



BALANCE DE INCERTIDUMBRE Y EVALUACIÓN DE LA CADENA DE RIGIDEZ DE UNA MICROFRESADORA DOTADA DE HERRAMIENTAS DE DIÁMETRO INFERIOR A 0,3 MM

L. G. URIARTE¹, A. HERRERO¹, M. ZATARAIN¹, G. SANTISO¹,
L. N. LÓPEZ DE LACALLE², A. LAMIKIZ², J. ALBIZURI²

¹ Fundación Tekniker,

Avda. Otaola 20, 20600, Eibar, España

² Dpto. Ing. Mecánica, ETSII,

Alameda Urquijo s/n, 48013, Bilbao, España

(Recibido 14 de febrero de 2005, revisado 15 de abril de 2005, para publicación 3 de enero de 2006)

Resumen – La tendencia generalizada a la miniaturización de productos está ocasionando un importante auge de las microtecnologías, y entre ellas del proceso de microfresado. Este proceso presenta una gran similitud con el fresado a escala convencional. Sin embargo en él se produce una reducción muy importante de dimensiones (escala 40/1 aprox.), lo que induce que aparezcan y potencien fenómenos cuya importancia es casi nula a escala convencional. Este cambio de escala se refleja en el avance por diente, usualmente menor de 1 μm , la profundidad de pasada, que se sitúa entre 2 y 15 μm , las velocidades del cabezal, superiores a 50.000 rpm, y los diámetros de la fresa, menores de 0,3 mm. También la propia máquina debe ser diseñada y construida dentro del concepto de ‘ultraprecisión’, lo que implica precisiones de posicionamiento del orden de 0,1 μm . El primer objetivo del trabajo aquí presentado ha sido establecer el balance de incertidumbre global de una microfresadora de desarrollo propio, cuando utiliza fresas de diámetros inferiores de 0,3 mm. El resultado de este análisis ha sido la preponderancia de los errores originados por la deformación angular de la pinza y la flexión de la fresa. Por este motivo estos dos aspectos son a continuación detalladamente estudiados. Para ello se ha definido la cadena de rigidez de la microfresadora, obteniendo los valores de rigidez de la máquina, cabezal, portaherramientas, y de la propia fresa. Para su medida se ha utilizado una aproximación experimental, aunque se han tenido en cuenta los valores de diseño de cada elemento del sistema. Los ensayos se han visto complicados por la dificultad de manejar experimentalmente fuerzas y desplazamientos de pequeño valor, propios del microfresado. En este trabajo se exponen los métodos de medición y los resultados de los mismos. La conclusión final es que la herramienta es el elemento más flexible (entre el 85-98%), llegándose a obtener el valor de su flexibilidad. Sin embargo la unión de la herramienta a la pinza del portaherramientas debe también ser considerada. Finalmente se exponen algunos datos de precisión de una pieza microfresada, que corroboran los valores obtenidos.

Palabras clave – Microfresado, precisión, máquina herramienta, deformación, rigidez.

1. INTRODUCCIÓN

La miniaturización se ha convertido en un fenómeno de ámbito universal, con un amplio rango de aplicaciones y sectores involucrados, como son la microelectrónica (teléfonos móviles y sensórica), automoción, medicina (insertos, micro-dosificación), biomedicina, industria química y relojería.

En lo que respecta a la microfabricación, las técnicas y equipos de mecanizado se pueden agrupar (según ASPE, American Society of Precision Engineering, y EUSPEN, European Society of Precision Engineering) en un primer grupo que se conoce como *técnicas convencionales de mecanizado*, que engloban los *procesos de ultraprecisión*, y en un segundo grupo que engloba los *procesos provenientes de las técnicas de mecanizado de silicio*, denominados propiamente como *procesos de micromecanizado*. Como procesos de ultraprecisión [1,2] se hace referencia a aquellos procesos de mecanizado convencional en los que las dimensiones críticas exigen precisión geométrica submicrométrica.

Entre los distintos procesos de ultraprecisión, este trabajo se centra en el microfresado, que pese a su nombre no se engloba en el habitual sentido de *proceso de micromecanizado* sino en el de *proceso de*

ultraprecisión. En concreto se centra en el proceso llevado a cabo en la fresadora de ultraprecisión ULPRE II®. Esta es una máquina de desarrollo propio que se encuentra descrita en detalle en [3] y que en sus líneas básicas se resume en el apartado 2. Las dos principales ventajas del proceso de microfresado son su aparente similitud con el fresado convencional, lo que permite abordar el proceso desde un conocimiento previo ya maduro y profundo, y la posibilidad de mecanizar piezas complejas con formas 3D (moldes, electrodos, etc.) sobre una gran variedad de materiales. Sin embargo, los principales inconvenientes radican en la esbeltez de la fresa y la generación de rebabas de difícil eliminación. La validez, posibilidades y problemas del microfresado de microcomponentes han sido objeto de varios trabajos [4-7].

El microfresado posee algunas peculiaridades que impiden la aplicación directa de los principios y resultados del fresado a escala convencional. Se requiere desarrollar modelos específicos que consideren las tres diferencias básicas surgidas de la drástica reducción de tamaño:

1. No se puede suponer la homogeneidad de la microestructura del material de la pieza [8-10], aunque con fresas de más de $\varnothing 0,1$ mm no es un aspecto a tener en cuenta.
2. El efecto del radio del filo de corte no es despreciable [10-14] dado que afecta al mecanismo de formación de viruta. El espesor de corte mínimo es función de este parámetro y determina la transición entre dos condiciones de corte, dónde se genera viruta y dónde se produce un bruñido debido al aplastamiento del material por el filo redondeado [10,14].
3. A consecuencia de la gran flexibilidad de la herramienta [15] y del tamaño relativo del radio del filo de corte respecto a la sección de viruta (ver punto anterior), los efectos dinámicos asociados, esto es, la vibración forzada y el chatter regenerativo, poseen aspectos distintos a los del fresado convencional [14].

Algunos autores, a partir de la elevada flexibilidad de la herramienta [15], plantean un nuevo modelo analítico de las fuerzas de corte [16], que calcula el espesor de viruta en función de la trayectoria real de la herramienta. Esta se obtiene a partir del equilibrio instantáneo entre la fuerza de corte y la fuerza de restitución elástica del sistema, esta última determinada principalmente por la rigidez de la herramienta.

La reducida sección de la herramienta produce que su desgaste y rotura [16-19] sea una de las limitaciones del microfresado. Ha sido materia de varias investigaciones tanto teóricas como experimentales, empleando principalmente la monitorización de la emisión acústica [19] como herramienta de control.

Muchos de los trabajos relativos a la modelización del proceso se encuentran con importantes dificultades en la fase de validación experimental, dada la dificultad de medir y monitorizar los reducidos valores correspondientes a fuerzas y desplazamientos. De hecho, en la mayoría de los casos la validación experimental se ha realizado con fresas de diámetro mayor de 0,5 mm, habiéndose identificado escasos ensayos de microfresado con fresas de 0,3 mm de diámetro [20,21]. El estudio aquí presentado se ha realizado con las fresas más pequeñas existentes en el mercado, de diámetro 0,1 mm, además de con las de 0,2 y 0,3 mm.

Destacan los estudios para mejorar la precisión vía comandos de control [22], actividades experimentales en el microfresado de aceros [23] y la medida de precisión del fresado convencional [24-26] que ha servido de base para el presente trabajo. Estos últimos trabajos se orientan hacia mejorar la precisión del fresado de moldes con herramientas largas y esbeltas, y presentan muchas similitudes conceptuales con la problemática específica del microfresado.

2. FRESADORA PARA MICROMECHANIZADO ULPRE II

Dado que el objetivo de este trabajo es valorar los factores que inducen incertidumbres en el microfresado, y que se ha utilizado una fresadora no comercial de desarrollo propio, se va a presentar resumidamente la máquina ensayada, descrita en detalle en [3].

La máquina ULPRE II consta de 3 ejes con interpolación vía CN (X, Y, Z) accionados mediante servomotores. Uno de los objetivos al desarrollar la máquina ha sido adquirir experiencia en sistemas de posicionamiento ultrapreciso. Por esta razón, las soluciones de accionamiento y guiado son distintas para

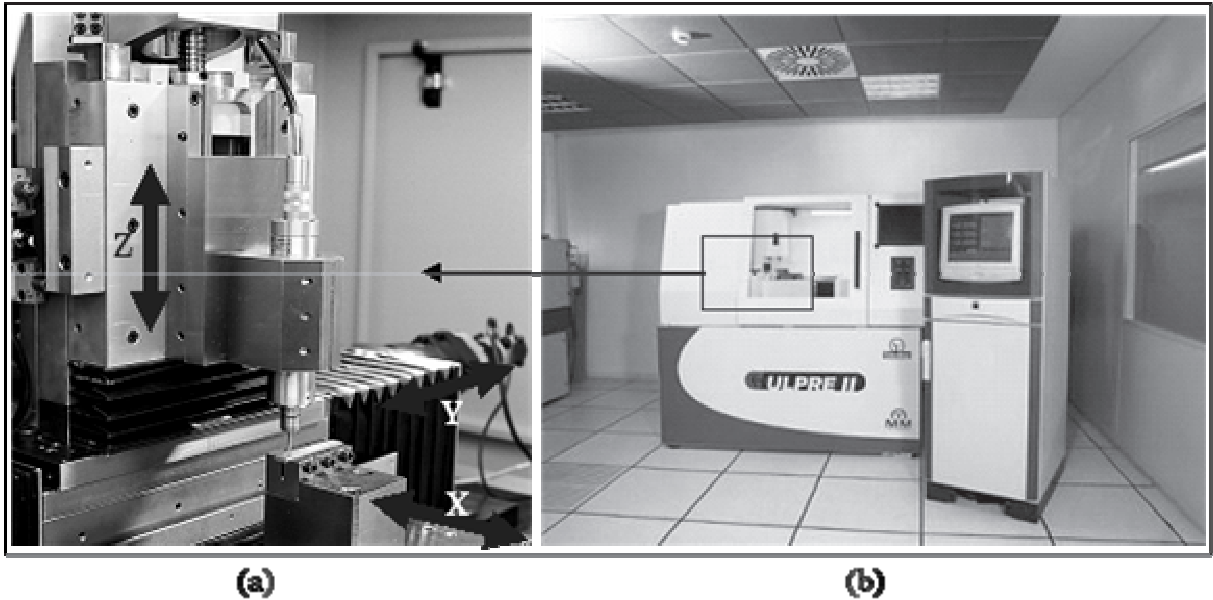


Fig. 1. Máquina fresadora ULPRE II: a) detalle de la zona de trabajo y nomenclatura de los ejes de la máquina; b) vista general de la máquina.

cada uno de sus ejes. El eje horizontal X incorpora un accionamiento por fricción y guiado aerostático, el eje horizontal eje Y incorpora un accionamiento con husillo a bolas con tuerca flotante y guiado aerostático, y el eje vertical Z incorpora un accionamiento con husillo a bolas articulado y guías de rodadura de rodillos sin recirculación.

Las guías aerostáticas se sustentan sobre una fina capa de aire, con un flujo continuo de aire hacia la atmósfera. Al tratarse de un fluido de muy baja viscosidad y compresible, la precisión y tolerancias de fabricación y montaje han sido muy estrictas. Así se han obtenido valores de juego del orden de $10\ \mu\text{m}$ para presiones de suministro de 6 bar. La configuración empleada en ambos carros ha sido un doble apoyo en oposición en las direcciones vertical y lateral. En el carro vertical Z se han aplicado guías de rodadura de rodillos sin recirculación. Al no existir recirculación de los elementos rodantes se evitan las perturbaciones originadas por la propia recirculación. La configuración empleada ha sido 2 guías en V en oposición, en una configuración semi-cinemática con contacto de los rodillos en 2 caras mediante una fuerza de precarga constante aplicada con un contrapeso.

