

DETERMINACION DE TENSIONES RESIDUALES INDUCIDAS POR MAQUINADO

F.V. Díaz⁽¹⁾, **R.E. Bolmaro**⁽²⁾, **E. Girini**⁽³⁾
y **H. Bianchini**⁽⁴⁾

(1) Departamento de Ingeniería Industrial - Facultad Regional Rafaela
Universidad Tecnológica Nacional
Bv. Roca 989 (2300) Rafaela, Argentina.

(2) Grupo de Materia Condensada II – Instituto de Física Rosario
CONICET - Universidad Nacional de Rosario
Bv. 27 de Febrero 210 bis (2000) Rosario, Argentina.

(3) División Metrología – Centro Regional Rosario
Instituto Nacional de Tecnología Industrial
Ocampo y Esmeralda (2000) Rosario, Argentina.

(4) Escuela de Ingeniería Mecánica – Facultad de Ciencias Exactas, Ingeniería y Agrimensura
Universidad Nacional de Rosario
Berutti 2109 (2000) Rosario, Argentina.

E-mail (autor de contacto): fvdiaz@firra.utn.edu.ar

RESUMEN

En el ámbito de la industria, muchos talleres de mecanizado que operan con máquinas controladas numéricamente están buscando aumentar los valores de los parámetros de corte a fin de elevar la productividad. El aumento de dichos valores transforma al mecanizado convencional (MC) en mecanizado de alta velocidad (MAV). Si bien el MAV genera superficies aptas desde el punto de vista de la geometría y la rugosidad, es fundamental evaluar el estado de tensiones residuales generado para saber si la superficie mecanizada ha sido fortalecida o debilitada. El presente trabajo consiste en la evaluación de las distribuciones de tensiones residuales generadas cuando la velocidad de corte se eleva un orden de magnitud. Para tal fin se realizó una serie de ensayos de fresado frontal en muestras de aleación de aluminio 7075-T6. Para determinar las tensiones residuales se usó una nueva técnica que involucra la medición del cambio de la distancia entre indentas colineales, el cual ocurre al relajar dichas tensiones generadas por medio de un tratamiento térmico.

Palabras clave: Tensiones residuales; Mecanizado de alta velocidad; Integridad superficial.

1. INTRODUCCIÓN

El proceso de fabricación denominado mecanizado es uno de los más importantes en cuanto al valor agregado que genera en innumerables componentes industriales. En la actualidad existe una búsqueda incesante de procedimientos que posibiliten la reducción de los costos de producción que generan los diferentes procesos basados en el arranque de viruta. Una de las formas de reducir dichos costos es a través del aumento de los parámetros usados tales como el avance y la velocidad de corte [1]. Si dicho aumento es considerable, el mecanizado pasa a ser de alta velocidad (MAV) [2,3]. Este tipo de mecanizado permite elevar considerablemente el volumen de viruta cortada por unidad de tiempo. Si bien a través del MAV es posible generar superficies aceptables desde el punto de vista de la geometría y la rugosidad, las componentes maquinadas pueden fallar prematuramente debido a una nociva distribución de las tensiones residuales producidas [4].

Muy recientemente fue desarrollada una técnica de bajo costo para la determinación de las tensiones residuales generadas en la superficie de una componente mecánica [5]. La técnica es muy simple y esta basada en la medición de la distancia entre indentas colineales, la cual debe llevarse a cabo antes y después de la introducción de un tratamiento térmico. El propósito de este trabajo es evaluar, mediante dicha técnica, las distribuciones de tensiones generadas cuando la velocidad de corte se eleva un orden de magnitud. Las tensiones residuales fueron determinadas sobre superficies de muestras de aleación de aluminio 7075-T6 sometidas a operaciones de fresado frontal.

