

# **SIMULACIÓN DE LA COMPACTACIÓN DE POLVO METÁLICO: EFECTO DEL ESTADO TENSIONAL DE LA MATRIZ DE COMPACTACIÓN**

María Dolores Riera [riera@cmem.upc.es](mailto:riera@cmem.upc.es)

Daniel Casellas [daniel.casellas@upc.es](mailto:daniel.casellas@upc.es)

José Manuel Prado [prado@cmem.upc.es](mailto:prado@cmem.upc.es)

Departamento de Ciencia de los Materiales e Ingeniería Metalúrgica  
Centre Tecnològic de Manresa <http://www.ctm.upc.es>  
UNIVERSITAT POLITÈCNICA DE CATALUNYA <http://www.upc.es>  
Avda. Bases de Manresa, 1, 08240-Manresa (Barcelona)

## **RESUMEN**

En este trabajo se presenta una primera simulación mediante el programa de elementos finitos ABAQUS de un proceso completo de compactación en frío de polvo metálico. El análisis comprende la colocación en la matriz de un inserto resistente al desgaste, la compactación del polvo y la posterior eyección del compacto. Se estudia la relevancia de la naturaleza del inserto sobre las características dimensionales del componente. Se analiza la problemática de utilizar un código implícito y la definición de contactos pieza-inserto.

## **ABSTRACT**

In this work an industrial simulation, by means of the FE ABAQUS standard code, of a complete process of metal powder cold compaction is presented. The simulation considers the placing of an insert, the powder compaction and the final ejection of the compact. The effect of the insert material on the dimensional characteristics of the component is studied. Special attention is given to the problems derived from the use of the implicit code and from the type of contact defined between the component and the insert.

## **1 INTRODUCCIÓN**

El proceso pulvimetalúrgico convencional, por compactación en frío del polvo metálico y sinterización posterior, es una técnica de conformado que está experimentando un rápido desarrollo en el campo del componente estructural. A las innegables ventajas de esta tecnología (*net shape* y *near-net shape*), hay, no obstante, que añadir importantes limitaciones, entre las que cabe destacar, desde el punto de vista de los requerimientos mecánicos, su baja tenacidad. Otras, también bien conocidas, están asociadas, básicamente, a la fase de compactación: el rozamiento de las partículas metálicas con el molde y los punzones de compactar induce una distribución de densidades no uniforme en el compacto metálico; como consecuencia de ello, se genera un estado de tensiones heterogéneo que causa, frecuentemente, la aparición de grietas en la preforma porosa, sobre todo durante su eyección, y la rotura, por fatiga, del molde.

La última etapa del proceso industrial, la extracción de la preforma porosa del molde, es especialmente crítica: la compactación del polvo suele requerir tensiones axiales superiores a los 300 MPa; para aplicaciones de altas prestaciones, esta presión puede, incluso, llegar a los 800 MPa<sup>(1)</sup>, desarrollándose así importantes componentes radiales que deben ser absorbidas por la matriz de compactación. Tras retirar los punzones, las tensiones residuales entre molde y compacto pueden ser del orden del 10 al 20% de la presión axial aplicada<sup>(2)</sup>. Por lo tanto, para eyectar el compacto en verde debe superarse, además de las fuerzas de rozamiento, este estado de tensiones residuales. La recuperación elástica en estas condiciones causa importantes variaciones dimensionales en el compacto que encarecen el proceso.

El molde, por su parte, debe ser capaz de soportar altas tensiones de tracción y tener gran resistencia al desgaste. Sin embargo, esta combinación de propiedades sólo puede conseguirse combinando dos elementos: una matriz tenaz y un inserto interior de alta resistencia al desgaste. Ésta es la técnica que se utiliza actualmente en la práctica industrial y que ha permitido aumentar de forma notable la vida de las herramientas.

Otra ventaja de este método es la posibilidad de aprovechar las tensiones compresivas del inserto, debidas al propio proceso de interferencia, para compensar las tensiones residuales de la compactación y, por lo tanto, para disminuir la variación de las dimensiones finales del compacto. Para ello, debe asegurarse que la interferencia entre molde e inserto es suficientemente alta y que no hay deslizamiento entre ellos durante la etapa de eyección.

El diseño de este conjunto matriz-inserto debe evitar el pandeo del inserto, causado por inestabilidad del equilibrio elástico<sup>(3)</sup> y el tipo de material debe elegirse adecuadamente, ya que de sus propiedades depende la magnitud de las tensiones de compresión generadas. Otros parámetros importantes a tener en cuenta, son el espesor del inserto y la altura de la matriz.

La simulación mediante métodos numéricos cobra, en este tipo de aplicaciones, especial interés, ya que permite analizar el efecto de tan diversos parámetros a un coste muy inferior al que resulta de aplicar métodos del tipo *trial and error*, que consumen gran cantidad de todo tipo de recursos.

En este trabajo no se pretende dar una respuesta completa a la problemática planteada. Se presenta un estudio inicial sobre el efecto del estado de tensiones del conjunto molde-inserto al inicio de la compactación en las dimensiones finales del compacto metálico. El objetivo fundamental ha sido analizar la eficacia de diseñar el proceso utilizando la formulación implícita del programa de cálculo ABAQUS, que permite implementar el comportamiento del polvo metálico sometido a compactación mediante el modelo de plasticidad DRUCKER-PRAGER/CAP, que es actualmente el más cercano al comportamiento real observado en materiales pulvimetalúrgicos.

## 2 GEOMETRÍA

La Fig. 1 representa el esquema del conjunto matriz-inserto, así como las dimensiones de la preforma pulvimetalúrgica tras la compactación.

