

ESTUDIO DE TENSIONES RESIDUALES EN MUESTRAS DE ALEACION DE ALUMINIO AA 7075 – T6 FRESADAS A ALTA VELOCIDAD

Claudio A. Mammana^a, Felipe V. Díaz^{a,b} y Armando P. Guidobono^c

^a*Departamento de Ingeniería Electromecánica – Departamento de Ingeniería Industrial, Facultad Regional Rafaela, Universidad Tecnológica Nacional, Bv. Roca 989, 2300 Rafaela, Argentina.*

^b*Consejo Nacional de Investigaciones Científicas y Técnicas (CONICET), Argentina.*

^c*División Metrología Dimensional, Centro Regional Rosario, Instituto Nacional de Tecnología Industrial, Ocampo y Esmeralda, 2000 Rosario, Argentina.
E-mail (autor de contacto): felipe.diaz@frra.utn.edu.ar*

Palabras claves: Tensiones residuales, Aluminio, Fresado de alta velocidad, Método de indentas

RESUMEN

Diferentes estados de tensión residual generados por fresado de alta velocidad en muestras de aleación de aluminio AA 7075-T6 fueron exhaustivamente evaluados. Esta evaluación fue llevada a cabo a lo largo de los ejes de simetría de las superficies generadas, y además, en los baricentros correspondientes a las regiones de corte ascendente y descendente. Un método de indentas, basado en el uso de una máquina de medir universal, fue utilizado para determinar las diferentes componentes de la tensión residual. Cabe destacar que el uso de este método posibilita reducir significativamente el error absoluto de medición. Diferentes círculos de Mohr fueron analizados a fin de comparar los estados de tensión residual inherentes a las mencionadas zonas de corte ascendente y descendente. Finalmente, los resultados obtenidos fueron analizados en función de los efectos térmicos y mecánicos generados en la zona primaria de corte.

1. INTRODUCCIÓN

El creciente interés por aumentar la productividad ha impulsado el desarrollo de modernos centros de mecanizado, y además, de nuevos materiales para herramientas, lo cual a su vez ha posibilitado, en muchas industrias metalmeccánicas, incrementos significativos en los valores inherentes a los parámetros de proceso, transformando el mecanizado convencional en mecanizado de alta velocidad (MAV) [1]. Mediante el empleo de este último es posible reducir tanto el número de operaciones como el tiempo asignado a cada una de las mismas. Además, es posible mejorar notablemente el servicio de las herramientas de corte, y por lo tanto, generar superficies optimizadas desde el punto de vista de la geometría y la rugosidad. Sin embargo, es posible que las distribuciones de tensiones residuales generadas por este tipo de mecanizado puedan afectar la vida útil en servicio de las componentes procesadas [2].

En este trabajo, un método recientemente desarrollado que se basa en la modificación de la distancia que media entre dos indentas colineales [3], es usado para evaluar diferentes estados de tensión residual, los cuales fueron generados en muestras de aleación de aluminio AA 7075-T6 fresadas a alta velocidad. Una de las ventajas que ofrece este método, el cual requiere de una máquina de medir universal (MMU), es que prescinde tanto del uso de equipos específicos como de operadores altamente calificados. Asimismo, a partir de este método es posible medir desplazamientos residuales con un error absoluto mucho menor a los inherentes a las técnicas tradicionales [4,5].

Los ensayos de MAV consistieron en operaciones de fresado frontal con corte central. Estas operaciones fueron llevadas a cabo en un centro de mecanizado vertical controlado numéricamente. Cabe notar que este tipo de fresado posibilita distinguir, en la superficie generada, dos zonas adyacentes denominadas de corte ascendente y descendente. Velocidades de corte propias del mecanizado convencional también fueron seleccionadas con el fin de evaluar la modificación de los tensores de tensiones en dichas zonas. A fin de optimizar el análisis, diferentes círculos de Mohr [6] asociados a estos tensores fueron evaluados. Finalmente, a partir de la evaluación de los efectos térmicos inherentes a la mecánica de corte, fue posible

identificar las causas que generarían los tensores introducidos a través de las diferentes combinaciones de los parámetros de proceso seleccionados.