2. DETERMINACION DE TENSIONES RESIDUALES

La técnica utilizada en este trabajo se basa en el cambio de la distancia que media entre dos indentas colineales, el cual es generado al liberar las tensiones residuales correspondientes a la superficie de la muestra ensayada. La Fig. 1 muestra un esquema de dicho cambio cuando las tensiones residuales que se liberan son (a) de tracción y (b) de compresión. La distancia entre indentas colineales disminuirá si las tensiones liberadas son de tracción, en cambio, la misma se incrementará en el caso de que las tensiones sean compresivas.

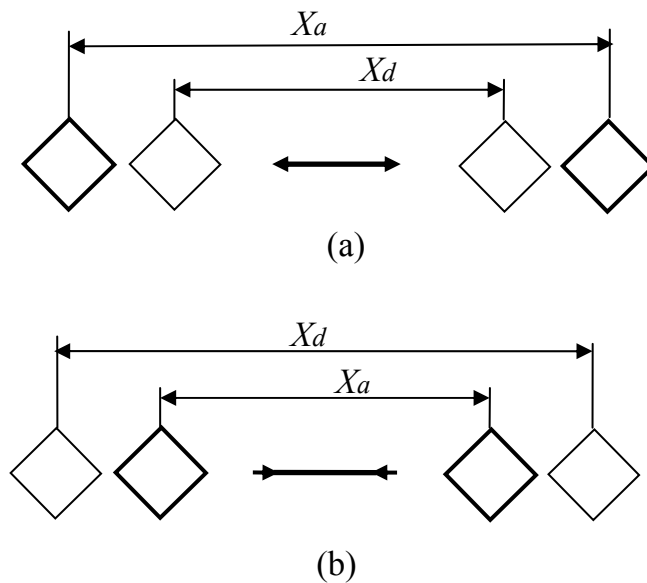


Figura 1. Desplazamiento residual de dos indentas colineales. X_a y X_d son las distancias medidas antes y después de liberar las tensiones residuales (a) de tracción y (b) de compresión.

A partir de la distribución de cuatro indentas como muestra la Fig. 2, es posible determinar las tensiones correspondientes a dos ejes ortogonales. Los desplazamientos residuales pueden ser obtenidos a partir de

$$u = X_a - X_d \quad (1)$$

$$v = Y_a - Y_d \quad (2)$$

siendo X_a y X_d las distancias entre indentas A y B, antes y después de la liberación de tensiones, respectivamente. Y_a e Y_d corresponden a las distancias entre indentas C y D, antes y después de la liberación de tensiones, respectivamente. A partir de estos desplazamientos es posible obtener las deformaciones residuales

$$\epsilon_x = u / X_d \quad (3)$$

$$\epsilon_y = v / Y_d \quad (4)$$

Finalmente, las tensiones residuales generadas por la operación de maquinado pueden ser obtenidas a partir de ambas deformaciones. Asumiendo un estado plano de tensiones en la superficie de la probeta [6], las tensiones residuales para un material elástico lineal, homogéneo e isotrópico pueden ser expresadas como

$$\sigma_x = (\epsilon_x + \nu \epsilon_y) E / (1 - \nu^2) \quad (5)$$

$$\sigma_y = (\epsilon_y + \nu \epsilon_x) E / (1 - \nu^2) \quad (6)$$

siendo E el módulo de elasticidad longitudinal y ν la razón de Poisson.

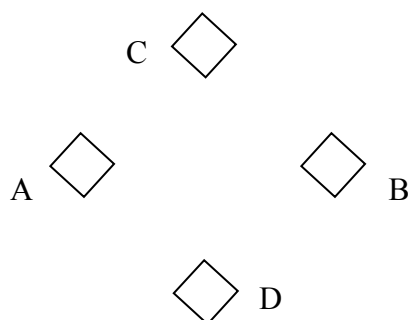


Figura 2. Distribución de indentas para medición ortogonal.

