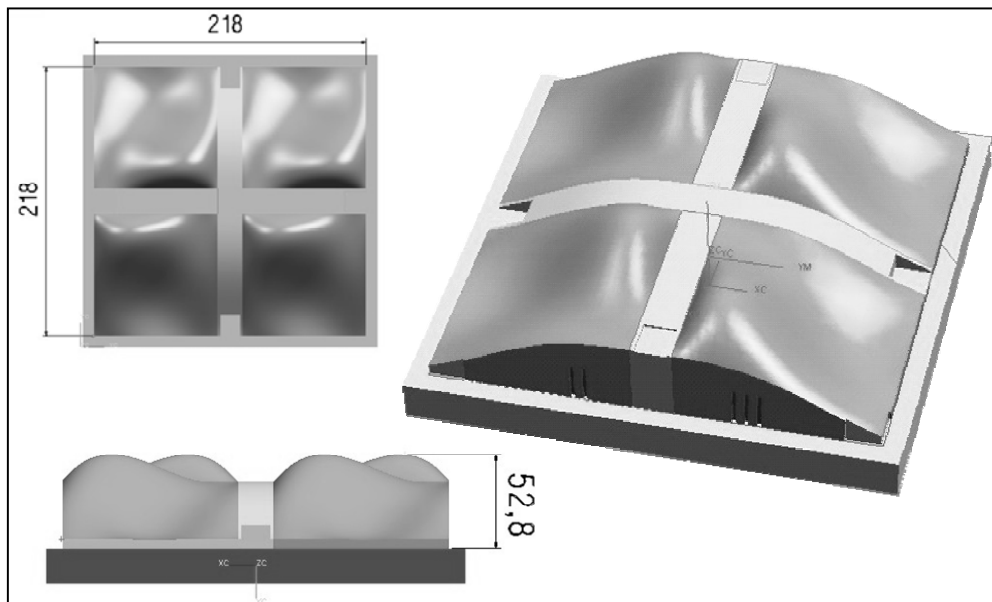


Fig. 2. Pieza Test CSP.

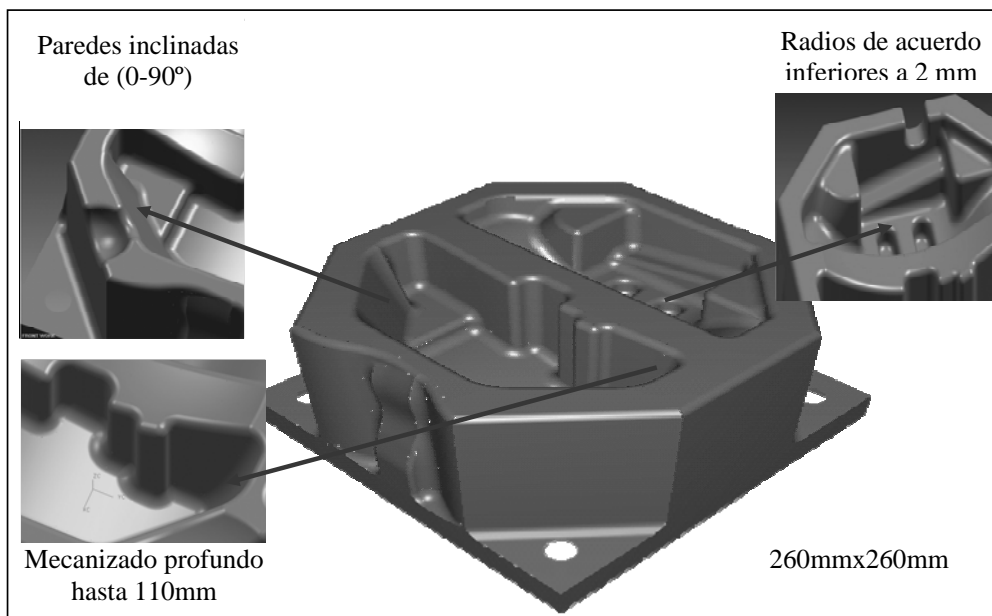


Fig. 3 Pieza Test HHP.

2.1. Pieza Test CSP (*Complex Surface Part*)

La pieza test CSP (ver Fig. 2) es una pieza de acero Orvar supreme® templado a 54HRC constituida por superficies libres tendidas, propias de las matrices de techos, capós, y aletas de automóvil. Su objetivo es analizar la variación de las fuerzas de corte y el error en la superficie en función de la estrategia de mecanizado. Su geometría está formada por superficies complejas sin discontinuidades, que no presenta esquinas en toda su extensión, con pendientes de 0° a 50°, que se dan en piezas reales del sector de la matriz.

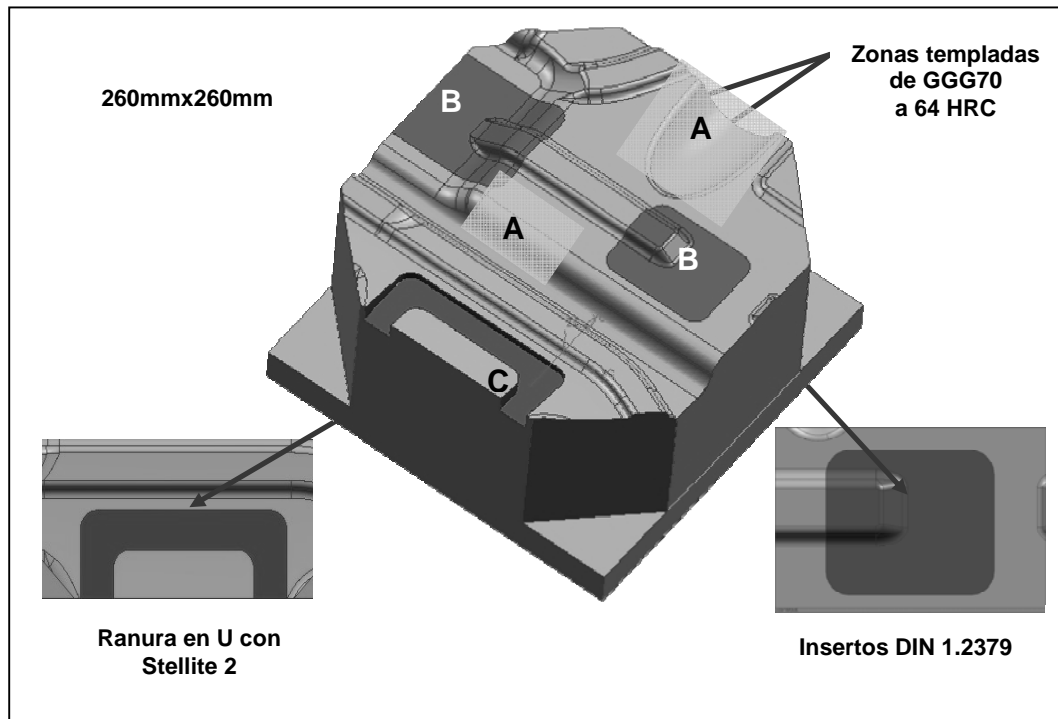


Fig. 4. Pieza Test VHSP.

2.2. Pieza Test HHP (*High Hard-Part*)

La pieza Test HHP (ver Fig.3), realizada en acero DIN 1.2379 templado a 64HRC, reúne todas las características necesarias para reproducir un mecanizado real de una estampa de acero templado. Posee grandes profundidades de mecanizado (110 mm) para acentuar el efecto de la flexión y vibraciones, simulando zonas de estampas de embutición profunda. Se requieren fresas esbeltas de $\varnothing 16$ mm y longitud mayor a 50 mm. Asimismo dispone de nervios y pequeñas hendiduras características de la embutición de piezas estructurales y de refuerzos.

