

VALIDACIÓN EXPERIMENTAL DEL ACOPLAMIENTO TERMO-MECÁNICO EN PROCESOS DE CONFORMADO MASIVO DE METALES

Miguel A. Cavaliere, Gonzalo Gómez, Martin Bühler, Teresa Pérez y Eduardo N. Dvorkin

Centro de Investigación Industrial, FUDETEC
Av. Córdoba 320, CP 1054, Buenos Aires, Argentina
<http://www.fudetec.com.ar>

Palabras Clave: Elementos Finitos, Conformado de Metales, Acoplamiento Termo-Mecánico, Formulación de Flujo, Método de las Pseudo-Concentraciones, Ensayo de compresión en caliente.

Resumen. En anteriores publicaciones los autores han presentado el modelado isotérmico mediante elementos finitos del ensayo de compresión en caliente de probetas cilíndricas de acero. En este trabajo se presenta un modelado del mismo ensayo pero teniendo en cuenta ahora el acoplamiento termo-mecánico. Al igual que en el caso anterior se utiliza la formulación de flujo implementada a través del método de las pseudo-concentraciones. En el modelado se asume simetría de revolución y se representa la fricción entre la probeta y los platos de compresión mediante una ley de fricción constante. Los datos experimentales se obtuvieron utilizando un simulador termo-mecánico Gleeble 3500 en el cual se ensayaron varias probetas del mismo material a diferentes velocidades de deformación. La relación constitutiva empleada tiene en cuenta los mecanismos de aumento de la densidad de dislocaciones por deformación y de recuperación dinámica a través de la aniquilación y reacomodamiento de las dislocaciones. La misma fue obtenida de la bibliografía y algunos de sus coeficientes fueron ajustados numéricamente usando las relaciones tensión-deformación obtenidas de los ensayos. La validación que se presenta consiste en la comparación de las mediciones de temperatura superficial y fuerza resultante de compresión con las correspondientes predicciones numéricas. También se presenta la distribución sobre la probeta de las variables analizadas lo que permite observar la evolución de la heterogeneidad del ensayo y el efecto de la fricción.

1 INTRODUCCIÓN

En este trabajo se presenta una validación experimental del acoplamiento termo-mecánico implementado utilizando el método de las pseudo concentraciones el cual ha sido descrito en otro trabajo también presentado en este encuentro¹. Dicha validación consiste en modelar el ensayo de compresión en caliente de una probeta cilíndrica a los efectos de comparar las predicciones del modelo con las mediciones que se realizan durante el ensayo.

En la figura 1 se presenta una fotografía del simulador termo-mecánico Gleeble 3500^{2,3} utilizado en CINI para la realización del ensayo de compresión en caliente y en la figura 2 se presenta una fotografía en la cual se observa en la parte central la probeta (que inicialmente tiene 15 mm de altura y 10 mm de radio) y las conexiones de la termocupla que registra la evolución durante el ensayo de la temperatura superficial en la zona media de la probeta .



Figura 1: Simulador termo-mecánico Gleeble 3500.

En total, se efectuaron cuatro ensayos en los cuales las probetas (provenientes de un mismo material) fueron calentadas a temperaturas cercanas a los 600 °C mediante efecto Joule. De esos cuatro ensayos, tres se destinaron al ajuste de la relación constitutiva y el cuarto se reservó para la validación del modelo.

A los efectos de mantener constante la velocidad de deformación ($\dot{\epsilon}$) durante los ensayos el movimiento de la maquina es controlado de forma tal que la altura tH de la probeta evoluciona en el tiempo de acuerdo con la siguiente expresión.

$${}^tH = {}^0H e^{-\dot{\epsilon}(t-t_0)}. \quad (1)$$

En condiciones ideales (por ej. ausencia de fricción sobre la probeta) el diámetro de la probeta se mantiene uniforme durante el ensayo y su evolución se calcula a partir de la conservación de

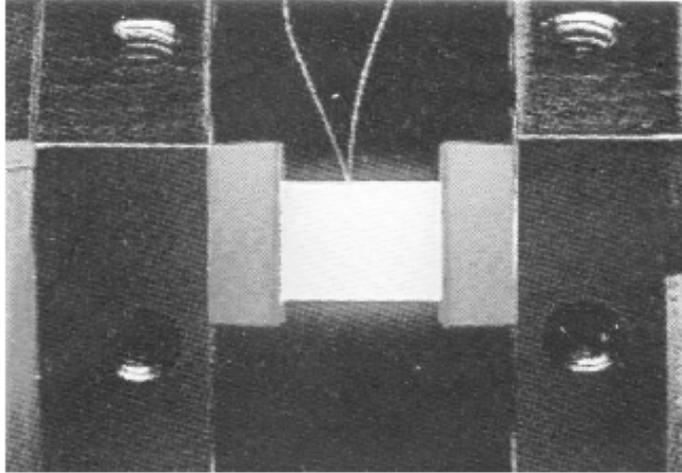


Figura 2: Ensayo de compresión en caliente.