3. METODOLOGIA

Las muestras a maquinar fueron preparadas a partir de un producto laminado de aleación de aluminio 7075-T6 de 4 mm de espesor. Las propiedades mecánicas de este material junto a su composición química se muestran en la Tabla 1. La microscopía óptica reveló una estructura de granos (T.G.: 40 μm) alargados en la dirección de laminado de solución sólida α (Al), con partículas precipitadas (alineadas en dicha dirección) de (Fe,Mn)Al₆ y CuMgAl₂. Ensayos de microdureza fueron realizados en distintos sectores del producto laminado. El promedio de los resultados obtenidos fue de 186 HV2.

Tabla 1. Composición química y propiedades mecánicas del material investigado

Composición química (% peso)								Propiedades Mecánicas		
Al	Zn	Mg	Cu	Fe	Si	Cr	Mn	Rm (MPa)	Rf _{0.2} (MPa)	A (%)
Base	5.6	2.52	1.72	0.32	0.2	0.17	0.16	570	505	11

Las dimensiones de las probetas ensayadas corresponden a 110 x 40 x 4 mm³. Previamente a los ensayos de maquinado, las mismas fueron tratadas térmicamente a fin de eliminar las tensiones residuales generadas en la operación de laminado. La temperatura y tiempo correspondientes a la operación de recocido fueron de 300 °C y una hora, respectivamente. Para los ensayos de maquinado se usó una fresa frontal de 63 mm de diámetro. Los insertos (Palbit SEHT 1204) que se incorporaron a dicha herramienta fueron de carburo de tungsteno. La Tabla 2 muestra las condiciones de ensayo utilizadas en este trabajo. Los ensayos fueron realizados en un centro de mecanizado vertical controlado numéricamente (Victor Vc-55). La Fig. 3 muestra una vista superior de la posición relativa de la muestra ensayada con respecto a la herramienta de corte.

Tabla 2. Geometría de la herramienta y parámetros de maquinado

Ang. de desprendimiento (γ) (°)	Ang. de incidencia (α) (°)	Vel. de corte (V_c) (m/min)	Avance (f) (mm/rev)	Profundidad (p) (mm)
28	7	100-1000	0.4-0.8	0.4

Sobre la superficie maquinada se realizó una distribución de indentas que permitió calcular las tensiones en varios puntos pertenecientes a ambos ejes de simetría ($x = 0$ e $y = 0$ en la Fig. 3). La medición de las distancias entre dichas indentas, a posteriori del mecanizado (medición 1), se llevó a cabo usando una máquina de medir GSIP MU-314, con una incertidumbre de 0.5 μm . Luego, a fin de separar la zona maquinada de la zona de sujeción, las probetas fueron cortadas hasta alcanzar las dimensiones de 63 x 40 x 4 mm³. El tratamiento de recocido, realizado a fin de liberar las tensiones residuales generadas por el maquinado, también se llevó a cabo por el término de una hora, a una temperatura de 300 °C. Finalmente se procedió a medir nuevamente las distancias entre indentas. En este último caso (medición 2) dichas distancias corresponden a la superficie ya relajada. Ambas mediciones (1 y 2), fueron realizadas a 20 °C.

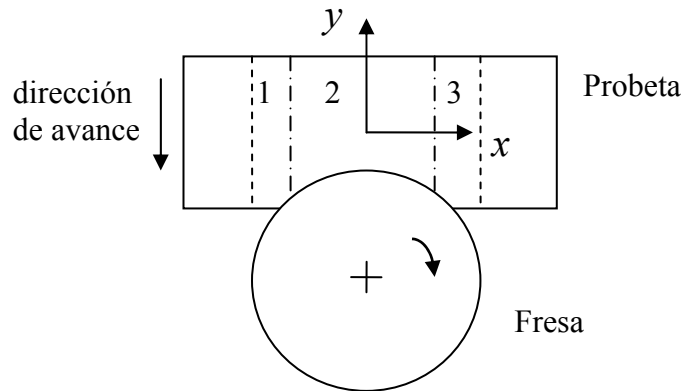


Figura 3. Vista superior de la posición relativa del sistema probeta-fresa.

4. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

La Fig. 4 muestra la distribución de la componente de la tensión residual σ_y para diferentes puntos del eje $y = 0$. A pesar de que dicha componente muestra valores bajos, la técnica utilizada permite observar las diferencias que genera la modificación tanto del avance como de la velocidad de corte. En la Fig. 4 (a), la curva correspondiente al avance mayor ($f = 0.8$ mm/rev) muestra sus valores más compresivos en las zonas 1 y 3 (ver Fig. 3), allí donde la componente de la velocidad de corte $V_{cy}(x,y)$ alcanza sus valores máximos. En cambio, la curva correspondiente al avance menor ($f = 0.4$ mm/rev) muestra una distribución de tensiones más homogénea, que crece en valor absoluto hacia la zona 3. La Fig. 4 (b) muestra la misma componente de tensiones, pero en este caso ambas condiciones de maquinado incorporan una velocidad de corte mayor. Para este nivel de velocidad de corte, ambas distribuciones son ligeramente crecientes (en valor absoluto) hacia la zona 3 y, además, la modificación del avance no genera ningún cambio en la forma en la que se distribuye dicha componente de tensiones.

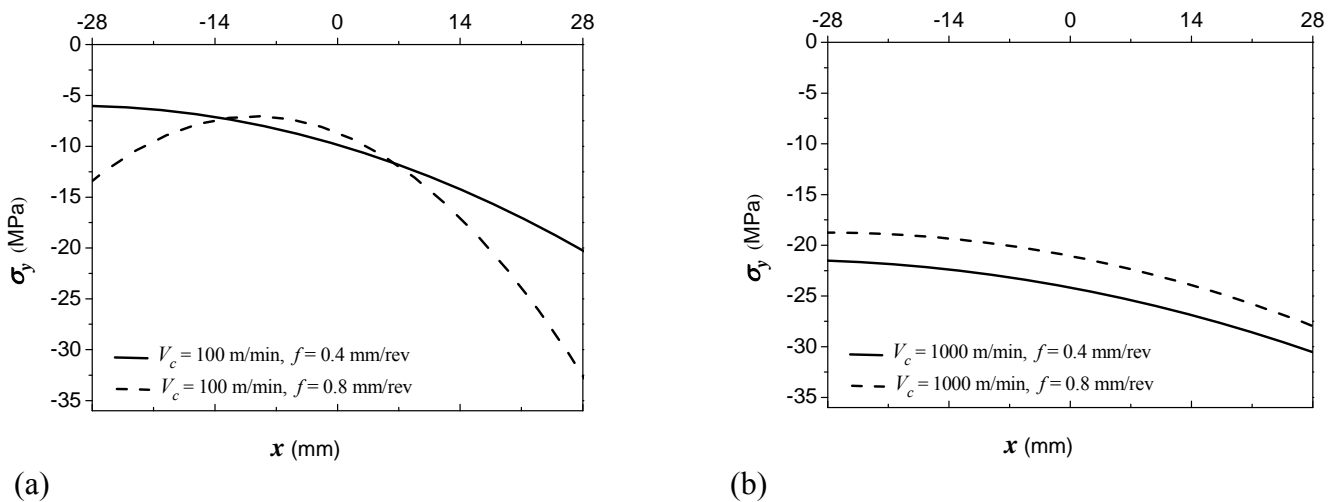


Figura 4. Distribución de la componente σ_y a lo largo del eje $y = 0$ (profundidad de corte: $p = 0.4$ mm, velocidad de corte: (a) $V_c = 100$ m/min, (b) $V_c = 1000$ m/min)

La Fig. 5 (a) muestra como se distribuye la otra componente de tensión residual σ_x para puntos pertenecientes al mismo eje $y = 0$. Si bien las distribuciones son similares a aquellas mostradas en la Fig. 4 (a), el nivel de tensiones alcanzado es mucho menor. En la Fig. 5 (b) se muestra la distribución de la misma componente de tensiones σ_x para aquellas condiciones de corte que tienen en común la velocidad de corte mayor. La curva correspondiente al avance mayor muestra que los valores de tensión se distribuyen en forma homogénea. En cambio, la curva que corresponde al avance menor muestra que los valores más compresivos pertenecen a la zona 1.