La pieza HHP trata básicamente de validar el método propuesto basado en la elección de trayectorias de mecanizado basadas en la minimización de las fuerzas de corte, en casos de fresado en cinco ejes. Para ello se analizan los errores superficiales debidos a la flexión de la herramienta.

2.3. Pieza test VHSP (*Variable Hardness Surface Part*)

Esta pieza (Fig.4) es una pequeña parte de un gran troquel, compuesto por cuatro materiales, siendo su material base la fundición GGG70 (ASTM 100-70-03) a 280HBN. La parte marcada como A en la Fig. 4 se ha templado a 60-62 HRC. Los dos insertos B son de acero templado DIN 1.2379 (AISI tipo D3) a 64HRC. La ranura marcada como C es Stellite™ Alloy 2 (28 HRC) depositado como un material de recargue, es decir, aquel que se añade para recuperar una forma mecanizada previamente con error o por necesidades de la definición del troquel en la fase final de pruebas. El problema que representa es la convivencia de cuatro niveles de dureza en una misma operación, que va a ser un fresado de acabado en zigzag. Este tipo de fresado es el preferido por los troqueleros por su simplicidad y mínimo tiempo de movimientos de la máquina en vacío.

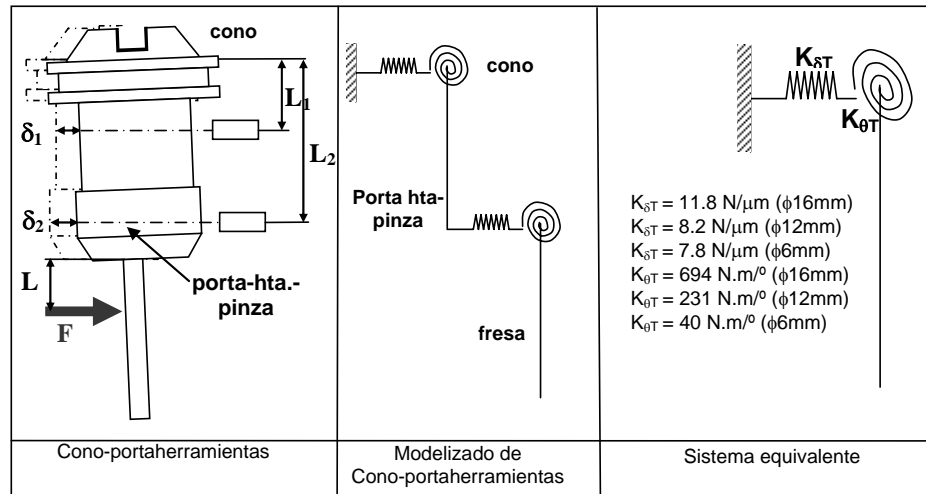


Fig. 5. Cálculo de la rigidez del sistema Izq.) Medida del desplazamiento en puntos diferentes, Centro) Modelo del sistema, Dcha.) Sistema equivalente.

3. RELACIÓN ENTRE LAS FUERZAS DE CORTE Y LA PRECISIÓN EN EL MECANIZADO

El error dimensional en una superficie mecanizada se debe a múltiples causas. Entre estas destacan la flexión provocada por las fuerzas de corte, el descentramiento (*runout*) de la herramienta y el desgaste de la misma. Estas dos últimas son parámetros controlables por el usuario mediante métodos de medición *on-line* u *off-line*, como son el control del *runout* y desgaste con un dispositivo de *presetter* de haz láser en el primer caso, o la evaluación en una estación de prerreglaje en el segundo. De esta forma se puede asegurar que el *runout* sea menor a $5\mu\text{m}$, y el desgaste VB no exceda los 0,2-0,4 mm. Sin embargo la flexión provocada por las fuerzas de corte no puede eliminarse, dado que las fuerzas son inherentes al proceso, siendo la única opción su reducción a unos valores admisibles.

La cadena de flexión del sistema se constituye por un sistema formado por la máquina-herramienta (fresadora), el conjunto cono-portaherramienta incluyendo la pinza y la fresa. Hasta la fecha casi todos los estudios de flexión se basan en modelos que suponen el subsistema máquina+cono infinitamente rígido, y toda la flexión atribuible a la herramienta. Sin embargo, en experimentos previos [29] se observó que el grado de ajuste de la deformación al modelo de considerar la fresa como una viga en voladizo era muy reducido. Por esta razón, en [28,29] se estudió en su totalidad la cadena de rigidez del conjunto máquina-cono portaherramientas-fresa.

En resumen de lo allí concluido, se partió de los datos de rigidez proporcionados por el fabricante de la máquina herramienta calculados por elementos finitos en la fase de diseño y medidos a posteriori con ensayos experimentales. Para el caso concreto de la máquina utilizada en los ensayos, pero representativo de los centros de mecanizado de volumen de trabajo $1\text{m} \times 1\text{m} \times 1\text{m}$, en el eje X la rigidez es de $16\text{N}/\mu\text{m}$, en el eje Y $40\text{N}/\mu\text{m}$ y en el eje Z es de $93,7\text{N}/\mu\text{m}$. Para calcular la flexibilidad del cono y sus empotramientos (es decir, su conexión al husillo) se realizaron varios ensayos experimentales, algunos de ellos reflejados en la Fig.5. Básicamente consistían en aplicar fuerzas conocidas y medir el desplazamiento en dos puntos separados en el eje Z. Con ellos se obtuvieron los valores de rigidez angular K_θ y radial K_δ de la unión husillo-cono y de la del cono-pinza-fresa, llegando a definir un sistema de rigidez equivalente.

Como resultado útil a efectos de su aplicación industrial se han obtenido unos coeficientes de flexibilidad C_p para los conjuntos máquina-cono-fresa en el caso de dos conos de uso común, uno con pinza cilíndrica (SCC, *Shank with Cylindrical Collet*) y otro con pinza cónica (STC, *Shank with Tapered Collet*). Estos portaherramientas son de los considerados de calidad media y mayoritariamente utilizados en el sector de matricería, superados en prestaciones por los de zunchado térmico, que son sin embargo mucho

más caros y menos utilizados. La forma de utilizar este gráfico (Fig. 6) es entrar con el valor del parámetro característico de la esbeltez de la fresa, representada por su relación (L^3/D^4), donde L es la longitud del voladizo y D el diámetro. Esta relación se deriva de la expresión (1) relativa a la flexión de una viga empujada en un extremo, que si bien no es exacta sí refleja la sensibilidad de los parámetros involucrados:

$$\delta = \frac{64 F L^3}{3\pi E D^4} \quad (1)$$

En el eje vertical se obtiene el valor del coeficiente de flexibilidad C_p , que es aquel que multiplicado por la fuerza permite obtener la flexión en la punta de la fresa, así:

$$\delta = C_p * F \quad (2)$$

A la luz de los datos obtenidos de los ensayos realizados, se puede afirmar que la parte de la flexión atribuible al sistema (sin la herramienta) respecto al total (con la herramienta) varía entre un 64% para las herramientas más rígidas ensayadas ($\varnothing 16\text{mm}$), y un 15% para el caso de herramientas más flexibles estudiadas ($\varnothing 8\text{mm}$). Se confirma por tanto que no se puede suponer que el sistema es totalmente rígido y la flexión es solamente de la fresa.