volumen de la siguiente manera

$${}^t D = {}^0 D \sqrt{\frac{{}^0 H}{{}^t H}} = {}^0 D \sqrt{e^{\dot{\varepsilon}(t-t_0)}}, \quad (2)$$

asimismo la deformación es constante en toda la probeta e igual a

$${}^t \varepsilon = \ln\left(\frac{{}^0 H}{{}^t H}\right). \quad (3)$$

En la realidad se observa un efecto de abarrilamiento de las probetas debido fundamentalmente a que la fricción se opone al deslizamiento del material sobre los platos de compresión lo que origina un campo heterogéneo de deformaciones. Sin embargo, en la práctica experimental la resistencia a la deformación del material se estima dividiendo la fuerza de compresión por un área de contacto cuya evolución temporal se calcula utilizando la expresión 2. A partir de los resultados del modelado de este tipo de ensayos en condiciones isotérmicas⁴ hemos observado que la fuerza de compresión no es afectada por la presencia de fricción mientras que la reducción de altura de la probeta no exceda del 40 % (o sea, $\varepsilon^t > 0.9$), lo cual valida el procedimiento experimental cuando las reducciones no son muy grandes. Conclusiones similares se encuentran reportadas en la literatura por otros autores⁵

2 RELACIÓN CONSTITUTIVA

A los efectos de describir el comportamiento del material se utilizaron los datos registrados en tres ensayos efectuados con velocidades de deformación de 10^{-1} s^{-1} , 1 s^{-1} y 10 s^{-1} y se adoptó una relación constitutiva que fue diseñada a partir de un enfoque teórico basado en los mecanismos de aumento de la densidad de dislocaciones por deformación y de recuperación dinámica a través de la aniquilación y acomodamiento de las dislocaciones⁶, cuya expresión es la siguiente:

$$\sigma = \sqrt{\sigma_{ss}^2 - (\sigma_{ss}^2 - \sigma_0^2) e^{-\Omega \varepsilon}} \quad (4)$$

donde:

$\sigma_{ss} = \sigma_{ss}(\dot{\varepsilon}, T)$ es la tensión de saturación que se alcanza en un ensayo de compresión isotérmico en ausencia de ablandamiento por recristalización dinámica,

$\Omega = \Omega(\dot{\varepsilon}, T, \text{microestructura inicial})$ es un coeficiente adimensional que es considerado como una medida de la velocidad de recuperación dinámica y

$\sigma_0 = \sigma_0(T)$ es la tensión de fluencia inicial del material virgen a una cierta temperatura.

La dependencia de σ_{ss} con la temperatura y la velocidad de deformación se modela usando la ley de Sellars-Tegart⁷

$$\dot{\varepsilon} = A [\sinh(\alpha \sigma_{ss})]^n e^{-\frac{Q}{R(T+273)}} \quad (5)$$

la cual puede escribirse, teniendo en cuenta la definición del parámetro Z de Zenner-Hollomon⁷,

$$Z = \dot{\varepsilon} e^{\frac{Q}{R(T+273)}} \quad (6)$$

de la siguiente manera

$$Z = A [\sinh(\alpha \sigma_{ss})]^n \quad (7)$$

donde T es la temperatura en $^{\circ}C$ y $R=8.3144$ J/mol $^{\circ}C$ (constante universal de los gases ideales) mientras que los restantes coeficientes involucrados en la relación constitutiva presentan dependencia con el material.

Empíricamente se observó que era posible simplificar el proceso de ajuste de la relación constitutiva adoptando valores de literatura para algunos de sus coeficientes sin afectar significativamente la calidad del ajuste. Los valores de Q , A , Ω y σ_0 fueron ajustados para el material analizado utilizando el método de cuadrados mínimos a partir de las mediciones de tensión, deformación y temperatura (asumiendo también para esta última variable una distribución homogénea, lo cual constituye una aproximación). Por su parte los coeficientes α y n fueron tomados de la literatura. En la tabla 1 se resumen los valores de los coeficientes empleados en esta validación y además se presentan valores obtenidos de la literatura^{6,8} indicando en esos casos si fueron adoptados o si fueron utilizados como valores de arranque del proceso iterativo de resolución del problema no lineal de ajuste.

Con respecto a Ω en la literatura se presentan ecuaciones empíricas en las cuales se plantean dependencias con el tamaño de grano inicial, la velocidad de deformación y la temperatura, sin embargo como se observa en la figura 3 fue posible obtener un ajuste satisfactorio sin tener en cuenta esas dependencias. El mismo comentario se aplica a la decisión de ajustar un valor constante de σ_0 para el rango de temperaturas del ensayo.

A los efectos de verificar la aplicabilidad de la relación 7 en la figura 4 se grafica el $\ln(\sinh(\alpha \sigma_{ss}))$ en función del $\ln(Z)$. Cada uno de los puntos graficados se obtuvieron a partir de datos medidos en forma simultánea: los valores de σ_{ss} corresponden a las mediciones

Coefficiente	Valor	Valor literatura	Observación
Q	355000 J/mol	325000 J/mol	Arranque
A	$2.04E+11 \text{ s}^{-1}$	$9.21E+10 \text{ s}^{-1}$	Arranque
α	0.012 MPa^{-1}	0.012 MPa^{-1}	Adoptado
n	5.0	5.0	Adoptado
Ω	16.57		
σ_0	205 MPa		

Tabla 1: Parámetros de la relación constitutiva.