2. DETERMINACIÓN DE DEFORMACIONES Y TENSIONES RESIDUALES

Como fuera mencionado previamente, el método usado en este trabajo esta basado en el cambio de la distancia entre dos indentas colineales, el cual puede ser medido usando una MMU. Este cambio se produce cuando se liberan las tensiones residuales de la superficie evaluada por medio de un tratamiento térmico de distensión [3]. Por ejemplo, a partir de una distribución de indentas como muestra la Fig. 1 es posible obtener las componentes de la deformación residual [7]

$$\begin{aligned}\varepsilon_x &= \frac{l_x - l'_x}{l'_x} \\ \varepsilon_y &= \frac{l_y - l'_y}{l'_y} \\ \varepsilon_d &= \frac{l_d - l'_d}{l'_d} \\ \gamma_{xy} &= 2 \cdot \varepsilon_d - \varepsilon_x - \varepsilon_y\end{aligned}\quad (1)$$

donde l_x y l'_x son los valores medios de los lados horizontales del cuadrado y, l_y y l'_y los valores medios de los lados verticales del mismo, en ambos casos, antes y después de la distensión, respectivamente. A su vez, l_d y l'_d corresponden a la diagonal de pendiente positiva de dicho cuadrado, también antes y después de la distensión, respectivamente. Luego, asumiendo que la superficie generada se halla bajo un estado plano de tensiones y que el material evaluado es elástico lineal, homogéneo e isótropo, las componentes de la tensión residual σ_x , σ_y y τ_{xy} pueden ser obtenidas [6]. Finalmente, las componentes normal y tangencial asociadas a una dirección arbitraria θ (Fig. 1) pueden ser halladas a través de

$$\begin{aligned}\sigma_{x'} &= \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} + \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \cdot \cos 2\theta + \tau_{xy} \cdot \sin 2\theta \\ \tau_{x'y'} &= -\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \cdot \sin 2\theta + \tau_{xy} \cdot \cos 2\theta\end{aligned}\quad (2)$$

Es importante notar que las componentes de la Ec. (2) pueden ser representadas en forma gráfica por medio de un trazado conocido como círculo de Mohr [6]. Esta representación es de gran utilidad ya que permite visualizar las relaciones entre las componentes normales y tangenciales que corresponden a las diferentes orientaciones. Además, dicha representación también posibilita visualizar, en forma muy clara, los intervalos de variación de las mencionadas componentes.

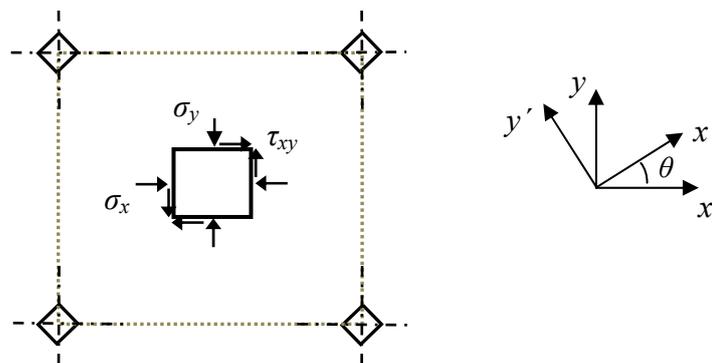


Figura 1. Distribución de cuatro indentas.

3. PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL

El presente trabajo se llevó a cabo a partir de un producto laminado de aleación de aluminio AA 7075-T6 de 4 mm de espesor. La microscopía óptica reveló una estructura de granos (solución sólida α , T.G.: 40 μm) alargados en la dirección de laminado, con partículas precipitadas de $(\text{Fe},\text{Mn})\text{Al}_6$ y CuMgAl_2 alineadas en dicha dirección. La microdureza de esta aleación resultó ser de 186 HV0.5. Su composición química, junto a sus características elásticas y mecánicas, se muestran en la Tabla 1.

Tabla 1. Composición química y propiedades elásticas y mecánicas del material investigado

Composición química (% peso)								Propiedades elásticas y mecánicas				
Al	Zn	Mg	Cu	Fe	Si	Cr	Mn	E (GPa)	ν	σ_u (MPa)	$\sigma_{y_{0.2}}$ (MPa)	A (%)
Base	5.6	2.52	1.72	0.32	0.2	0.17	0.16	70	0.33	564	514	11