La máquina incorpora un electrohusillo con rodamientos de bolas cerámicas de contacto angular. Se caracteriza por un rango de velocidades desde 14.000 hasta 140.000 rpm y una potencia máxima 200 W.

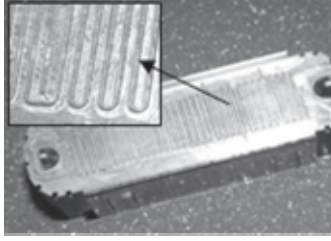
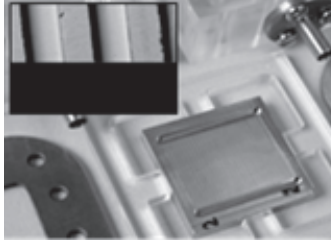

En la máquina ULPRE II se emplean reglas ópticas de precisión de resolución $0,01\ \mu\text{m}$. Además se han instalado 2 reglas en paralelo en el eje X para medir y compensar el error angular de guiñada ("yaw") del carro. La máquina incorpora una tarjeta PMAC con funciones de CN, que permite interpolación circular para los 3 ejes (X, Y, Z). Emplea una línea de alta velocidad DSP para controlar los servos y dispone de panel de operación propio.

La estructura base sobre la que se asienta la microfresadora se ha construido con perfiles metálicos soldados. Sobre ella se sitúa el sistema de sustentación consistente en 4 amortiguadores neumáticos y una bancada de granito $800 \times 1300 \times 60\ \text{mm}$.

Para asegurar la repetibilidad del amarre, la correcta orientación de la pieza y la compatibilidad entre las distintas máquinas del taller de ultraprecisión, se cuenta con un sistema de amarre rápido (Erowa®). Con este sistema se ha confirmado experimentalmente una repetibilidad de $\pm 2\ \mu\text{m}$ en la posición de la pieza. Finalmente se ha incorporado un sistema láser para medición del diámetro y longitud real de la fresa, y para la detección de su desgaste con una precisión de $1\ \mu\text{m}$.

La máquina fresadora se encuentra en explotación comercial. En la Tabla 1 se muestran tres productos mecanizados mediante dicha máquina y que son representativos de su campo de aplicación.

Tabla 1. Tres ejemplos de piezas microfresadas en la ULPRE II.

<i>Pieza</i>	<i>Molde para micro-dosificadores quirúrgicos</i>	<i>Microintercambiador de calor</i>	<i>Brackets dentales</i>
<i>Imagen</i>			
<i>Material</i>	F-5318 a 55 HRC	AISI 410 Inoxidable, 300 HBN	Polímero compuesto
<i>Fresa</i>	Frontal, z 2, Ø0,1 y Ø0,2 mm	Fresa de disco, Ø15mm	Frontal, z 2, Ø0,1 y Ø0,2 mm
<i>Condiciones</i>	N 40-60000 rpm, F 15 mm/min a_p 3-10 μ m	N 40-60000 rpm, F 15 mm/min a_p 10 μ m	N 40-60000 rpm, F 15 mm/min a_p 3-10 μ m
<i>Detalles</i>	Microcanales mecanizados en el molde son de secciones de 0,1x0,1mm y 0,2x0,2mm	Microcanales mecanizados en el molde de secciones de 0,2x0,2mm; 0,1x0,1mm y 0,05x0,05mm	
<i>Resultado</i>	0,1 μ m R_a y precisión + 2 μ m sin rebabas	Precisión obtenida en las dimensiones del canal rectangular de + 4 μ m	Rugosidad 0,03 - 0,08 μ m R_a

3. BALANCE DE INCERTIDUMBRES

En la primera fase de esta investigación se ha procedido a la realización de un balance de incertidumbres [27] siguiendo la metodología detallada por Slocum [28]. Este balance ha permitido identificar y cuantificar las fuentes de incertidumbre con objeto de dirigir el futuro esfuerzo hacia aquellos problemas con una mayor incidencia en la precisión. En el balance se incluyen todos los elementos que afectan a la precisión final de la micropieza, esto es, la máquina, el propio proceso, los equipos auxiliares y la posible interrelación entre factores [29].

Los valores de incertidumbre se obtienen en condiciones de laboratorio, con los sistemas de compensación de errores de la máquina, aplicados por el CN, en estado activo. Estos datos experimentales han sido sometidos a análisis estadístico básico, según [30]. Se han seguido los criterios y definiciones propios de la Metrología [31-33], según GUM, suponiéndose errores con distribución gaussiana. Cada fuente de incertidumbre se ha caracterizado mediante los siguientes valores:

1. Una estimación de su influencia, expresada como incertidumbre U_i , que para el caso de una distribución normal puede ser igual a la incertidumbre expandida de un informe de calibración, o una desviación típica de una serie de datos, o simplemente a un valor estimado a partir de un error centrado que cubra el 95% de los valores.
2. El factor de cobertura k_i para convertir la incertidumbre expandida U_i , en la incertidumbre típica equivalente $u(x_i)$. En este trabajo por simplicidad se asume $k=2$, por lo que surge

$$u(x_i) = U_i / 2 \quad (1)$$

3. La incertidumbre típica combinada (u_c) y la incertidumbre expandida (U) se calculan respectivamente como:

$$u_c^2 = \sum_{i=1}^N |c_i \cdot u(x_i)|^2 \quad (2)$$

$$U = 2 \cdot u_c \quad (3)$$

3.1. Incertidumbre de la máquina

En este término se agrupan los errores constructivos de la máquina, los debidos al desgaste de sus elementos y los debidos al control de cada accionamiento. Su valor está principalmente determinado por la mecánica de los carros, las reglas de medición de la posición y las deformaciones térmicas. La medición de estos errores se ha realizado mediante interferometría láser. Las compensaciones del CN se realizan vía valores tabulados y reducen en gran medida este error. La compensación está aplicada para el punto central del volumen de trabajo de la fresadora, definido como un cubo de 10 mm.

3.1.1. Incertidumbre total de posicionamiento de los carros de la máquina

Precisión de posición (D_{ii}): Con el empleo de compensaciones vía CN este valor se reduce prácticamente a la repetibilidad del movimiento de cada carro. La resolución de las reglas es de 0,01 μm , a lo que hay que añadir: a) la incertidumbre de la posición de referencia ($\sim 0,5 \mu\text{m}$), sólo aplicable cuando se apaga y enciende la máquina, b) el efecto de la expansión térmica, y c) de la inversión del movimiento ($\sim 0,1 \mu\text{m}$). Es difícil aislar la precisión mecánica del carro de la precisión del sistema de medida, pero en conjunto los errores obtenidos son de $\pm 0,15 \mu\text{m} / 100 \text{ mm}$ para todo el curso del carro, con un error de inversión de 0,1 μm .

Rectitud (D_{ij}, D_{ik}): Estos errores no pueden ser compensados directamente en el propio eje, pero si el CN dispone (como en el presente caso) de la opción de compensaciones cruzadas, se puede corregir actuando en otro eje perpendicular. En esta máquina de ultraprecisión son ya muy bajos antes de la compensación ($\pm 0,15 \mu\text{m}$) y prácticamente despreciables tras ésta ($< 0,1 \mu\text{m}$).

Ortogonalidad (S_{ij}, S_{ik}, S_{jk}): En este caso, tanto para la medición como para la compensación se emplea una escuadra de granito y un palpador electrónico. La escuadra de granito asegura una precisión absoluta de 2 $\mu\text{m} / 100 \text{ mm}$, mientras que el límite del palpador electrónico es 0,2 μm . Además, cuando se alinea la escuadra hay que asumir un error humano de 2 $\mu\text{m} / 100 \text{ mm}$. Como estos errores son independientes se aplica la expresión (2) para obtener la incertidumbre típica combinada. Así, la incertidumbre expandida se limita a 2,8 $\mu\text{m} / 100 \text{ mm}$. Si se compensa vía CN, el error de ortogonalidad prácticamente desaparece, excepto para la longitud de la herramienta, cuyo valor habitual es del orden de 25 mm.

Incertidumbres angulares (E_{ii}, E_{ij}, E_{ik}): Los carros de precisión de ULPRE II se caracterizan por unos errores muy reducidos de balanceo, cabeceo y guiñada, por debajo de $\pm 3 \text{ arcsec} / 100 \text{ mm}$. En general, la compensación de los errores angulares necesita funciones especiales de compensación espacial no disponibles actualmente en los CN comerciales. El efecto de los errores angulares en la posición y la rectitud depende linealmente de la distancia al punto de trabajo, en nuestro caso de la distancia a la línea de compensación que pasa por el centro del cubo de 10 mm.

El modelo para la incertidumbre expandida de una dimensión lineal (U_{m_pos}) de la pieza amarrada en uno de los carros de la máquina se obtiene de la combinación de los valores anteriores [28,34]. Como se ha mencionado previamente el punto objetivo es el centro de un cubo de 10 mm de lado situado en el centro de la mesa (carro X). Así,

$$U_{m_pos} = D_{ii} + D_{ij} + D_{ik} + S_{ij} + S_{ik} + E_{ij} \cdot Z_i - E_{ik} \cdot Y_i + E_{jj} \cdot Z_j - E_{jk} \cdot Y_j + E_{kj} \cdot Z_k - E_{kk} \cdot Y_k \quad (4)$$

A la vista de la expresión (4) y aplicando la propagación de varianzas (ecuación (2)) para obtener la incertidumbre típica combinada de cada error a partir de los valores definidos, la máxima incertidumbre expandida error estimada para una dimensión lineal de la pieza sería de 0,25 μm . Se asume una incertidumbre similar para los otros carros de la máquina.

3.1.2. Incertidumbre debida a la trayectoria de la máquina

Esta fuente de error es despreciable en la microfresadora, dado que los avances más rápidos (máximo 50 mm/min) son aún muy reducidos e implican que el error de seguimiento respecto a la consigna sea mínimo, incluso sin disponer de la opción de control previo (opción *feedforward*). A modo de ejemplo, el error radial esperado en el mecanizado de una circunferencia de $\varnothing 1$ mm, a 50 mm/min con ganancias proporcionales del lazo de posición de $3\text{-}5$ m/min \cdot mm⁻¹, es menor que 10 nm.

3.1.3. Incertidumbre debida a la pinza y a la propia herramienta

Los errores debido a la rotación del cabezal no se han medido de forma independiente, solamente se ha verificado el salto radial (o *runout*, el desplazamiento total medido con un palpador con contacto en la superficie giratoria [28]) en la nariz del husillo y en el cuerpo de la herramienta. La herramienta y su amarrado con el portaherramientas es una fuente importante de incertidumbre.

Los cabezales de precisión aseguran un error de salto de 1 μ m en la nariz del husillo, pero este error es magnificado por la pinza y la propia herramienta. Las microfresas presentan un error de salto en diámetro de unas 3 μ m. Con respecto a las pinzas existen en el mercado pinzas de precisión simple, con un salto de unas 10 μ m, y de superprecisión como las empleadas en ULPRE II, con un salto menor a 3 μ m. Cuando se sustituye la herramienta hay que emplear algún sistema de calibración del diámetro, en nuestro caso mediante láser, y se debe tener extremo cuidado con la limpieza del cono y la pinza. De no hacerse así los errores pueden llegar a ser del orden de 10~30 μ m.

Si se suman las incertidumbres típicas equivalentes (mediante la ecuación 2) de todos estos errores, la estimación de incertidumbre expandida es de unas 4,4 μ m, muy grande en comparación con la incertidumbre de posicionamiento y trayectoria de la máquina.