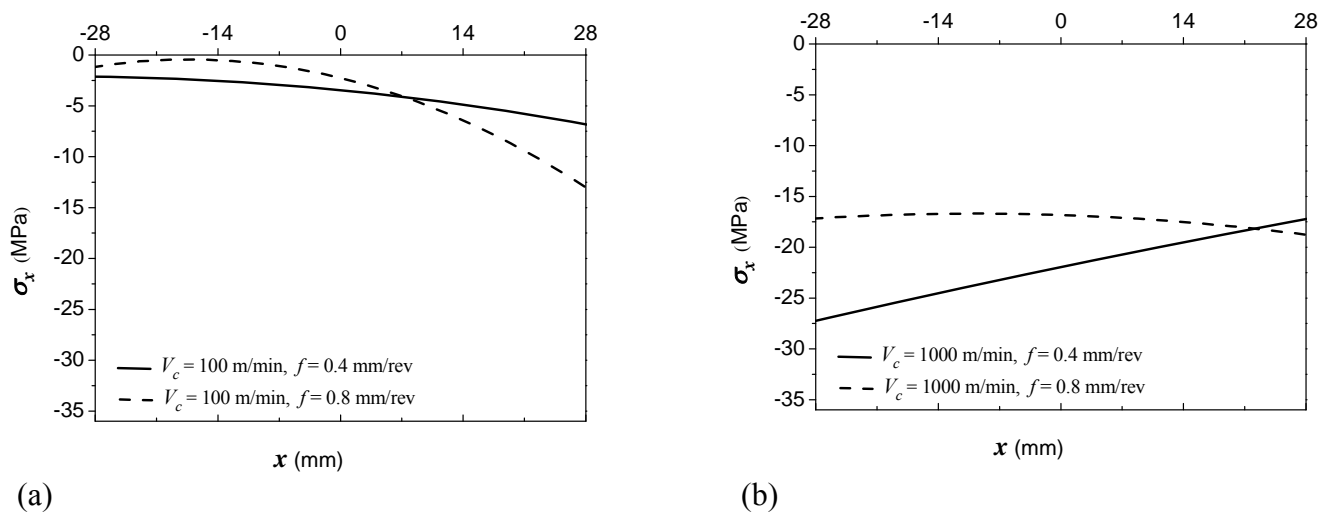


Figura 5. Distribución de la componente σ_x a lo largo del eje $y = 0$ (profundidad de corte: $p = 0.4$ mm, velocidad de corte: (a) $V_c = 100$ m/min, (b) $V_c = 1000$ m/min)

La Fig. 6 (a) muestra la distribución de la componente de tensión residual σ_y para puntos pertenecientes al eje $x = 0$ (eje vertical de simetría en la Fig. 3). Para ambas condiciones de corte, la distribución es homogénea. Si bien las tensiones determinadas son muy bajas, la curva que corresponde al avance menor muestra valores más compresivos.

La Fig. 6 (b) muestra los valores que alcanza la misma componente cuando se modifica la velocidad de corte. Ambas distribuciones son similares a aquellas que genera la velocidad de corte menor (Fig. 6 (a)). La única diferencia es el nivel de tensión alcanzado.

