

APLICACIÓN DEL MÉTODO (PFEM) A LA SIMULACIÓN DE PROCESOS INDUSTRIALES CON GRANDES DEFORMACIONES

Carlos G. Ferrari ^{*}, Juan Carlos Cante [†], y Javier Oliver ^{*}

^{*} Universidad Politécnica de Cataluña (UPC)
Campus Nord UPC, Edifici C1 Jordi Girona 1-3 08034 Barcelona, España
e-mail: ferrari@upc.edu - xavier.oliver@upc.edu

[†] Universidad Politécnica de Cataluña (UPC)
Campus Terrassa, TR45 C/. Colom, 11 08222 España
e-mail: juan.cante@upc.edu

Palabras clave: Métodos de Partículas, Algoritmos de Contacto, Problemas de Conformado Industrial, Corte, Transferencia de Pulvimateriales

Resumen: *El propósito de este trabajo es mostrar el potencial del nuevo método de elementos finitos de partículas (PFEM) en la modelización y simulación de diversos procesos industriales que involucren grandes movimientos y deformaciones propios de la mecánica de sólidos. En contraste con el MEF, esta nueva técnica permite eliminar los típicos problemas debidos a las grandes distorsiones de la malla de elementos finitos. Se eliminan también los problemas asociados al paso de información entre mallas y a la cosmética de generación de mallas usada frecuentemente en las técnicas de remallado. El nuevo esquema numérico ofrece también nuevas posibilidades para la solución del problema de contacto y fricción tanto en el caso unilateral como en el bilateral. Para resolver el problema de contacto, mediante la utilización del generador de conectividades, se definen una serie de elementos de contacto que, provistos de una ecuación de penalización, permiten forzar la condición de impenetrabilidad y modelar la fricción entre cuerpos. La generación de los elementos elimina automáticamente el problema de búsqueda de la mínima distancia y el tratamiento de los casos en que dicho problema tiene varias soluciones. El modelo se extiende al caso de lagrangiano aumentado permitiendo así la utilización de coeficientes de penalización moderados. La nueva metodología se aplica específicamente a la simulación de problemas de transferencia de pulvimaterial en el interior de un molde durante el proceso de compactación y de corte/rebajado de lámina metálica.*

1 INTRODUCCIÓN

El método de los elementos finitos^{8,9} es una de las herramientas más potentes de las que se dispone en la actualidad para la simulación numérica de una gran variedad de problemas de ingeniería y ciencia. Sin embargo, ante la necesidad de resolver problemas que son cada vez más complejos y de mayor magnitud, hay muchos casos donde la formulación del método clásico presenta limitaciones intrínsecas que ocasionan fuertes impedimentos para llevar a cabo las simulaciones deseadas.

Algunas de las dificultades actuales las presentan los problemas donde se producen grandes desplazamientos y deformaciones de los materiales involucrados. Tales problemas son propios de la mecánica de medios continuos y se aplican en diversas áreas de la técnica como la mecánica de sólidos donde se modelan los efectos termo-mecánicos bajo ciertas condiciones definidas por temperaturas, tensiones o deformaciones impuestas sobre todo tipo de materiales, tales como metales, hormigones y suelos en problemas de análisis estructural y geotecnia o conformado de metales dentro de determinados procesos industriales (estampación, forja, pulvimetalurgia, etc.).

El problema surge como consecuencia de las elevadas distorsiones en los elementos pertenecientes a las mallas de elementos finitos durante el desplazamiento de sus nodos y la fuerte deformación (distorsión) de su dominio. La consecuencia inmediata de tal situación es que durante el proceso de resolución de las ecuaciones que gobiernan al fenómeno modelado se deben verificar ciertos indicadores, tales como que el Jacobiano o gradiente de la deformación de cada elemento de la malla sea mayor a cero, o lo que es lo mismo que el volumen de cada elemento deformado sea positivo. La existencia de las distorsiones en los elementos deformados de la malla original tiende a producir volúmenes en los mismos de valor negativo o nulo, con lo que se debe detener la ejecución del cálculo para preservar el cumplimiento de las hipótesis que hacen físicamente representativos y posibles a los resultados obtenidos.

Los métodos de remallado estándar, por lo general, atacan al problema producido por las grandes deformaciones realizando lo que comúnmente se denomina cosmética de mallas o bien llevando a cabo un proceso de remallado (generación de una nueva malla para discretizar al dominio) a partir de la geometría deformada.