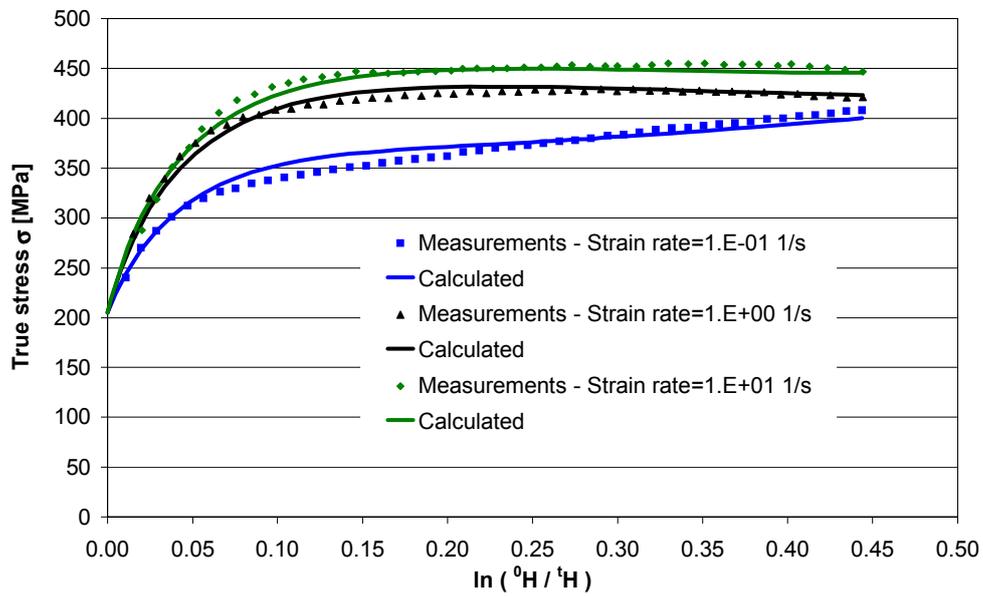


Figura 3: Comparación entre valores experimentales y predicciones calculadas con la relación constitutiva.

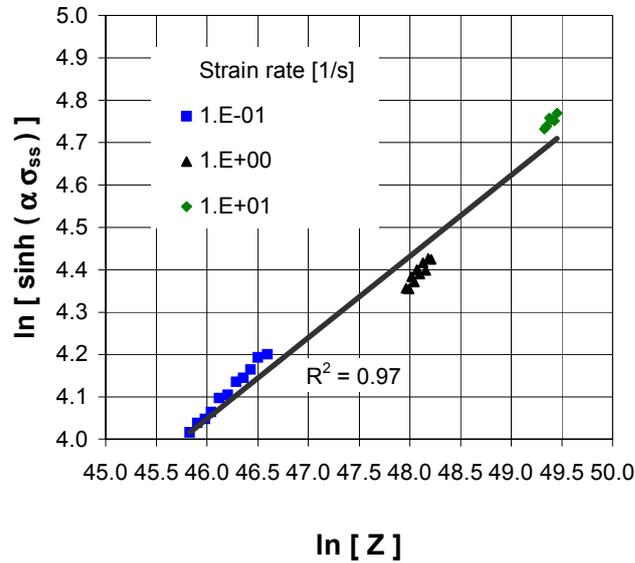


Figura 4: Dependencia de σ_{ss} con la velocidad de deformación y la temperatura.

experimentales de σ para valores de deformación superiores a 0.25 (en las cuales según la expresión 4 el valor de σ difiere del de σ_{ss} en menos del 0.3 %) mientras que los valores de Z fueron calculados a partir de las correspondientes mediciones de temperatura y velocidad de deformación. En dicha figura se verifica que los logaritmos de los datos se correlacionan linealmente y se observan las variaciones de Z para datos correspondientes a un mismo ensayo (o sea igual velocidad de deformación) poniéndose en evidencia las variaciones de temperatura observadas durante cada ensayo.

Finalmente en la figura 5 se grafican las curvas tensión-deformación obtenidas a partir de las ecuaciones 4 y 7 para una temperatura de 600 °C y tres velocidades de deformación distintas.

3 MODELO DE ELEMENTOS FINITOS

A los efectos del modelado se asumen condiciones de axilsimetría en cuyo caso es posible utilizar elementos finitos bidimensionales especialmente formulados para este tipo de condiciones^{9,10}. Además considerando las simetrías geométricas y de cargas se discretiza solamente un cuarto del problema.

La malla de elementos finitos empleada se presenta en la figura 6, en la cual se indica mediante un grisado la zona inicialmente ocupada por la probeta indeformada, definida a través de la distribución inicial de pseudo-concentraciones. Las simetrías asumidas implican imponer como condición de borde velocidades nulas en las direcciones normales a los contornos **AB** (plano de simetría horizontal) y **AC** (eje de rotación).

El análisis se realiza a través de un planteo transitorio y a los efectos de modelar el acortamiento que sufre la probeta se le impone a la malla una velocidad $\dot{\mathbf{u}}_M$ en la dirección