Las dimensiones de las muestras evaluadas fueron de 110 mm x 40 mm x 4 mm. Previamente a los ensayos de fresado frontal, dichas muestras fueron tratadas térmicamente a fin de eliminar las tensiones residuales generadas en la conformación vía laminado. La temperatura y tiempo correspondientes a dicho tratamiento fueron de 573 K y 80 minutos, respectivamente. Para los mencionados ensayos se usó una fresa frontal auto-balanceada de 63 mm de diámetro, la cual incorpora cinco insertos (Palbit SEHT 1204 AFFN-AL SM10) de carburo de tungsteno. Cabe destacar que estos insertos fueron diseñados especialmente para mecanizar aleaciones de aluminio de alta resistencia. En la Tabla 2 se detalla la geometría de los mismos, y además, los parámetros de proceso seleccionados para este trabajo. Los ensayos de fresado fueron llevados a cabo en un centro de mecanizado vertical controlado numéricamente (Victor Vc-55). Una vista superior de la posición relativa de la muestra ensayada con respecto a la herramienta de corte es mostrada en la Fig. 2. Con respecto a la superficie generada, es posible distinguir la zona de corte ascendente ($x > 0, y$) de la zona de corte descendente ($x < 0, y$).

Tabla 2. Geometría de la herramienta y parámetros de proceso

Ángulo de desprendimiento	Ángulo de incidencia	Ángulo de entrada	Velocidad de corte	Avance	Profundidad de corte
γ ($^\circ$)	α ($^\circ$)	χ ($^\circ$)	V (m/min)	f (mm/rev)	d (mm)
45	7	45	300-1000	0.4-0.8	0.4

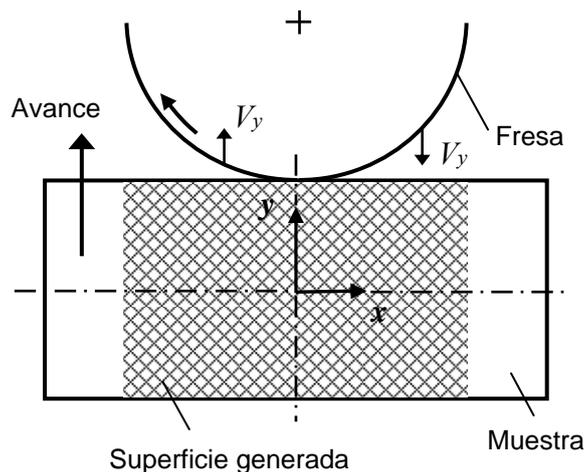


Figura 2. Vista superior del sistema herramienta-muestra.

Las indentas fueron introducidas usando un microdurómetro Shimadzu HMV-2. La distribución de las mismas en la superficie maquinada respondió a un diseño que permitió, a partir de un número mínimo de indentas, evaluar tanto los ejes de simetría como los baricentros de las zonas de corte ascendente y descendente. Las distancias entre indentas fueron obtenidas a partir de la medición de las coordenadas de las mismas usando una máquina de medir universal GSIP MU-314. Dicha medición se llevó a cabo dentro de un rango de temperaturas de 20 ± 0.2 $^\circ\text{C}$, con una tasa de variación menor a 0.01 $^\circ\text{C}/\text{min}$. Cabe mencionar que si

esta tasa es mayor al valor mencionado, los errores de medición aumentan significativamente. Con respecto al tratamiento de distensión, este se llevó a cabo por el término de 80 minutos, a una temperatura de 573 K. En cuanto al error inherente a los desplazamientos residuales, el mismo fue obtenido a partir del error absoluto correspondiente a las distancias entre indentas. En primer lugar, este último fue evaluado tomando en cuenta los errores de medición tanto nominales como estadísticos para una distancia nominal de 28 mm [4,5]. Luego, usando la ecuación que corresponde al error absoluto probable [8], el valor obtenido para el error inherente a dichos desplazamientos resultó ser de 1.5 μm .

4. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

Las componentes normales de la tensión residual (σ_x, σ_y) fueron evaluadas a lo largo de los ejes de simetría de la superficie generada. La Fig. 3 muestra las distribuciones obtenidas a lo largo del eje normal a la dirección de avance de la muestra evaluada ($y = 0$). Aunque estas componentes asumen valores muy bajos, la técnica utilizada permitió detectar las diferencias originadas al modificar tanto la velocidad de corte como la velocidad de avance. Para todos los casos, los valores obtenidos fueron compresivos. El rasgo más saliente de estas distribuciones es que la modificación de los parámetros de corte no alteró la forma de las mismas. Cabe notar que la componente σ_y muestra un marcado cambio de pendiente cuando se evalúan los valores positivos de x (zona de corte ascendente).