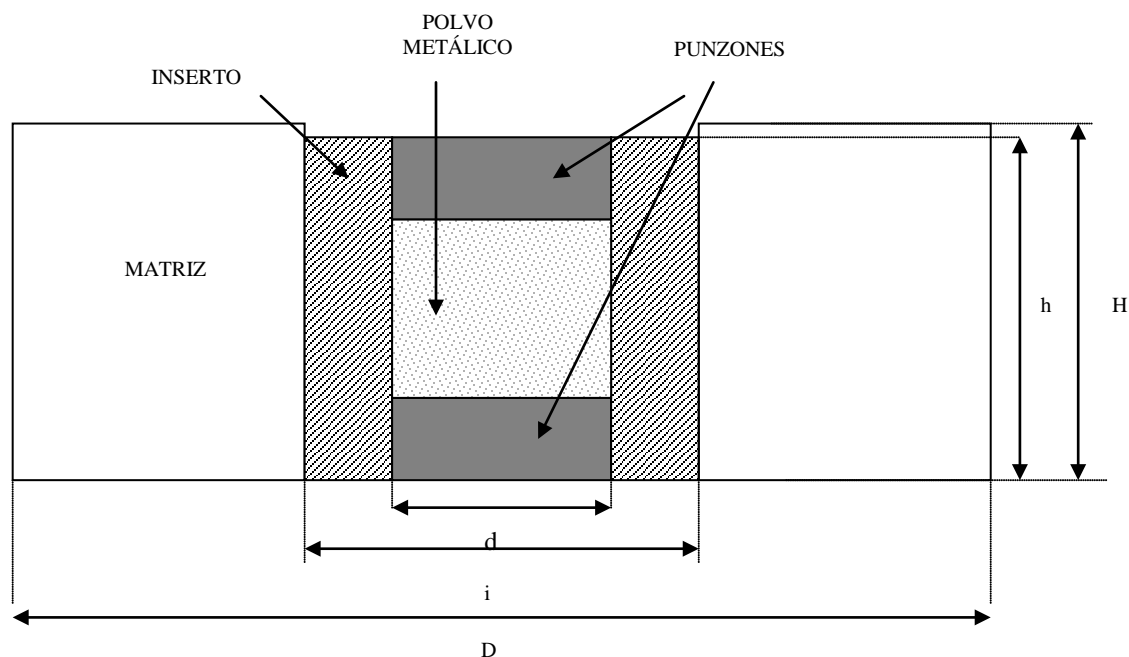


Fig. 1.- Esquema de la matriz de compactar.  $H= 8.1$  mm;  $h = 8$  mm;  $D= 68$  mm;  $i = 28$  mm;  $d= 16$  mm.

### 3 MATERIALES

#### 3.1 POLVO METÁLICO

El material base es un polvo pre-aleado, base hierro, atomizado, fabricado por Höganäs (*DISTALLOY AE*), que contiene un 4 % de níquel, 1.5% de cobre, 0.5% de molibdeno y un 94% de hierro. A esta aleación se añade un 1% de lubricante céreo y un 0.5% de grafito. La densidad de esta mezcla en estado totalmente denso es  $7.33 \text{ Mg/m}^3$ .

#### 3.2 MATRIZ

Tal como se ha descrito anteriormente, la matriz debe comprimir el inserto y resistir altas tensiones de tracción; la tenacidad es un requerimiento básico; su límite elástico será mayor que las tensiones equivalentes, evaluadas mediante cálculo. En este caso, se ha elegido un acero con 0.4% de carbono, 1.8% de níquel, 0.8% de manganeso y de 0.7 a 0.8% de cromo. El módulo de Young de este material es de 206 GPa y su relación de Poisson, de 0.296.

#### 3.3 INSERTOS

En este componente la elección del material depende de la vida prevista para la herramienta y de la forma y la densidad del compacto a fabricar; ahora, las propiedades básicas a tener en cuenta son la resistencia al desgaste y a la compresión. Sólo con el fin de ilustrar la simulación, se compara el comportamiento de dos tipos de insertos: uno de ellos, es un acero P/M HSS con una dureza de 63 a 68 HRC, utilizado para grandes series o altas densidades de compactación.

El segundo material es el carburo de tungsteno con un 10% de cobalto; su dureza oscila entre 74 y 76 HRC.

Las propiedades elásticas a utilizar en el cálculo para los dos tipos de inserto, se indican en la tabla I.

Tabla I.- Propiedades elásticas de los materiales del inserto.

PROPIEDAD	MATERIAL	
	P/M HSS	WC-10%Co
Módulo de Young (GPa)	250	580
Relación de Poisson	0.296	0.22

## 4 SIMULACIÓN MEDIANTE EL PROGRAMA DE CÁLCULO ABAQUS

### 4.1 GEOMETRÍA Y MALLADO

El modelo de elementos finitos, con simetría axial, utilizado para la simulación se representa en la Fig. 2. La malla contiene 1114 elementos bilineales, de 4 nodos, CAX4. La densidad inicial del arreglo de partículas metálicas (densidad aparente) es igual a  $3.04 \text{ Mg/m}^3$  y se pretende compactarlas hasta obtener un agregado de  $5.84 \text{ Mg/m}^3$ . Se ha supuesto que la distribución inicial de densidad es uniforme. Excepto los punzones, que se han supuesto rígidos, el resto de los elementos del herramental se han mallado con el fin de conocer su estado tensional.