3.2. Incertidumbre del proceso de microfresado

La incertidumbre durante el proceso de microfresado se debe a la flexión de la herramienta, el desgaste de la herramienta, las vibraciones y la formación de rebabas.

3.2.1. Flexión de la herramienta

La herramienta flexiona considerablemente bajo los esfuerzos de corte. Como ejemplo citar que con unas condiciones de corte típicas, por ejemplo 3 μ m de profundidad de pasada, 0,15 μ m de avance por diente y 60.000 rpm de velocidad de giro, originan una fuerza de corte del orden de 60 mN. La aproximación teórica de considerar la herramienta como una viga cilíndrica empotrada conduce a unos valores de flexión de 2 μ m para el caso de una fresa de $\varnothing 0,2$ mm.

Posteriormente se han realizado ensayos de fresado de aceros en planos inclinados (ver apartado 6). El valor del error allí obtenido es de 3 μ m. La importancia del error de flexión es acorde a lo encontrado a escala convencional y explicado en la bibliografía [24-26].

3.2.2. Desgaste de la herramienta

El desgaste de la herramienta originado durante el microfresado influye en tres aspectos: por un lado provoca un aumento de las fuerzas de corte debido a que el filo corta peor, de otro las dimensiones nominales de las fresas disminuyen. Y por último, la necesidad de sustituir la herramienta acarrea imprecisión por ser casi imposible ajustar el cero de forma exacta (ver apartado 3.1.3). En el caso de fresas rectas el desgaste produce el redondeamiento de los filos y por tanto el diámetro nominal se reduce; en fresas esféricas el desgaste produce la disminución del radio (ver Fig. 2). Este efecto es muy acusado cuando se mecanizan materiales duros (más de 50 HRC) propios de los micromoldes.

La incertidumbre provocada por el desgaste no debe considerarse de forma independiente ya que sus diversos efectos ya han sido parcialmente considerados: el aumento de fuerzas de corte y sus efectos se incluye en el punto 3.2.1, la variación del diámetro se corrige con la incorporación de un sistema láser de medición del diámetro de la herramienta y el error propio del cambio de herramienta se considera en el apartado 3.1.3.

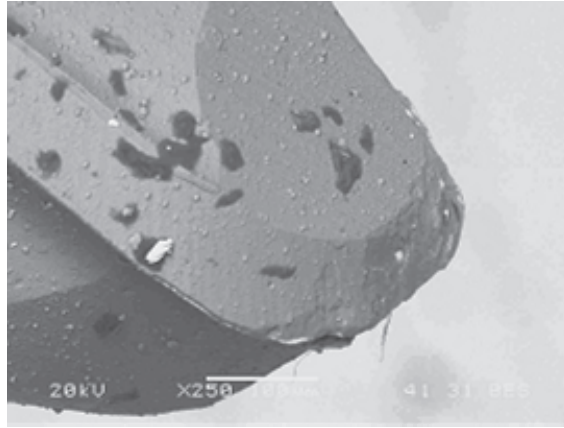


Fig. 2. Fresa esférica (\varnothing 0,5 mm) tras mecanizar acero templado (60 HRC).

3.2.3. Vibraciones

Como principio general se deben elegir unas condiciones de proceso (a_p , f_z y N) que aseguren un corte estable, es decir, sin presencia de chatter regenerativo. Algunas mediciones experimentales (ver Fig. 3) realizadas con la mesa dinamométrica MiniDyn (específica de Kistler® para micromecanizado) reflejan un patrón de fuerza estacionario sin presencia de vibraciones regenerativas. Por otra parte, la vibración forzada apenas tiene efecto sobre la precisión geométrica de la pieza mecanizada, aunque sí es considerable su efecto sobre la rugosidad superficial obtenida y el desgaste de la herramienta.

El chatter en microfresado se encuentra en un incipiente estado de estudio [35], entre otras razones por las dificultades de cara a su medición experimental, y presenta peculiaridades especiales respecto al fenómeno existente a escala convencional.

3.2.4. Formación de rebabas

La profundidad de pasada a_p y el avance por diente f_z son muy pequeños en microfresado, hasta 2 y 0,1 μm respectivamente en condiciones de acabado. Este hecho, junto al rápido desgaste de la herramienta, ocasiona la aparición de rebabas, que se doblan en los vértices de la geometría a mecanizar [36]. Este efecto se minimiza si se emplea una herramienta nueva ejecutando una última pasada en vacío (ver Fig. 4), cuya única finalidad es eliminar rebabas. Dependiendo del material y la geometría, la definición de vértices y aristas puede tener una incertidumbre del orden de 1~2 μm máximo, siendo 0,75 μm un valor de referencia.

3.3. Sistemas auxiliares de alineación y toma de referencias

El posicionamiento de pieza y la toma de referencias no afectan a la precisión en caso de mecanizar la pieza en una única máquina y en un único amarre, como también ocurre a escala convencional. Existen sistemas comerciales de alineación de piezas (3R®, Erowa®) que aseguran una repetibilidad de posicionamiento de $\pm 3 \mu\text{m}$. Respecto a la toma de referencias resulta crítico disponer de una buena superficie de referencia, con buena planitud y rugosidad. Existen sistemas mediante magnificación óptica, palpadores electrónicos, o pequeñas máquinas de medir por coordenadas que pueden reducir este tipo de errores hasta valores mínimos. Este error puede estimarse en $\pm 4 \mu\text{m}$ y debe sumarse a la repetibilidad del sistema de amarre, lo que da una incertidumbre expandida máxima de 5 μm (expresiones 2, 3).

3.4. Incertidumbre global expandida

Se ha estimado el balance total de incertidumbre para la microfresadora, teniendo y no teniendo en cuenta el error de posicionado y referencia explicado en el apartado 3.3.

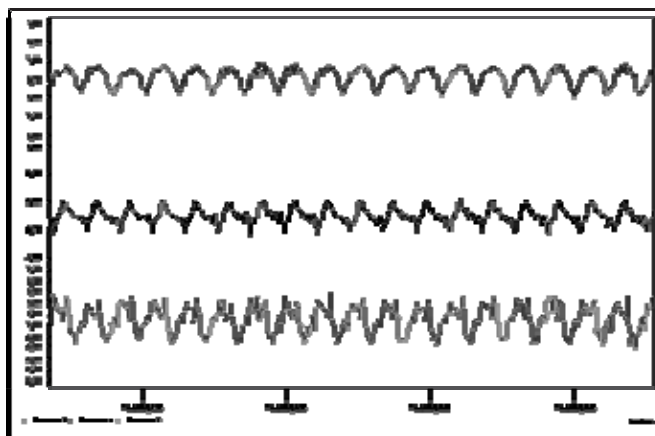


Fig. 3. Medición de las fuerzas de corte en microfresado para una fresa de $\varnothing 0,2$ mm.

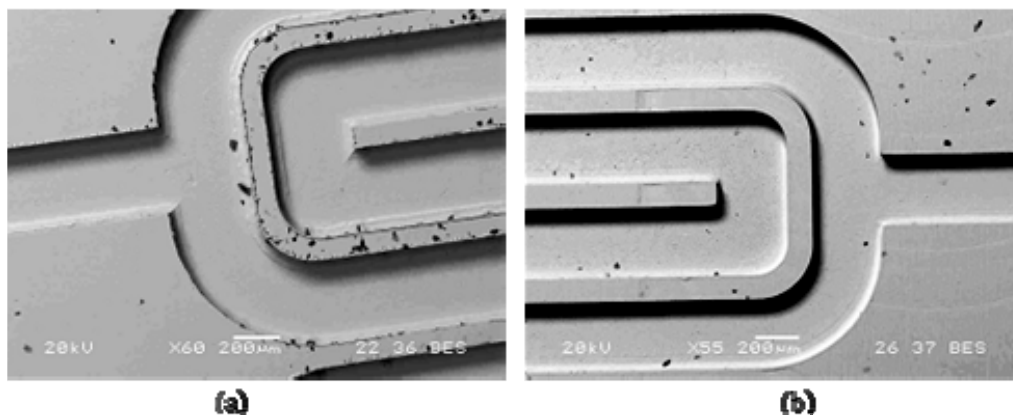


Fig. 4. Minimización de las rebabas en las aristas tras fresado ($\varnothing 0,2$ mm), (a) antes y (b) después de la pasada de limpieza.

Las incertidumbres típicas de cada componente se listan a continuación:

- Incertidumbre típica en la posición de la máquina: $u_{m_pos} = 0,13 \mu\text{m}$
- Incertidumbre típica debida al amarre entre herramienta-pinza: $u_{t_th} = 2,2 \mu\text{m}$
- Incertidumbre típica debida a la flexión de la herramienta: $u_{t_flex} = 1,5 \mu\text{m}$
- Incertidumbre típica debida a las rebabas: $u_{burr} = 0,75 \mu\text{m}$
- Incertidumbre típica en la pieza debida a su amarre y alineación: $u_{wk_alig} = 2,5 \mu\text{m}$

Así, la incertidumbre típica combinada para el caso de mecanizar la pieza de material bruto hasta pieza acabada en una sola atada, se calcula mediante la expresión (2). La correspondiente incertidumbre global expandida (ecuación (3)) resulta un valor de $5,5 \mu\text{m}$. Si se incluye el error de alineamiento y toma de referencias en las expresiones (2 y 3), se obtiene una incertidumbre expandida de $7,5 \mu\text{m}$.

A la vista de este balance y de las consideraciones realizadas en puntos anteriores se pueden derivar las siguientes conclusiones:

1. El descentramiento del sistema herramienta/portaherramientas supone una importante fuente de error. Sin embargo su efecto sobre la pieza es difícil de evaluar, al superponerse sobre él la flexión inducida por las fuerzas de corte.

2. Desde el punto de vista de proceso, la flexión de la herramienta es la principal componente del error. Por tanto debe ser objeto de investigación detallada.
3. Las vibraciones, tanto forzadas como regenerativas, y su efecto sobre la calidad superficial y sobre el desgaste de la herramienta también representan un interesante campo de investigación.
4. Las rebabas y los sistemas auxiliares de toma de referencias deben ser siempre tenidos en cuenta, para evitar que tengan un impacto considerable sobre la precisión de la pieza final. Para ello la operación de puesta cero debe realizarse de forma cuidadosa. Las rebabas deben eliminarse con pasadas de corte específicas.

Aunque los 4 puntos señalados son interesantes y conllevarían abrir sus propias líneas de investigación, el más prioritario es el análisis de la influencia de la deformación cuasi-estática de la herramienta bajo las fuerzas propias del microfresado. Este análisis debe incluir el efecto del conjunto máquina-pinza-herramienta. El primer paso para este análisis ha consistido en la estimación de la cadena de rigidez del sistema, que se detalla en el apartado 4.

4. ESTIMACIÓN DE LA FLEXIBILIDAD DEL SISTEMA

Existe una doble motivación para modelizar la cadena de flexibilidad del sistema máquina y fresa:

- Disponer de una herramienta de análisis que permita mejorar el diseño de la máquina y el diseño de útiles. Controlando la rigidez se puede reducir la incertidumbre global anteriormente estudiada.
- Establecer en un futuro próximo una estimación a priori del error medio en proceso. Para ello la fuerza de corte será simulada mediante un modelo mecánico. Esta fuerza actuará sobre un sistema de rigidez conocida (sistema máquina+cabezal+ portaherramientas+fresa). Así se podrá determinar la magnitud del error debido a la flexión antes del mecanizado y con ello buscar estrategias y formas de fresado que reduzcan el error a valores tolerables. Se actúa así de la misma forma realizada en [37] para la escala convencional y en [15] para herramientas de diámetro 0,8 mm.

