

Estudio de la forma de la fuente de calor en un modelo FEM 3D para rectificado cilíndrico

U. Alonso, N. Ortega, J.A. Sánchez, I. Pombo, S. Plaza, B. Izquierdo.

Dpto. de Ingeniería Mecánica. Universidad del País Vasco-Euskal Herriko Unibertsitatea
unai.alonso@ehu.es

El rectificado cilíndrico es un proceso de mecanizado de elevada precisión empleado en piezas de revolución. La importancia de su estudio radica en su amplia aplicación, que supone el 75% de las aplicaciones del rectificado. Sin embargo, el carácter estocástico del proceso unido a la compleja cinemática asociada al rectificado cilíndrico hacen que su estudio y su puesta a punto sea más compleja que en otras variantes como el rectificado plano. No obstante, la problemática fundamental es similar y se encuentra unida al rechazo de piezas y pérdida de productividad por daños, principalmente térmicos, sobre las piezas rectificadas. Con el objetivo de estudiar esta generación excesiva de calor y su repercusión sobre las piezas rectificadas, se ha realizado un modelo FEM en 3 dimensiones comparándolo con un modelo plano para rectificado convencional. La correcta concepción de este tipo de modelos implica una definición adecuada de la fuente de calor. En este artículo se estudian y comparan dos tipos de fuentes para conocer cuál de ellas reporta mayor similitud con el proceso real. Los resultados muestran que ambas fuentes son adecuadas para obtener las temperaturas máximas, pero no para obtener la distribución completa en 3D, donde sí se han encontrado importantes diferencias. Del mismo modo, se estudia la influencia en la precisión de los resultados del tamaño de los elementos en diferentes direcciones de la pieza.

1. INTRODUCCIÓN

El rectificado es un proceso aplicado en las últimas etapas de los procesos de precisión, por lo que los requisitos de calidad son exigentes y cualquier daño producido sobre la pieza supone un coste elevado. Dependiendo de la tipología de pieza que se desee mecanizar, el rectificado presenta diferentes variantes. El rectificado cilíndrico es una de las más ampliamente empleadas en sectores como el de la automoción, el aeronáutico o el de los bienes de equipo (para la fabricación de componentes complejos como álabes de turbina, engranajes helicoidales o brochas).

La selección de los parámetros de mecanizado en la puesta a punto de este proceso requiere de un elevado número de ensayos experimentales ya que, por un lado, los requisitos en cuanto a acabado e integridad superficial y tolerancias dimensionales son muy exigentes. Por otro lado, el número de variables que influyen en el proceso de rectificado es muy elevado.

En las últimas décadas, con el objetivo de comprender la influencia de los distintos parámetros del proceso y disminuir la fuerte componente experimental, se han desarrollado modelos de la operación de rectificado a nivel micro-geométrico y macro-geométrico. Numerosos estudios se han centrado en predecir las elevadas temperaturas generadas durante el rectificado ya que estas podrían ocasionar cambios de fase metalúrgicos, tensiones residuales de tracción, grietas o disminución de la vida a fatiga [1].

Muchos de los primeros modelos térmicos se basan en el modelo que Jaeger plantea en los años 40 [2], en donde una fuente de calor se mueve sobre la superficie de un semiplano infinito. La mayoría de estos primeros modelos resuelven el problema térmico de forma analítica [3-6]. Sin embargo, el desarrollo de métodos numéricos como el de los elementos finitos ha permitido estudiar geometrías complejas, así como considerar la variación de las propiedades del material con la temperatura [7-16].

Entre los modelos numéricos podemos distinguir aquellos en los que únicamente se pretende predecir la distribución de temperaturas en la pieza (modelos térmicos) [7,8] y aquellos en los que, además, se determinan las tensiones residuales debido a la efecto de las deformaciones termo-plásticas [9-11] o al efecto conjunto estas deformaciones y las acciones mecánicas de la muela sobre la pieza [12,13] (modelos termomecánicos).

Además, la compleja cinemática del rectificado cilíndrico hace que su estudio sea aún más complejo que en el rectificado plano. Debido a ello, aunque se han desarrollado numerosos modelos del proceso de rectificado plano [7-13] son muy pocos los autores que han modelizado el rectificado cilíndrico [14-16].

