



Solución de la ecuación de energía para la determinación de los campos de temperaturas en el corte ortogonal

Melchor Rodríguez

João Batista

Septiembre del 2001

Resumen / Abstract

La ecuación de energía fue resuelta para computar el campo de temperatura resultante de la deformación plástica y la interacción entre la herramienta y la pieza. Esta ecuación incluye las condiciones de dispersión asociadas con el trabajo mecánico. Se presenta un modelo de elementos finitos del proceso de corte ortogonal con un acoplamiento termo-elástico-plástico del comportamiento material sometido a grandes deformaciones y basado en una formulación actualizada de Lagrangian. Es asumida una condición de estado plano de deformación y que la tensión de fluencia del material es una función de la deformación, de la razón de deformación, del endurecimiento por deformación y de la temperatura. El problema es formulado y discretizado, y las ecuaciones resultantes resueltas con el método de los elementos finitos. Como una aplicación el campo de temperatura es calculado para el caso del maquinado de un acero AISI 1020.

Palabras clave: ecuación de la energía, corte ortogonal, campo de temperatura, método de elemento finito

In this paper the energy equation was solved to compute the temperature field resulting from the plastic strain and the interaction between tool and workpiece. This equation included the dissipation terms associated with mechanical work. It's presented a finite element modeling of the orthogonal metal cutting processes with a coupled model for thermo-elastic-plastic materials under large deformation based on update Lagrangian formulation. It is assumed plane strain conditions and that flow stress is function of strain, strain rate, work hardening and temperature. The problem is formulated, discretized and the resulting equations solved with the finite element method. As an application the temperature field is computed for the case of machining AISI 1020.

Key words: energy equation, orthogonal cutting, temperature field, finite element method

INTRODUCCIÓN

En la última mitad del siglo pasado, una cantidad significativa de trabajos fueron dedicados a la comprensión y modelación de los procesos de corte. A partir de los años cuarenta, muchos esfuerzos fueron dedicados a conseguir una vinculación entre el conocimiento empírico y el de la modelación teórica en este campo. Tales esfuerzos empezaron con Piispanen¹ en 1948 y Merchant² en 1945 y se concentraron en explicar los mecanismos de formación de la viruta.

Desde comienzos del pasado siglo muchos de los trabajos en el aspecto térmico del maquinado han sido principalmente experimentales. En los finales de los años 1930 y mediados de 1940, Rosenthal,³ Block⁴ y Jaeger⁵ hicieron las principales contribuciones relacionadas con los problemas de la fuente de generación del calor en movimiento, que constituyeron la base para muchas de las investigaciones analíticas sobre las temperaturas generadas en el maquinado. Los trabajos analíticos más importantes relacionados

con este tema se debieron a Hahn⁶ en 1951, Trigger y Chao⁷ en 1951, Chao y Trigger⁸ en 1953, y Loewen y Shaw⁹ en 1954 y Boothroyd¹⁰ en 1963.

A finales de la década de 1970, gracias al desarrollo de las computadoras, comienza la aplicación del método del elemento finito en la solución de los problemas relacionados con el proceso de corte y en especial con los problemas térmicos. Muchos trabajos han aplicado el método de los elementos finitos en la solución de los problemas térmicos del proceso de corte, siendo los mas importantes los desarrollados por Tay & Stevenson¹¹ en 1976, Stevenson, Wright & Chow¹² 1983, Muraka¹³ en 1979. Usui & Shirakashi¹⁴ en 1982. En los últimos años los principales trabajos han sido publicados por Lin¹⁵⁻¹⁷ y Obikawa y Usui.¹⁸

FORMULACIÓN

Las principales fuentes de generación de calor en el proceso de corte, son la deformación plástica del material de la pieza y la fricción entre las superficies de contacto de la viruta y la herramienta. La disipación de este calor depende de las propiedades de conducción térmica del material de la pieza y de la herramienta. Adicionalmente, el tamaño del área de la zona de corte determina el calor perdido por radiación y por convección.

En un proceso de corte sin el empleo de líquidos refrigerantes, la masa de aire en contacto con la zona de corte es insuficiente para evacuar gran cantidad de calor, por lo que no será considerada la conducción de calor por convección, siendo el análisis similar para la radiación. Por otro lado, la viruta se desliza a través de la superficie de ataque de la herramienta a altas velocidades, por lo que la misma evacua una cantidad significativa de calor hacia el exterior; por esta razón, el calor generado por deformación plástica en la zona del plano de cizallamiento no tiene una marcada influencia en las temperaturas de la herramienta, siendo estas gobernadas por la generación de calor producido por la fricción entre las superficies en contacto y por la zona secundaria de deformación.