En otro orden de cosas, varios trabajos demuestran [29] que en condiciones estables de mecanizado (ausencia de *chatter* o vibraciones) la herramienta sigue un patrón de flexión definido por las fuerzas de corte. De este modo se puede afirmar que la forma de reducir los errores dimensionales debidos a las fuerzas de corte es minimizando las fuerzas de corte, opción que se ha abordado en este trabajo, o logrando un sistema más rígido, por ejemplo empleando las herramientas más cortas posibles, lo que solamente se hace factible en un caso de fresado en cinco ejes.

4. ELECCIÓN DE ESTRATEGIAS DE CORTE DE MÍNIMO ERROR

Tal y como se ha comentado en el punto anterior, una forma de reducir los errores de flexión es minimizando las fuerzas de corte. Las fuerzas de corte dependen de la geometría de la herramienta, material de la pieza a mecanizar, condiciones de corte y dirección de mecanizado respecto a la superficie a mecanizar. En el mecanizado en cinco ejes existe la posibilidad de orientar la herramienta respecto a la superficie, por lo que las posibilidades reactivar sobre el valor de las fuerzas y sus componentes se multiplican.

En este trabajo se ha introducido el modelo de fuerzas de corte de tipo mecanístico detallado en [27] en el proceso de CAM, con el fin de elegir aquella estrategia de corte que minimice las fuerzas de corte, y por tanto el error en la superficie mecanizada obtenido según la expresión (2). Los métodos mecanísticos relacionan las variables que intervienen en el proceso, material de pieza, condiciones de corte, geometría de herramienta, etc., con las fuerzas o energía consumida en el mismo. Estas relaciones se obtienen de forma empírica, llegando a definir unos coeficientes específicos K (son seis coeficientes en cada caso) para cada binomio herramienta/pieza. En la Fig. 7 se resumen sus datos de entrada y salida.

La ecuación básica del modelo se da en la expresión (3). Aquí, dF_t , dF_r y dF_a son las componentes de la fuerza de cada elemento diferencial para el caso de corte oblicuo, K_{te} , K_{re} , K_{ae} , son los coeficientes que ajustan la fuerza de cizalladura, K_{te} , K_{re} , K_{ae} son los coeficientes que ajustan la parte atribuible a la fricción, y los seis dependen del binomio herramienta-pieza. Estos coeficientes multiplican a la sección de viruta t_n , que representa el espesor de viruta sin deformar y a db , la anchura de viruta de cada elemento discreto de filo.

$$\begin{cases} dF_t(\theta, z) = K_{te} dS + K_{tc} \cdot t_n(\Psi, \theta, \kappa) db \\ dF_r(\theta, z) = K_{re} dS + K_{rc} \cdot t_n(\Psi, \theta, \kappa) db \\ dF_a(\theta, z) = K_{ae} dS + K_{ac} \cdot t_n(\Psi, \theta, \kappa) db \end{cases} \quad (1)$$

Integrando estas expresiones a lo largo del filo (previo cálculo de la sección de viruta y ancho de corte en cada punto) se obtienen los valores de las tres componentes de la fuerza de corte.

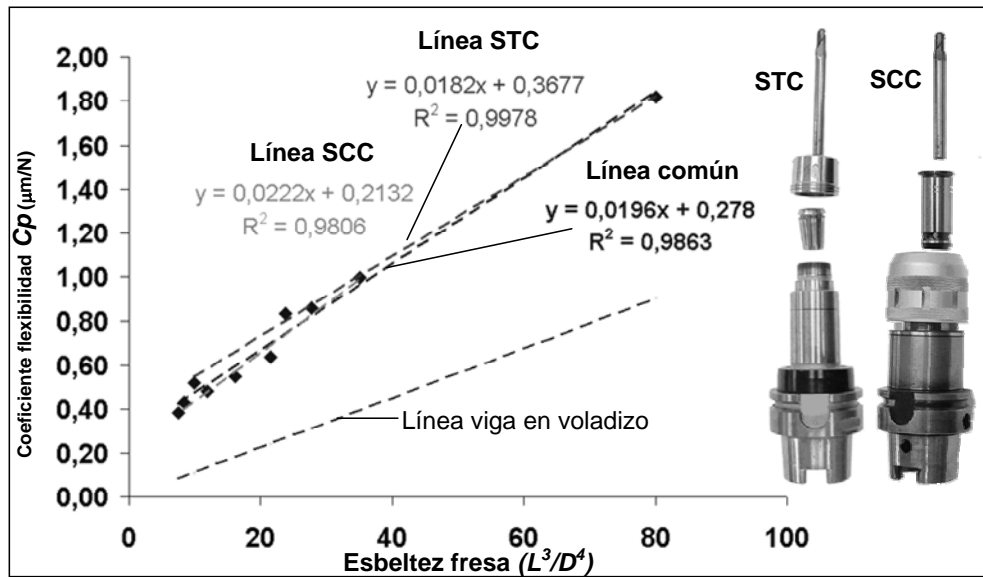


Fig. 6. Coeficientes de flexibilidad para dos tipos de conos de alta velocidad HSK63A, de tipo SCC (Cono con pinza cilíndrica) y STC (Cono con pinza cónica), línea común a ambos y línea que se corresponde con una viga en voladizo.

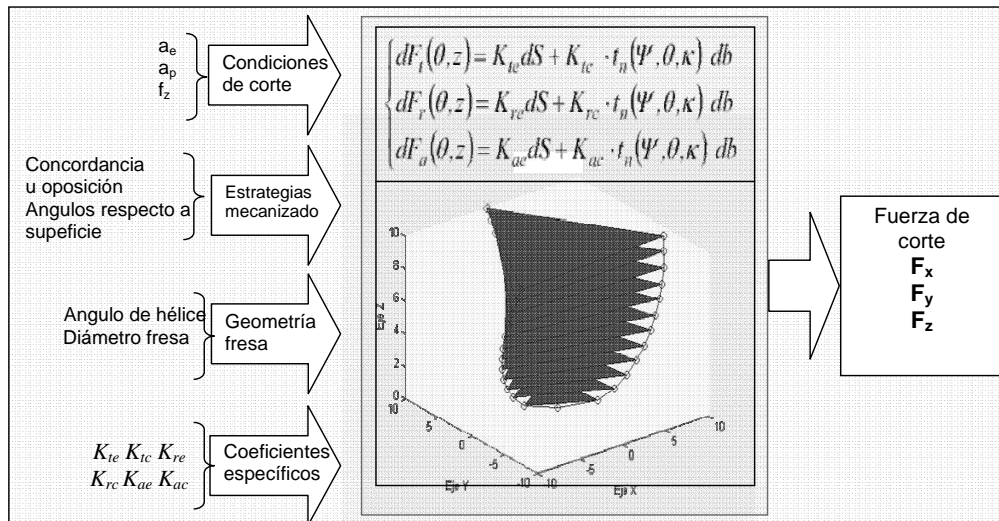


Fig. 7. Entrada y salida del modelo descrito en [27].

Para evaluar los posibles resultados de una operación de mecanizado es interesante suministrarle al programador de CAM una utilidad de análisis que le permita tener una idea de la precisión y calidad superficial que una determinada forma de mecanizar va a producir en la pieza. Por ello:

- El modelo actúa como una caja negra. Se introduce como datos los materiales, geometría de herramienta y condiciones de corte, junto a la pendiente máxima de la pieza y la dirección de avance. Se obtiene las tres componentes de las fuerzas de corte, además de la sección de viruta en cada punto. El modelo es aplicable a fecha de hoy a fresas esféricas trabajando en planos inclinados, a fresas tóricas (frontales con radio de punta) y a fresas frontales.