En un principio, la hipótesis intuitiva es que la mayor flexibilidad se debe a las microfresas. No obstante, los resultados descritos en [26] contradicen parcialmente esta hipótesis a escala convencional, lo que ha recomendado establecer la cadena de rigidez de todo el conjunto. El planteamiento general [26] consiste en evaluar la rigidez de todos los elementos mediante ensayos experimentales específicos, consistentes en aplicar una carga conocida y medir la deformación que induce. En la Figura 5 se presentan los elementos que inducen flexión más significativos.

Los parámetros implicados son:

Rigidez estática de la herramienta K_{L_f} : Se medirá el desplazamiento en la punta de la herramienta al aplicar una fuerza ortogonal al eje de la misma. En el apartado 4.1 se detallan las fresas utilizadas.

Rigidez estática del portaherramientas: El amarre de la herramienta al cabezal se realiza mediante este elemento. En el caso de la microfresadora consiste en una pinza flexible junto con una tuerca, que fijan el mango de la herramienta al cabezal. Su rigidez se modeliza como la combinación de una rigidez lineal K_{th} y otra rigidez angular $K_{\theta_{th}}$.

Rigidez estática del cabezal (electrohusillo) K_{sp} : En este caso se trata de un elemento comercial (IBAG™) cuya rigidez se especifica en catálogo. No obstante se ha realizado una comprobación experimental de este valor.

Rigidez estática de la máquina: En los trabajos realizados previamente en la fase de diseño montaje y verificación de la fresadora ULPRE II (ver apartado 2), se midieron las rigideces estáticas de los carros K_x , K_y y K_z . En este concepto también se incluye la medición de errores de posicionamientos, rectitudes, etc. y su posterior compensación.

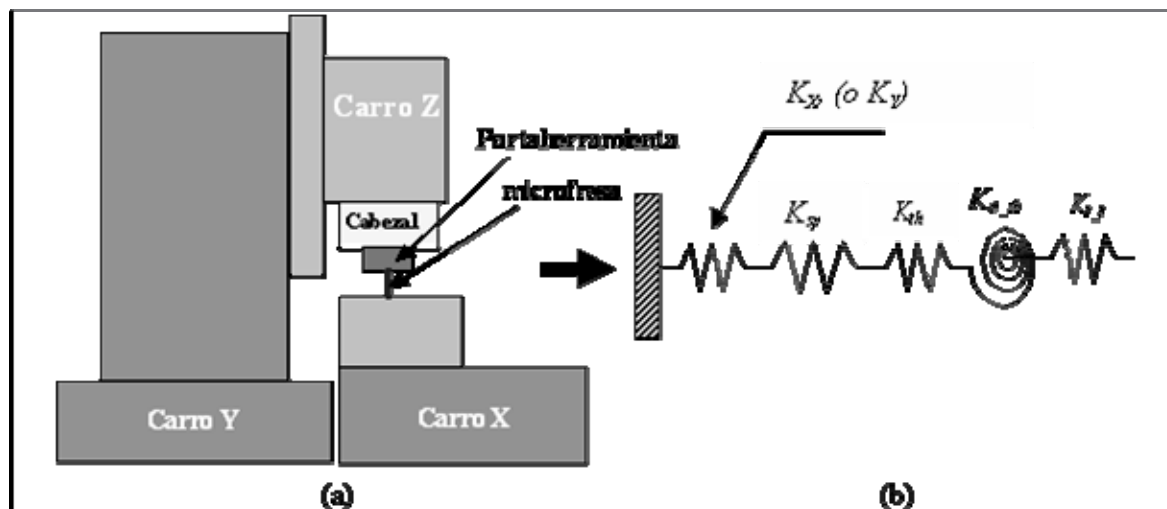


Fig. 5. Desglose de la rigidez del conjunto en sus diversos elementos: a) esquema de la máquina-herramienta; b) esquema equivalente.

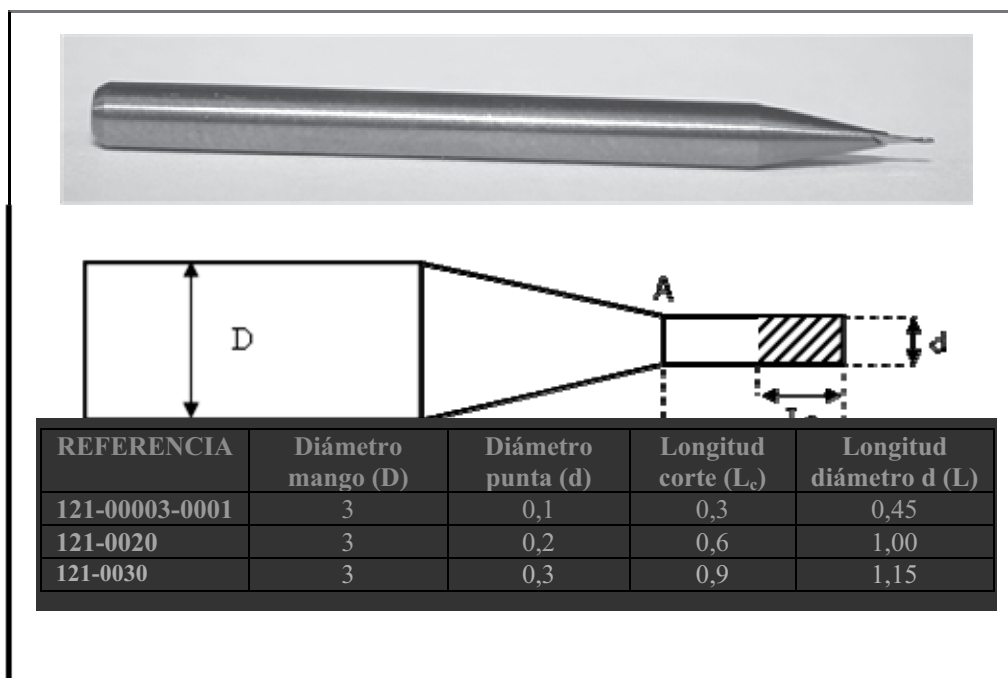


Fig. 6. Fresas frontales empleadas (dimensiones en mm).

4.1. Herramientas objeto de ensayo

Se ha planteado realizar los ensayos con unas herramientas habituales y representativas, en concreto las fresas frontales de metal duro calidad micrograno (tipo K10) de M.A. Ford™, cuyas características se encuentran en la Fig. 6. Si bien en otros casos se emplean fresas de punta esférica, su comportamiento a flexión es similar.

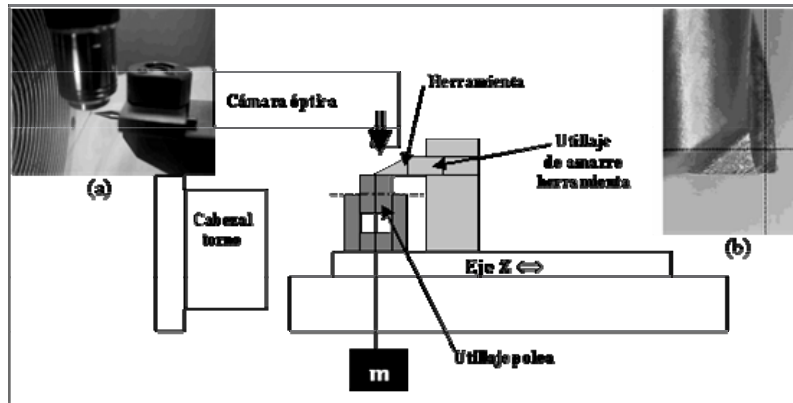


Fig. 7. Esquema del banco de ensayos de rigidez de la herramienta: a) detalle del enfoque mediante la cámara de 650X; b) visión de la herramienta en el monitor para la medida de la flexión.

4.2. Configuración del ensayo de rigidez de la herramienta

La herramienta se ha fijado en el portaherramientas del torno de ultraprecisión comercial NANOFORM 200 (Fig. 7). Se tira de la punta de la herramienta en un plano horizontal, para lo que se ajusta un hilo de 0,02 mm de diámetro lo más cercano posible a la punta de la misma. La sujeción de la fresa en el portaherramientas del torno es muy rígida y permite suponer que la viga está perfectamente empotrada, lo cual no ocurre en la microfresadora. Del otro cabo del hilo se han suspendido unas masas calibradas, haciendo uso de un mecanismo de polea. Uno de los aspectos más delicados ha sido el atar el hilo lo más cercano posible a la punta de la herramienta, consiguiendo unas distancias entre 0,3 y 0,5 mm de la punta.

Dado que el diámetro de la punta es 0,1 mm, se ha recurrido a enfocarla con una cámara óptica de 650X de aumento, ver Fig. 7. Para visualizar el desplazamiento se ha dispuesto de un monitor en blanco y negro. Ambos dispositivos se han situado sobre el torno de ultraprecisión, que tiene una resolución de movimiento aproximada de 0,5 μm . El procedimiento es centrar en el monitor la punta de la herramienta sin carga; posteriormente se carga el hilo ya sujeto a la punta de la herramienta. Se visualiza el desplazamiento del punto de referencia y se mide en la pantalla del CN de la máquina el desplazamiento incremental de la misma hasta volver a ajustar la referencia a la punta de la fresa.

4.3. Configuración del resto de ensayos de rigidez

Los ensayos de rigidez estática de los otros elementos han sido realizados en la fresadora ULPRE II, ejerciendo una fuerza de magnitud superior al caso anterior ($> 10 \text{ N}$). Este valor de fuerza induce unos desplazamientos que pueden ser medidos con palpadores milésimales (Mahr®).

En los ensayos del portaherramientas y del cabezal se ha aplicado una carga horizontal en dirección perpendicular al eje Z (eje vertical). Para ello se ha utilizado un mecanismo de polea amarrado al carro X con el fin de que la fuerza se realice en dirección Y. La aplicación de la carga se ha realizado colgando unas pesas calibradas desde 0,5 a 60 N (Fig. 8).

5. RESULTADOS DE RIGIDEZ TEÓRICOS Y EXPERIMENTALES

5.1. Resultados experimentales de rigidez de la herramienta

Se ha realizado un ensayo aplicando dos ciclos de carga para cada herramienta. Los resultados obtenidos dan lugar a gráficos donde la pendiente representa la rigidez de la herramienta obtenida de forma experimental.

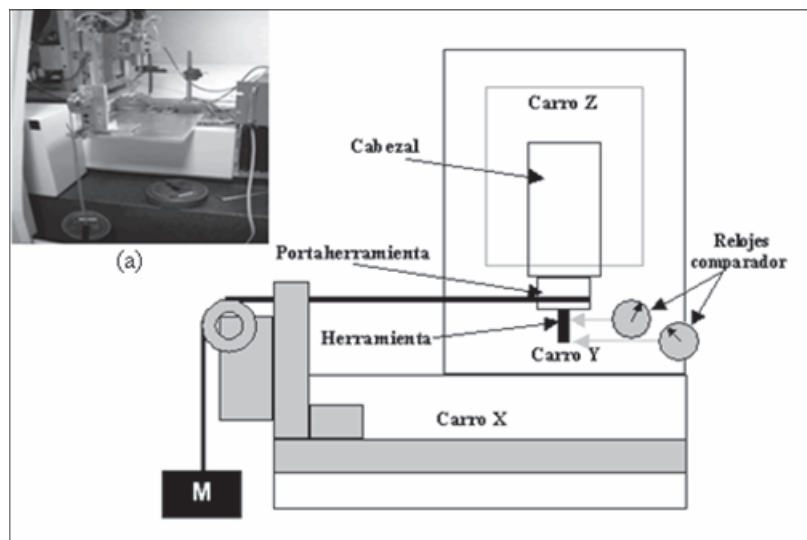


Fig. 8. Banco de ensayos para el cálculo de la rigidez del portaherramientas: a) detalle del montaje.