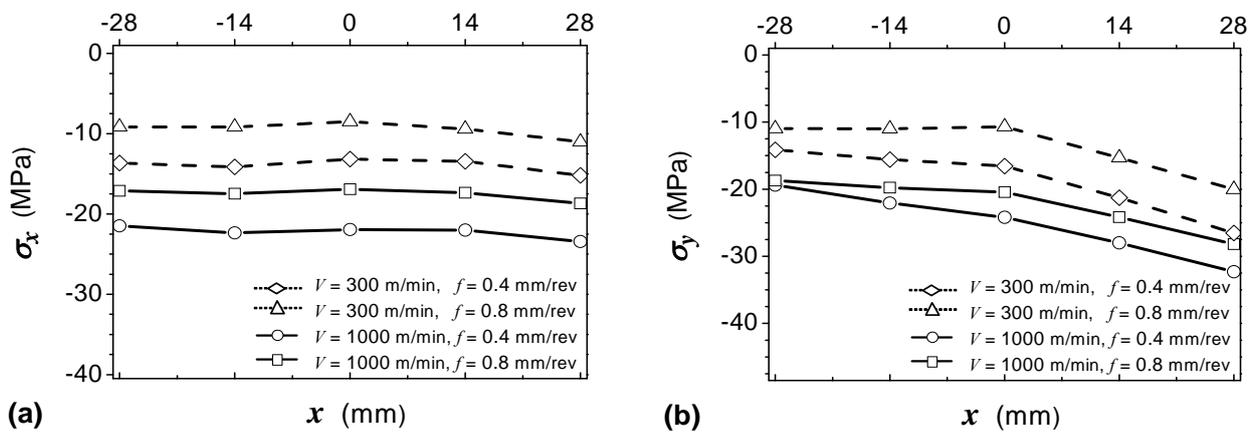


Figura 3. Distribuciones de las componentes (a) σ_x y (b) σ_y de la tensión residual a lo largo del eje $y = 0$.

Para comprender con mayor claridad los diferentes estados de tensión residual introducidos en las zonas de corte ascendente y descendente, se analizaron diferentes círculos de Mohr. La Fig. 4 muestra estos círculos, los cuales corresponden a los baricentros de dichas zonas. Cabe notar que las coordenadas ortogonales de cada uno de los puntos de cada círculo representan los valores de las componentes de la tensión residual correspondientes a un elemento infinitesimal cuyos ejes se inclinan un ángulo θ con respecto a los ejes de referencia. Además, el pequeño segmento de cada círculo define el punto que corresponde a la dirección de referencia ($\theta = 0$ en Fig. 1).

Los círculos que se muestran en la Fig. 4 (a) describen los estados de tensión generados en el baricentro de la zona de corte descendente, donde la componente V_y de la velocidad de corte y la velocidad de avance f tienen el mismo sentido. Tanto la disposición como los diámetros de los círculos muestran que las diferentes combinaciones de parámetros de proceso generan, en el material evaluado, estados de tensión homogéneos donde la componente normal no modifica sustancialmente su valor con la dirección, y a la vez, la componente tangencial muestra valores muy reducidos. Además, los valores que asume la componente normal resultan ser más compresivos cuando la velocidad de corte aumenta y/o el avance disminuye. Por otra parte, la Fig. 4 (b) muestra los círculos correspondientes al baricentro de la zona de corte ascendente, donde la componente V_y y el avance f tienen sentidos opuestos. Aunque la disposición que muestran los círculos es semejante al caso anterior, se observan superposiciones entre los mismos debido a que los estados de tensión generados son menos homogéneos: la componente normal muestra mayor variación con la dirección, y a la vez, la componente tangencial modifica sus valores dentro de un rango mayor.