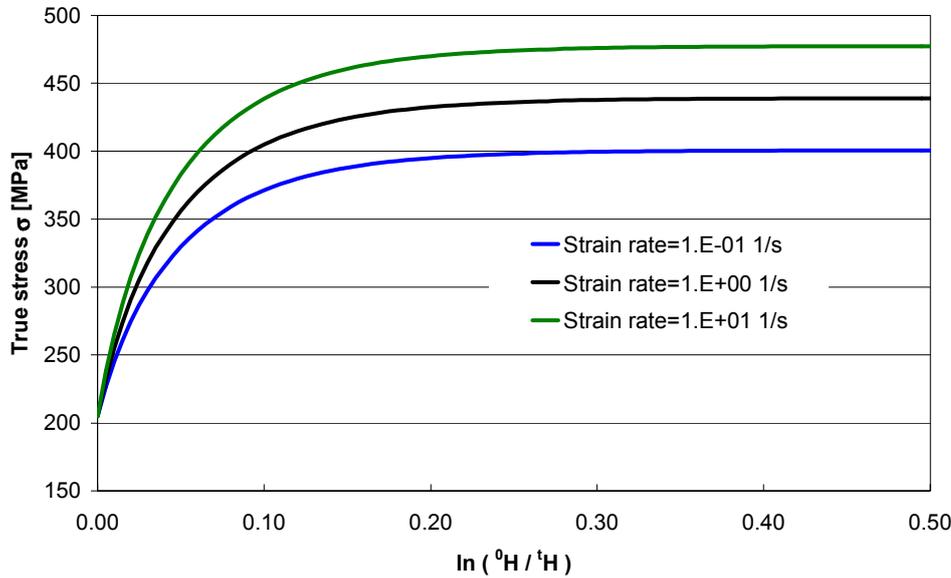


Figura 5: Efecto de la velocidad de deformación en condiciones isotérmicas (600 °C).

z , cuyo módulo varía linealmente tal como se indica en la figura 6. Sobre el contorno **CD** dicha velocidad de malla coincide con la velocidad de la herramienta que comprime la probeta (obtenida derivando la expresión 1) la cual es impuesta al material. Sobre ese mismo contorno también se impone la fricción entre la probeta y la herramienta que se modela utilizando la ley de fricción constante (los detalles de la misma se pueden consultar en el trabajo que describe la implementación del acoplamiento termo-mecánico¹). El calor generado por la fricción se calcula integrando sobre la cara de los elementos con fricción el producto de la tensión tangencial por el módulo de la velocidad relativa entre el material y la herramienta¹¹.

Las propiedades térmicas del material ensayado fueron calculadas en función de su composición química % en peso (C = 0.11, Mn = 1.07, Si = 0.24, Al = 0.029, V = 0.08, Nb = 0.02) utilizando expresiones semi-empíricas^{12,13} obteniéndose los siguientes valores para una temperatura de 600°C (no se tuvo en cuenta el efecto de la temperatura sobre estas propiedades dado que el rango de variación analizado es pequeño y en el mismo no se producen cambios de fase):

calor específico $C_p = 0.7853 \text{ Joule/g } ^\circ\text{C}$

densidad $\rho = 7532 \text{ kg/m}^3$

conductividad térmica $k = 34.5 \text{ W/m.}^\circ\text{C}$

La transmisión de calor a través de la superficie lateral de la probeta (cuya posición dentro de la malla es definida por la evolución de la distribución de pseudo-concentraciones) se modela utilizando una condición de borde térmica de tipo convectivo ubicada sobre la superficie libre

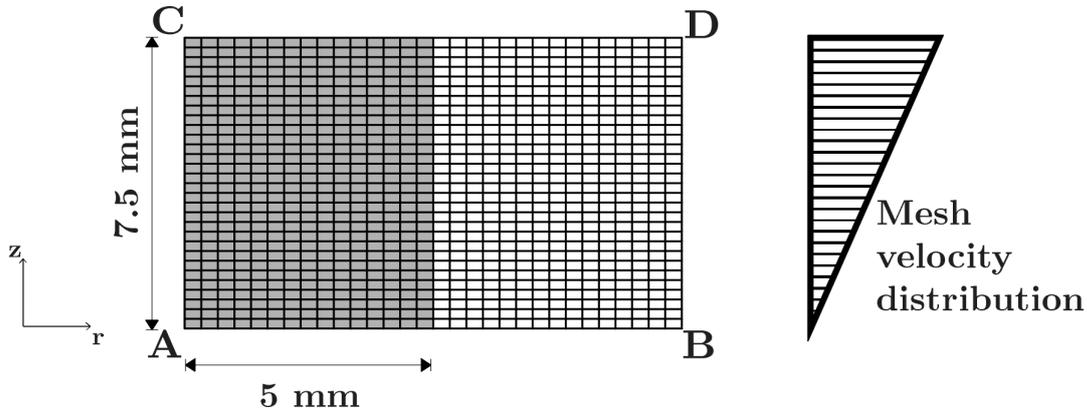


Figura 6: Malla de elementos finitos.

definida por la pseudo-concentraciones¹. A tal efecto se estimó un valor de $h= 50 \text{ W/m}^2 \text{ }^\circ\text{C}$ que surge de considerar el aporte de la convección natural al aire que de acuerdo a la bibliografía¹⁴ puede estimarse como máximo en $25 \text{ W/m}^2 \text{ }^\circ\text{C}$. y la radiación térmica calculada considerando que la probeta se encuentra a 600°C y el ambiente a 30°C y adoptando una emisividad intermedia de 0.45 dado que la superficie de la probeta no se encuentra lo suficientemente oxidada como para tener emisividades más altas). Con respecto a los contornos del dominio de cálculo al no imponerse ninguna condición resultan adiabáticos.

4 RESULTADOS DEL MODELO

La validación del modelo se efectúa comparando sus predicciones con las mediciones de la temperatura superficial y de la fuerza de compresión. El ensayo realizado a este fin se efectuó a una velocidad de deformación de 1 s^{-1} y a una temperatura inicial de $600 \text{ }^\circ\text{C}$. además este ensayo fue programado de forma tal de desactivar al inicio de la compresión el sistema de control de temperatura de la Gleeble 3500 a los efectos de que no interfiera con la evolución de la temperatura durante el ensayo.