La cosmética de mallas se basa en la manipulación y la transformación de una malla altamente distorsionada o de baja calidad en otra aceptablemente buena a fines de cálculo y resolución de las ecuaciones correspondientes. La desventaja de éste método es que se construye a partir de criterios empíricos que sólo son eficientes para los casos particulares para los cuales fueron desarrollados. Por lo tanto, al carecer de generalidad, impiden su extensión a una amplia variedad de situaciones.

Los remallados automáticos toman como punto de partida la malla deformada y altamente distorsionada tras el cálculo y de la actualización en los valores de las variables del problema, luego generan unos nuevos elementos ya no tan distorsionados como los antiguos y teniendo como punto de partida esta nueva malla se continúa con el proceso de cálculo. Las limitaciones de éste método son básicamente el elevado coste en tiempo computacional relacionado con la generación de una nueva malla y la proyección de los valores calculados

desde la malla antigua hacia la nueva configuración. Existen además casos tales como los problemas de fluidos y gases en general o los de llenado de moldes y compactación de pulvimateriales (que forman parte de los procesos de conformado de pulvimetales), donde se presentan superficies libres, es decir un contorno del dominio donde su forma no se conoce a priori, sino que su determinación es parte de la solución del problema. En tales casos el cálculo de tal superficie implica la realización de varias iteraciones para llegar a la convergencia de los resultados, donde, si se trata de un problema con grandes deformaciones, seguramente deberá generarse una nueva malla en cada una de ellas. En consecuencia la elevada duración del cálculo, bajo estas situaciones, hace prácticamente imposible la resolución de problemas de alta complejidad y/o de gran tamaño.

Para lograr superar los obstáculos hasta el momento expuestos se pretende adoptar y combinar de forma conveniente algunas de las modernas técnicas numéricas disponibles como los “meshless methods” o métodos sin malla y métodos de partículas, con otros referidos a la discretización geométrica por medio de la generación de diagramas de Voronoi y triangulaciones extendidas de Delaunay (generación de poliedros de bajo y alto orden a partir de nubes de puntos y esferas). Tal enfoque conocido como Método de Elementos Finitos de Partículas^{5,6,7} permitirá una convivencia entre las formulaciones típicas de la mecánica de los medios continuos, la actualización constante de los valores en cada punto de análisis y la obtención de las nuevas conectividades nodales a partir de la determinación de un conjunto de nodos cercanos y pertenecientes a la periferia de un determinado punto luego de cada paso incremental – iterativo del cálculo.

2 MÉTODO DE LOS ELEMENTOS FINITOS DE PARTÍCULAS - PFEM

2.1 Formulación del problema

A continuación se exponen las características fundamentales de la metodología PFEM (Particle Finite Element Method).

Sea $B = \{X_i; i:1 \dots N_p\}$ un conjunto finito de partículas X_i que representan las infinitas partículas del medio continuo¹. Sea $x_i = x(X_i, t)$ la función posición en el tiempo t de la partícula, ver figura 2.1. Sean, $v(X_i, t)$ y $a(X_i, t)$ los vectores velocidad y aceleración, respectivamente, el problema dinámico asociado que se desea resolver es encontrar los desplazamientos $u(X_i, t)$ a lo largo del tiempo, que cumplan las ecuaciones de movimiento (1) y las correspondientes condiciones iniciales y de frontera.

$$Ma + F^{int}(u) - F^{ext}(u) = 0 \quad (1)$$

La integración implícita de la ecuación anterior, mediante la aplicación directa de un

¹ El comportamiento y propiedades de cada partícula se obtienen por la interpolación de las correspondientes a las de las partículas seleccionadas

esquema del tipo Newmark, conduce directamente al siguiente problema iterativo⁸.

Dados, v_n y a_n desplazamientos, velocidades y aceleraciones de las partículas en el tiempo t_n , entonces el nuevo problema es encontrar, v_{n+1} y a_{n+1} que satisfagan las siguientes expresiones:

$$\begin{aligned} M_{n+1}a_{n+1} + K_{n+1}u_{n+1} &= F_{n+1}^{ext} \\ u_{n+1} &= u_n + \Delta t v_n + \frac{1}{2} \Delta t^2 [(1 - 2\beta)a_n + 2\beta a_{n+1}] \\ v_{n+1} &= v_n + \Delta t [(1 - \gamma)a_n + \gamma a_{n+1}] \end{aligned} \quad (2)$$

donde M_{n+1} representa la matriz de masa del sistema, K_{n+1} la rigidez, F_{n+1}^{ext} la acción de las fuerzas externas (fuerzas de gravedad y contacto), Δt_{n+1} el incremento de tiempo y, γ y β los parámetros de integración (aquí se ha considerado $\beta = \gamma = \frac{1}{2}$)

El modelo constitutivo propuesto, sección 3, es uno del tipo visco-elasto-plástico y se fundamenta en la teoría de las grandes deformaciones plásticas. Por lo tanto, el sistema de ecuaciones (2), es en general no lineal y requiere de la adición de una serie de variables internas \bar{q}_i para su completa formulación.