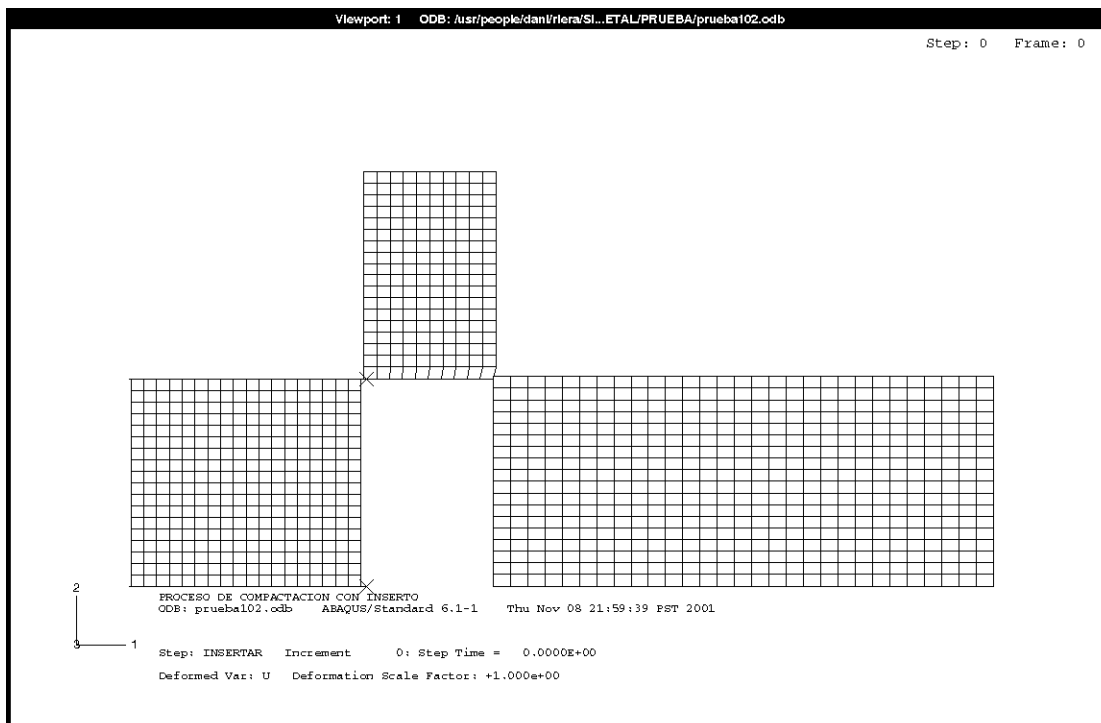


Fig. 2.- Geometría y mallado para la simulación.

## 4.2 COMPORTAMIENTO ELÁSTICO Y PLÁSTICO DE LOS MATERIALES

Polvo metálico:

Para implementar el modelo de plasticidad DRUCKER-PRAGER/CAP, deben utilizarse dos opciones de ABAQUS, *\*CAP PLASTICITY* y *\*CAP HARDENING*, y conocerse 6 parámetros relativos a la cedencia:  $d$ ,  $\beta$ ,  $R$ ,  $p_b$ ,  $p_a$  y  $\alpha$ . Su determinación no ha sido llevada a cabo especialmente para este trabajo; los valores se han tomado de trabajos previos. La resistencia a la cohesión,  $d$ , y el ángulo de fricción,  $\beta$ , parámetros de la línea de fallo, fueron obtenidos por los autores a partir del ensayo Brasileño<sup>(4)</sup> y de ensayos de compresión uniaxial<sup>(5)</sup>. La excentricidad del cap,  $R$ , proviene de ensayos triaxiales a compresión y se ha tomado de Pavier<sup>(6)</sup>. La tensión de cedencia a compresión hidrostática,  $p_b$ , para este material y su curva de endurecimiento, han sido obtenidas de Pavier<sup>(6)</sup>. El parámetro  $p_a$  se determina mediante la siguiente expresión:

$$p_a = \frac{p_b - Rd}{(1 + R \tan \beta)} \quad (1)$$

Por último,  $\alpha$ , es un número pequeño, entre 0.01 y 0.05 definido por el propio modelo de plasticidad implementado por el programa ABAQUS<sup>(7)</sup>, que aporta una transición no abrupta entre la línea de Drucker-Prager y el cap de endurecimiento.

Así, los valores iniciales asignados al polvo a compactar han sido los siguientes:

$$d = 3.254 \text{ MPa}; \beta = 70.84^\circ; R = 0.68; p_b = 4.144 \text{ MPa}; p_a = 0.653 \text{ MPa}, \text{ y } \alpha = 0.01$$

La curva de endurecimiento es la representada en la Fig. 3.

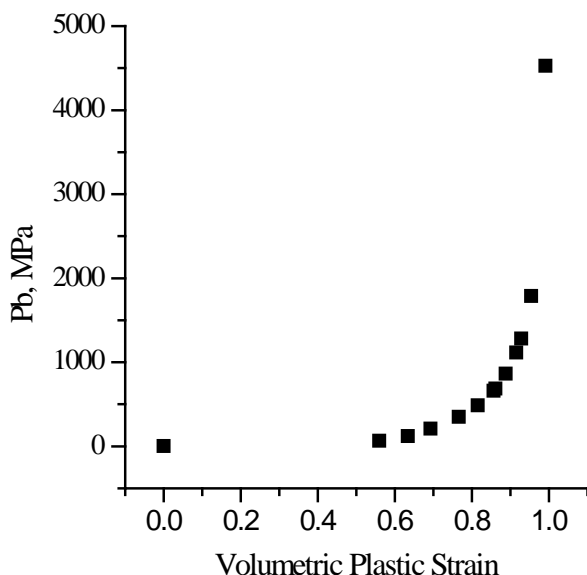


Fig. 3.- Curva de endurecimiento tomada de E. Pavier<sup>(6)</sup>.

Se ha supuesto comportamiento elástico lineal y se ha introducido en la opción *\*ELASTIC*, como parámetros el módulo de Young y la relación de Poisson, con valores 10 GPa y 0.18, respectivamente. Estas magnitudes han sido deducidas experimentalmente por los autores<sup>(8)</sup>. Sin embargo, el comportamiento elástico de los compactos metálicos y, por lo tanto, del agregado de partículas durante su compactación, no es lineal. Los propios autores de este trabajo han definido una ley de elasticidad<sup>(9)</sup>, que puede explicarse mediante el modelo del contacto elástico de

Hertz. Recientemente, ha sido presentado<sup>(10)</sup> un tratamiento matemático de dicho modelo que,

por ahora, puede implementarse en ABAQUS mediante el modelo de hiperelasticidad, en espera de tener preparada una sub-rutina de usuario que se acomode mejor al comportamiento real del material.

#### Matriz e Insertos:

El comportamiento mecánico de estos componentes se limita al régimen elástico y se ha simulado mediante la opción *\*ELASTIC* y con los parámetros definidos anteriormente en el apartado 3.2, para la matriz, y en la tabla I para los insertos.