Es conocido que en la superficie de contacto herramienta-viruta existen dos zonas: una de adherencia y otra de deslizamiento. En la zona de adherencia se presenta una intensa deformación plástica y no hay movimiento relativo entre la viruta y la herramienta, por lo que se facilitan las condiciones de conducción, transmitiéndose hacia la herramienta parte del calor generado por deformación plástica cerca

del filo de la misma, provocando un aumento de la temperatura.

El programa de elementos finitos ABAQUS¹⁹ tiene la opción *inelastic heat traction*, que permite la introducción de un factor que define la proporción de energía de deformación plástica convertida en calor.

El modelo asume que la deformación plástica da lugar a un flujo de calor por unidad de volumen de:

$$Q^{pl} = \eta \cdot \sigma : \epsilon^{pl} \quad \dots(1)$$

La variación en las temperaturas, inducida por las deformaciones plásticas en un intervalo de tiempo Δt , está dada por la ecuación:

$$\Delta \theta = \frac{\sigma \cdot \epsilon \cdot \eta \cdot \Delta t}{Jc\rho \cdot 100} \quad \dots (2)$$

donde:

J: Factor de equivalencia térmica del calor.

η : Porción de energía de deformación plástica que se transforma en calor.

c : calor específico.

ρ : Densidad del material.

La otra fuente de generación de calor en el proceso de corte, es producto de la fricción entre las superficies de la viruta y la herramienta. En ABAQUS,¹⁹ puede ser usada la opción *Gap heat generation*, para introducir el factor η_f , que define la generación de calor causada por la disipación mecánica, asociada al deslizamiento relativo entre dos superficies en contacto con fricción. Esta generación de calor es acoplada a la producida por la deformación de los cuerpos en contacto. En este caso se asume que el calor es transferido instantáneamente a los dos cuerpos en contacto.

La ecuación de generación de calor en la zona de contacto es dada por:

$$Q^f = \frac{\tau_f u_y A_f \Delta t}{J} \quad \dots (3)$$

donde:

A_f : Área de la superficie de fricción en el contacto herramienta-viruta.

τ_f : Tensión de fricción.

U_y : Componente de la velocidad tangencial de la viruta.

El calor generado en la superficie de contacto es distribuido entre la herramienta y la pieza, mediante una relación a_p/a_F , de forma tal, que sea satisfecha la siguiente ecuación:

$$\Delta\theta_{fP} = \frac{\alpha_P}{\alpha_P + \alpha_F} \cdot \frac{1}{c_P \rho_P V_{aP}} Q_f \quad \dots(4)$$

$$\Delta\theta_{fF} = \frac{\alpha_F}{\alpha_P + \alpha_F} \cdot \frac{1}{c_F \rho_F V_{aF}} Q_f \quad \dots(5)$$

donde:

$$\alpha_P = \sqrt{\frac{k_P}{\rho_P c_P}} \quad \dots(6)$$

$$\alpha_F = \sqrt{\frac{k_F}{\rho_F c_F}} \quad \dots(7)$$

Los subíndices p y F , indican la pieza y la herramienta respectivamente.

Δq_{fP} : Incremento de la temperatura en la pieza, producido por la fricción en la superficie de contacto herramienta-viruta.

Δq_{fF} : Incremento de la temperatura en la herramienta, producido por la fricción en la superficie de contacto herramienta-viruta.

V_{aP} : Volumen de un elemento en la superficie de contacto de la pieza.

V_{aF} : Volumen de un elemento en la superficie de contacto de la herramienta.

k : Coeficiente de conductividad térmica del calor.

SOLUCIÓN NUMÉRICA DE LOS CAMPOS DE TEMPERATURA

En orden de computar los campos de temperatura requeridos, tiene que ser resuelta la ecuación de energía:

$$\int_{V_{t+\Delta t}} \rho \dot{U} dV = \int_{V_{t+\Delta t}} \eta \dot{W}_p dV + \int_{S_{t+\Delta t}^{csl}} \dot{W}_f dS + \int_{S_{t+\Delta t}^q} q \cdot n dS \quad \dots(8)$$

donde:

q : flujo de calor, aquí gobernado por la ley de Fourier.