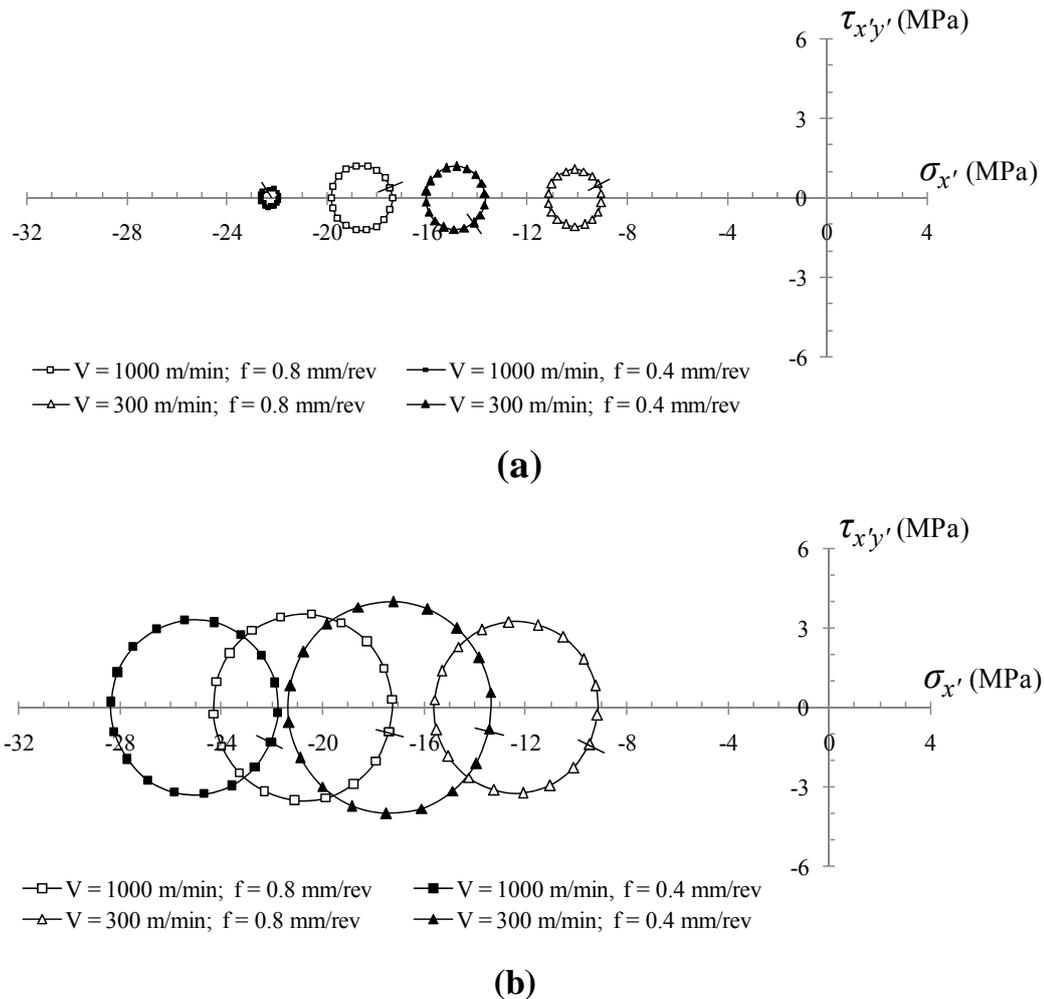


Figura 4. Círculos de Mohr correspondientes a los baricentros de las zonas de corte (a) descendente y (b) ascendente.

Un aspecto relevante que se desprende tanto de la disposición de los círculos de Mohr como de las distribuciones que muestra la Fig. 3 es el hecho de que, para ambas velocidades de corte, las componentes normales resultan ser más compresivas cuando la velocidad de avance es menor. Un análisis de este hecho podría ayudar a la comprensión de las causas que generan estos estados de tensión residual.

Las fuerzas producidas por el corte resultan mayores cuando la velocidad de avance aumenta debido al incremento que se genera en la sección de viruta [9]. Por lo tanto, la introducción de tensiones residuales más compresivas al reducir la velocidad de avance respondería a efectos de origen térmico. Cuando la sección de viruta aumenta, se introduce mayor fricción entre la misma y la superficie de desprendimiento del inserto. Por lo tanto, la temperatura en la zona primaria de corte [10] debería aumentar si la velocidad de avance se incrementa. Sin embargo, esto es cierto para tiempos de mecanizado equivalentes. En nuestro caso, todas las probetas tienen las mismas dimensiones. Por esta razón, el tiempo total de maquinado será diferente para cada velocidad de avance. Cuando esta última se reduce a la mitad (de 0.8 a 0.4 mm/rev), el tiempo inherente a la generación de calor es el doble. Por lo tanto, este último debería estar prevaleciendo por sobre el efecto que genera el aumento de la sección de viruta. Sin embargo, el análisis debería extenderse a la fracción de energía térmica que ingresa, desde la zona primaria de corte, a la superficie que se está generando, ya que las tensiones residuales dependen de este ingreso de calor. Dicha fracción de energía térmica puede ser expresada como [11]

$$\beta = 0.5 - 0.35 \cdot \log(R_t \cdot \tan \phi) \quad \text{para } 0.04 \leq R_t \cdot \tan \phi \leq 10.0$$

$$\beta = 0.3 - 0.15 \cdot \log(R_t \cdot \tan \phi) \quad \text{para } R_t \cdot \tan \phi > 10.0 \quad (3)$$