### 4. 3 CONTACTOS Y FRICCIÓN

En todos los casos, los contactos se han simulado mediante la opción *\*CONTACT PAIR*, como *contactos duros*. Sin embargo, en la etapa final del proceso simulado, la eyección, el cálculo se vuelve crítico. Al retirar el punzón superior, se inicia la recuperación elástica del compacto; el estado tensional que actúa sobre él lo distorsiona, tal como se comprueba en la práctica experimental, y se separa parcialmente del punzón inferior, donde reposa. En estas circunstancias, el cálculo encuentra una distancia excesiva y detiene el proceso, a menos que se controle el nivel de separación pieza-punzón inferior o se utilice una formulación *blanda* del contacto. Aunque los autores creen que ésta es la vía más adecuada, todavía no se ha introducido en este trabajo.

En todos los casos, el coeficiente de fricción aplicado es igual a 0.1. Aunque el compacto metálico establece con la matriz condiciones de fricción dependientes de su densidad, todavía no se ha introducido aquí la ley de variación de las tensiones generadas por fricción, aunque se conocen bastante ajustadamente sus valores <sup>(11)</sup>.

### 4. 4 ANÁLISIS

Se ha simulado todo el proceso de fabricación de un compacto metálico mediante formulación implícita, con ABAQUS Standard 6.1, en un único trabajo multi-etapa. La secuencia de dichas etapas ha sido la siguiente: la primera, para crear la interferencia inserto-matriz; durante esta parte, el contacto inserto-pieza de polvo se desactiva y se reactiva en la segunda etapa, de compactación y eyección de la preforma en verde. La eyección, tal como se ha comentado en el apartado anterior, es la parte más compleja del cálculo, debido a las distorsiones del compacto al cambiar su estado tensional y perder parcialmente el contacto con los punzones, así como por efecto de la fricción entre el polvo y las paredes del inserto. Se ha ajustado la velocidad de salida de la pieza y la de retirada del punzón superior para controlar el proceso. En las dos últimas etapas, se eliminan los contactos con los punzones.

La compactación industrial del polvo metálico se realiza a alta velocidad de deformación. En el caso presente, como en la mayoría de las simulaciones actuales, no se tiene en cuenta esta condición, ya que todavía no se conoce el efecto de esta variable en el comportamiento mecánico del material. Por lo tanto, el análisis del proceso se considera estático.

Se ha supuesto que la densidad inicial del polvo es homogénea en toda la masa. Aunque la fase previa de transferencia y llenado del molde da lugar a una distribución de densidades no uniforme, todavía hoy no hay un modelo que permita conocerla. En estos

momentos se está iniciando el estudio de esta parte del proceso industrial. La densidad final del compacto y su distribución se obtiene a partir de la variable PEQC, cuya componente PEQC4 corresponde a la deformación volumétrica total.

## 5 RESULTADOS

### 5. 1 GEOMETRÍA AL FINAL DEL PROCESO DE COMPACTACIÓN Y EYECCIÓN

Tras las diferentes etapas de cálculo, la malla se ha deformado tal como se indica en la Fig. 4.

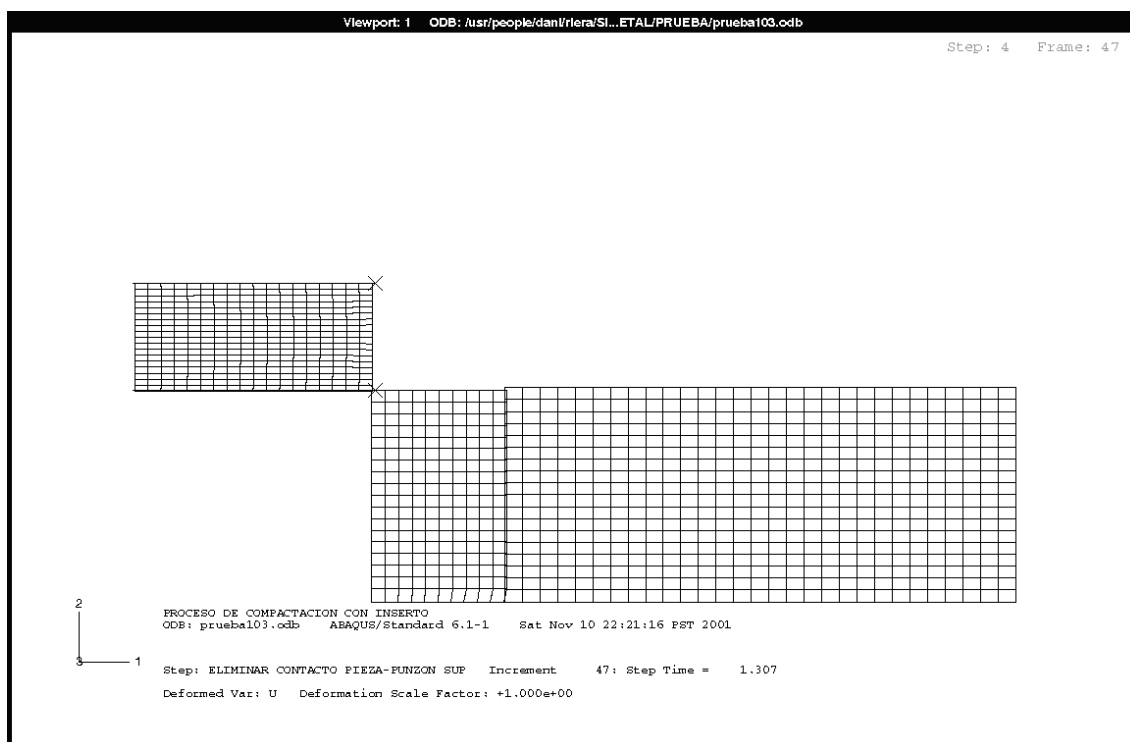


Fig. 5.- Malla deformada al final de todo el proceso de cálculo para cualquier tipo de inserto.