Estos modelos han de ser validados comparando la temperatura predicha con la obtenida mediante ensayos experimentales. El método más extendido se basa en comparar la temperatura medida en un punto de la pieza mediante un termopar embebido en ésta [14]. Sin embargo, debido a la cinemática del proceso de rectificado cilíndrico resulta muy compleja la implementación de este método de medida de temperaturas.

Este trabajo tiene como objetivo analizar la conveniencia de la utilización de un modelo térmico de rectificado plano convencional (desarrollado en un trabajo anterior [19]) para la estimación de las temperaturas en el proceso de rectificado cilíndrico en traveser. Para ello, se realizará un modelo térmico en 3D de ésta operación de mecanizado y se compararán las temperaturas en la superficie de la pieza. Por otro lado, se estudiarán las distribuciones obtenidas con dos tipos de fuente de calor (uniforme y triangular) para definir con cuál el modelo se acerca más a la realidad.

2. DESCRIPCIÓN DEL MODELO TÉRMICO 3D

Para el cálculo de la distribución de temperaturas en la pieza se ha resuelto la ecuación de conducción de calor para un régimen transitorio (ecuación 1) mediante un modelo de elementos finitos 3D realizado en ANSYS®.

$$k \cdot \left[\frac{\partial^2 T(x, y, z, t)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T(x, y, z, t)}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T(x, y, z, t)}{\partial z^2} \right] = \rho \cdot C_p \cdot \frac{\partial T(x, y, z, t)}{\partial t} \quad (1)$$

donde k es la conductividad térmica, T la temperatura, ρ la densidad y C_p el calor específico del material. En este estudio, además, se han tenido en cuenta las variaciones de la conductividad térmica, densidad y calor específico con la temperatura para el material estudiado (AISID2).

En el rectificado la energía consumida por unidad de volumen mecanizado es muy superior a la de otros procesos. Esta energía se transforma en energía calorífica concentrada en la zona de contacto entre la muela y la pieza pudiendo aproximarse su valor mediante la ecuación 2.

$$q_i = \frac{F_c \cdot v_c}{b_s \cdot l_c} \quad (2)$$

Donde F_c es la fuerza de corte, v_c es la velocidad periférica de la muela, b_s es el ancho de la muela y l_c es la longitud de contacto real.

Esta energía calorífica se evacúa a través de la pieza, la muela, la viruta y el fluido refrigerante. Para la correcta definición de las condiciones de contorno es preciso estimar la cantidad de calor que se deriva hacia la pieza (q_w), la superficie sobre la que este calor está aplicado y su distribución sobre la pieza.

El calor que se deriva hacia la pieza puede obtenerse a través del parámetro R_w , que es la fracción de la energía total puesta en juego que se deriva a través de la pieza.

$$q_w = R_w \cdot q_t \quad (3)$$

En cuanto a la superficie sobre la que la fuente de calor está aplicada, tal y como se observa en la figura 1, se ha considerado una porción de superficie cilíndrica de anchura igual al ancho de la muela comprometido en el corte (b) y de longitud igual a la de la longitud del contacto muela-pieza (l_c).

La pieza se ha mallado con elementos hexaédricos SOLID70 de ANSYS® estudiando la influencia del tamaño de elemento en la dirección de las tres coordenadas del sistema de referencia cilíndrico de la figura 1. Debido a que los gradientes de temperatura en la dirección axial (z) son menores, el tamaño de elemento en esta dirección tiene menos influencia que en las otras dos y, por lo tanto, podemos considerar un tamaño de elemento mayor. Además, debido a los elevados gradientes de temperatura en la superficie de la pieza, se ha tomado un tamaño de elemento menor en esta zona (aumentando el tamaño de éstos a medida que los elementos se encuentran más cercanos al eje de la pieza).

En el proceso de rectificado cilíndrico en *traverse* el movimiento de la pieza puede descomponerse en una rotación alrededor de su eje con una velocidad angular ω_w y un desplazamiento lineal a la velocidad de avance v_f . En el modelo se considerará que la fuente de calor posee el mismo movimiento que la pieza encontrándose ésta en reposo.