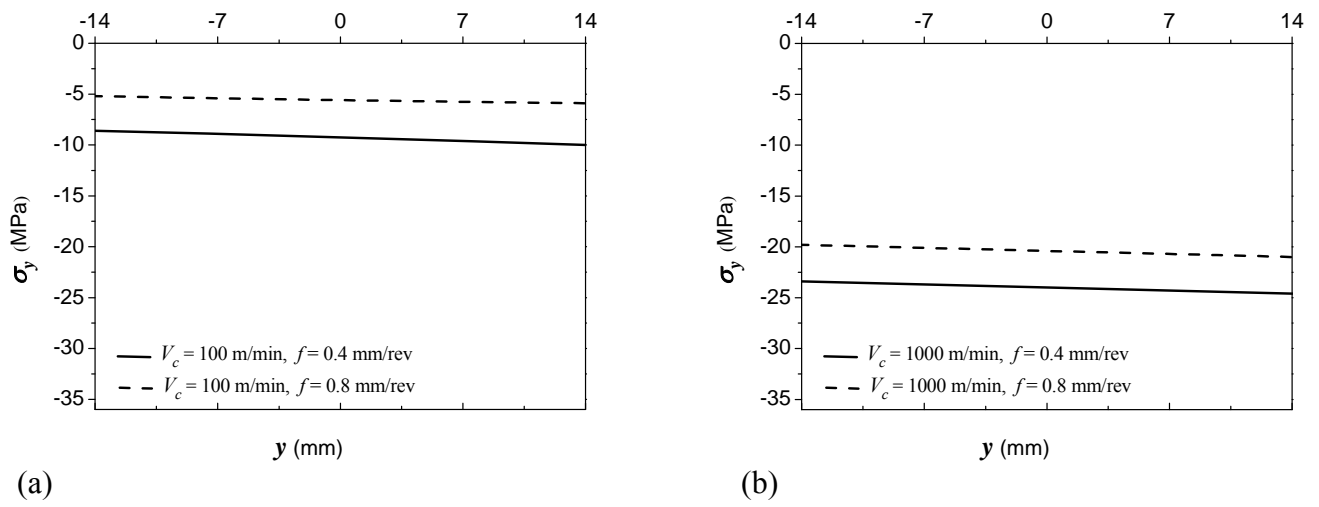


Figura 6. Distribución de la componente σ_y a lo largo del eje $x = 0$ (profundidad de corte: $p = 0.4$ mm, velocidad de corte: (a) $V_c = 100$ m/min, (b) $V_c = 1000$ m/min)

La fig. 7 (a) muestra la distribución de la otra componente de tensión residual σ_x para el mismo eje de simetría $x = 0$. En este caso, para ambas condiciones de corte, las tensiones son extremadamente bajas y presentan muy poca variación a lo largo de dicho eje. Las curvas correspondientes a la Fig. 7 (b) también muestran una distribución homogénea para dicha componente de tensión evaluada. A diferencia de las curvas mostradas en la fig. 7 (a), estas curvas muestran que la componente alcanza valores más altos debido a que ambas condiciones de maquinado incorporan la velocidad de corte mayor (1000 m/min).

Los resultados obtenidos muestran que la elevación de un orden de magnitud en la velocidad de corte no modifica substancialmente la distribución de tensiones residuales en la superficie maquinada. Cuando se evalúan aquellos puntos correspondientes al eje de simetría $y = 0$, ambas componentes de tensión (σ_x, σ_y) son más compresivas en las zonas 1 y 3. A su vez, σ_y alcanza valores más altos que σ_x . Esto pareciera estar vinculado al hecho de que, en dichas zonas, la componente de la velocidad de corte V_{cy} (paralela a la dirección de avance) alcanza sus valores máximos y la componente V_{cx} , sus valores mínimos (ambas

componentes modifican sus valores en cada punto de dicho eje). En cambio, las curvas que corresponden a la evaluación de aquellos puntos que pertenecen al eje de simetría $x = 0$, muestran una variación muy pequeña debido a que a lo largo de dicho eje ambas componentes de la velocidad de corte permanecen invariables (además la componente V_{cy} es nula para todos los puntos de dicho eje).