### 5. 2 COMPONENTE RADIAL DE LA TENSIÓN

La componente radial de la tensión que actúa sobre el inserto tiene una importante influencia en el proceso de eyección del compacto fabricado. La compactación del polvo metálico provoca sobre el inserto una tensión radial compresiva de signo contrario a la inducida por la interferencia con la matriz. Así, pues, la componente radial final del inserto que actuará sobre el compacto en su recuperación elástica, es menor; por lo tanto, se obtiene un mejor control de la variación dimensional.

En la Fig. 6 se puede observar la distribución de la componente radial una vez insertado el anillo interior. Corresponden estos resultados al análisis con inserto cerámico; la distribución no varía con las propiedades de dicho inserto, sólo hay cambios en su magnitud.

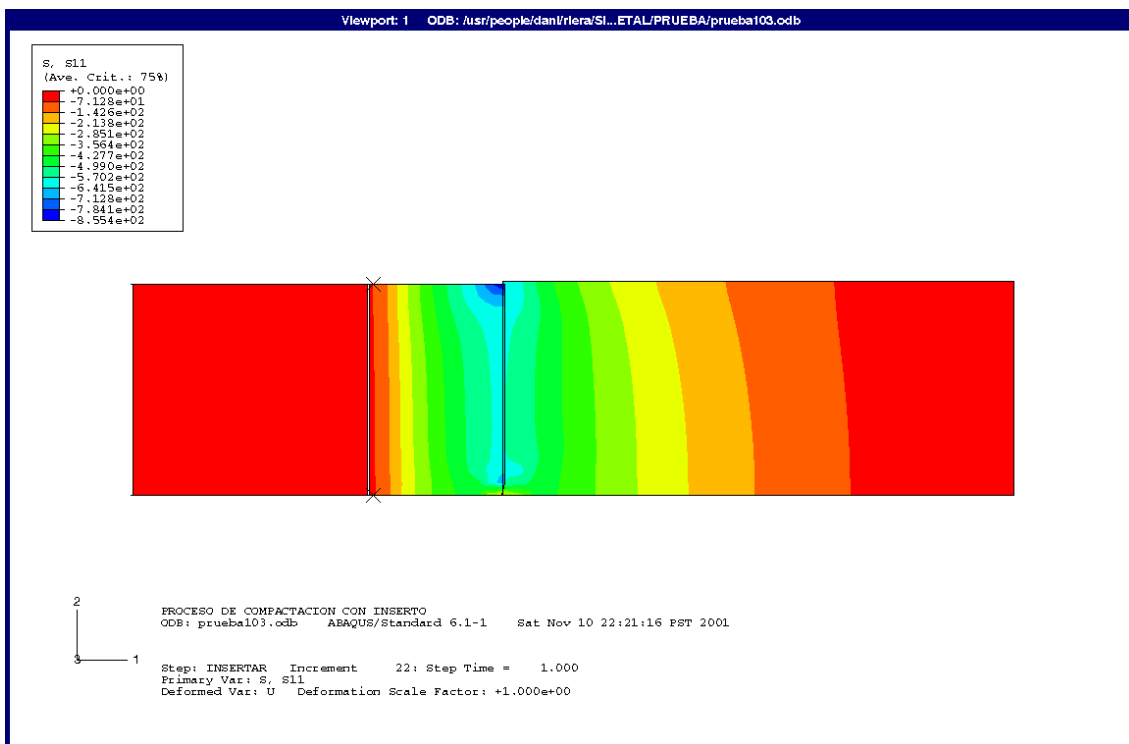


Fig. 6.- Distribución de tensiones radiales tras la interferencia inserto-matriz.

El valor máximo de  $\sigma_r$  se encuentra, como era de esperar, en la zona de unión entre estos dos componentes. Para el caso que se expone en la Fig. 6 (inserto cerámico, con alto módulo de Young), la magnitud de la tensión es del orden de -600 MPa; en el radio interior del inserto, que contactará con el polvo metálico, esta tensión es del orden de unos -40 MPa. Esta tensión radial es debida a la presión de interferencia inserto-matriz, que varía directamente con los módulos elásticos de los materiales de dichos elementos.

Tras la compactación, la tensión radial en la zona de contacto inserto-agregado de polvo es de unos -110 MPa, tal como muestra la Fig. 7.

Estos valores corresponden, como se ha mencionado anteriormente, a un inserto de tipo cerámico, con módulo de Young muy elevado; para módulos elásticos menores, como el del segundo material definido, 250 GPa,  $\sigma_r$  en el contacto con el polvo es de unos -35 MPa.

Hay que destacar, también, que el estado tensional depende directamente de los parámetros geométricos; en este caso, el espesor del inserto debe adecuarse a la obtención de las mejores condiciones de trabajo.

### 5. 3 ESTADO DE TENSIONES EQUIVALENTES

La distribución de la tensión equivalente permite comprobar si las herramientas se han diseñado adecuadamente. Esta componente debe ser, en todos los puntos, inferior al límite elástico del material. La Fig. 8 presenta los resultados para el conjunto simulado en la fase más crítica del proceso en este sentido: el final de la compactación, en el que el estado tensional de todos los elementos es máximo.