Tabla 2: Resultados de carga para dos ensayos en fresa $\varnothing 0,1$ mm.

Para la fresa $\varnothing 0,1$ mm							
PRUEBA 1				PRUEBA 2			
CARGA		DESCARGA		CARGA		DESCARGA	
W (mN)	δ (μm)	W (mN)	δ (μm)	W (mN)	δ (μm)	W (mN)	δ (μm)
0	0	0	0,4	0	0	0	0,6
49	0,8	49	0,6	49	0,6	49	1,1
98	1,6	98	1,4	98	1,4	98	1,7
147	2,4	147	2,6	147	2,6	147	2,2
166,6	2,7	166,6	3	196	3,5	196	3
186,2	3,2	186,2	3,6	245	4,2	245	3,9
205,8	3,6	205,8	3,8	264,6	4,4	264,6	4,2
235,2	4,4	235,2	4,4				

Los resultados para la fresa de $\varnothing 0,1$ mm se recogen en la Tabla 2. Con ellos se deduce que la rigidez de dicha fresa se aproxima a $K_{t_exp\ 0,1} = 54$ mN/ μm .

De los resultados experimentales (Tabla 3) se desprende que la rigidez estática experimental de la herramienta de $\varnothing 0,2$ mm es $K_{t_exp\ 0,2} = 88$ mN/ μm . Por último, de los resultados experimentales (Tabla 4) se desprende que para la fresa $\varnothing 0,3$ mm es $K_{t_exp\ 0,3} = 150$ mN/ μm .

5.2. Rigidez en la punta de la herramienta

En los ensayos del apartado anterior 5.1, la carga no ha sido aplicada en la punta de la herramienta por ser imposible atar allí el hilo. Sin embargo, es en ese punto donde actúa la fuerza de corte durante el proceso, y por tanto donde interesa obtener los valores de rigidez de la herramienta.

Se ha planteado un modelo sencillo de flexión, suponiendo que la zona terminal de la herramienta de longitud L correspondiente al punto donde comienza la parte cónica (punto A de la Figura 6) se comporta como una viga empotrada. En este modelo la fuerza no es aplicada exactamente en el extremo libre de la viga, sino en el punto donde se ajusta el hilo de carga en los ensayos experimentales. En la Figura 9 se ha representado la forma de la flexión de la viga empotrada.

Tabla 3: Resultados de carga para dos ensayos en fresa $\varnothing 0,2$ mm.

Para la fresa $\varnothing 0,2$ mm				PRUEBA 2			
CARGA		DESCARGA		CARGA		DESCARGA	
W (mN)	δ (μm)	W (mN)	δ (μm)	W (mN)	δ (μm)	W (mN)	δ (μm)
0	0	0	0	0	0	0	0,2
98	1	98	1,2	98	1	98	1,1
196	2	196	2,4	196	2	196	2,2
294	3	294	3,5	294	3	294	3,2
392	4,2	392	4,6	392	4,2	392	4,2
490	5,2	490	5,6	490	5,2	490	5,4
588	6,4	588	6,6	588	6,5	588	6,6
637	7	637	7,2	637	7,2	637	7,3
686	7,6	686	7,8	686	7,8	686	7,8
735	8,2	735	8,2	735	8,4	735	8,4
				784	9	784	9

Tabla 4: Resultados de carga para dos ensayos en fresa $\varnothing 0,3$ mm.

Para la fresa $\varnothing 0,3$ mm				PRUEBA 1				PRUEBA 2			
CARGA		DESCARGA		CARGA		DESCARGA		CARGA		DESCARGA	
W (mN)	δ (μm)	W (mN)	δ (μm)	W (mN)	δ (μm)	W (mN)	δ (μm)	W (mN)	δ (μm)	W (mN)	δ (μm)
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	-0,2
98	0,6	98	0,6	98	0,6	98	0,6	98	0,6	98	0,4
196	1,3	196	1	196	1,2	196	1,2	196	1,2	196	1
294	1,8	294	2,2	294	1,6	294	1,6	294	1,6	294	1,4
392	2,6	392	2,8	392	2,2	392	2,2	392	2,2	392	2
490	3,4	490	3,4	490	3	490	3	490	3	490	2,4
588	4,1	588	3,8	588	3,5	588	3,5	588	3,5	588	3,1
637	4,4	637	4,5	637	3,8	637	3,8	637	3,8	637	3,4
686	4,8	686	4,9	686	4,1	686	4,1	686	4,1	686	3,8
735	5,2	735	5,2	735	4,4	735	4,4	735	4,4	735	4,2
784	5,6	784	5,6	784	4,6	784	4,6	784	4,6	784	4,6
833	6	833	6	833	5	833	5	833	5	833	5

La expresión de la flexión es:

$$\delta_a = \frac{W(L-a)^3}{3EI} \quad (5)$$

$$\theta = \frac{W}{2EI}(L-a)^2 \quad (6)$$

$$\delta' = a \sin \theta \approx a \cdot \theta \quad (7)$$

donde δ_a es el desplazamiento en el punto de la aplicación de la carga W y δ' es el desplazamiento en la punta de la herramienta debido al ángulo de flexión θ . L y a son la longitud total de la herramienta y la distancia de la carga a la punta de la herramienta respectivamente. La suma de los dos desplazamientos $\square B_{aB}$ y \square' es el desplazamiento experimental de la punta de la herramienta, que ha empleado para la obtención del valor experimental de rigidez de la herramienta (KB_{t_expB}).

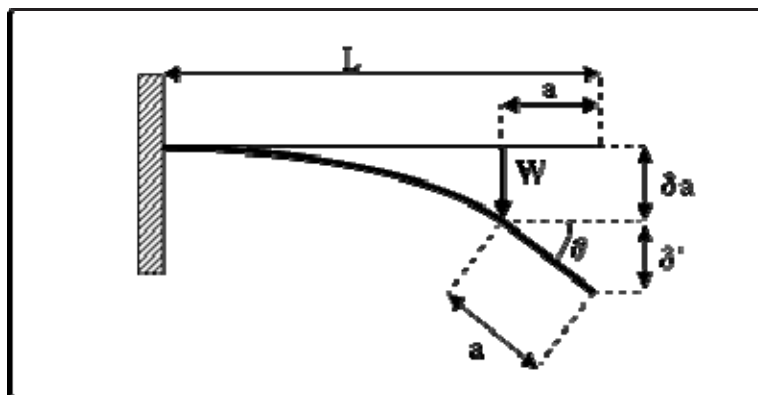


Fig. 9. Modelo simplificado.

Tabla 5. Factores de corrección según el diámetro de la fresa.

\varnothing punta (mm)	L (mm)	a (mm)	α
0,1	0,45	0,296	0,156
0,2	1,00	0,422	0,405
0,3	1,15	0,500	0,389

Si la carga se aplicase directamente en la punta de la herramienta, lugar donde actuará la fuerza de corte en el proceso de mecanizado, el desplazamiento total en función de la longitud del voladizo es:

$$\delta = \frac{WL^3}{3EI} \quad (8)$$

Igualando el valor de EI de la expresión (8) y en la suma $\delta_a + \delta'$ se obtiene α , que es el factor de corrección de la rigidez entre la fuerza aplicada en la punta y la calculada con una fuerza aplicada en un punto distinto a la punta.

$$K_{t_t} = \frac{(L-a)^3 + 3a(L-a)^2}{2L^3} K_{t_{exp}} = \alpha \cdot K_{t_{exp}} \quad (9)$$

Se ha detallado en la Tabla 5 el valor de las dimensiones tanto del diámetro como de la longitud total del voladizo y la distancia del punto de aplicación de la carga al extremo libre, para así hallar el valor de α .

Tras haber obtenido los valores experimentales con la carga aplicada en un punto ligeramente separado del extremo libre de la herramienta, se ha procedido a obtener la rigidez de cada herramienta para el caso en que la fuerza sea aplicada en la punta, aplicando los valores de la Tabla 5. Se obtienen los siguientes resultados:

- Para herramienta $\varnothing 0,1$ mm, $K_{t_{0,1}} = 0,156 \cdot K_{t_{exp\ 0,1}} = 8,4$ mN/ μ m
- Para herramienta $\varnothing 0,2$ mm, $K_{t_{0,2}} = 0,405 \cdot K_{t_{exp\ 0,2}} = 35,6$ mN/ μ m
- Para herramienta $\varnothing 0,3$ mm, $K_{t_{0,3}} = 0,389 \cdot K_{t_{exp\ 0,3}} = 58,4$ mN/ μ m

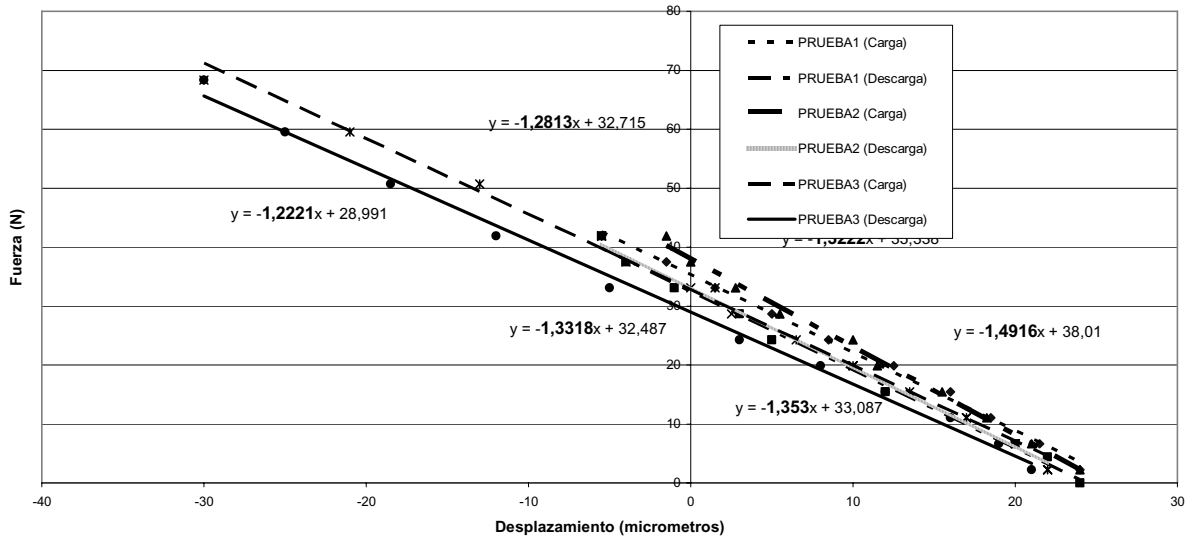


Fig. 10. Rigidez radial del portaherramientas.

5.3. Resultados experimentales de rigidez radial del portaherramientas

El objeto de estos ensayos es estimar la rigidez estática del sistema de amarre para la herramienta. El portaherramientas ensayado y habitualmente utilizado es de la marca (REGO-0FIX ER8), para mangos de herramienta de $\varnothing 3\text{mm}$, que es la dimensión más habitual en las herramientas de microfresado.

En el caso de los cabezales (electrohusillos) de microfresado, el sistema de amarre consiste en pinza y tuerca. No se hace preciso realizar un estudio separado de los acoplamientos “cabezal-pinza” y “pinza-herramienta” como sí ocurre en el caso de un cabezal de fresado convencional [26], donde el amarre se compone de cono (ISO o HSK) y portaherramientas (de pinza u otro tipo).

El ensayo ha consistido en amarrar una fresa al portaherramientas, y aplicar una carga W en la zona cilíndrica de la herramienta ($\varnothing 3\text{mm}$) en el punto más próximo posible al portaherramientas, midiendo el desplazamiento en este mismo punto.