La anterior expresión incluye la generación de calor. Esta ocurre en dos formas diferentes: en los elementos con deformación plástica y en la superficie de contacto herramienta-viruta, donde una alta fricción tiene lugar. La novedad en este trabajo consiste en el hecho de que la fuente de calor, causada por deformación plástica, no se ubica únicamente en la zona del ángulo del plano de cizallamiento, sino que se generaliza a todos los elementos con deformación plástica.

Aplicando una aproximación normal de Galerkin, la ecuación (8) puede ser discretizada para obtener:

$$\begin{aligned} \int_{V_{t+\Delta t}} \delta\theta \rho \dot{U} dV + \int_{V_{t+\Delta t}} \frac{\partial \delta\theta}{\partial x} k \frac{\partial \theta}{\partial x} dV &= \\ = \int_{V_{t+\Delta t}} \delta\theta \eta \sigma \dot{\epsilon}^p dV + \int_{S_{t+\Delta t}^{csl}} \delta\theta \mu \tau_f \cdot u dS + \int_{S_{t+\Delta t}^q} \delta\theta q_n dS \end{aligned} \quad \dots(9)$$

donde $\delta\theta$ es un campo variacional arbitrario, que satisface las condiciones de fronteras esenciales. En orden de reflejar geoméricamente el cuerpo, una interpolación con elementos finitos es realizada (usando la misma malla del problema mecánico), de forma tal, que las temperaturas sean interpoladas por:

$$\theta = N\Theta; \quad \delta\theta = N\delta\Theta \quad \dots(10)$$

donde $N(x)$ es una función de interpolación para las temperaturas, y Θ son las temperaturas nodales. La función N es en general compuesta de polinomiales. Asumiendo que el campo variacional puede ser interpolado por la misma función, que lleva al sistema:

$$\begin{aligned} F(N) = \int_{V_{t+\Delta t}} N^T \rho c \dot{\theta} dV + \int_{V_{t+\Delta t}} \frac{\partial N}{\partial x} k \frac{\partial \theta}{\partial x} dV - \int_{V_{t+\Delta t}} N^T \eta \dot{W}_p dV - \\ - \int_{S_{t+\Delta t}^{csl}} N^T \dot{W}_f dS - \int_{S_{t+\Delta t}^q} N^T q_n dS \end{aligned} \quad \dots(11)$$

el cual suma cero para cualquier posible solución.

Para resolver el sistema anterior, se puede considerar que en cada incremento de tiempo, un incremento de temperatura tiene lugar entre las dos configuraciones, todos los otros parámetros permanecen fijos, con el calor disipado instantáneamente al final del intervalo.

$$\int_{V_{t+\Delta t}} N^T \rho \partial(c\dot{\theta}) dV + \int_{V_{t+\Delta t}} \frac{\partial N^T}{\partial x} \partial(k \frac{\partial \theta}{\partial x}) dV - \int_{V_{t+\Delta t}} N^T \eta \partial \dot{W}_p dV - \int_{S_{t+\Delta t}^{cs}} N^T \partial \dot{W}_f dV - \int_{S_{t+\Delta t}^q} N^T \partial q_n dS = 0 \quad \dots(12)$$

definiéndose las matrices:

$$K_k = \int_{V_{t+\Delta t}} B^T k B dV \quad B = \frac{\partial N}{\partial x} \quad \dots(13)$$

$$K_c = \int_{S_{t+\Delta t}^q} N^T h N dS \quad \dots(14)$$

$$K_r = \int_{S_{t+\Delta t}^q} N^T (4A\theta^3) N dS \quad \dots(15)$$

$$C = \int_{V_{tt}} \rho c N^T N dV \quad \dots(16)$$

y los vectores:

$$\partial Q_p = \int_{V_{t+\Delta t}} N^T \eta \partial \dot{W}_p dV \quad \dots(17)$$

$$\partial Q_f = \int_{S_{t+\Delta t}^{cs}} N^T \partial \dot{W}_f dS \quad \dots(18)$$

$$\partial Q_k = - \int_{V_{t+\Delta t}} B^T \partial k \frac{\partial \theta}{\partial x} dV + \int_{S_{t+\Delta t}^q} N^T \partial q_n^k dS \quad \dots(19)$$

$$\partial Q_r = \int_{S_{t+\Delta t}^q} N^T \partial A(\theta^4 - \theta_r^4) dS \quad \dots(20)$$

$$\partial Q_c = \int_{S_{t+\Delta t}^q} N^T \partial h(\theta - \theta_c) dS \quad \dots(21)$$

$$\partial Q_u = \int_{S_{t+\Delta t}^q} N^T \rho \partial c \dot{\theta} dV \quad \dots(22)$$

para que:

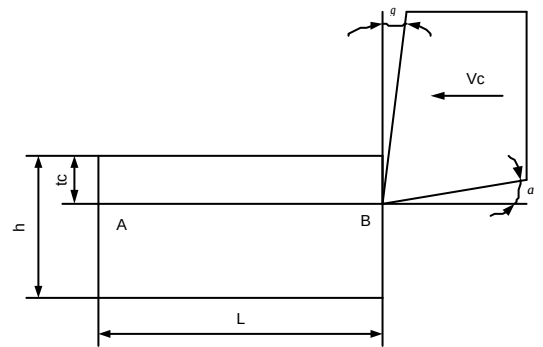
$$C \partial \dot{\theta} + (K_k + K_c + K_r) \partial \theta = \partial Q_p + \partial Q_f + \partial Q_k + \partial Q_c + \partial Q_r + \partial Q_u \quad \dots(23)$$

La ecuación (23) determina la solución para el **problema de transferencia de calor**. Las matrices K y C son determinadas para el problema de calor, en la solución del paso n para el campo de temperatura. La parte de los vectores de cargas, viene de la solución del problema mecánico, mientras los otros vienen de un proceso reiterativo para encontrar la transferencia de calor en la malla de elementos finitos.

MODELO FÍSICO DEL PROCESO DE CORTE ORTOGONAL Y MODELO DE ELEMENTOS FINITOS

El modelo físico del proceso de corte está basado en el corte ortogonal, este modelo se muestra en la figura 1, donde aparecen la pieza que será elaborada y la herramienta de corte. Como tantos otros problemas en la mecánica, este modelo tiene por objetivo considerar el proceso de corte en forma bidimensional, en estado plano de deformaciones, por lo que el ancho de corte debe ser cinco veces mayor que la profundidad de corte.

Tal situación de corte es obtenida bajo las siguientes condiciones: La pieza tiene una longitud de 16 mm,



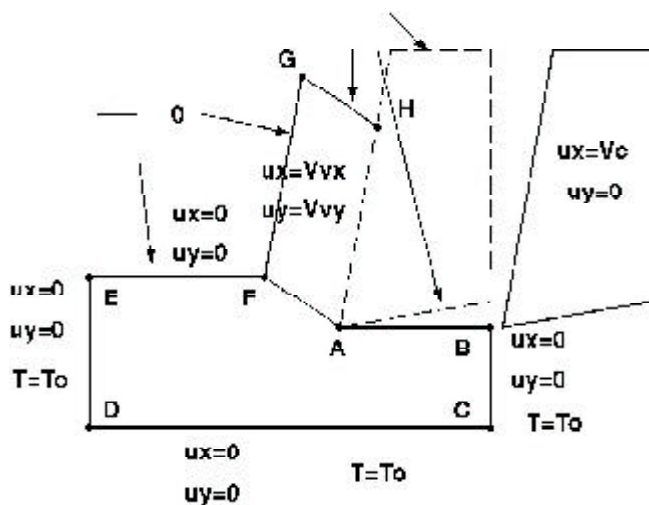
Modelo físico del proceso de corte ortogonal

una altura de 4mm y un ancho de 4mm, el ángulo de incidencia de la herramienta se mantendrá constante $\alpha = 8^\circ$. El ángulo de ataque y la profundidad de corte serán variables, con el objetivo de determinar la influencia de estos valores sobre la temperatura. El material de la pieza es acero AISI 1020 y el de la herramienta acero rápido M35.

MODELO DE ELEMENTOS FINITOS

El modelo de elementos finitos se realiza sobre la base de idealizar el fenómeno físico, para esto se establecen las restricciones necesarias al sistema, así como las condiciones de fronteras y el sistema de carga. Por lo tanto, basado en el esquema del modelo físico, fueron establecidas las condiciones de fronteras para el modelo de elementos finitos, según se muestra en la figura 2.