En las dos sub-secciones previas se analizó la determinación de los valores de todos los parámetros que intervienen en esta validación a excepción del coeficiente β (que indica la fracción de la potencia de deformación plástica que es transformada en calor) y del coeficiente de fricción constante m . (que puede variar entre 0 y 1 afectando linealmente al esfuerzo tangencial debido a la fricción de forma tal que el primer valor indica ausencia de fricción mientras que el segundo valor indica que la fricción aplicada es máxima). Ante la imposibilidad de establecer un criterio para determinar el valor de los mismos durante el ensayo, se efectuaron análisis paramétricos sobre el rango de variación de cada uno de ellos a los efectos de determinar su influencia sobre las variables en las que se basa esta validación.

4.1 Validación de la predicción de temperatura

En la figura 7 se presenta la medición de la temperatura superficial en la zona media de la probeta y las predicciones de la evolución de esta misma variable calculadas usando los valores límites del rango de variación de β (o sea 0.85 y 0.95) y un valor de $m=0.45$. En dicha figura

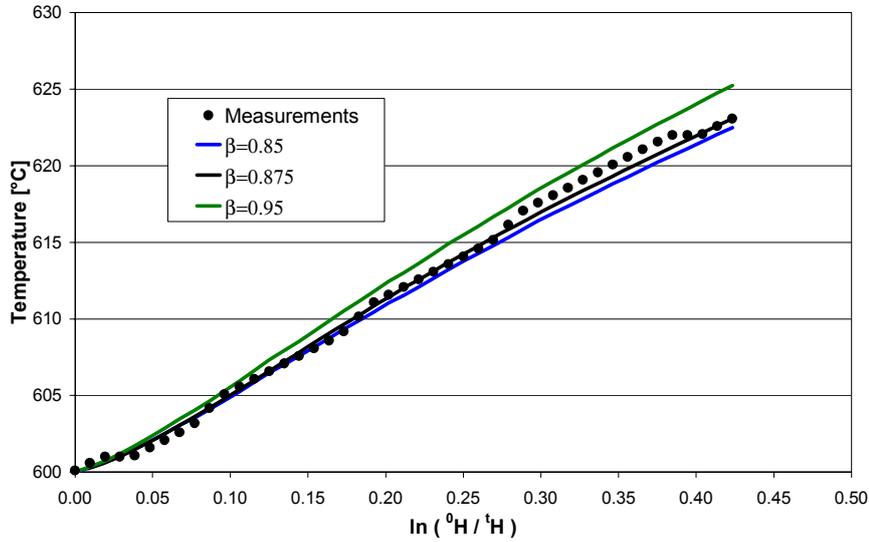


Figura 7: Validación de la predicción de la temperatura superficial en la zona central de la probeta: Efecto del parámetro β ($m=0.45$).

se observa que los valores experimentales quedan contenidos en la franja determinada por la variación de β . Asimismo en dicha figura se incluyó una predicción calculada tomando $\beta=0.875$ con la cual se tiene un ajuste muy bueno entre el modelo y las mediciones de temperatura. Con respecto al efecto de la variación de β sobre la fuerza de compresión los resultados mostraron que es muy bajo: el incremento de β de 0.85 a 0.95 produce una reducción de la fuerza de compresión inferior al 1%.

Con respecto al efecto de la fricción sobre el incremento de temperatura durante el ensayo en la figura 8 se presentan las predicciones (calculadas con tres niveles distintos de fricción y $\beta=0.875$) correspondientes a la zona media de la probeta discriminando entre la superficie y el centro (o núcleo) de la probeta. Se observa que el efecto de la fricción sobre el incremento de temperatura es muy importante en el centro de la probeta (indicado con el punto A en la figura). En cambio en el punto B (representativo de la zona donde se efectuó la medición de la temperatura superficial), la temperatura no se ve afectada sensiblemente por la variación de la fricción.

Para cuantificar el efecto del calor generado por la fricción, se repitió el análisis para el caso de $m=0.45$ despreciando totalmente este efecto. En la figura 9 se presenta el incremento de temperatura sobre la cara en contacto con la herramienta correspondiente al final del ensayo. Se observa que el efecto es muy pequeño siendo prácticamente despreciable en la zona central de la probeta en la cual el deslizamiento entre la probeta y la herramienta es muy bajo.

4.2 Validación de la predicción de la fuerza de compresión

En la figura 10 se presenta la evolución de la fuerza compresión registrada durante el ensayo y se la compara con las predicciones obtenidas con el modelo para distintos valores del coeficiente de fricción. En primer lugar se observa que el modelo tiene una buena capacidad predictiva y

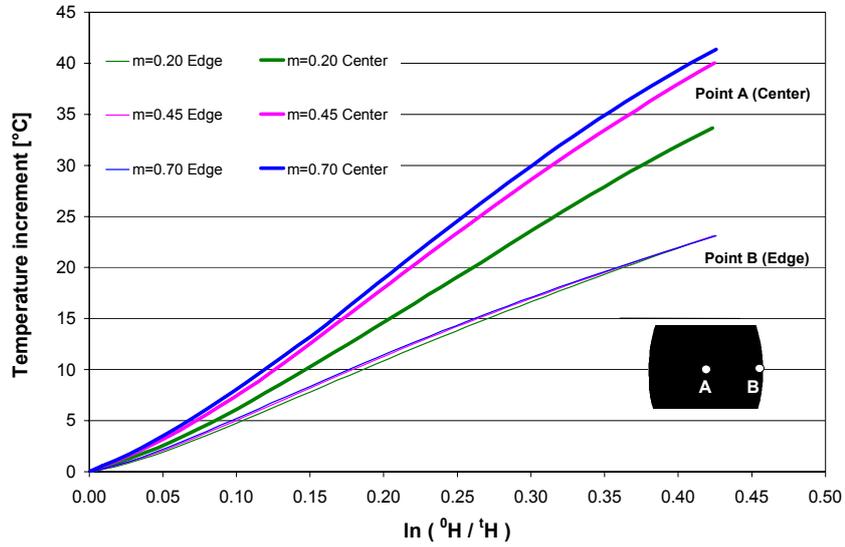


Figura 8: Efecto de la fricción sobre el incremento de la temperatura en la zona media de la probeta ($\beta=0.875$).