Las mediciones experimentales han consistido en 3 ciclos de carga y descarga mediante pesas calibradas. Los desplazamientos se han medido en el punto del mango de la herramienta situado lo más cercano posible del amarre de la pinza; al emplear un reloj comparador este punto se ha situado a 2 mm de la pinza. El efecto de la flexión de la parte del cuerpo de la herramienta desde este punto al empotramiento se ha corregido suponiendo una viga cilíndrica empotrada en un extremo y en voladizo en el otro.

De los resultados experimentales mostrados en la Figura 10 se desprende que la rigidez radial medida es de $K_{th_exp} = 1,3 \text{ N}/\mu\text{m}$. La rigidez del portaherramientas de amarre se podrá deducir de los resultados experimentales, teniendo en cuenta que se conoce la rigidez de la máquina en dirección Y ($K_Y = 57 \text{ N}/\mu\text{m}$), la rigidez del cabezal ($K_{sp} = 29 \text{ N}/\mu\text{m}$ del catálogo), y la correspondiente al mango de la herramienta (los 2 mm de $\varnothing 3\text{mm}$) calculada teóricamente ($K_{t_b} = 59,6 \text{ N}/\mu\text{m}$).

$$\frac{1}{K_{th_exp}} = \frac{1}{K_Y} + \frac{1}{K_{sp}} + \frac{1}{K_{t-b}} + \frac{1}{K_{th}} \quad (10)$$

Así, se obtiene que la rigidez radial del portaherramientas es $K_{th} = 1,4 \text{ N}/\mu\text{m}$.

5.4. Resultados experimentales de rigidez angular del portaherramientas

Otro de los aspectos importantes a la hora de caracterizar el portaherramientas/pinza es la rigidez angular. Una deformación angular entre el portaherramientas/pinza y el mango de la herramienta produce que

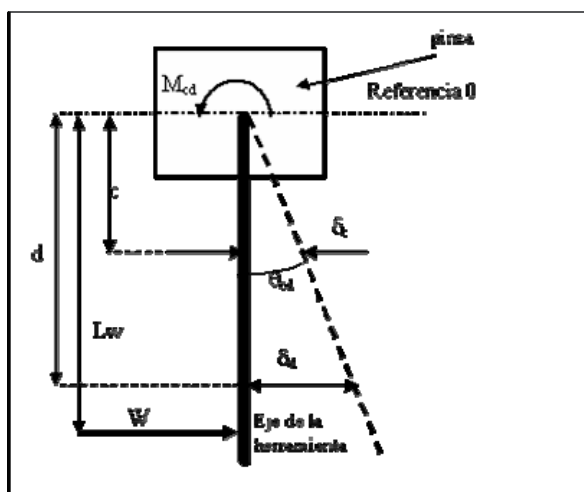


Fig. 11. Croquis de los puntos de medición.

Tabla 6. Ángulo girado y la rigidez angular.

PRUEBAS 1 y 2					
$L_w = 11,8 \text{ mm}$		$c = 8,0 \text{ mm}$		$d = 21,8 \text{ mm}$	
Carga W (N)	M_{cd} (Nm)	$\delta_d - \delta_c$			
		Prueba 1		Prueba 2	
		Carga	Descarga	Carga	Descarga
2,2	0,026				
11,1	0,130	2,5	5	3,5	2
20,0	0,234	5,5	9,5	7	7
28,9	0,338	8,5	12,5	11	11,5
37,8	0,443	14	16	15,5	15
46,7	0,547	18	18	21	20
PRUEBAS 3 y 4					
$L_w = 14,6 \text{ mm}$		$c = 8,3 \text{ mm}$		$d = 20,6 \text{ mm}$	
Carga W (N)	M_{cd} (Nm)	$\delta_d - \delta_c$			
		Prueba 3 - carga		Prueba 4 - carga	
2,2	0,032				
11,1	0,161	13		2	
20,0	0,289	18		10	
28,9	0,418	22		13	
37,8	0,547	30,5		23	
46,7	0,675	37		35	

la punta de la herramienta se desplace, siendo su valor una relación directa a la distancia entre el centro de rigidez del portaherramientas y la punta de la herramienta. Para medir la rigidez angular se aplica la carga de la misma forma que para la obtención de la rigidez radial, pero se mide el desplazamiento en 2 puntos a distinta altura (Fig. 11) con dos relojes comparadores.

El cálculo de la rigidez angular se realiza mediante las expresiones (11) y (12),

$$\theta_{cd} = \arctan\left(\frac{\delta_d - \delta_c}{d - c}\right) \text{ (rad)} \quad (11)$$

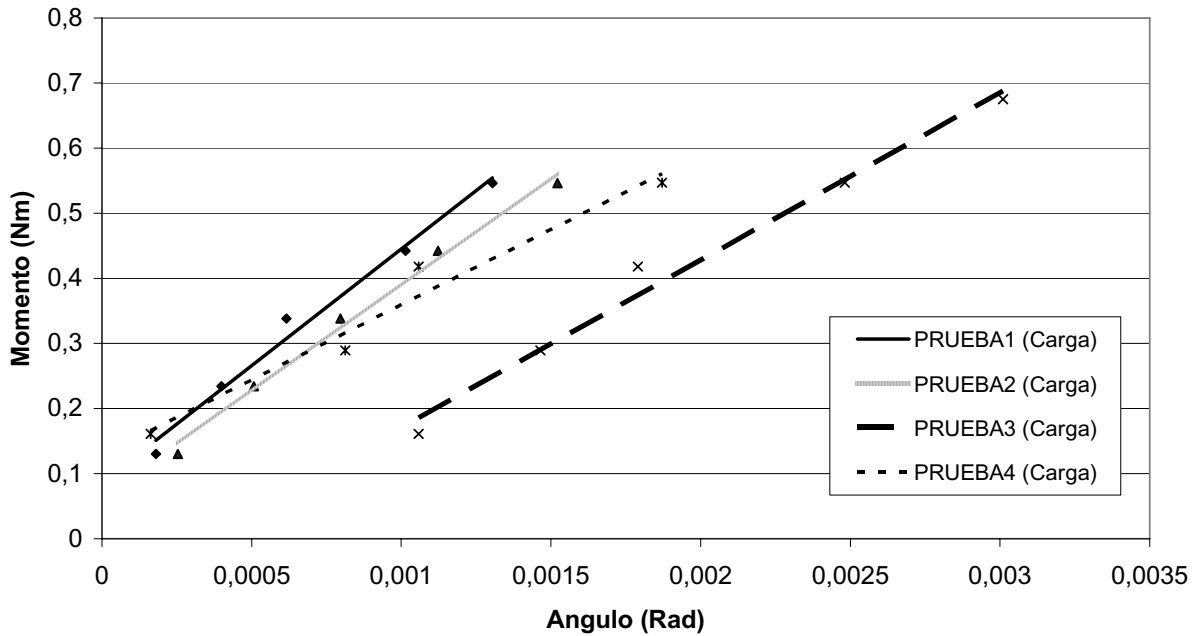


Fig. 12. Rigidez angular de la unión portaherramientas.

$$K_{\theta_{cd}} = \frac{M_{cd}}{\theta_{cd}} = \frac{W \cdot L_W}{\theta_{cd}} \quad (Nm / rad) \quad (12)$$

Se adjuntan en la Tabla 6 los resultados del ángulo girado y la rigidez angular resultante para las cuatro pruebas, indicando también los puntos de medición y aplicación de la fuerza. Estos resultados se representan gráficamente (Fig. 12) y ajustan para obtener el valor de la rigidez angular del portaherramientas; el valor obtenido es $K_{\theta_{th}} = 313,4 \text{ Nm/rad}$.

Asumiendo una distancia de 25 mm desde el centro de rigidez del portaherramientas hasta la punta de la herramienta, esta rigidez angular se puede transformar en rigidez radial en la punta de la herramienta, como:

$$K_{\theta_{th_t}} = K_{\theta_{th}} / 25^2 \quad (13)$$

La rigidez radial así obtenida es $K_{\theta_{th_t}} = 0,5 \text{ N/}\mu\text{m}$.

5.5. Resultados experimentales de rigidez del cabezal

El dato proporcionado por el fabricante de electrohusillos IBAG es $29 \text{ N/}\mu\text{m}$. Se ha procedido a verificar si este valor es realmente fiable, dado que puede haberse producido desgaste de los rodamientos del electrohusillo y por tanto descenso en la precarga. Para ello se ha aprovechado la configuración del ensayo de rigidez radial del portaherramientas (ver 5.3), pero en este caso la aplicación de la fuerza y la medición del desplazamiento se ha realizado en el eje del cabezal.

Para la carga máxima, correspondiente a cargar con pesas hasta 60 N, se ha obtenido un desplazamiento de $2 \mu\text{m}$, lo que suponiendo deformación lineal resulta en una rigidez de $30 \text{ N/}\mu\text{m}$. Se asume por tanto como correcto el dato proporcionado por el suministrador del cabezal $K_{sp} = 29 \text{ N/}\mu\text{m}$.

5.6. Resultados experimentales de rigidez de la máquina

La máquina fue sometida a una verificación completa de sus prestaciones tras su puesta en marcha en 2001. Entre las pruebas realizadas se incluía la medición de la rigidez estática en cada una de las direc-

ciones (ver Fig. 12). Los datos significativos a los efectos de este trabajo son la rigidez en el plano horizontal XY.

La rigidez en la dirección del eje X para el conjunto de la máquina se obtiene como la inversa de la suma de flexibilidades de los carros implicados en esa dirección; de igual manera se ha obtenido la rigidez en dirección Y. Dada la estructura de la máquina, se ha medido por una parte la rigidez del carro X en su dirección de avance, y por otra la del conjunto YZ. La alta rigidez ocasiona que con las cargas aplicadas, hasta 250 N, la deformación sea poco más de un micrómetro. Por tanto la rigidez estática en ambos casos es del orden de 150 N/ μ m. Se ha obtenido la rigidez de la máquina en la dirección X como inversa de la suma de ambas flexibilidades resultando $K_X = 75$ N/ μ m. En la dirección del eje Y las medidas disponibles son las siguientes:

- $K_{YZ-Y} = 98$ N/ μ m, rigidez del conjunto YZ en la dirección Y.
- $K_{X-Y} = 136$ N/ μ m, rigidez del carro X en la dirección Y.

Se obtiene la rigidez de la máquina en dirección Y como inversa de la suma de flexibilidades, resultando $K_Y = 57$ N/ μ m.

5.7. Conclusiones de rigidez del conjunto máquina, portaherramientas y herramienta

Las fuerzas de corte en micromecanizado provocan la flexión de la punta de la herramienta como suma de la flexión de la propia herramienta, del amarre de la herramienta al portaherramientas, del ajuste del portaherramientas al cabezal, de la flexión de los carros y del propio cabezal, como se expresa en (14).

$$\frac{1}{K_{global}} = \frac{1}{K_Y} + \frac{1}{K_{sp}} + \frac{1}{K_{\theta_{th-t}}} + \frac{1}{K_{th}} + \frac{1}{K_{t_{0,3}}} \quad (14)$$

Aún en el caso de la herramienta más rígida ($\varnothing 0,3$ mm) considerada, y en la dirección radial más flexible (en este caso eje Y) la comparación de valores es la siguiente:

$$\frac{1}{K_{global}} = \frac{1}{57} + \frac{1}{29} + \frac{1}{0,5} + \frac{1}{1,4} + \frac{1}{0,06} \quad (15)$$

De esta expresión se deduce la siguiente distribución porcentual: 86% (herramienta), 10% (rigidez angular del portaherramientas), 4% (rigidez radial del portaherramientas), y la contribución del cabezal y la máquina son prácticamente despreciables. En el caso de la herramienta más flexible ($\varnothing 0,1$ mm) considerada, el peso de su flexibilidad crece hasta el 98% del total.