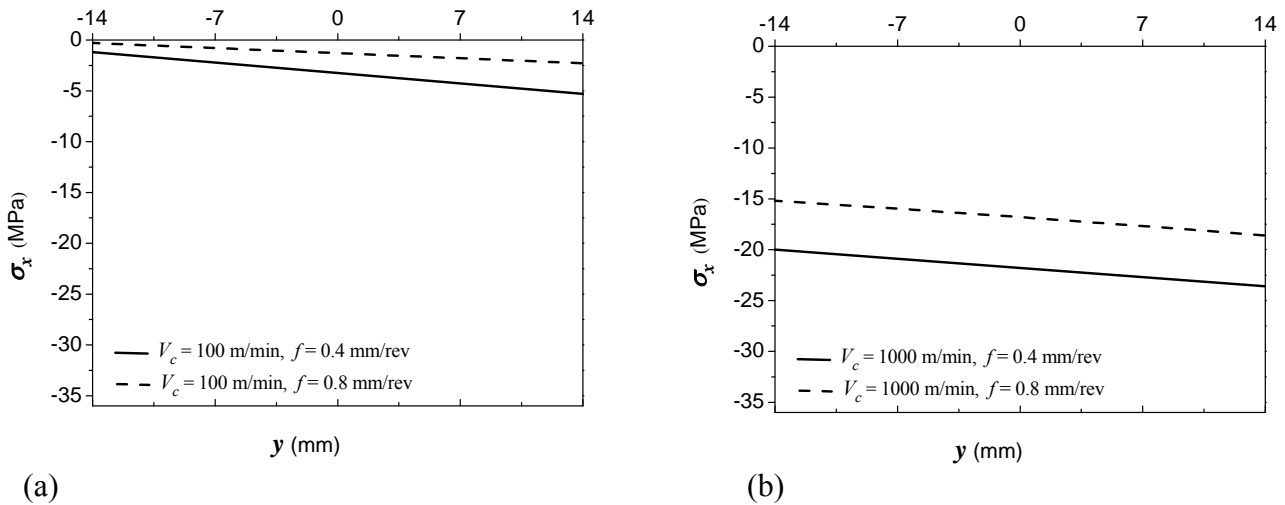


Figura 7. Distribución de la componente σ_x a lo largo del eje $x = 0$ (profundidad de corte: $p = 0.4$ mm, velocidad de corte: (a) $V_c = 100$ m/min, (b) $V_c = 1000$ m/min)

5. CONCLUSIONES

A través de la técnica usada en este trabajo es posible determinar tensiones residuales muy pequeñas (del orden del 5 % de la tensión de fluencia del material evaluado). Además, dicha técnica ha mostrado ser sensible a los pequeños gradientes de tensiones introducidos en las diferentes superficies trabajadas.

Los ensayos realizados usando diferentes condiciones de corte pueden considerarse como no abusivos debido a que las tensiones generadas son compresivas y de valor absoluto bajo. La elevación de la velocidad de corte en un orden de magnitud no modifica substancialmente las distribuciones de tensiones residuales introducidas en los ensayos que incorporan la velocidad de corte correspondiente a un maquinado convencional.

REFERENCIAS

1. E.M. Trent, "Metal Cutting"; 1991, Butterworth/Heinemann, London.
2. H. Schulz, "High Speed Machining"; 1996, Carl Hanser, Munich.
3. A.L. Mantle and D.K. Aspinwall, "Surface integrity of a high speed milled gamma titanium aluminide"; Journal of Materials Processing Technology, 118 (2001), p. 143-150.
4. E. Brinksmeier, "Residual stresses in hard metal cutting"; Residual Stresses Sci. Technol., 2 (1987), p. 169-175.
5. J.E. Wyatt and J.T. Berry, "A new technique for the determination of superficial residual stresses associated with machining and other manufacturing processes"; Journal of Materials Processing Technology, 171 (2006), p. 132-140.
6. S.P. Timoshenko and J.N. Goodier, "Theory of Elasticity"; 1951, McGraw-Hill, New York.