- El modelo se ha desarrollado en Matlab©, y presenta dos versiones, la interactiva para ejecutar a modo de una calculadora de fuerzas de corte y la compilada en C para su integración dentro de un programa de CAM, concretamente en nuestro caso utilizando las API (Application Program Interface) de Unigraphics®.

4.1. Fresado en tres ejes

La estimación de fuerzas de corte se puede ejecutar de dos formas distintas en el caso de fresado en tres ejes:

- La más simple es la *off-line*, donde tras haber programado las trayectorias se chequea si las fuerzas de corte poseen un valor dentro del rango considerado como óptimo. Si es así se da como válido el programa de control numérico generado. De no serlo, se actúa variando la forma de generar las trayectorias donde se considere oportuno. También puede utilizarse para obtener una idea inicial de la dirección de mecanizado y de las condiciones de corte a utilizar.
- También se puede utilizar de forma *on-line*, siguiendo el esquema que se muestra en la Fig. 8. En primer lugar se eligen unos puntos de control, que pueden obtenerse proyectando una cuadrícula sobre la superficie. Tras ello se estiman las fuerzas de corte en direcciones cada 15° en la superficie, representando en la figura su valor con una línea de longitud dependiente de la magnitud. El punto (a un lado) indica donde queda el material no mecanizado, y por tanto si se trata de un caso de corte en concordancia u oposición. Con esta información obtenida en cada punto se realiza una selección semiautomática de la trayectoria, siguiendo las tangentes a las direcciones que implican una fuerza mínima.

4.2. Fresado en cinco ejes

En fresado en cinco ejes la aplicación de la estimación de fuerzas de corte sirve para seleccionar los dos ángulos de orientación de la herramienta, esto es, el ángulo de inclinación del eje de la fresa respecto a la perpendicular a la superficie (ángulo *tilt*) y el ángulo de avance respecto a la línea de máxima pendiente. Esta utilidad (ver Fig. 9) está también a disposición del operador de CAM, quien introduce los valores de herramienta, material y condiciones de corte. Así, el operador realiza pruebas con los ángulos *tilt* a priori adecuados según el acceso de la fresa a la superficie, es decir, aquellos que permiten que la herramienta entre en las cavidades. Surge como resultado dos diagramas de tipo elíptico, para los dos casos de concordancia y oposición; como en el caso de tres ejes cada 15° se indica el valor de la componente de la fuerza de corte en la dirección formada por a) el plano normal al eje de la herramienta y b) el plano que contiene a la normal a la superficie y al eje de la herramienta. Esta es la componente de la fuerza que induce la flexión y por tanto el error por demasía en la superficie.

El programador puede buscar aquellos casos que reducen las fuerzas de corte, y dado que existirán múltiples soluciones variando el *tilt* y la dirección de avance podrá elegir la que considere idónea en función del acceso de la fresa a la superficie estudiada. Tras este paso se realiza la programación de trayectorias en el CAM.

5. RESULTADOS DE LOS ENSAYOS

Las piezas test se han mecanizado en una máquina IBARMIA ZV25/U600 de 5 ejes, utilizando en la etapa de CAM (Unigraphics V18) las herramientas de cálculo óptimo de estrategias de corte para la minimización del error de flexión arriba explicadas. Los resultados se muestran a modo de fichas donde se detallan aspectos relativos a las condiciones de corte, estrategias seguidas y mediciones efectuadas.

5.1. Mecanizado de la pieza test CSP

En la Tabla 1 se observa la variación de las fuerzas de corte en función de la estrategia de corte para tres casos. Se presentan los gráficos del valor de la fuerza perpendicular al eje de la herramienta y a la superficie a lo largo del mecanizado calculada según se indicó en el apartado anterior. Las condiciones de

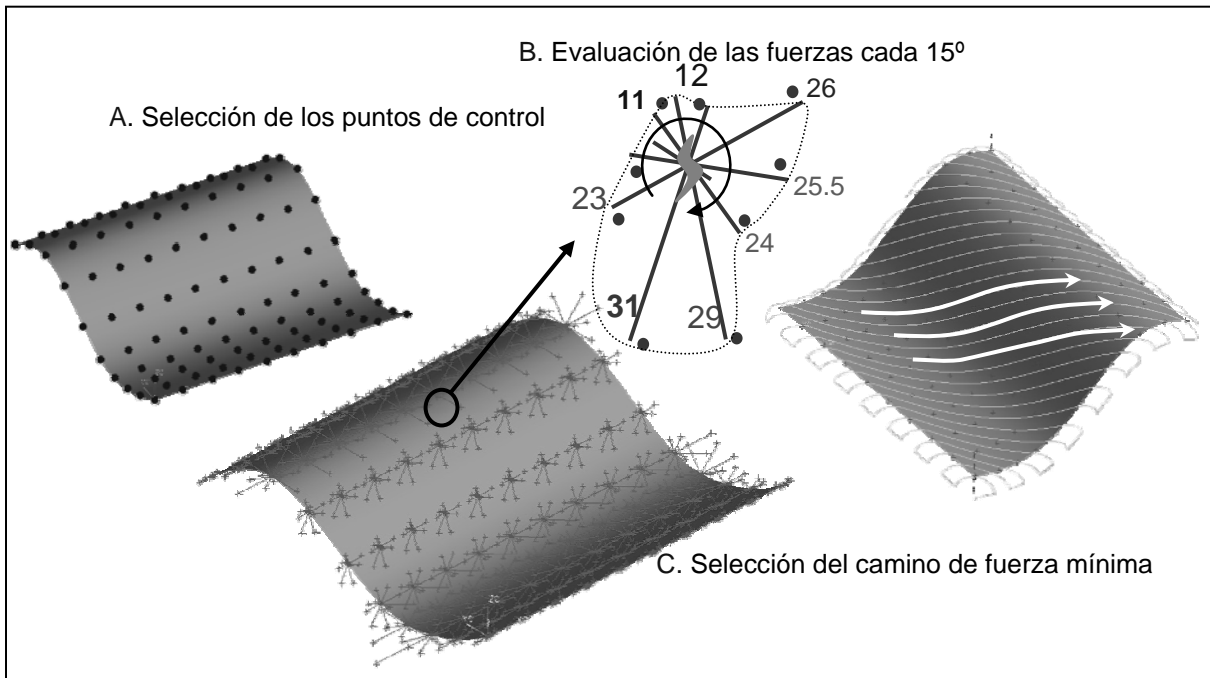


Fig. 8. Método de definir las mejores trayectorias en tres ejes.