A la vista de estos datos, se pueden extraer las siguientes conclusiones prácticas:

1. La gran flexibilidad de la herramienta comparada con el resto de elementos permite suponer que para las microfresas la única flexibilidad a considerar es la debida a ellas mismas.
2. A medida que aumenta el diámetro de la herramienta hay que comenzar a considerar el efecto de otros elementos, principalmente el “portaherramientas”, que en microfresado engloba la unión cono-pinza-mango de la herramienta. Como caso límite véase el referido en [24] para una escala convencional, donde la máquina más el portaherramientas y más la pinza pueden suponer el 40% del error.
3. Los cálculos se han realizado para unas condiciones de uso muy cuidadosas, propias de un laboratorio. La rigidez del portaherramientas puede variar de forma importante si no se actúa correctamente y con suficiente limpieza.
4. La rigidez global equivalente varía desde los 58,4 mN/ μ m para la herramienta de $\varnothing 0,3$ mm, a una rigidez de 8,4 mN/ μ m para la herramienta de $\varnothing 0,1$ mm.
5. Las mediciones preliminares de esfuerzos de mecanizado con unas condiciones consideradas típicas, dan un orden de magnitud que varía entre los 50 mN para las fresas más pequeñas, hasta los 200 mN en las de $\varnothing 0,3$ mm. Por tanto, los errores dimensionales esperados a causa de la flexión de la herramienta son del orden de 3-4 μ m en la dirección radial de la misma, esto es, en el plano horizontal XY de la máquina.

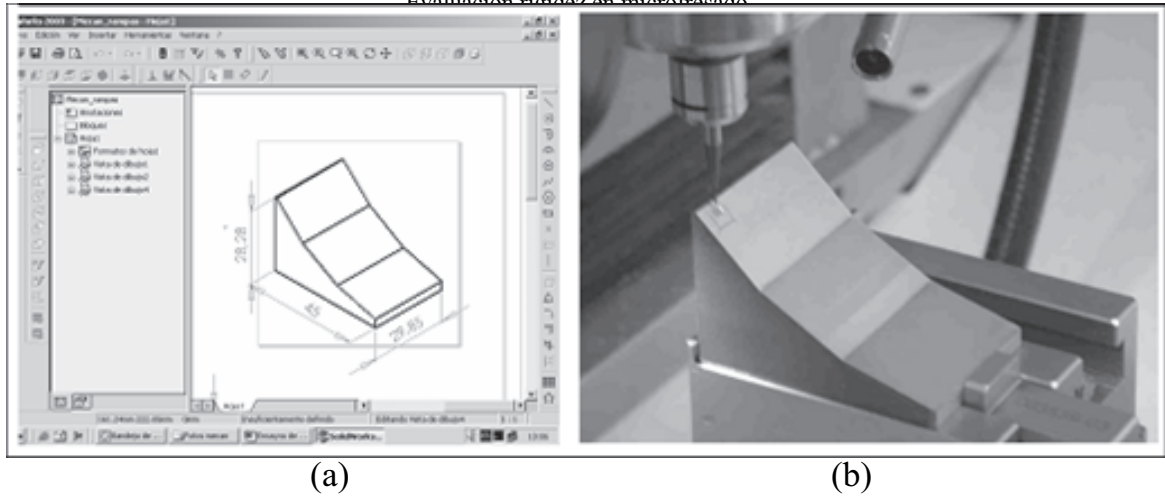


Fig. 13. Ensayos de mecanizado para verificar la flexión de la herramienta durante el mecanizado: a) diseño CAD de la pieza; b) mecanizado en ULPRE II.

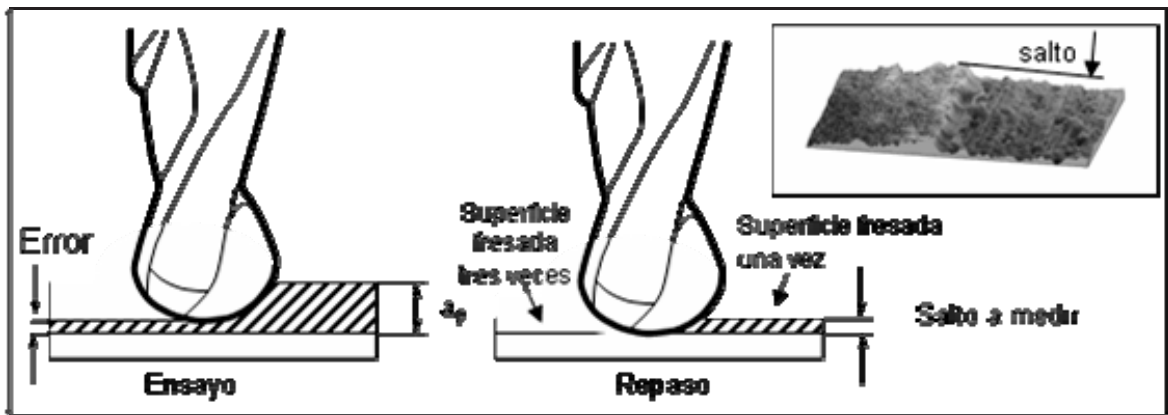


Fig. 14. Medición del error mediante mecanizado con y sin pasadas de repaso.

A la vista de las conclusiones anteriores, un objetivo del microfresado será fresar de tal forma que la fuerza de corte aplicada en el plano XY sea mínima, o cuando menos muy reducida.

6. ENSAYOS DE MECANIZADO

Se han realizado una serie de pruebas de mecanizado para verificar experimentalmente que el error debido a la flexión de la herramienta es del orden de magnitud estimado. Para ello se ha mecanizado una pieza en material acero F5318, templado a 50,3 HRC. La pieza, mostrada en Figura 13, contiene 3 planos inclinados 15°, 30° y 45° respectivamente.

Los ensayos han consistido en mecanizar una cajera en cada plano en rampa de dimensiones 1 x 2 mm. Una vez mecanizada la cajera, en una mitad de ella se repiten varias pasadas (hasta 3) de mecanizado teóricamente en vacío, según el procedimiento planteado en [24]. De esta forma se elimina la demasía dejada por la flexión, ver Fig. 14. La diferencia de alturas entre las dos mitades de la cajera ofrece una medida de la deformación de la herramienta.

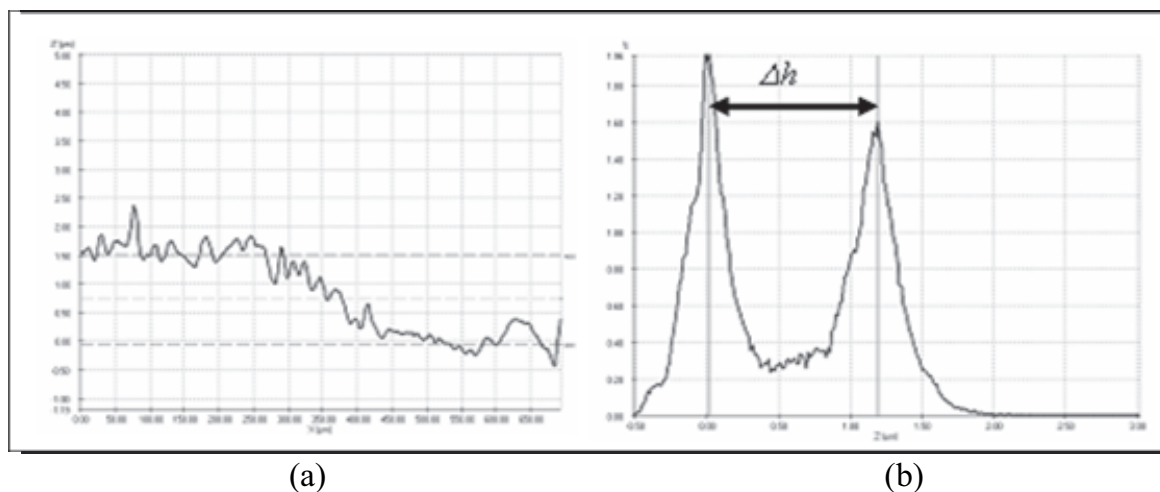


Fig. 15. Medición del error mediante microscopio confocal: a) perfil medido; b) medición sobre el histograma.

Los parámetros de corte empleados en el ensayo han sido los siguientes:

- Tipo de estrategia: cajeadado de 2 x 1 mm
- Herramienta: fresa esférica de dos dientes de $\varnothing 0,3$ mm
- Velocidad de rotación: $N = 45.000$ rpm
- Avance lineal: $F = 40$ mm/min
- Avance por diente: $f_z = 0,44$ $\mu\text{m}/\text{diente}$
- Profundidad de corte axial: $a_p = 8$ μm
- Profundidad de corte radial: $a_e = 7,5$ μm

La altura del escalón microscópico entre las zonas de una y varias pasadas se ha medido con un microscopio confocal (ATOS PL μ , aumento de 20X y 100X) y con un perfilómetro Talysurf. Con el primero se pueden realizar mediciones o barridos de planos a distintas alturas, con una resolución de 0,5 μm en X e Y y menos de 10 nm en Z, y con una altura máxima entre planos de 20 μm . Dado que la magnitud del escalón es ligeramente superior a los picos máximos de rugosidad, la altura del escalón se visualiza en forma de histograma (ver Fig. 15 dcha.), que indica el porcentaje de puntos con la misma altura de toda la región comparada.

Los resultados obtenidos del histograma han sido de $\Delta h = 1,4$ μm en el plano de inclinación 45°, $\Delta h = 1,2$ μm en el plano de 30° y $\Delta h = 0,2$ μm en el plano 15°. Lógicamente el valor es menor cuanto menos pendiente tenga el plano, ya que la deformación radial de la herramienta en el plano horizontal XY, induce menor diferencia de alturas entre las dos secciones de la caja.

7. CONCLUSIONES

A la vista de los resultados del balance de incertidumbre, la cadena de flexibilidad y los resultados experimentales, se pueden plantear las siguientes aportaciones:

1. A diferencia del fresado convencional, en el microfresado la principal fuente de flexibilidad es la propia herramienta que aporta entre un 85% y 98% de la flexibilidad total medida en la punta de la herramienta.

2. La deformación de la herramienta debida a las fuerzas propias del proceso es la principal fuente de error del proceso de microfresado, induciendo errores de 1 y 3 μm en la pieza. Esta fuente de error es la primera a mejorar de cara a la mayor precisión de las micropiezas.
3. El salto (descentramiento) del conjunto herramienta/portaherramienta es otra importante fuente de error. La estrategia a fecha de hoy es el montaje cuidadoso para que el salto se sitúe por debajo del micrómetro.
4. Las vibraciones, tanto forzadas como autoexcitadas, requieren de un análisis específico que será abordado en futuros trabajos. Aún así su efecto es más determinante en relación con el desgaste de la herramienta y la calidad superficial que respecto a la precisión final de la pieza.

El microfresado se aplica ya para la fabricación de componentes, con resultados aceptables de precisión y calidad. Sin embargo aún debe trabajarse en mejorar el conocimiento del proceso, las fuerzas de corte, desgaste de fresas, y establecimiento de formas de trabajo de minimización de fuerzas y errores de flexión.

AGRADECIMIENTOS

Se agradece la financiación a este trabajo por el proyecto del Plan Nacional DPI2002-04167-C02-02, *Herramientas para la simulación de Procesos de Mecanizado (OPTITOOL)*, así como a la Fundación Tekniker, y en concreto a la colaboración recibida de todos los miembros de su departamento de Micro y Nanotecnologías.