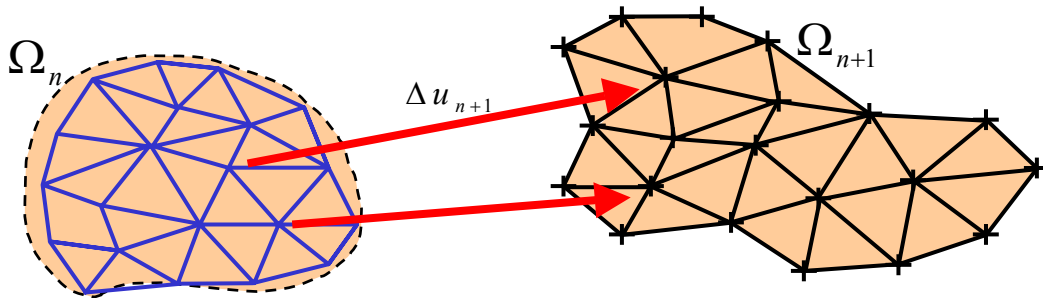


Figura 2.1. Configuración y conectividad inicial y deformada con una nueva conectividad

Los pasos que constituyen el algoritmo general para la solución del problema dinámico (1) son los siguientes:

Paso 1: Inicialización

Este paso corresponde al establecimiento de las variables, v_n , a_n y \bar{q}_{ni} en el tiempo t_n

Paso 2: Generación de las conectividades

Con base en la posición de las partículas en el tiempo t_n y la aplicación de una técnica de generación de conectividades basada en los diagramas de Voronoi y triangulaciones de Delaunay se obtiene una partición única del dominio en elementos poliédricos.

Para el cálculo de dicha partición se ha utilizado un programa desarrollado por otros autores⁵, el cual goza de las siguientes características:

- 1) El tiempo empleado para su obtención crece linealmente con el número de nodos
- 2) No se introducen nuevos nodos

- 3) En ningún caso se modifican sus posiciones iniciales
- 4) El reconocimientos de contornos se lleva a cabo por medio del método de alpha-shape^{5,6,7}, donde las fronteras del dominio son reconocidas de forma dinámica durante el cálculo

Paso 3: Solución del problema incremental no lineal

Una vez establecidas las diferentes conexiones entre los nodos, se interpreta a ésta conectividad como una nueva malla de elementos finitos, que tiene efecto solo durante la resolución del problema incremental, ecuación (2). Este cálculo se realiza de forma estándar siguiendo un planteamiento acorde al método de los elementos finitos^{8,9}.

Paso 4: Actualización nodal

Una vez obtenido el nuevo incremento en los desplazamientos, se procede a la actualización de la posición de las diferentes partículas y a la actualización nodal de las variables, v , a y q_i en el tiempo. El algoritmo continúa con el retorno al paso 2.

3 PROBLEMA DE CONTACTO Y FRICCIÓN

El esquema numérico propuesto, denominado ACIM (Adaptive Contact Interface Method) ofrece nuevas posibilidades para la solución del problema de contacto. En éste caso, con ayuda del generador de conectividades, se define una serie de elementos que se utilizan como elementos interfaz o contacto, que provistos de una ecuación de penalización, permiten forzar la condición de impenetrabilidad y modelar la fricción entre cuerpos. A continuación se presentan las características fundamentales de la nueva metodología.

3.1 Elementos de contacto: generación y cinemática

Continuando con la notación introducida en el apartado anterior, sean $B_n^{(1)} = \{x_{n,i}^{(1)}; i:1 \dots N^{(1)}\}$ y $B_n^{(2)} = \{x_{n,i}^{(2)}; i:1 \dots N^{(2)}\}$ los conjuntos de las posiciones espaciales en el tiempo n , de las partículas que representan a los cuerpos que intervienen en el problema de contacto, figura 3.1.