donde ϕ es el ángulo de corte, $R_t = \rho \cdot S \cdot V \cdot d / K$, ρ es la densidad, S es la capacidad calorífica específica y K es la conductividad térmica del material evaluado. En cuanto a los parámetros de proceso, R_t sólo es función de la profundidad y velocidad de corte. Por lo tanto, la fracción de energía térmica β que el material evaluado deriva a la superficie que se está generando será la misma si el ángulo de corte es similar para ambas velocidades de avance. Basados en que la variación de dicho ángulo con el avance es muy pequeña [12], es posible concluir que la mencionada fracción de energía térmica alcanzará valores equivalentes para ambas velocidades de avance. Por lo tanto, para las diferentes combinaciones de parámetros de proceso seleccionadas, predominará el efecto inherente al tiempo de maquinado en cuanto al calor generado en la zona primaria de corte. Finalmente, en el calor generado en dicha zona y no en las fuerzas introducidas por el corte estaría la causa de los diferentes estados de tensión residual generados en el material evaluado.

5. CONCLUSIONES

El método de indentas utilizado en este trabajo resultó ser muy útil para determinar, con gran precisión, componentes y tensores de tensión residual en superficies generadas por fresado frontal. El análisis fue llevado a cabo a lo largo de los ejes de simetría de dichas superficies, y además, en los baricentros de las zonas denominadas de corte ascendente y descendente. En todos los casos, las tensiones generadas por MAV resultaron ser compresivas y de valores reducidos. Además, las distribuciones obtenidas no modificaron sus formas con el cambio de las velocidades de avance y de corte. En cuanto a los tensores, los correspondientes a la zona de corte descendente resultaron ser más homogéneos. Al comparar tanto las distribuciones como los tensores generados, los valores más compresivos resultaron ser los asociados a la velocidad de avance menor. Este hecho podría ser explicado a partir del predominio, en cuanto al calor generado, del efecto inherente al tiempo de maquinado con respecto al correspondiente a la modificación de la sección de viruta puesto que la fracción de energía calórica, que el material evaluado puede hacer fluir desde la zona primaria hasta la superficie que se está generando, sería la misma para las diferentes velocidades de avance seleccionadas.

REFERENCIAS

1. H. Schulz, "High Speed Machining"; 1996, Carl Hanser, Munich.
2. A.L. Mantle and D.K. Aspinwall, "Surface integrity of a high speed milled gamma titanium aluminide", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 118 (2001), p. 143-150.
3. 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*, Vol. 171 (2006), p. 132-140.
4. F.V. Díaz, R.E. Bolmaro, A.P.M. Guidobono and E.F. Girini "Determination of residual stresses in high speed milled aluminium alloys using a method of indent pairs", *Experimental Mechanics*, Vol. 50 (2010), p. 205-215
5. F.V. Díaz, C.A. Mammana, A.P.M. Guidobono and R.E. Bolmaro, "Analysis of residual strain and stress distributions in high speed milled specimens using an indentation method"; *International Journal of Engineering and Applied Sciences*, Vol. 7 (2011), p. 40-46.
6. J.M. Gere, "Mechanics of Materials", 5th edn; 2001, Brooks/Cole, Pacific Grove, CA.
7. C.A. Mammana, F.V. Díaz, A.P.M. Guidobono and R.E. Bolmaro, "Study of residual stress tensors in high-speed milled specimens of aluminium alloys using a method of indent pairs"; *Research Journal of Applied Sciences, Engineering and Technology*, Vol. 2 (2010), p. 749-756.
8. P.R. Bevington and D.K. Robinson, "Data reduction and error analysis for the physical sciences"; 2002, McGraw-Hill, New York.
9. M.A. Yallese, K. Chaoui, N. Zeghib, L. Boulanouar and J.F. Rigal, J.F. "Hard machining of hardened bearing steel using cubic boron nitride tool"; *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 209 (2009), p. 1092-1104.
10. E.M. Trent, "Metal Cutting"; 1991, Butterworth/Heinemann, London.
11. T. Özel and E. Zeren, "Determination of flow material stress and friction for FEA of machining using orthogonal cutting tests", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 153 (2004), p. 1019-1025.
12. M. Dhananchezian, M. Pradeep Kumar and A. Rajadurai, "Experimental investigation of cryogenic by liquid nitrogen in the orthogonal machining process", *International Journal of Recent Trends in Engineering*, Vol. 1 (2009), p. 55-59.