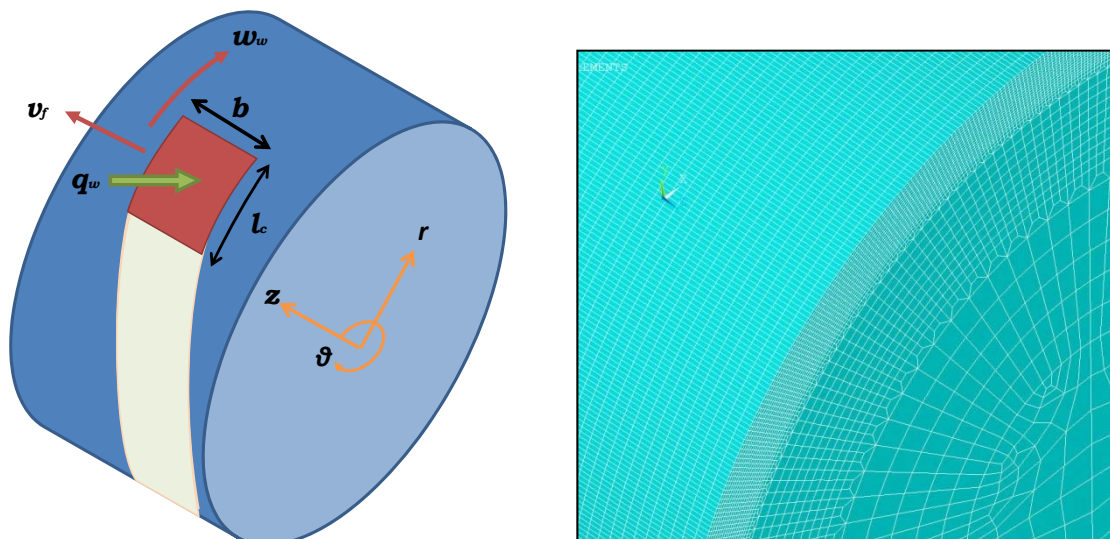


Figura 1. Esquema y mallado del modelo cilíndrico 3D para rectificado en *“traverse”*

El movimiento de la fuente de calor se ha referido al sistema de coordenadas cilíndricas definido en la figura. Dicho movimiento se ha discretizado de manera que en cada paso la fuente de calor avanza una magnitud Δz en la dirección axial y su posición angular se incrementa $\Delta\theta$.

$$\Delta z = v_f \cdot \Delta t \quad (4)$$

Siendo Δt el tiempo necesario para que la fuente se mueva un ángulo igual a $\Delta\theta$.

$$\Delta t = \frac{\Delta\theta}{\omega_w} \quad (5)$$

Por otro lado, la distribución del calor sobre la superficie de contacto está directamente relacionada con el espesor de viruta [17,18]. A pesar de que las temperaturas máximas obtenidas con ambas distribuciones son similares, existen diferencias en la forma de éstas y en la posición de sus máximos en la zona de contacto.

La estimación de la temperatura máxima en la superficie resulta interesante para predecir si se producirán quemados en la pieza y son muchos los trabajos en los que se considera una distribución uniforme del calor con este objetivo [12,15,16].

Sin embargo, si se desea estudiar las tensiones residuales en la pieza tras en mecanizado (debidas a las deformaciones termo-plásticas) o los posibles cambios de fase producidos en el material es imprescindible predecir correctamente la evolución de la temperatura a lo largo del tiempo. Para ello, la modelización de la fuente de calor mediante una distribución triangular se ha comprobado que resulta más adecuada [7,8,13,17].

3. Comparación de los resultados de un modelo plano 2D y un modelo cilíndrico 3D

En un trabajo anterior [19], se desarrolló un modelo para rectificado plano convencional. Para la validación de éste modelo se llevaron a cabo varios ensayos de rectificado plano en AISID2, y se obtuvieron las fuerzas de rectificado (mediante una mesa dinamométrica Kistler 9257) y las temperaturas a distintas profundidades bajo la superficie de la pieza (mediante termopares embebidos en la pieza).