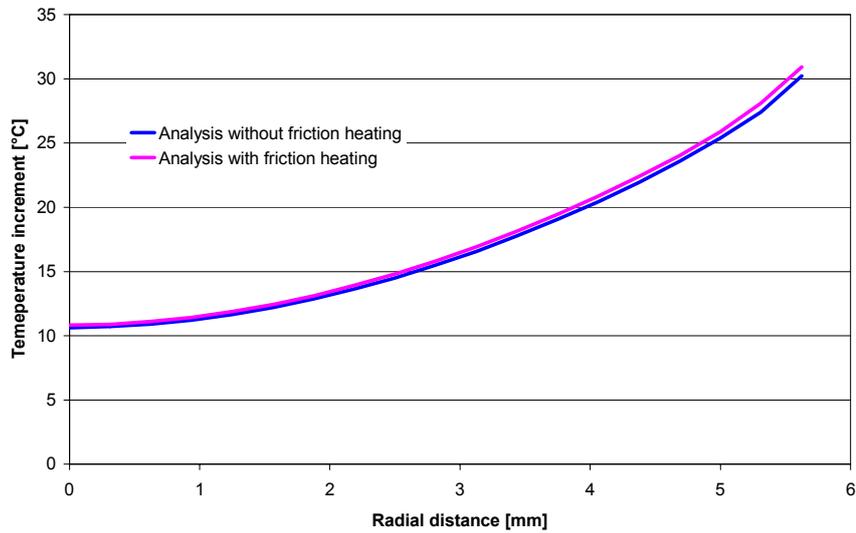


Figura 9: Efecto del calentamiento por fricción ($\beta=0.875$).

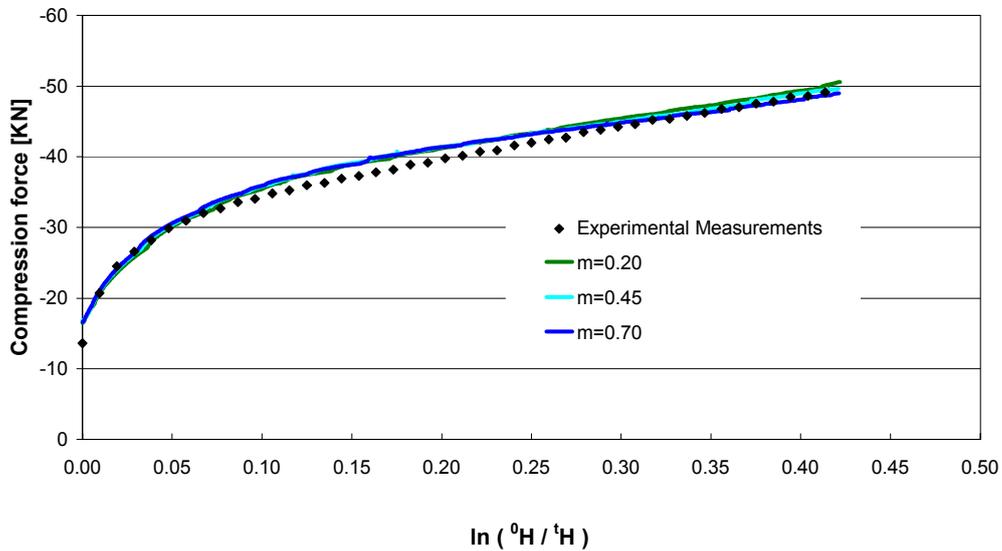


Figura 10: Validación de la predicción de la fuerza de compresión: Efecto de la fricción ($\beta=0.875$).

en segundo lugar se confirma que el efecto de la fricción sobre la fuerza de compresión es bajo para los niveles de deformación alcanzados en estos ensayos.

4.3 Predicción del abarrilamiento de la probeta

Por efecto de la fricción la probeta deja de ser cilíndrica adquiriendo una forma abarrilada como se puede apreciar en la figura 11 donde se presenta una fotografía de la probeta ensayada junto con una probeta sin ensayar. En la figura 12 se presenta la relación entre el diámetro máximo de la probeta predicho por el modelo asumiendo diferentes valores del coeficiente de fricción m y el calculado mediante la expresión 2 considerando ausencia de fricción. Asimismo en dicha figura se agrega un dato correspondiente a la medición de la probeta utilizada en esta validación.

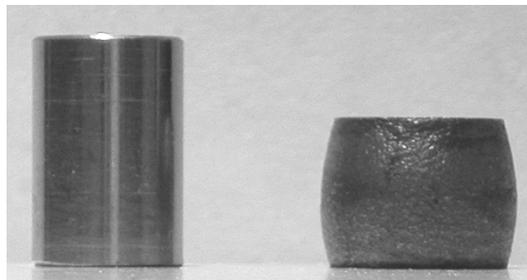


Figura 11: Fotografía de la probeta ensayada junto con una probeta sin ensayar.