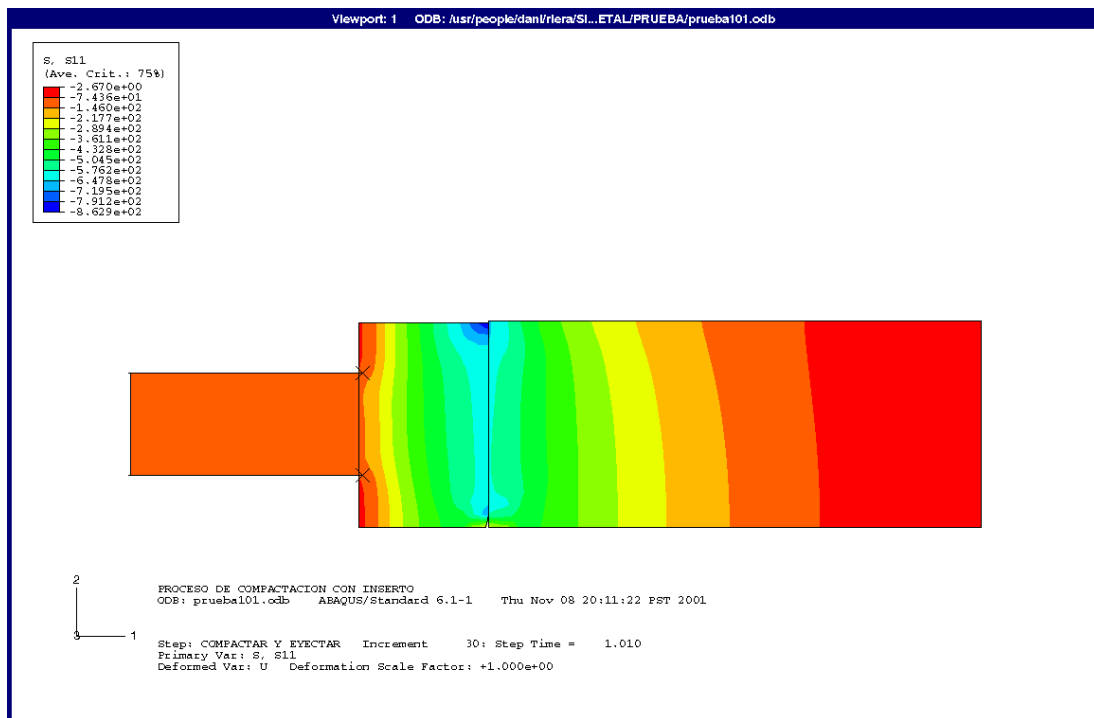


Fig. 7.- Distribución de tensiones radiales al final de la etapa de compactación.

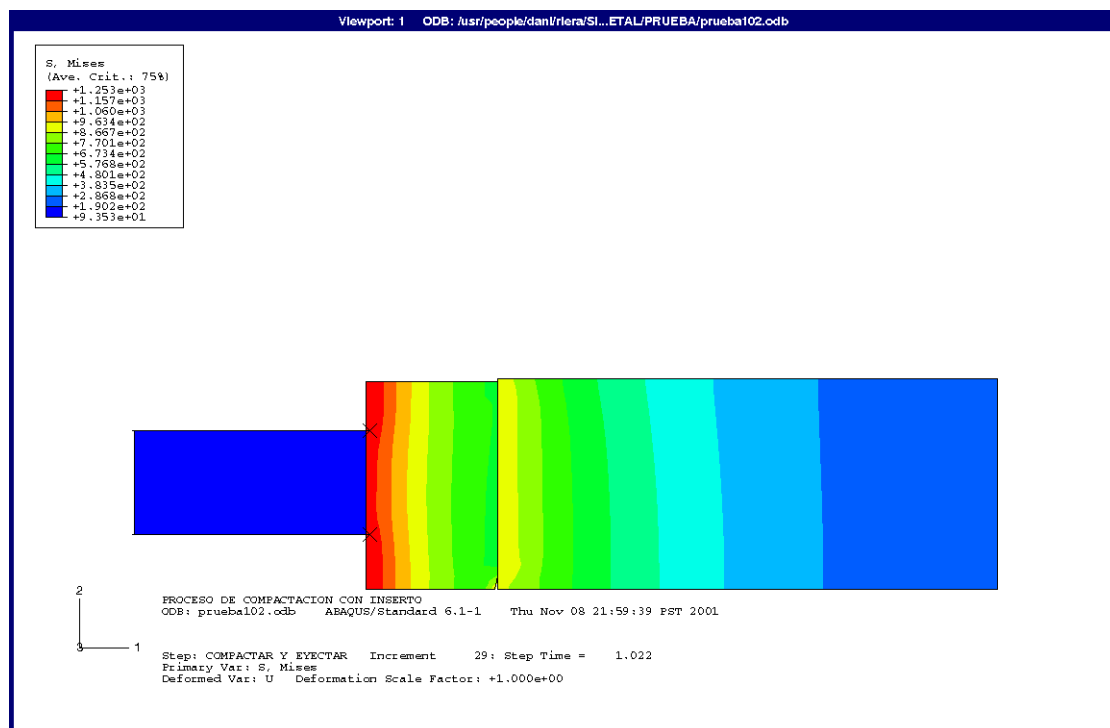


Fig. 8.- Distribución de la tensión equivalente, de von Mises tras compactar el polvo metálico.

En todos los casos estudiados, las tensiones de von Mises desarrolladas son muy altas, y dependen directamente de la magnitud de la interferencia creada entre el inserto y la matriz, así como de las características de los materiales involucrados. La introducción, con interferencia, del inserto provoca fuertes tensiones diametrales, responsables de la intensa componente equivalente.

De nuevo, el espesor del inserto es un parámetro decisivo, ya que debe soportar este nivel de esfuerzos, máximo en su diámetro interior, sin fallar. En este sentido, una reducción del espesor es beneficioso; no obstante, debe tenerse en cuenta que al disminuir el área transversal del inserto aumenta la probabilidad de que este componente sufra pandeo.

#### 5. 4 EVOLUCIÓN DE LA DISTRIBUCIÓN DE DENSIDADES DEL COMPACTO

Tal como se ha indicado anteriormente, la densidad aparente del polvo metálico que se compacta, es  $3.04 \text{ Mg/m}^3$ . La densidad final que se pretende obtener es de  $5.84 \text{ Mg/m}^3$ . Se ha aplicado, pues, a los punzones el desplazamiento correspondiente a esta variación de densidad. Sin embargo, el cambio del radio interior del inserto debido a su colocación por interferencia, modifica el cálculo de la variación de densidad y se llega tan sólo a una densidad media de  $5.7 \text{ Mg/m}^3$ , tras compactar. La Fig. 9 representa la distribución de la deformación volumétrica en el compacto en la fase final de su compactación, pudiéndose observar el efecto, bien conocido, del rozamiento con las paredes del molde.