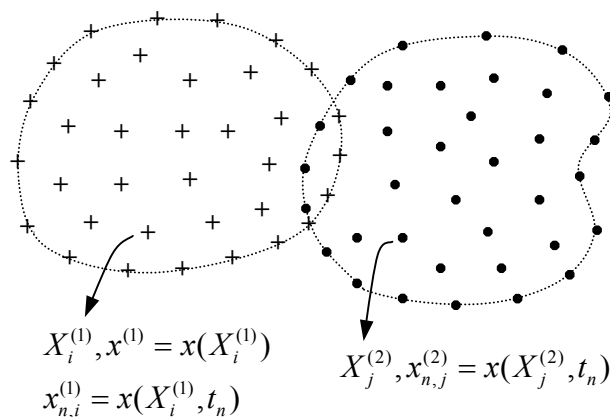


Figura 3.1. Conjuntos de partículas que conforman los cuerpos en contacto

Sean $B_n^{(1),h}$ y $B_n^{(2),h}$ las regiones en \mathfrak{R}^2 que se obtienen como resultado del cálculo de las conectividades, $B_n^{(1),h}$ y $B_n^{(2),h}$ pueden interpretarse como las mallas de elementos finitos que se utilizarán para resolver el nuevo paso de tiempo, ver figura 3.2. Sean $\partial B_n^{(1),h}$ y $\partial B_n^{(2),h}$ las líneas poligonales que representan sus fronteras y $\partial B_n^{(1)}$ y $\partial B_n^{(2)}$ los conjuntos de las posiciones espaciales de las partículas que las componen, figura 3.2. $\partial B_n^{(1)}$ y $\partial B_n^{(2)}$ definen las posiciones de las partículas, consideradas de frontera, sobre las cuales se calcula una nueva conectividad.

Esta nueva región, denotada como $B_n^{(I)}$, define la zona de contacto, o interfaz da contacto, ver figura 3.3. Dicha región está compuesta por una serie de elementos triangulares, los cuales deben tener uno de sus nodos en $\partial B_n^{(1)}$ y los otros dos en $\partial B_n^{(2)}$, o viceversa.

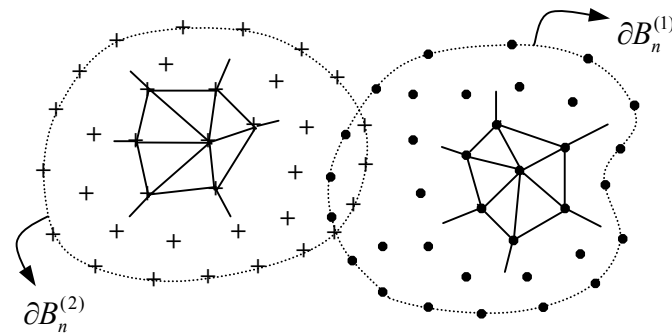


Figura 3.2. Conectividades que relacionan las partículas de los cuerpos en contacto

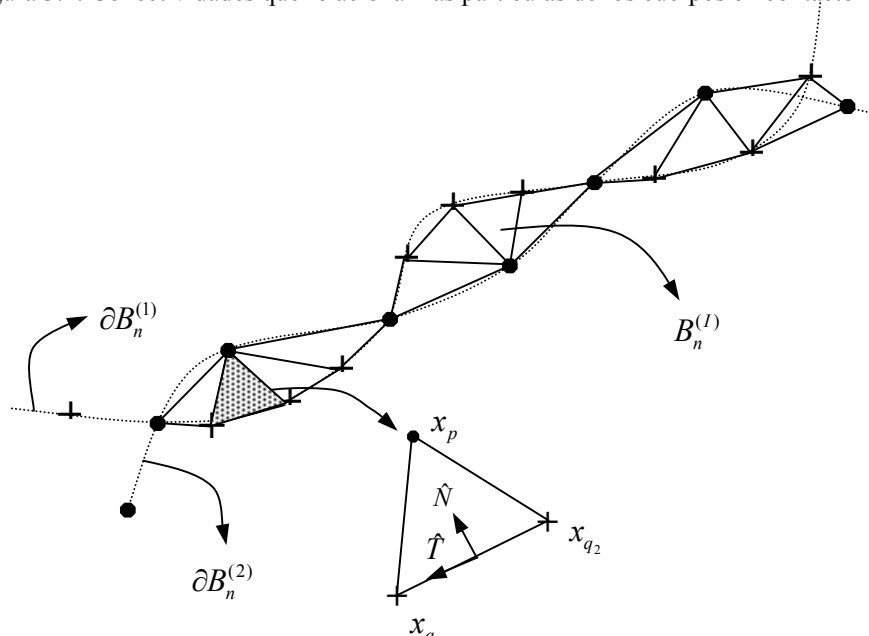


Figura 3.3. Interfaz de contacto generada entre los contornos de los cuerpos 1 y 2