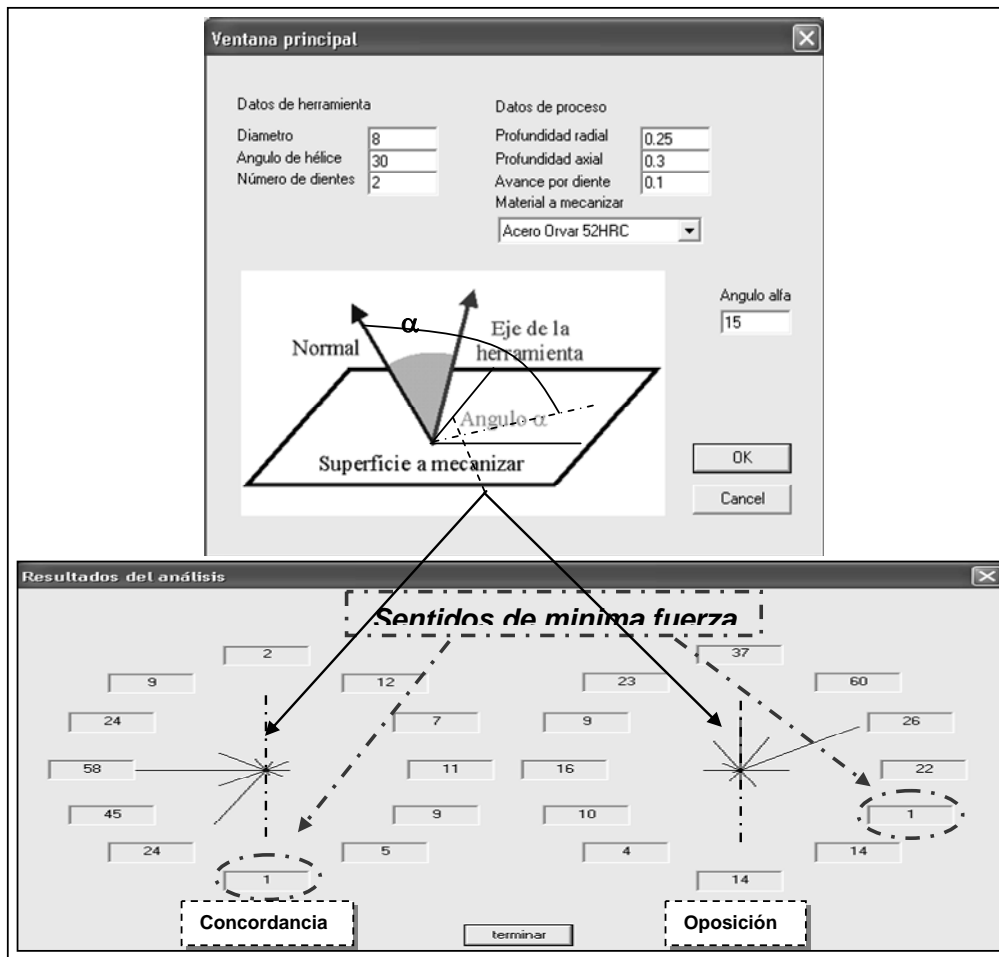
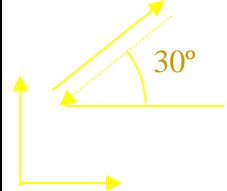
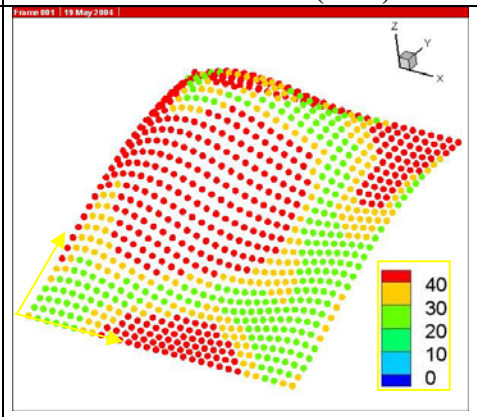
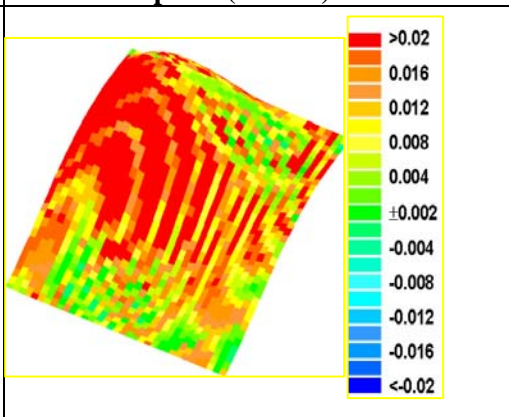
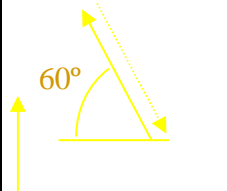
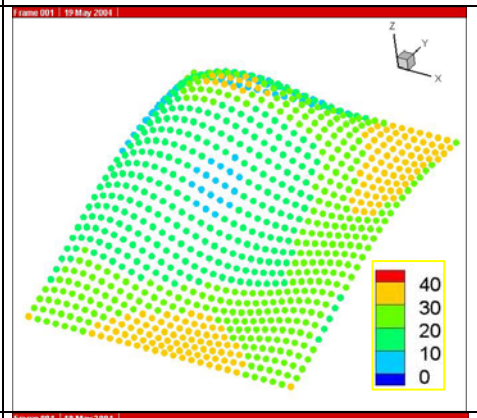
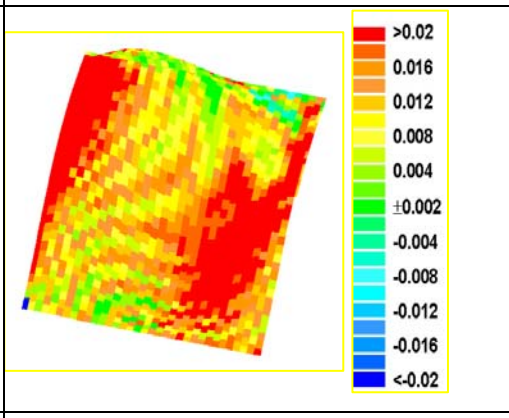
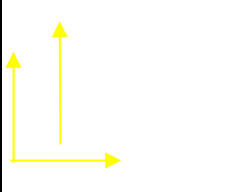
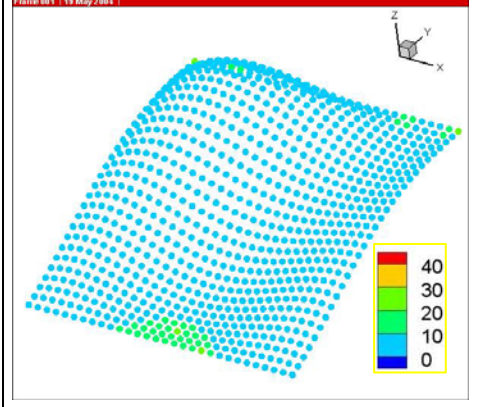
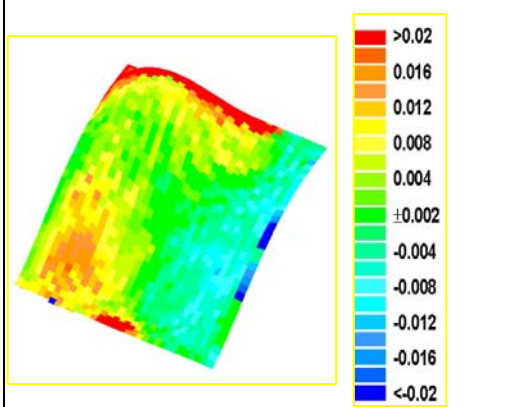


Fig. 9. Utilidad para la definición del ángulo de inclinación del eje de herramienta y dirección de corte en cinco ejes.

Tabla 1. Fuerzas de corte y resultados de medición para la pieza CSP.

Estrategia	Fuerzas de corte (en N)	Medida de pieza (en mm) en una MMC
<p>Test A. La peor</p>  <p>ZIG-ZAG 30°</p>		
<p>Test B .Mejorada</p>  <p>ZIG-ZAG 60°</p>		
<p>Test C. La mejor</p>  <p>Concordancia Trepano a 90°</p>		

corte fueron V_c 125 m/min (N 5000 rpm), f_z 0,05 mm/th (F 500 mm/min), fresa de metal duro recubierta de TiAlN de $\varnothing 8$ mm y a_p 0,4 mm.