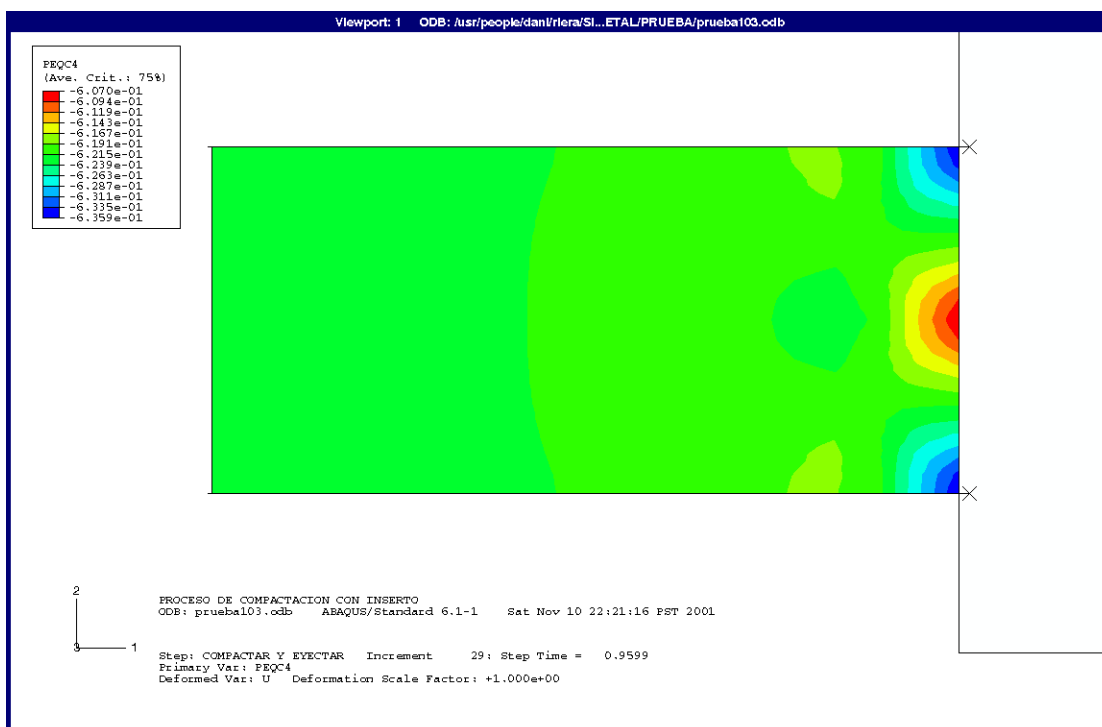


Fig. 9.- Distribución de la deformación volumétrica en el compacto metálico al final de la etapa de compresión.

El efecto de la fricción sobre la pieza durante su eyección no es uniforme, debido al estado de tensiones que actúa en cada punto del contacto pieza-inserto. Así, tan sólo iniciarse la recuperación elástica, la distribución de densidades en el agregado metálico deja de ser simétrica con respecto de su zona ecuatorial, tal como se observa en la Fig. 10 para la variable deformación volumétrica, relacionada con el cambio de densidades.

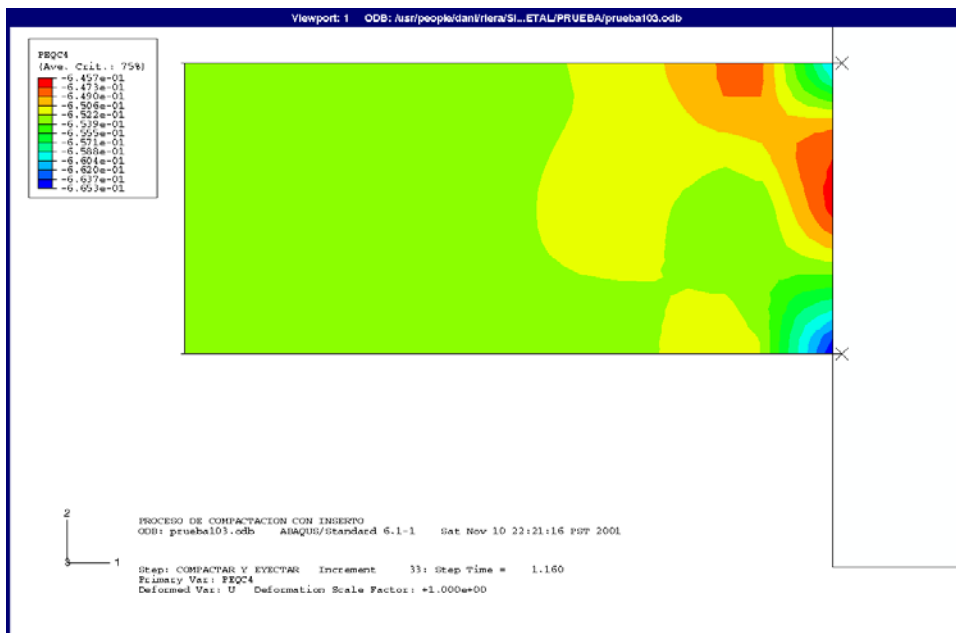


Fig. 10.- Distribución de la deformación volumétrica en el compacto metálico correspondiente a las primeras etapas del proceso de eyección.

Tras la eyección, la preforma porosa muestra la distribución de deformación volumétrica que se presenta en la Fig. 11.