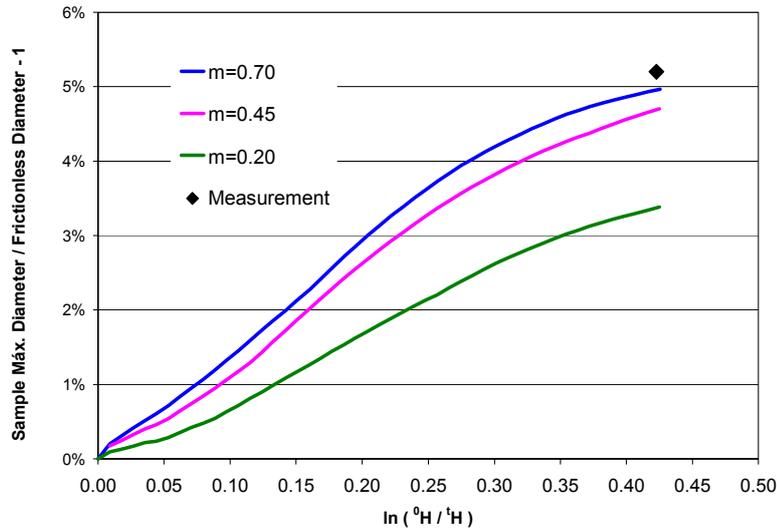


Figura 12: Efecto de la fricción sobre el abarrilamiento de la probeta ($\beta=0.875$).

Se observa que las predicciones del modelo para altos valores de fricción son concordantes con los datos experimentales. Sin embargo, es importante aclarar que en este modelo el coeficiente de fricción m es el único elemento capaz de introducir heterogeneidades mientras que en el prototipo existen factores como, por ejemplo, el efecto del enfriamiento localizado debido al contacto con las herramientas (“die chilling”) que no fue incluido en este análisis por falta de datos experimentales.

4.4 Heterogeneidad del ensayo

A los efectos de cuantificar la heterogeneidad del ensayo en el caso de alta fricción ($m=0.7$) se presentan, en la figura 13, los mapas de distribución de la velocidad de deformación efectiva $\dot{\bar{\epsilon}}$, deformación plástica equivalente $\bar{\epsilon}$, temperatura T y resistencia a la deformación σ resultante de la relación constitutiva. A los efectos de visualizar la evolución del proceso estos resultados se presentan para un instante en el que se aplicó la mitad de la reducción de altura y para el instante final del ensayo. En las partes a) y b) se observa la formación de una zona de baja velocidad de deformación debida a la fricción con la herramienta y de una zona de mayor velocidad de deformación en el núcleo de la probeta. La velocidad de deformación en la zona central cercana a la superficie es del orden de la velocidad a la cual se efectúa el ensayo. Es importante destacar la formación de una banda de mayor velocidad de deformación que arranca desde el extremo superior donde se observan valores 5 veces mayores que la velocidad del ensayo. Con respecto a las deformaciones plásticas, en las partes c) y d) se observa que su heterogeneidad presenta un patrón similar al de las velocidades de deformación. Si bien la distribución de temperaturas es heterogénea, ver parte e) y f), se observa que la temperatura superficial de la zona central es representativa de la temperatura en una parte importante de la probeta, lo cual disminuye el error de la hipótesis acerca de la homogeneidad de esta variable utilizada para ajustar la relación constitutiva en función de una medición puntual de temperatura.