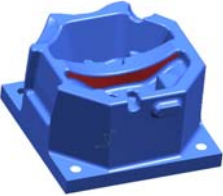
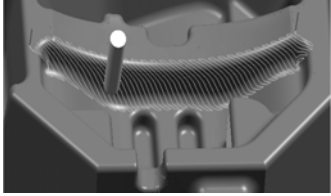
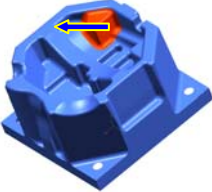
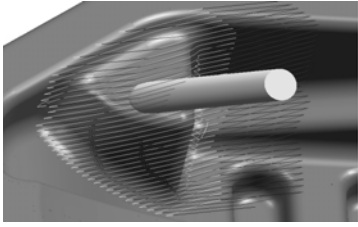
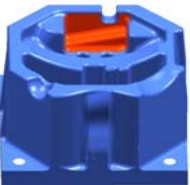
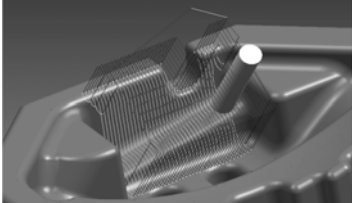

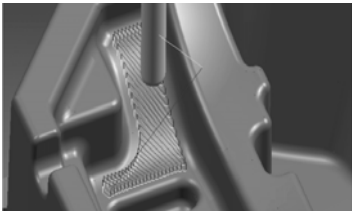

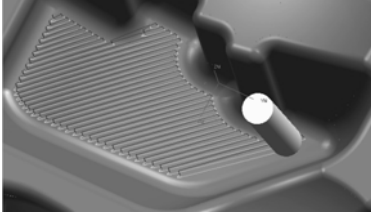
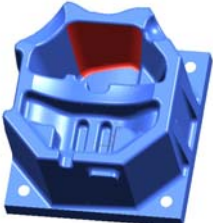
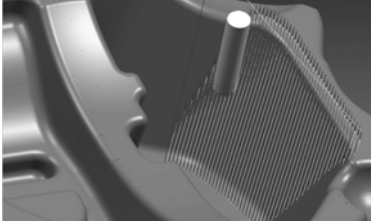
En la columna de la derecha se reflejan los resultados de la medición en una máquina de medir por coordenadas MMC Zeiss 850. Así, los mejores resultados se obtienen en el Test C donde las fuerzas de corte son mínimas, como se había previsto con el modelo de fuerzas.

Los resultados de este ejemplo se pueden extrapolar al caso de fresado de acabado de troqueles de techos y capós, donde el fresado se realiza sobre formas suaves.

5.2. Mecanizado de la pieza test HHP

Esta es una pieza a mecanizar en cinco ejes, donde se ha aplicado la utilidad de cálculo de los ángulos de ataque de la fresa a la superficie. En la Tabla 2 se observan los resultados de algunos sectores, que en

Tabla 2. Preselección de condiciones de fresado en la pieza HHP.

Zona seleccionada	Programación	Datos de mecanizado	Estrategia y error medido
		$F = 700$ m/min $N = 4100$ rpm $a_p = 0,5$ mm $a_e = 0,27$ mm Fresa esférica $\varnothing 12$ Voladizo: 50 mm	Corte en Zig-Zag Dirección de avance: 57° Orientación herramienta : 30° Error dimensional 50 μm
		$F = 700$ m/min $N = 4100$ rpm $a_p = 0,5$ mm $a_e = 0,27$ mm Fresa esférica $\varnothing 12$ Voladizo: 50 mm	Corte en Zig-Zag Dirección de avance: 30° Orientación herramienta: 60° Error dimensional 12 μm, excepto la zona marcada. Allí 38 μm
		$F = 700$ m/min $N = 4100$ rpm $a_p = 0,5$ mm $a_e = 0,27$ mm Fresa esférica $\varnothing 12$ Voladizo: 50 mm	Corte en Zig-Zag Dirección de avance: 90° Orientación herramienta: 45° Error dimensional 17 μm
		$F = 600$ m/min $N = 3600$ rpm $a_p = 0,5$ mm $a_e = 0,3$ mm Fresa esférica $\varnothing 14$	Corte en oposición Dirección de avance: 30° Orientación herramienta: 0° Error dimensional 20 μm
		$F = 700$ mm/min $N = 4100$ rpm $a_p = 0,5$ mm $a_e = 0,27$ mm Fresa esférica $\varnothing 12$ Voladizo: 50 mm	Corte en oposición Dirección de avance: 45° Orientación herramienta: 10° Error dimensional 9 μm
		$F = 700$ mm/min $N = 4100$ rpm $a_p = 0,5$ mm $a_e = 0,27$ mm Fresa esférica $\varnothing 12$ Voladizo: 50 mm	Corte en oposición Dirección de avance 15° Orientación herramienta: 15° Error dimensional 16 μm

todos los casos muestran errores inferiores a 50 μm , siendo mayoritariamente menores a 15 μm . Se partía en esta pieza como dato de errores recogidos en una empresa superiores a 95 μm .



Fig. 10. Aplicación del BB a la pieza CSP. Dcha.) Detalle del acabado. Abajo) Toma de muestras en resina para medida de topografía en un perfilómetro.

5.3. Mecanizado de la pieza VHP

En este caso el problema era la coexistencia de tres materiales en cuatro estados de dureza, desde 28 HRC a 64 HRC. En pruebas preliminares a avance constante en zig-zag se produjeron roturas y chipping de los filos en las transiciones, utilizando una fresa de metal duro $\varnothing 12\text{mm}$ (tipo K10) recubierta con TiAlN monocapa. La única solución era sacrificar el rendimiento durante todo el mecanizado aplicando las condiciones adecuadas para la parte más dura de la superficie, lo que implicaba perder el tiempo en las partes más blandas, que son mayoría. La solución a este problema ha sido la generación de una utilidad ofrecida al programador CAM en la que:

- El usuario elige zonas de durezas similares sobre el dibujo en CAD.
- Define avances y velocidades de corte idóneas para cada una de ellas.

Se ha generado un postprocesador (en lenguaje C) cuya función es añadir e intercalar en el código CN ya generado los avances (funciones F) apropiados en cada sector, de tal forma que en cada trayectoria *zig* (o *zag*) se produce una variación continua del avance. El resultado ha sido un acabado tras el tratamiento térmico de la superficie sin fallos y en el mínimo tiempo posible. Es un avance respecto a la situación actual, donde los temple s suelen obligar a reparar con muela las superficies debido a las deformaciones producidas por el propio tratamiento. Así el fresado a alta velocidad (junto al bruñido que se explicará a continuación) se constituye como un proceso finalista, con el ahorro de tiempo y costes que ello supone.

6. BRUÑIDO DE LAS SUPERFICIES

Tras el fresado de las superficies explicado en la sección 5 se procedió a bruñir las 4 secciones idénticas de la pieza CSP. La velocidad de bruñido fue en todos los casos 15 m/min, utilizando diferentes pasos transversales de bruñido, a_b de valor 0,05, 0,1 y 0,2 mm, y en dos direcciones de aplicación, esto es, perpendicular a la dirección de fresado y longitudinal en la misma dirección de fresado.

Tabla 3. Resultados del bruñido aplicado a piezas fresadas con diferentes pasos radiales (a_r) y bruñidas con diferentes pasos (a_b), en dos direcciones, perpendicular al fresado y en la misma dirección.