La disipación de energía térmica es una función de las propiedades de conducción térmica del material de la pieza y de la herramienta. Parte del calor generado es conducido a la viruta, parte a la pieza y otra parte a la herramienta. La viruta, en su trayectoria de salida, transporta parte de este calor hacia el exterior del sistema. Adicionalmente, el área de la zona de corte determina el calor perdido por convección y radiación. El proceso será modelado como corte en seco, por lo que la evacuación de calor por convección será despreciada, por otro lado, como el área de corte es mucho menor, que el medio que la rodea, la radiación también será despreciada, por esta razón, las fronteras externas del sistema serán consideradas adiabáticas.



Condiciones de fronteras del modelo de elementos finitos.

2

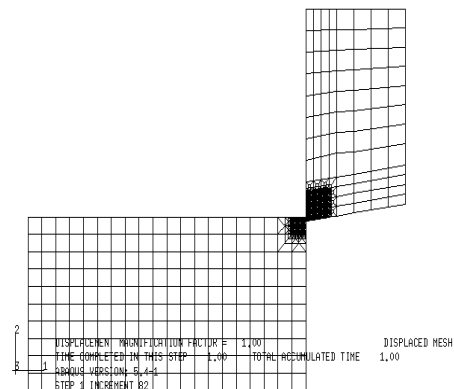
Una novedad introducida en este modelo, radica en el hecho de considerar, que toda la energía de deformación plástica es transformada en calor, al igual que la energía producida por la fricción en la superficie de contacto herramienta-viruta. Por esta razón, será utilizado un acoplamiento termo-mecánico para la solución de la generación de calor, considerando que todos los elementos sometidos a deformación plástica o fricción aportan calor al sistema.

MALLA DE ELEMENTOS FINITOS

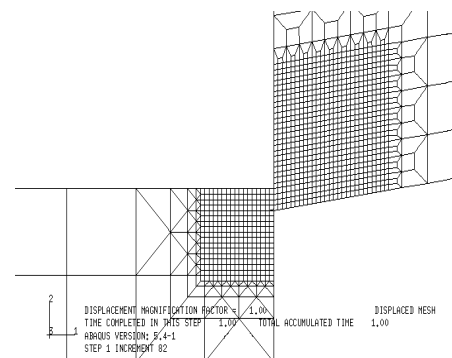
A partir de las condiciones de fronteras impuestas, tanto la pieza como la herramienta de corte son convertidas en una malla de elementos finitos, la cual se muestra en la figura 3 a) y b).

El modelo fue discretizado con un total de 1 600 elementos 2D, tipo CPE4T, de cuatro nodos en la pieza y un total 960 en la herramienta.

El contacto entre la viruta y la herramienta fue



a) Malla de elementos finitos.



b) Detalle de la malla.

3

modelado con 60 elementos de contacto ISL21T, en la superficie de la viruta y con una línea de deslizamiento a lo largo de la superficie de ataque de la herramienta.

En el modelo de elementos finitos, la herramienta en su estado inicial está separada de la pieza; el primer paso del modelo es dar un desplazamiento a la herramienta, de forma tal, que se establezca el contacto con la pieza. En pasos sucesivos, la herramienta se desplaza modelándose la formación de la viruta, esto permite determinar las deformaciones plásticas en la zona de corte y las condiciones de contacto en la superficie de contacto herramienta-viruta de calcular los campos de temperatura en el proceso.

RESULTADOS DEL MODELO DE ELEMENTOS FINITOS

Como se explicó anteriormente, para el cálculo de las temperaturas en el proceso de corte ortogonal fue empleado el método de los elementos finitos. En este caso, se utilizó un acoplamiento total termomecánico, asumiendo dos fuentes de generación de calor: una producto de las deformaciones plásticas en todos los elementos del cuerpo discretizado, donde existan deformaciones plásticas durante la solución del fenómeno mecánico y la segunda en todos los elementos de la superficie de contacto donde existan tensiones de fricción y velocidades relativas, también determinadas en la parte mecánica del modelo.