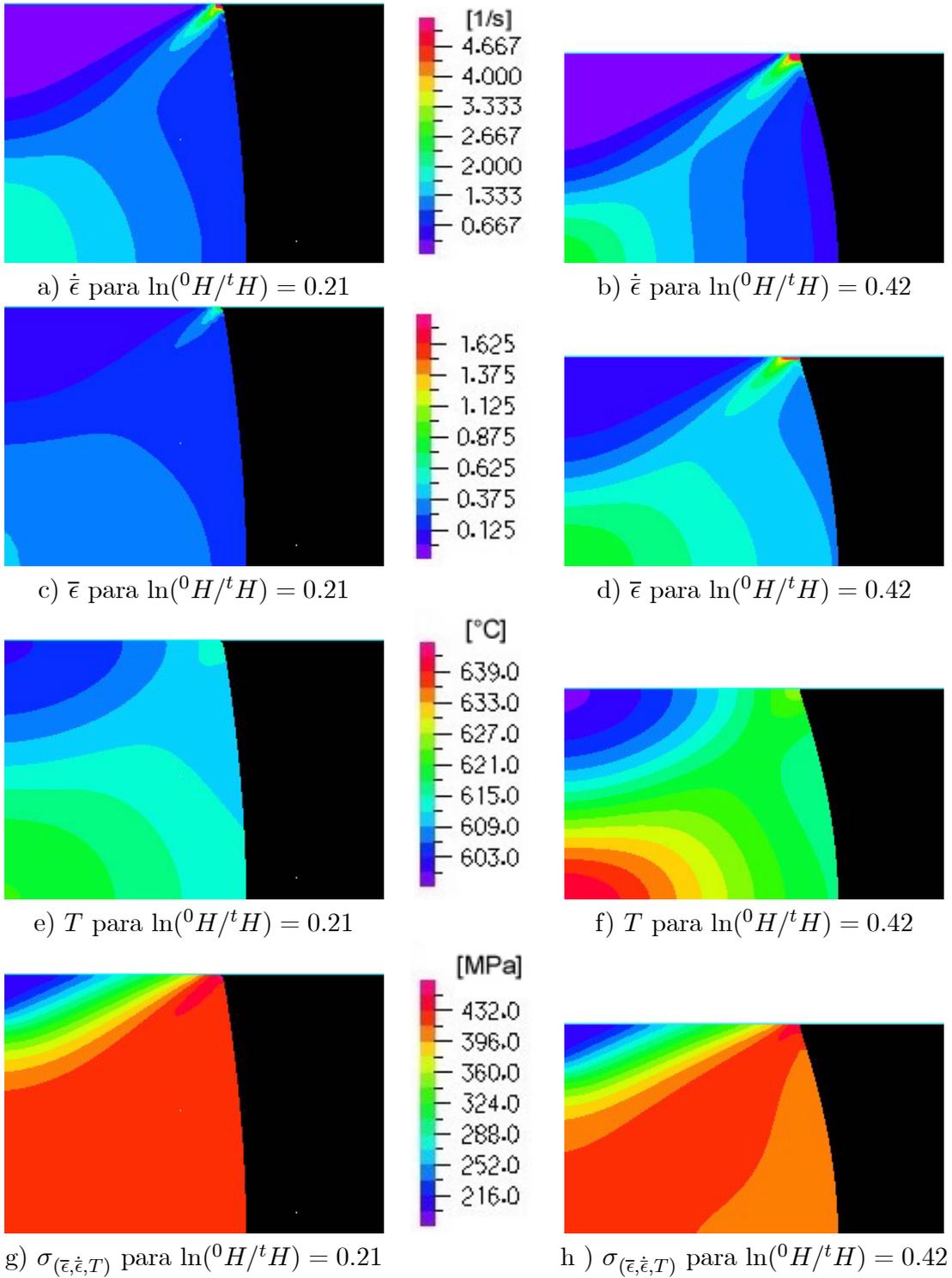


Figura 13: Heterogeneidad de las principales variables ($\beta=0.875$ y $m=0.70$).

REFERENCIAS

- [1] C. Zienkiewicz, P. C. Jain and E. Oñate, “Flow of solids during forming and extrusion: Some aspects of numerical solutions”, *Int. J. Solid Struct.*, **14**, 15-38, 1977.
- [2] S.B. Petersen, P.A.F. Martins, “Finite element remeshing: a metal forming approach for quadrilateral mesh generation and refinement”, *Int. J. Num. Meth. Engrg.*, **40** (8), 1449-1464, 1997.
- [3] E. Thompson, “Use of the pseudo-concentrations to follow creeping viscous flows during transient analysis”, *Int. J. Num. Meth. Fluids*, **6**, 749-761, 1986.
- [4] E.N. Dvorkin, M.A. Cavaliere and M.B. Goldschmit, “A three field element via augmented Lagrangian for modelling bulk metal forming processes”, *Computational Mechanics*, **17**, 2-9, 1995
- [5] M. A. Cavaliere, M. B. Goldschmit y E. N. Dvorkin, “Finite element simulation of the steel plates hot rolling process”, *Int. J. Num. Meth. Engrg.*, **52** (12), 1411-1430, 2001.
- [6] C. Devadas, I.V. Samarasekera and E.B. Hawbolt, “The thermal and metallurgical state of steel strip during hot rolling: Part I. Characterization of heat transfer”, *Metallurgical Transactions A*, **22A**, 307-319, 1991.
- [7] C. Devadas, D. Baragar, G. Ruddle, I.V. Samarasekera and E.B. Hawbolt, “The thermal and metallurgical state of steel strip during hot rolling: Part II. Factors influencing rolling loads”, *Metallurgical Transactions A*, **22A**, 321-333, 1991.
- [8] C. Devadas, I.V. Samarasekera and E.B. Hawbolt, “The thermal and metallurgical state of steel strip during hot rolling: Part III. Microstructural evolution”, *Metallurgical Transactions A*, **22A**, 335-349, 1991.
- [9] P. Perzyna, “Fundamental problems in viscoplasticity”, *Advances in Applied Mechanics*, **9**, Academic Press, New York, 1966.
- [10] O.C. Zienkiewicz and R.L. Taylor, *The Finite Element Method*, 4th Edn., McGraw-Hill, New York, 1989.
- [11] D. G. Luenberger, *Linear and Nonlinear Programming*, Addison-Wesley, MA, 1984.
- [12] E.N. Dvorkin and E.G. Petöcz, “An effective technique for modelling 2D metal forming processes using an Eulerian formulation”, *Engrg. Comput.*, **10**, 323-336, 1993.
- [13] A. Brooks and T.J.R. Hughes, “Streamline upwind/Petrov-Galerkin formulations for convection dominated flows with particular emphasis on the incompressible Navier-Stokes equations”, *Comp. Meth. Appl. Mech. Engrg.*, **32**, 199-259, 1982.
- [14] R.H. Wagoner, J.-L.Chenot, *Metal Forming Analysis*, Cambridge University Press, 2001.
- [15] E.N. Dvorkin and R.G. Toscano, “A new rigid-viscoplastic model for simulating thermal strain effects in metal-forming processes”, *Int. J. Num. Meth. Engrg.*, **58** (12), 1803-1816, 2003.