Pieza Test	Rugosidad (μm)	Tras el fresado	Bruñido perpendicular al fresado			Bruñido en dirección al fresado
			$a_b=0,05\text{mm}$	$a_b=0,1\text{mm}$	$a_b=0,2\text{mm}$	$a_b=0,1\text{mm}$
Pieza 1 $a_r=1\text{mm}$	R_a	2,78	1,18	1,24	1,45	1,16
	R_t	13,77	4,12	4,34	4,76	4,68
	R_z	12,17	3,90	4,15	4,45	4,59
Pieza 2 $a_r=0,9\text{mm}$	R_a	1,97	1,06	0,68	1,14	1,25
	R_t	7,92	4,11	3,24	4,22	4,44
	R_z	7,31	3,74	2,96	3,93	4,27
Pieza 3 $a_r=0,45\text{mm}$	R_a	1,72	0,20	0,28	0,30	0,14
	R_t	7,76	1,36	1,43	1,71	0,94
	R_z	7,19	1,19	1,27	1,47	0,85
Pieza 4 $a_r=0,4\text{mm}$	R_a	1,46	0,18	0,20	0,28	0,23
	R_t	6,38	1,58	1,60	1,72	1,30
	R_z	6,29	1,26	1,28	1,47	1,14

Tabla 4. Resultados del bruñido aplicado a la pieza VHP, en dos direcciones: perpendicular y a 45° respecto al fresado.

Zona	Rugosidad tras el fresado			Parámetros de BB		Rugosidad tras el BB		
	R_a	R_t	R_z	dirección	a_b	R_a	R_t	R_z
A Fundición templada	1,60	8,56	8,56	perpendicular	0,1mm	1,23	6,97	5,83
				45°		0,39	5,12	3,71
B Insertos templados	1,22	5,37	5,12	perpendicular	0,1mm	1,08	5,79	5,396
				45°		0,29	2,10	1,64
C Zona recargada	0,51	2,51	2,48	45°	0,1mm	0,13	1,45	0,82
Fundición base	1,45	8,25	8,25	45°	0,1mm	0,27	4,38	2,79
				perpendicular		0,48	5,52	4,01

Los resultados mostrados en las Tablas 3 y 4 muestran acabados similares a los obtenidos por el pulido manual. La rugosidad se ha medido en topografías levantadas con máscaras de resinas (de replicabilidad $1 \mu\text{m}$). En el mejor caso, con a_r 0,4 mm y a_b 0,05 mm perpendicular al fresado, el valor de R_a es $0,18 \mu\text{m}$, con un aspecto final de espejo. Además el acabado con una a_r mayor de valor 1 mm y bruñido a 0,05 mm



Fig. 11. Punzón de techo bruñido con BB.

presenta una rugosidad similar a la que se obtiene con fresado (sin bruñido) con a_r 0,4 mm. En el primer caso el tiempo total del proceso (fresado más bruñido) se reduce en un 20%.

Es decir, se puede reducir el tiempo de una operación lenta (el fresado de acabado a menos de 3 m/min) y ejecutada en una máquina de elevado coste horario (más de 160 €/h), por el de la operación de bruñido ejecutada al máximo avance de la máquina de 15 m/min, o incluso superior si la máquina lo permitiese.

También se ha comprobado que la dureza superficial ha subido de los 52 HRC iniciales a 59 HRC, lo que es un efecto positivo adicional para el funcionamiento de una herramienta de forma que trabaja en ciclos de compresión, pues aumenta su resistencia a la fatiga.

El proceso BB también se ha aplicado a la pieza VHP, en un zigzag a 15 m/min sobre todas las zonas. La principal conclusión es que en la zona blanda *C* y en la zona de fundición no templada, la rugosidad media cae de 0.51 a 0.13 μm y de 1.45 a 0,27 μm R_a respectivamente. Sin embargo en las zonas endurecidas, *A* y *B* (a más 60 HRC), el bruñido produce un efecto moderado, siendo muy sensible a la dirección de bruñido. Con un equipo de mayor presión como los disponibles comercialmente (los hay hasta 50 MPa) [20], se hubieran obtenido mejores resultados.

Respecto al cambio de dureza superficial, en la fundición base se pasa de 280 a 366 HB (de 29 a 39 HRC), en la fundición templada (zona *A*) de 62 a 65 HRC, en los insertos (zona *B*) de 63 a 66 HRC, y en la zona recargada (zona *C*) de 28 a 35 HRC.

7. CONCLUSIONES

Se ha presentado una nueva metodología para reducir el tiempo de mecanizado de la etapa final de superacabado de las matrices de estampación, que actualmente se construyen para dar forma a los aceros avanzados de alta resistencia AHSS. Dos son los aspectos mejorados:

- Se reduce el error dimensional en las superficies originado por la flexión del conjunto máquina+porta+fresa en el acabado de materiales endurecidos hasta 64 HRC, lo que evita operaciones de re-mecanizados y puestas a punto en bancada (etapas de pulido o “marmoleo”) costosas. Se ha observado que la mejor estrategia es aquella que minimiza la fuerza de corte. Para ello se

ha integrado en un software CAM (UG V18) un modelo de fuerzas de corte de tipo mecánico. Existen dos versiones. Una de ellas permite en la operación de fresado en tres ejes seleccionar las trayectorias que minimizan la fuerza perpendicular al eje de la herramienta y contenida en el plano formado por el eje de la herramienta y el vector director del plano tangente a la superficie. Otra aplicación permite seleccionar en operaciones de fresado en 5 ejes los ángulos de la herramienta respecto a la superficie (*tilt*) y de avance que minimizan esta componente de fuerza.

- Respecto a la rugosidad, en lugar de realizar superacabados empleando fresados con profundidades radiales muy reducidas, se propone aplicar el procedimiento denominado de *ball-burnishing*. Con este procedimiento se alcanzan acabados similares al pulido manual, desde operaciones de fresado realizadas con pasos mayores a los habituales 0,2 mm. Por tanto el tiempo de acabado se puede reducir en valores de 20-30 %.

La metodología propuesta ha sido validada en tres piezas test. En la pieza CSP se han conseguido errores muy por debajo de los 20µm, con un acabado tras el bruñido por debajo de 0,5 µm Ra. En la pieza test HHP templada a 64HRC el máximo error cometido ha sido de 5 centésimas de milímetro, valor inferior a la tolerancia habitual utilizada en el sector. En la pieza de dureza variable se ha conseguido acabar toda la superficie sin roturas de la herramienta, con una rugosidad tras el bruñido excelente en las zonas de dureza inferior a 55 HRC, pero moderada en las zonas templadas.

Los resultados del trabajo se han trasladado a dos empresas españolas constructoras de matrices, que ya emplean el acercamiento CAM y el bruñido en su proceso de trabajo, en la Fig. 11 se observa el caso de bruñido de un punzón de techo. Por tanto se concluye que de un avance en la modelización del proceso utilizando un modelo del grupo mecánico se ha llegado a una innovación industrial real, en este caso en un sector que ha sido obligado a rediseñar sus útiles y procesos de producción tras la irrupción de los aceros AHSS.

AGRADECIMIENTOS

Se agradece a las empresas ICM, SA e ICT, SA las aportaciones a este trabajo, así como al centro Labein, especialmente a Beatriz González. Se agradece la financiación recibida del proyecto SAIOTEK Mecanizado de fundiciones ADI (PROADI), Reducción del tiempo de fabricación de troqueles para piezas de Acero de Alta Resistencia en el sector de la automoción (TROALTA), y del proyecto del Plan Nacional DPI2007-60624, Eliminación del *chatter* en piezas de dinámica variable (Dynamill).