Sin embargo, debido a la compleja cinemática del proceso de rectificado cilíndrico, la validación de un modelo cilíndrico 3D mediante un procedimiento similar resulta compleja. En rectificado cilíndrico, la velocidad de avance (v_f) es muy inferior a la periférica de la pieza (v_w) y la longitud de la zona de contacto en rectificado cilíndrico (l_c) muy pequeña comparada con el perímetro de la pieza. Por ello, se han comparado los resultados obtenidos con el modelo 2D para rectificado plano con los del modelo de rectificado cilíndrico teniendo en cuenta, por un lado, las mismas dimensiones para la zona de contacto y la misma cantidad de calor evacuada hacia la pieza. Por otro lado, se ha considerado la velocidad periférica de la pieza igual a la de avance de la mesa en rectificado plano.

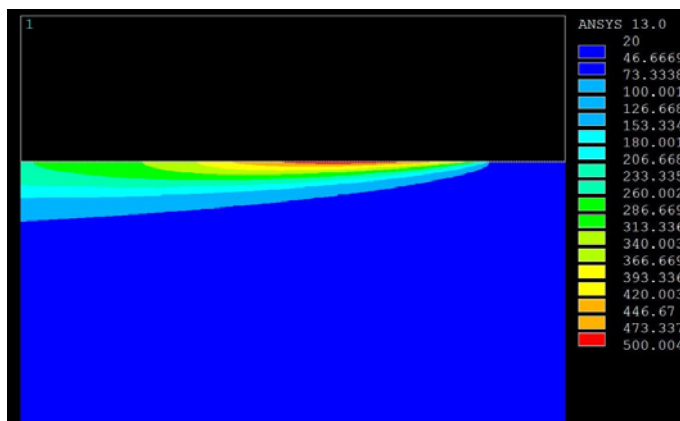


Figura 2: Distribución de temperaturas en el modelo 2D de rectificado plano convencional

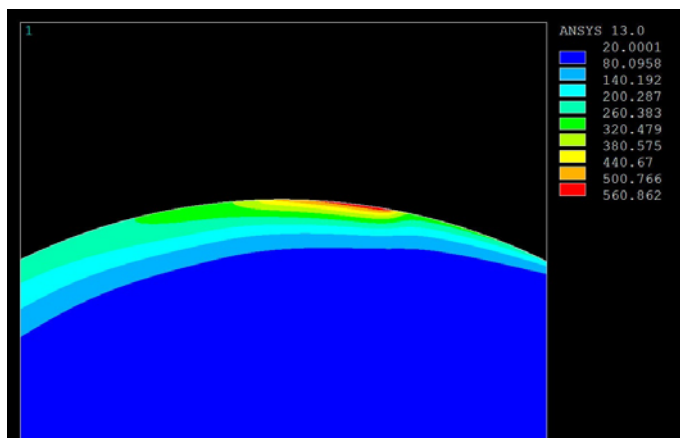


Figura 3: Distribución de temperaturas en el modelo 3D en la sección perpendicular al eje z donde tenemos la máxima temperatura

En la figura 4 se muestran las distribuciones de temperatura en la superficie de la pieza para un ensayo con una velocidad periférica de muela de 35m/s, una velocidad de avance de la mesa de 6m/min y una profundidad de pasada de 0,50mm. En ambos modelos la distribución de la fuente de calor se consideró triangular y, para el modelo cilíndrico, se modelizó una pieza de 40mm de diámetro y 21 mm de longitud.

Si el modelo plano es válido en este caso, también ha de serlo para piezas de una curvatura menor.

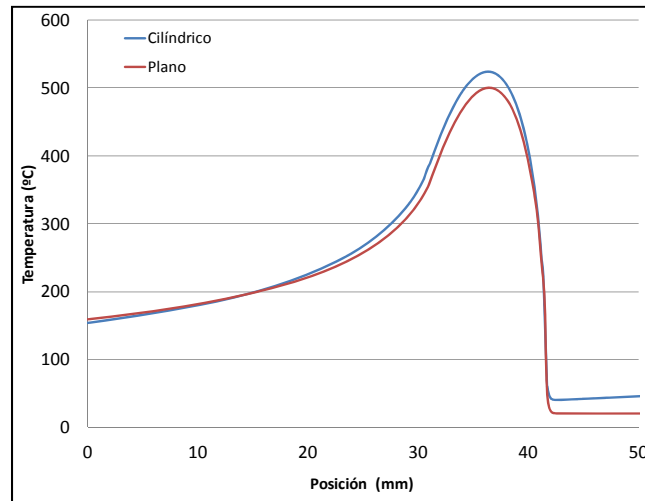


Figura 4: distribuciones de temperaturas en la superficie de la pieza

A pesar de que ambas distribuciones son muy similares (con una diferencia en temperaturas máximas en torno al 5%), en el modelo cilíndrico la temperatura máxima es unos 20°C superior a la del modelo plano. Este efecto se debe a que en el modelo cilíndrico se tiene en cuenta el calentamiento de la pieza a lo largo de las sucesivas pasadas alrededor de ésta.