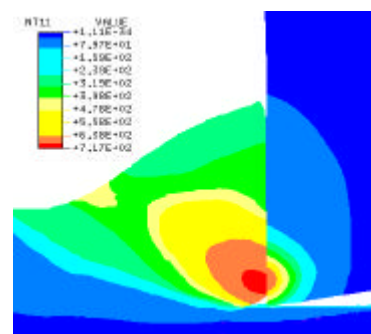
Una vez establecidas estas fuentes de generación de calor, se emplea la aproximación de Galerkin, para la discretización de la ecuación general de energía, que incluye el flujo de calor y soluciona los problemas de transferencia de calor en cada paso del programa. Esta solución constituye una novedad en este trabajo, pues en los modelos de elementos finitos para el cálculo de temperaturas en procesos de corte ortogonal, que aparecen en la literatura consultada, la fuente de generación de calor por deformación plástica se ubica en la zona del plano de corte, tal como aparece en los trabajos de Lin,¹⁵ Ceretti,²⁰ Marinov,²¹ Gillibrand,²² y Ostafiev.²³

En el modelo fueron calculadas las temperaturas, para las cuatro variantes del proceso de corte ortogonal, los resultados del cálculo de temperaturas aparecen en la figura 4a), b), c) y d). Puede verse en las anteriores figuras, que la distribución de temperaturas en la pieza y la viruta están gobernadas por la fuente de calor producida por las deformaciones plásticas.

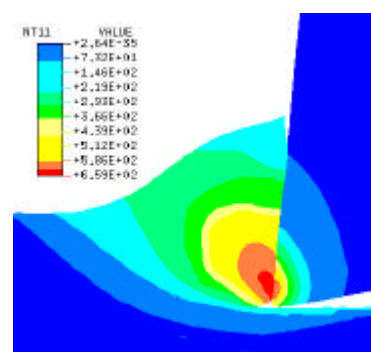
En la herramienta de corte, la distribución de temperaturas está dada por la fuente de calor, producida por la fricción en la superficie de contacto herramienta-viruta, y por la conducción del calor en la zona de adherencia próxima al filo de corte. Por esta razón, en todos los casos, la temperatura de la herramienta es máxima, a una determinada distancia del filo de corte, la cual está dada por el tamaño de la zona de adherencia, donde tiene lugar una zona de intensas deformaciones, y la conducción del calor ocurre con más facilidad.

Si se comparan la figura 4 a) y c) con la figura 4 b) y d), se aprecia que, para igual valor de profundidad de corte, en la medida que aumenta el ángulo de ataque de la herramienta, el valor de las temperaturas máximas y la zona de distribución de las mismas, en la viruta y la pieza, disminuyen. Por otro lado, para igual ángulo de ataque de la herramienta, el aumento de la profundidad de corte provoca aumentos en los valores de temperatura máxima.

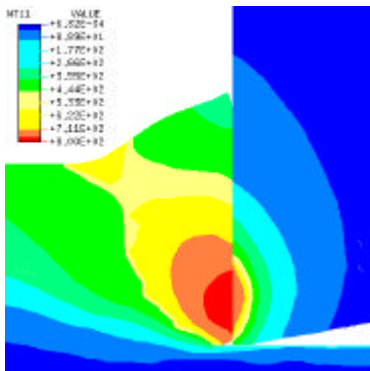
En el proceso de corte ortogonal, el flujo de calor se estabiliza aproximadamente a los 30 s, por lo que la herramienta actúa como un acumulador de calor, por esta razón, en procesos de corte reales, esta llega a tener una temperatura superior a la de la viruta y la pieza.



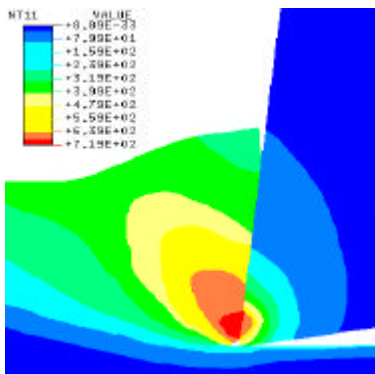
a) Temperaturas.
tc=0,2 mm, $\gamma = 0^\circ$



b) Temperaturas.
tc=0,2 mm, $\gamma = 10^\circ$



c) Temperaturas.
tc=0,4 mm, g = 0°



d) Temperaturas.
tc=0,4 mm, g = 10°

4

Los resultados del modelo de elementos finitos fueron comparados con los resultados experimentales de Chen,²⁴ durante el torneado de un acero AISI 1020, con una herramienta de acero rápido MZ 100, observándose un error de un 2 %.