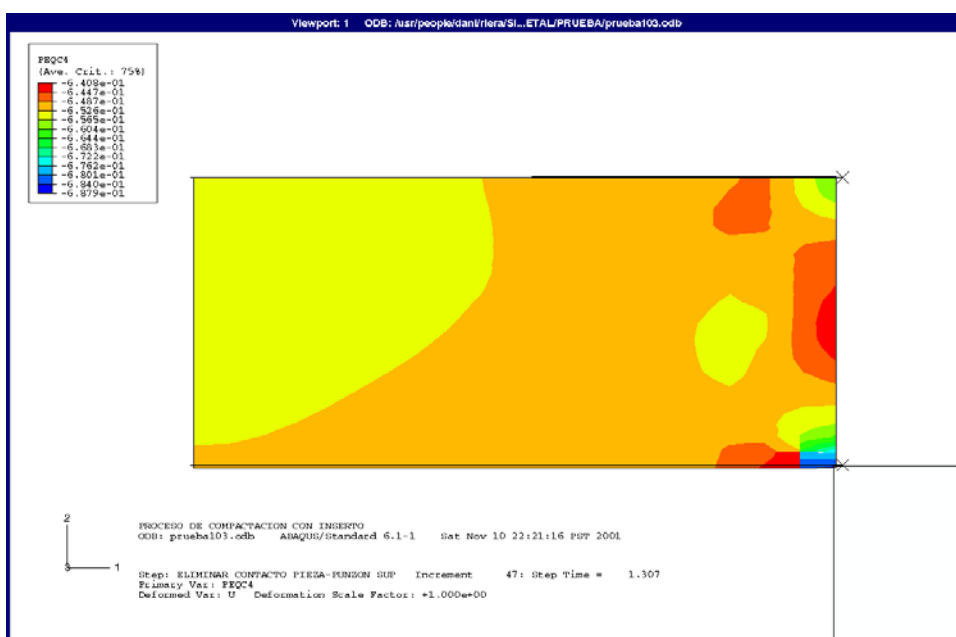


Fig. 11.- Distribución de la deformación volumétrica en el compacto metálico al finalizar el proceso de eyección.

Tras retirar los punzones y dar por terminada la fabricación del compacto, la densidad media es de  $5.83 \text{ Mg/m}^3$ .

La utilización de un inserto menos rígido apenas altera la distribución de densidades; en cambio, hay un destacable cambio en la magnitud de esta variable: al disminuir el módulo elástico, aumenta la densidad media del compacto.

## 6 CONCLUSIONES

### CON RESPECTO AL PROCESO DE COMPACTACIÓN CON INSERTO

Son muchos los parámetros a controlar en el diseño del proceso industrial: la geometría de todos los componentes, o las diversas relaciones que puedan establecerse entre medidas; la relación de esbeltez del compacto, no mencionada aquí, pero que puede influir notablemente en el resultado final (el efecto de la fricción en la eyección es muy heterogéneo y tanto más cuanto mayor es la altura del compacto); las características de la utilización de un inserto resistente al desgaste, exige, también, un cuidadoso análisis del tipo de materiales, grado de interferencia, relación entre las dimensiones inserto-matriz.

Todo ello sin tener en cuenta el complejo comportamiento elasto-plástico del polvo metálico a compactar. La eyección es siempre una etapa crucial en el proceso práctico; muchos de los problemas industriales derivan de esta fase, mal conocida. La elasticidad de estos materiales ha sido prácticamente ignorada. Para la plasticidad, el mejor modelo está demostrando ser, por ahora, el DRUCKER-PRAGER/CAP, aunque los autores del presente trabajo tiene ciertas dudas acerca de su validez, sobre todo en estados de fallo.

### CON RESPECTO AL CÁLCULO MEDIANTE ELEMENTOS FINITOS

No hay la menor duda de que éste es un caso en que la simulación mediante métodos numéricos es muy eficiente, debido al gran número de parámetros a tener en cuenta. En este sentido, ABAQUS incorpora importantes ventajas con respecto de otros códigos comercializados. En opinión de los autores, una de las más destacables es el modelo de plasticidad Drucker-Prager/CAP. La posibilidad de introducir un modelo de fricción variable con la densidad del compacto; la utilización de contactos *blandos*; la formulación de una ley de elasticidad no lineal (quizás, de tipo hiperelástico), son otros importantes aspectos de este programa que lo hacen muy indicado para el caso aquí descrito.

## REFERENCIAS

1. G. F. Bocchini, G. Cricrì y R. Esposito. "Influence of operating temperature on shring fitting pressure of PM dies". *Powder Metallurgy*. Vol. 39. No. 3. Pp. 195-206. 1996.
2. L. Pleney. Proc. Colloq. Sur "La compression des poudres métalliques". Paris (France). March 1979. Société Française de Métallurgie.
3. E. Armentani, G. F. Bocchini, G. Cricrì, R. Esposito. "Short dies and thin-walled inserts for warm compaction: numerical determination of design features". *Comunicación privada*.

4. M. D. Riera, J. M. Prado and A. Larsson. "Determination of the green Strength of Powder Metallurgical Compacts by means of the Brazilian Test". *Powder Metallurgy World Congress. PM'00*. Kyoto (Japan). 2000. Proceedings. Vol. 2. ISBN 4-9900214-8-7. Pp. 1617.
5. M. D. Riera and J. M. Prado. "Uniaxial Compression Tests on Powder Metallurgical Compacts". *Proceedings of the 1998 Powder Metallurgy World Congress & Exhibition*. CD-Document number 615. Ed. EPMA. UK. 1998.
6. E. Pavier. "Caracterisation du comportement d'une poudre de fer pour le procedé de compression en matrice". *Thesis*. Institut National Polytechnique de Grenoble. 1998.
7. Hibbitt, Karlsson and Sorensen, Inc. *ABAQUS Theory Manual. Version 6.1*. U.S.A. 2000..
8. M. D. Riera. "Comportamiento mecánico de compactos pulvimetalúrgicos". *Thesis*. Universidad Politécnica de Cataluña. 1999.
9. J. M. Prado and M. D. Riera. "Modelling of Elastic Behaviour of Metal Powder Compacts". *NATO Advanced Research Workshop. Recent Developments in Computer Modelling of Powder Metallurgy Processes*. Series III: Computer and Systems Sciences-Vol. 176. ISSN: 1387-6694. Pp. 63-70. 2000.
10. A. Frachon, D. Imbault, P. Doremus, M. D. Riera, J. M. Prado. "Modelling of the spring-back of green compacts". *Proceedings of the European Congress and Exhibition Powder Metallurgy*. Nice (Francia). 2001.
11. PM-Modnet group. Thematic Network on Powder Compaction. "Report". CEE. 1997-2000.