Asimismo, podemos concluir que para rectificado cilíndrico convencional podemos utilizar un modelo plano 2D (cuya resolución presenta un coste computacional mucho menor), que ya ha sido validado anteriormente con pruebas de rectificado plano, para predecir las distribuciones de temperatura en la pieza. Sin embargo, ha de tenerse en cuenta que si la velocidad de giro de la pieza fuera del mismo orden de magnitud que la de avance, sería necesario recurrir al modelo de elementos finitos en tres dimensiones.

4. INFLUENCIA DE LA DISTRIBUCIÓN DE LA FUENTE DE CALOR

En rectificado plano se ha comprobado que una distribución de calor triangular resulta más adecuada para predecir la distribución de temperatura en la pieza. Sin embargo, hasta el momento, no se han comparado las distribuciones obtenidas con una fuente uniforme y con una triangular en rectificado cilíndrico.

En la figura 5 se observan las distribuciones de calor en la superficie de la pieza y a cien micras de profundidad bajo la superficie con las condiciones de rectificado consideradas en el apartado anterior y con distintas distribuciones de la fuente de calor. Tanto en la superficie como a 100 micras de profundidad la diferencia entre los máximos de las distribuciones de temperatura se encuentran en torno al 4%.

A pesar de que la temperatura máxima es prácticamente igual, tal y como ocurre para los modelos de rectificado plano [11], las distribuciones de temperatura resultan ser muy diferentes. Por lo tanto, al igual que en rectificado plano convencional, ha de tenerse en cuenta el objetivo perseguido a la hora de decidir qué tipo de distribución de calor utilizar.

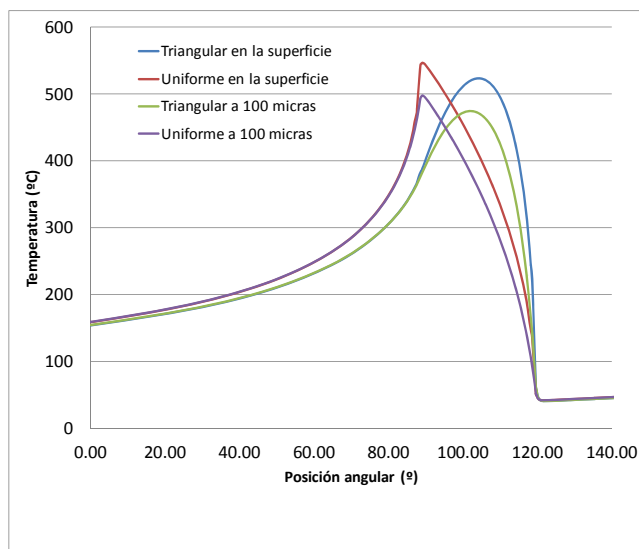


Figura 5: distribuciones de temperaturas en la superficie de la pieza para las distintas fuentes de calor

5. CONCLUSIONES

El control del daño térmico en piezas rectificadas y la selección de parámetros de mecanizado pueden optimizarse mediante la modelización del proceso de rectificado. En este trabajo, se ha desarrollado un modelo térmico para rectificado cilíndrico convencional en “traverse” teniendo en cuenta la cinemática del proceso y la energía puesta en juego en éste. Tras la comparación de las distribuciones de temperatura en la superficie de la pieza con las de un modelo de rectificado plano convencional 2D desarrollado en un trabajo anterior se han obtenido las siguientes conclusiones:

- Las distribuciones de temperatura en la superficie de la pieza son muy similares, presentando una diferencia en sus temperaturas máximas en torno al 5%.
- El proceso de rectificado cilíndrico convencional en “traverse” puede modelizarse como un proceso de rectificado plano con velocidad de avance de mesa igual a la de giro de la pieza rectificada.
- Al igual que en rectificado plano, las distribuciones de temperaturas obtenidas al utilizar una distribución uniforme o triangular del calor evacuado hacia la pieza son muy diferentes. Sin embargo, la diferencia en sus temperaturas máximas es del 4,1%.