BIBLIOGRAFÍA

- [1] Herrero, A., Uriarte, L., Azcárate, S. “Micromecanizado mediante fresado, electroerosión de hilo y de penetración, y torneado”, *XV Congreso de Máquinas-Herramienta y Tecnologías de Fabricación*, Octubre (2004)
- [2] Masuzawa, T., “State of the Art of Micromachining. Keynote paper”, *Annals of the CIRP*, **49**(2), 473-485 (2000)
- [3] Herrero, A., Bueno, R., “Development of a Three Axes Travelling Column Ultraprecision Milling Machine”, *Proceedings of the 10th ICPE*, Yokohama, Japón. 18-20 Julio (2001)
- [4] Weck, M., Fischer, S., Vos, M., “Fabrication of Microcomponents Using Ultraprecision Machine Tools”, *Nanotechnology*, **8**, 145-148 (1997)
- [5] Friedrich, C., Coane, P., Goettert, J., Gopinathin, N., “Direct Fabrication of Deep X-Ray Lithography Masks by Micromechanical Milling”, *Precision Engineering*, **22**, 164-173, (1998)
- [6] Schaller, T., Bohn, L., Mayer, J., Schubert, K., “Microstructure Grooves with a Width of Less than 50 Micrometer Cut with Ground Hard Metal Micro End Mills”, *Precision Engineering*, **23**, 229-235 (1999)
- [7] Weule, H., Huntrup, V., Tritschle, H., “Micro-Cutting of Steel to Meet New Requirements in Miniaturization”, *Annals of the CIRP*, **50**(1), 61-64 (2001)
- [8] Chuzhoy, L., Devor, R. E., Kapoor, S. G., Beaudoin, A. J., Bammann, D. J., “Machining Simulation of Ductile Iron and Its Constituents, Part I, Estimation of Material Model Parameters and their Validation”, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, **125**(2), 181-191 (2003)
- [9] Vogler, M. P., Devor, R. E., Kapoor, S. G., “Microstructure-Level Force Prediction Model for Micro-Milling of Multi-Phase Materials”, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, **125**(2), 202-209 (2003)
- [10] Vogler, M. P., “On the Modelling and Analysis of Machining Performance in Micro-EndMilling”, *PhD Thesis, University of Illinois at Urbana-Champaign*, (2003)
- [11] Basuray, P. K., Misra, B. K., Lal, G. K., “Transition from Ploughing to Cutting during Machining with Blunt Tools”, *Wear*, **43**(3), 341-349 (1977)
- [12] Yuan, Z. J., Zhou, M., Dong, S., “Effect of Diamond Tool Sharpness on Minimum Cutting Thickness and Cutting Surface Integrity in Ultraprecision Machining”, *Journal of Materials Processing Technology*, **62**(4), 327-330 (1996)

- [13] Lucca, D. A., Seo, Y. W., “Effect of tool edge geometry on energy dissipation in ultra-precision machining”, *Annals of the CIRP*, **42**(1), 83-86 (1993)
- [14] Kim, C. J., “Mechanisms of Chip Formation and Cutting Dynamics in the Micro-Scale Milling Process”, *PhD Thesis, University of Michigan, Ann Arbor, Michigan*, (2004)
- [15] Dow, T. A., Millar, E. L., Garrad, K., “Tool force and deflection compensation for small milling tools”, *Precision Engineering*, **28**(1), 31-45 (2004)
- [16] Bao, W. Y., “Tool Cutting Force Modelling and Wear Estimation of Micro-End-Milling Operations”, *PhD Thesis, International University of Florida, Miami*, (1999)
- [17] Tansel, I., Rodriguez, O., Trujillo, M., Paz, E., Li, W. “Micro-end-milling—I. Wear and breakage”. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, **38**, 1419-1436 (1998)
- [18] Tansel, I., Nedbouyan, A., Trujillo, M., Tansel, B., “Micro-end-milling—II. Extending tool life with Smart Workpiece Holder (SWH)”, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, **38**, 1437-1448 (1998)
- [19] Tansel, I., Trujillo, M., Nedbouyan, A., Velez, C., Bao, W.Y., Arkan, T.T., Tansel, B., “Micro-end-milling—III. Wear estimation and tool breakage detection using acoustic emission signals”, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, **38**, 1449-1466 (1998)
- [20] Spath, D, Hüntrup, V., “Micro-Milling of Steel for Mold Manufacturing – Influences of Material, Tools and Process Parameters”, *Proceedings of EUSPEN Conference*, **1**, 203-205, (1999)
- [21] Spath, D., Sternemann, K. H., “Process Control and Monitoring of Micro Cutting Processes in High Spindle Speed Milling Machine”, *Proceedings of EUSPEN Conference*, **1**, 293-296 (2002)
- [22] Márquez, J. J., Fortgang, J. D., Singhose, W. E., Pérez, J. M., “Optimización del proceso de microfresado mediante el empleo de técnicas de reducción activa de vibraciones”, *Anales de Ingeniería Mecánica*, Año 16, **4**, 2709-2715 (2004)
- [23] Cáceres, H., Hernández, L., Suárez, A., Labarga, J., Rodríguez, P., “Microfresado de aceros”, *Anales de Ingeniería Mecánica*, Año 16, **4**, 2849-2857 (2004)
- [24] 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*, **45**, 727-739 (2005)
- [25] Lamikiz, A., López de Lacalle, L. N., Sánchez, J.A., Salgado, M. A., “Cutting force estimation in sculptured surface milling”, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 44, pp. 1511-1526, 2004.
- [26] 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 Tools and Manufacture*, **45**, 727-739 (2005)
- [27] Donaldson, R. R., “Error budgets in technology of machine tool”, *Machine tool accuracy*, 5, 9, R.J. Hocken, (ed.), Machine Tool Task Force (1980)
- [28] Slocum, A., “Precision Machine Design”, *Prentice Hall, Englewood Cliffs*, New Jersey, USA (1992)
- [29] Treib, T., Matthias, E., “Error budgeting - applied to the calculation and optimization of the volumetric error field of multiaxis systems”, *Annals of the CIRP*, **36**(1), 365-368 (1987)
- [30] Shen, Y. L., Duffie, N. A., “Comparison of Combinatorial Rules for Machine error Budgets”, *Annals of the CIRP*, **42**(1), 619-622 (1993)
- [31] ISO, “ISO Guide to the Expression of Uncertainty in Measurement”, International Organization for Standardization, Geneva, 1993 (corrected & reprinted 1995), ISBN 92-67-10188-9 (1995)
- [32] Bentley, R. E., “Uncertainty in measurement: the ISO guide. Monogr. 1”, *NML Technology Transfer Series*, seventh Edition, CSIRO, Sydney (2004)
- [33] UNE-EN ISO 14253-1, “Especificación geométrica del producto (GPS). Inspección mediante medición de piezas y equipos de medida” (1998)
- [34] Kurtoglu, A., “The Accuracy Improvement of Machine Tools”, *Annals of the CIRP*, **39**(1), 417-419 (1990)
- [35] Kapoor, S. G., “Current State of Micro-Scale Machine Tool Systems and Machining Research”, *I Workshop on MicroManufacturing*, NSF, August (2004)
- [36] Lee, K., Dornfeld, D. A. “An experimental study on burr formation in micro-milling aluminium and copper”, *Transactions of the NAMRI/SME*, 255-262 (2002)

- [37] 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”, *Int. Journal of Computer Integrated Manufacturing*, pendiente de ser publicado en 2005.

COMPLIANCE ANALYSIS AND ERROR BUDGET IN A MICROMILLING MACHINE WITH TOOLS SMALLER THAN 0.3 MM

Abstract – The current trend towards product miniaturisation is leading to a major increase in microtechnologies, including micromilling. Although this technique is highly similar to conventional scale milling, the great reduction in dimensions (a scale of around 40/1) means that cutting phenomena and mechanisms appear that are hardly ever encountered on a conventional scale. This scale reduction can be seen in some of the usual parameters of micromilling: feed per tooth less than 1 μm , depth of cut 2 - 15 μm , spindle rotational speed more than 50000 rpm and tool diameter less than 0.3 mm. The milling machine itself must also be specific to this application and designed and built to ultraprecision requirements, with positioning accuracies on the order of 0.1 μm . The first stage of the work presented here was to establish the overall error budget for a own-developed micromilling machine with tools less than 0.3 mm in diameter. Most errors were found to originate from collet angular deformation and tool deflection, so this study concentrates on these two areas. First the stiffness chain of the micromilling machine was obtained experimentally by defining the stiffness levels of the machine, the spindle, the toolholder and the tool itself. These were measured using an experimental approach, but taking the design levels of each element in the system into account. Tests became complicated by the difficulty of handling the small sizes, forces and displacements found in micromilling in experiments. In the work here presented the measurement methods and results are detailed. The conclusion reached is that the most flexible element is the tool (85-98% of the total flexibility), and its flexibility has been measured. Nevertheless, the interface of tool and toolholder must be taken into account. Finally, experimental results on a micromilled part are presented with the stiffness values previously obtained.

Keywords – Micromilling, precision, machine-tool, deformation, stiffness.

NOMENCLATURA

<i>GUM</i>	guía para la expresión de la incertidumbre de las medidas
U_i	incertidumbre expandida individual
k_i	factor de cobertura
$u(x_i)$	incertidumbre típica equivalente
c_i	coeficiente de sensibilidad
u_c	incertidumbre típica combinada
U	incertidumbre expandida
D_{ii}	incertidumbre de posición del carro “i”
D_{ij}	incertidumbre de rectitud del carro “i” en la dirección “j”
S_{ij}	incertidumbre de perpendicularidad entre los carros “i” y “j”
E_{ii}	incertidumbre angular del carro “i” en la dirección “i” (balanceo “roll”)
E_{ij}	incertidumbre angular del carro “i” en la dirección “j” (cabeceo “pitch”)
E_{ik}	incertidumbre angular del carro “i” en la dirección “k” (guiñada “yaw”)
$(X,Y,Z)_i$	X, Y, Z factores de amplificación de Abbe del carro “i”
u_{m_pos}	incertidumbre típica en la posición de la máquina
u_{t_th}	incertidumbre típica debida al amarre entre herramienta-pinza
u_{t_flex}	incertidumbre típica debida a la flexión de la herramienta
u_{burr}	incertidumbre típica debida a las rebabas
u_{wk_alig}	incertidumbre típica en la pieza debida a su amarre y alineación
K_X	rigidez de la máquina en dirección del eje X
K_Y	rigidez de la máquina en dirección del eje Y
K_{sp}	rigidez radial del cabezal (<i>spindle</i>)
K_{th}	rigidez radial del portaherramientas (<i>toolholder</i>)
K_{θ_th}	rigidez angular portaherramientas

K_{t_t}	rigidez de la herramienta en la punta (<i>tool stiffness</i>)
K_{t_exp}	rigidez de la herramienta medida experimentalmente
K_{th_exp}	rigidez radial del portaherramientas medida experimentalmente
$K_{\theta_th_t}$	rigidez angular del portaherramientas trasladada a la punta de herramienta
K_{t_b}	rigidez del mango de la herramienta (<i>tool body</i>)
K_{global}	rigidez global del sistema
W	carga aplicada
L	longitud del voladizo
a	distancia de la carga a la punta de la herramienta
δ	desplazamiento total de la punta de fresa
θ	deformación angular de la herramienta
α	factor de corrección entre la rigidez en la punta de la herramienta y la experimental
CN	control numérico
a_e	profundidad de corte radial
a_p	profundidad de corte axial
V_c	velocidad de corte
f_z	avance por diente
F	avance lineal
N	velocidad de rotación del electrohusillo