REFERENCIAS

- [1] Integrated Manufacturing Technology Roadmapping Project, *Integrated Manufacturing Initiative Inc.*, Oak ridge, Tennessee, (2000)
- [2] FUTMAN, Future of Manufacturing in Europe 2015-2020 - The Challenge for Sustainable Development, European Union report, ISBN 92-894-5652-3 (full report), European Commission, Joint Research Centre, *Institute for Prospective Technological Studies*, Seville, (2003)
- [3] AHSS guidelines, International Iron & steel Institute, en <http://www.worldautosteel.org/> (2004)
- [4] Lee, S.W., Yang, D.Y., “An assessment of numerical parameters influencing springback in explicit finite element analysis of sheet metal forming process”, *Journal of Materials Processing Technology*, 80-81, 60-67 (1998)
- [5] Holmberg, S., Enquist, B., Thilderkvist, P., “Evaluation of sheet metal formability by tensile tests”, *Journal of Materials Processing Technology*, 145, 72-83 (2004)
- [6] López de Lacalle, L.N., Lamikiz, A., Sánchez, J.A., Arana, J.L., “Improving the surface finish in the high speed milling of stamping dies”, *Journal of Materials Processing Technology*, **123**, 292-302 (2002)
- [7] Fallböhmer, P., Rodríguez, C.A., Ozel, T., Altan, T., “High-speed machining of cast iron and alloy steels for die and mold manufacturing”, *Journal of Materials Processing Technology*, **121**, 104-115 (2000)

- [8] Fallböhmer, P., *Advanced cutting tools for the finishing of Dies and Moulds*, VDI Verlag, ISBN 3-18-349802-2, Germany (1998)
- [9] López de Lacalle, L.N., Lamikiz, A., Muñoa, J., Sánchez, J.A., “The CAM as the centre of gravity of the five-axis high speed milling of complex parts”, *International Journal of Production Research*, **43**(10), 1983-1999 (2005)
- [10] López de Lacalle, L.N., Lamikiz, A., Sánchez, J.A., Salgado, M.A., “Cutting force integration at the CAM stage in the high speed milling of complex surfaces”, *International Journal of Computer Integrated Manufacturing*, **18**(7), 586-600 (2004)
- [11] Kang, M.C., Kim, K.K., Lee, D.W., Kim, J.S., Kim, N.K., “Characterization of inclined planes according to the variations of cutting direction in high speed ball-end milling”, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, **17**, 323-329 (2001)
- [12] López de Lacalle, L.N., Lamikiz, A., Salgado, M.A., Herranz, S., Rivero, A. “Process planning for reliable high-speed machining of moulds”, *International Journal of Production Research*, **40**(12), 2789-2809 (2002)
- [13] Shiou, F.-J., Chen, C.-H., “Freeform surface finish of plastic injection mold by using ball-burnishing process”, *Journal of Materials Processing Technology*, **140**(1-3), 248-254 (2003)
- [14] Yen, Y.-C., “Modelling of metal cutting and ball burnishing – prediction of tool wear and surface properties”, Ph.D. Thesis, the Ohio State University (2004)
- [15] Klocke, F., Liermann, J., “Roller burnishing of hard turned surfaces”, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, **38**, 419-423 (1996)
- [16] El-Axir, M. H., El-Khabeery, M.M., “Influence of orthogonal burnishing parameters on surface characteristics for various materials”, *Journal of Materials Processing Technology*, **132**, 82-89 (2003)
- [17] Mahmood Hassan, A., “The effects of ball- and roller-burnishing on the surface roughness and hardness of some non-ferrous metals”, *Journal of Materials Processing Technology*, **72**(3), 385-391 (1997)
- [18] Yu, X., Wang, L., “Effect of various parameters on the surface roughness of an aluminium alloy burnished with a spherical surfaced polycrystalline diamond tool”, *International Journal Machine Tools and Manufacture*, **39**, 459-469 (1999)
- [19] Hassan, A.M., Al-Jalil, H.H., Ebid, A.A., “Burnishing force and number of ball passes for the optimum surface finish of brass components”, *Journal Material Processing Technology*, **83**(1-3), 176-179 (1998)
- [20] Ecoroll, “Zur hydrostatischen Glattwalzwerkzeug“, *Produktbeschreibung*, **95**, 1-7 (2004)
- [21] Baskohov, G.F., Karpov, N.F., “How the viscosity of the coolant affects the burnishing process”, *Machine and Tooling*, **44**, 61-62 (1973)
- [22] Schulz, H., *Hochgeschwindigkeits bearbeitung / High Speed Machining*, Karl Hanser Verlag, Germany, (2000)
- [23] Test part NCG 2004/T1, *Test part HSC*, NC Gesellschaft (2004)
- [24] Weinert, K., Enselman, A., Friedhoff, J., “Milling Simulation for process optimization in the Field of Die and Mould Manufacturing”. *Annals of the CIRP- Manufacturing Technology*, **46**(1), 325-328 (1997)
- [25] Arnone, M., *High Performance Machining*, Hanser Gardner publications (1998)
- [26] Duc, E., Lartigue, C., Thiebaut, F., “A test part for the machining of free-form surfaces”, *I Improving Machine Tool Performance Seminar*, San Sebastián, Spain, **1**, 423-435 (1998)
- [27] Lamikiz, A., López de Lacalle, L.N., Salgado, M.A., Sánchez, J.A., “Estimation of cutting forces in the ball end machining of complex surfaces”, *International Journal of Machine Tool and Manufacture*, **44**(14), 1511-1522 (2004)
- [28] Salgado, M.A., López de Lacalle, L.N., Lamikiz, A., Muñoa, J., Sánchez, J.A., “Evaluation of the stiffness chain on the deflection of end-mills under cutting forces”, *International Journal of Machine Tool and Manufacture*, **45**, 727-739 (2004)
- [29] López de Lacalle, L.N., Lamikiz, A., Sánchez, J.A., Salgado, M.A., “Effects of tool deflection in the high speed milling of inclined surfaces”, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, **24**, 621-631 (2004)

REDUCTION OF FINISHING TIME IN THE MANUFACTURING OF FORMING TOOLS FOR ADVANCED HIGH STRENGTH STEELS

Abstract – In the present article a new methodology is presented in order to reduce the production time of the stamping dies built to deform Advanced High Strength Steels. To do that two ways are addressed. First, minimizing the tool deflection due to the cutting forces in the machining of up to 64HRC hardened dies. The new kinds of Advanced High Strength Steels have forced die makers to introduce an increasing number of hardened inserts in the stamping punches and dies; tool deflection rises in these cases. Thus, a new decision criteria is necessary in the CAM stage to choose that strategy which minimizes the tool deflection error. Some practical examples are presented with the described methodology applied. Second, to keep in final user requirements the final roughness of hardened surfaces the new technique known as ball-burnishing has been successfully introduced. This leads to mean roughness below 0,5 $\mu\text{m Ra}$. As result, a significant reduction of forming tool production time is achieved.

Keywords – Machining, High Speed Milling, Cutting forces, Deflection, Accuracy, Ball-burnishing.

NOMENCLATURA

a_e	profundidad de corte radial
a_p	profundidad de corte axial
a_b	paso de bruñido transversal
V_c	velocidad de corte
f_z	avance por diente
F, V_f	avance
N	giro del husillo
t_n	sección de viruta
db	anchura de corte
Ra	rugosidad media
Rz	rugosidad máxima (media de 5)
Rt	rugosidad máxima