CONCLUSIONES

En el trabajo se realizó un modelo de elementos finitos de un proceso de corte ortogonal con acoplamiento termomecánico para el cálculo de las temperaturas a partir de las fuentes de energía interna. Los resultados obtenidos permiten pronosticar las temperaturas en la zona de corte y en la herramienta sin la necesidad de realizar experimentos. Estos resultados han sido comparados con experimentos que aparecen en la literatura consultada con resultados satisfactorios.

REFERENCIAS

1. Piispanen, V.: *Tekmillinen Tikakanslehti*, Vol. 27, p. 315, 1937.
2. Merchant, M. E.: "Mechanic of Metal Cutting Process", *Journal of Applied Physics*, Vol.16, pp. 267-318, 1945.

3. Rosenthal, D.: *The Theory of Moving Sources of Heat and its Application to Metal Treatments*, Transactions of ASME, pp. 849-866, 1946.
4. Blok, H.: "Theoretical Study of Temperature Rise at Surfaces of Actual Contact Under Oiliness Lubricating Conditions", *Proceedings of General Discussion on Lubrication and Lubricants*, pp. 22-235, Institute of Mechanical Engineers, London, 1938.
5. Jaeger, J. C.: "Moving Sources of Heat and the Temperature at Sliding contacts", *Proceedings Royal Society of NSW*, pp. 203-224, 1942.
6. Hahn, R. S.: "On the Temperature Developed at the Shear Plane in the Metal Cutting Process", *Proceedings of First U.S. National Congress of Applied Mechanics*, pp. 661-666, 1951.
7. Trigger, K. J. and B. T. Chao: *An Analytical Evaluation of Metal Cutting Temperature*, Transactions of ASME, Vol. 73, pp. 57-68, 1951.
8. Chao, B. T. and K. J. Trigger: *The Significance of Thermal Number in Metal Machining*, Transactions of ASME, Vol. 75, pp. 109-120, 1953.
9. Loewen, E. G. and M. C. Shaw: *On the Analysis of Cutting Tool Temperatures*, Vol. 71, pp. 217-231, Transactions of ASME, 1954.
10. Boothroyd, G.: "Temperatures in Orthogonal Metal Cutting", *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers (Lon)*, Vol. 29, pp. 789-810, 1963.
11. Tay, A. O. and M. G. Stevenson: "A Numerical Method for Calculating Temperature Distribution in Machining from Force and Shear Angle Measurements", *Int. Journal. Mech. Tool Des. and Research*, Vol. 16, pp. 335-349, 1976.
12. Stevenson, M. G.; P. K. Wright and J. G. Chow: "Further Developments in Applying the Finite Element Method to the Calculation of the Temperature Distribution in Machining and Comparisons with the Experiment", *Journal of Eng. For Ind*, Vol. 105, pp. 149-154, 1983.
13. Muraka, P. D.; G. Barrow and S. Hinduja: *Influence of the Process Variables on the Temperature Distribution in Orthogonal Machining Using the Finite Element Method*, *Int. J. Mech. Sci*, Vol. 21, pp. 445-456, 1979.
14. Usui, E. and T. Shirakashi: *Mechanics of Machining -From Descriptive to Predictive Theory. On the Art of Cutting Metals, 75 Years Lather*, ASME. Publication PED, Vol. 17, pp. 13-35, 1982.
15. Lin, Z. C. and S. Y. Lin.: *A Coupled Finite Element Model of Thermo-Elastic-Plastic Large Deformation for Orthogonal Metal Cutting*, Transaction of the ASME, Vol. 114, pp. 218-226, 1992.