6. AGRADECIMIENTOS

Se agradece la contribución del Ministerio de Ciencia e Innovación (MICINN) por la subvención del Proyecto de Investigación “Integración de modelos numéricos y técnicas experimentales para el aumento del valor añadido en el rectificado de componentes de precisión” de código DPI-2010-21652-C02-00.

7. REFERENCIAS

- [1] R. Snoeys, K. U. Leuven, M. Maris, N. F. Wo, J. Peters, *Thermally induced damage in grinding*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, vol. 27, n° 2, 571-581, (1978).
- [2] H. S. Carslaw, J.C. Jaeger, *Conduction of heat in solids*, Oxford University Press, Oxford, U.K.(1959).
- [3] S. Malkin, R. B. Anderson, *Thermal aspects of grinding. Part 1: Energy partition*, Journal of Engineering for Industry, 1177- 1183, (1974).
- [4] S. Malkin., *Thermal aspects of grinding. Part 2- Surface temperatures and workpiece burn*, Journal of Engineering for Industry, 1184-1191, (1974).
- [5] W. B. Rowe. *Thermal analysis of high efficiency deep grinding*”, Int. J. Mach. Tools Manuf., vol 41, 1-19, (2001).

- [6] W. B. Rowe, T. Jin. *Temperatures in High Efficiency Deep Grinding*, CIRP Ann-Manuf. Technol, vol. 50/1, 205-208, (2001).
- [7] D. Anderson, A. Warkentin, R. Bauer, *Experimental validation of numerical thermal models for dry grinding*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 204, 269-278, (2008).
- [8] A. Brosse, P. Naisson, H. Hamdi, J.M. Bergheau, *Temperature measurement and heat flux characterization in grinding using thermography*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 201, 590-595, (2008).
- [9] A. Brosse, P. Naisson, J.M. Bergheau, *Residual stresses prediction with a new thermo mechanical simulation of grinding*, Int. J. Mater Form, 1319-1322, (2008).
- [10] M. Mahdi, L. Zhang, *Applied mechanics in grinding-v. stresses thermal residual stresses*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 37, no. 5, 619-633, (1997).
- [11] P.N. Moulik, H.T.Y. Yang, S. Chandrasekar, *Simulation of thermal stresses due to grinding*, International Journal of Mechanical Sciences, vol. 43, 831-851, (2001).
- [12] X.X. Yu, W.S. Lau, *A finite-element analysis of residual stress in stretch grinding*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 94, 13-22, (1999).
- [13] M. Mahdi, L. C. Zhang, *Residual stresses in ground components caused by coupled thermal and mechanical plastic deformation*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 95, no. 1-3, 238-245, (1999).
- [14] T. Nguyen, L. C. Zhang, *Realisation of grinding-hardening in workpieces of curved surfaces-Part 1: Plunge cylindrical grinding*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 51, n°. 4, 309-319, (2011).
- [15] T. Nguyen, L. C. Zhang, D. Sun, *Heat Transfer in Grinding-Hardening of a Cylindrical Component*, The 14th International Symposium of Advances in Abrasive Technology, (2011).
- [16] T. Nguyen and L. C. Zhang, *Prediction of the Hardened Layer in Traverse Cylindrical Grinding-Hardening*, Materials Science Forum, 697-698, 13-18, (Septiembre 2012).
- [17] I.D. Marinescu, W.B. Rowe, B. Dimitrov, I. Inasaki, *Tribology of Abrasive Machining Processes*, William Andrew Publishing, New York. (2004).
- [18] M.F. Zäh, E. Brinksmeier, C. Heinzl, J.-W. Huntemann, and T. Föckerer, *Experimental and numerical identification of process parameters of grind-hardening and resulting part distortions*, Production Engineering, vol. 3, 271-279, (2009).
- [19] N. Ortega, I. Pombo, U. Alonso, B. Izquierdo, S. Plaza, *Analysis of material removal in FEM thermal models for grinding*, MESIC 2011, Cadiz, España, (2011).