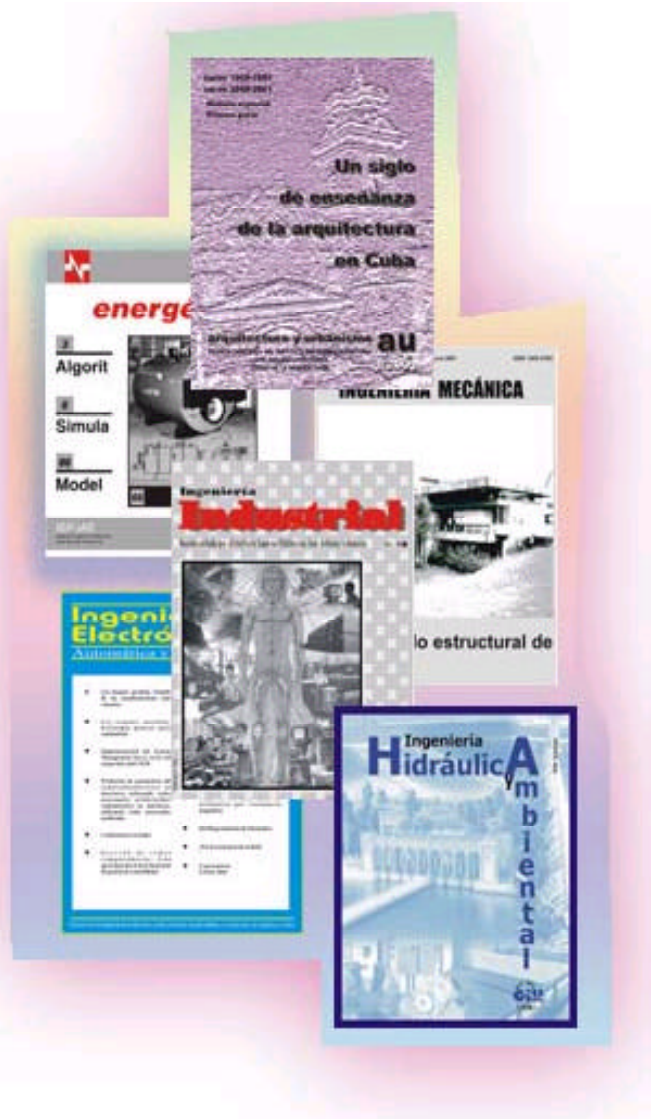
16. Lin, Z. C. and Y. D. Yarnid: "Three-Dimensional Cutting Process Analysis with Different Cutting Velocities", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 70, pp. 22-33, 1997.
17. Lin, Z. C. and S. P. Lo, : "2-D Discontinuous Chip Cutting Model by Using Strain Energy Density Theory and Elastic-Plastic finite Element Method", *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 43, pp. 381-398, 2001.
18. Obikawa, T. and E. Usui: *Computational Machining of Titanium Alloy - Finite Element Modeling and a Few Results*, Transaction of the ASME. Vol.118, pp. 208-215, May, 1996.
19. *ABAQUS Theory Manual. Version 5.4*. Ed. Hibbitt, Karlsson and Sorensen, USA, 1994.
20. Ceretti, E. and P. Fallbhommer: "Aplication of 2D FEM to Chip Formation in Orthogonal Cutting", *Journal of Material Processing Technology*, Vol. 50, pp. 169-180, 1996.
21. Marinov, V. R.: "Hybrid Analytical-Numerical Solution for the Shear Angle Inorthogonal Metal Cutting". Part I - II, *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 43, pp. 399-426, 2001.
22. Gillibrand, D.; S. R. Brodbury and A. Yazdanpanah: "A Simplified Aapproach to Evaluating the Thermal Behavior of Surface Engineered Cutting Tool", *Surface and Coatings Technology*, Vol.82, pp. 344-351, 1996.
23. Ostafiev, V. and A. Kharkevick: "Tool Heat Transfer in Orthogonal Metal Cutting", *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 121, pp. 541-549, Nov., 1999.
24. Chen, W. C. and C. C. Tsao: *Determination of the Temperature Distribution on the Rake Face of Cutting Tools Using a Remote Method*, Int. Comm. Heat Mass Transfer. Vol. 24, No. 2, pp. 161-170, 1997.

AUTORES

Melchor Rodríguez Madrigal
Ingeniero Mecánico, Doctor en Ciencias Técnicas,
Asistente, Facultad de Ingeniería Mecánica,
Departamento de Tecnología de Construcción de
Maquinaria, Instituto Superior Politécnico José Antonio
Echeverría (ISPJAE), Ciudad de La Habana
 e-mail:melchor@mecanica.ispjae.edu.cu

João Batista de Aguiar
Profesor, Doctor, Ingeniero Mecánico, Departamento
de Ingeniería Mecatrônica y Sistemas Mecánicos
Universidade de São Paulo, Brasil
 e-mail:gfbatalha@usp.br

REVISTAS CIENTÍFICAS DEL ISPJAE AHORA EN SU NUEVO FORMATO ELECTRÓNICO



- <http://intranet/ediciones/default.htm>
- www.ispjae.edu.cu/ediciones/default.htm