Para cada elemento, $e \in B_n^{(l)}$, se define el vector normal asociado al problema de contacto $\hat{N}_{n,e}$, que se calcula como el vector perpendicular al segmento cuyos nodos están sobre el mismo cuerpo y que apunta hacia el exterior del mismo.

Se define además la dirección tangencial $\hat{T}_{n,e}$ como la dirección que hace que el producto vectorial $\hat{N}_{n,e} \times \hat{T}_{n,e}$ apunte hacia afuera del papel (figura 3.3).

Sea $u_{n+1}^{(k)}(x)$ el desplazamiento incremental correspondiente al tiempo t_{n+1} y en la iteración (k) , esta variable se interpola en términos de los desplazamientos de los nodos (partículas) del elemento en cuestión como $u_{n+1}^{(k)}(x) = \sum_i N_i(x) \hat{u}_i$

3.2 Ecuación de penalización de contacto y fricción

Dado $e \in B_n^{(l)}$, sea x_p la posición (en el tiempo t_n) del nodo p que pertenece al cuerpo $B_n^{(1)}$ y x_{q_1}, x_{q_2} las posiciones de los nodos q_1 y q_2 de $B_n^{(2)}$ (el tratamiento, en el caso contrario, cuando $p \in B_n^{(1)}$ y $q_1, q_2 \in B_n^{(2)}$ es similar). La deformación inicial se define como $\varepsilon_o = \varepsilon_{no} \hat{N}_{n,e} \otimes \hat{N}_{n,e}$, donde $\hat{N}_{n,e}$ el vector unitario normal asociado al elemento de contacto que apunta hacia el exterior del cuerpo (figura 3.3) y ε_{no} viene dado por:

$$\varepsilon_{no} = \frac{1}{l_o} \left((x_p - x_{q_1}) \cdot \hat{N}_{n,e} - g_o \right) \quad (3)$$

Aquí, g_o corresponde al “gap”, valor de la distancia mínima entre los cuerpos a partir de la cual se viola la condición de impenetrabilidad. El término l_o corresponde a una longitud característica del elemento, que se define como la distancia entre x_{n,q_1} y x_{n,q_2} . Como una consecuencia de la definición de $\hat{N}_{n,e}$ el valor de ε_{no} es independiente de la selección de x_{n,q_1} ó x_{n,q_2} . Si $\varepsilon_{no} < 0$ se considera que se parte de una posición inicial en la que se viola la condición de impenetrabilidad, mientras que en caso contrario se parte de una condición de no penetración.

Las deformaciones incrementales, normal y tangencial, se definen como $\Delta\varepsilon_N = \hat{N}_{n,e} \cdot \Delta\varepsilon \cdot \hat{N}_{n,e}$ y $\Delta\varepsilon_T = \hat{T}_{n,e} \cdot \Delta\varepsilon \cdot \hat{T}_{n,e}$, respectivamente. El tensor $\Delta\varepsilon$ corresponde al gradiente simétrico de los desplazamientos incrementales. El total de la deformación se obtiene como $\varepsilon_N^{(k)} = \varepsilon_{no} + \Delta\varepsilon_N^{(k)}$.

Las tensiones de penalización, tanto la componente normal como la tangencial, se calculan como $\sigma_N^{(k)} = k_N \varepsilon_N^{(k)} \hat{N}_{n,e} \otimes \hat{N}_{n,e}$ y $\sigma_T^{(k)} = k_T \Delta\varepsilon_T^{(k)} \hat{T}_{n,e} \otimes \hat{T}_{n,e}$, donde $\hat{T}_{n,e}$ es el vector unitario tangente asociado al elemento de contacto orientado como lo indica la figura 3.3. Los valores

k_N y k_T se interpretan como constantes de penalización. En el caso de contacto activo, cuando $\varepsilon_N^{(k)} < 0$, la tensión de penalización se puede interpretar como el estado de compresión al que se está sometiendo a elemento durante el contacto. Las fuerzas internas equivalentes (fuerzas de penalización) que actúan en los nodos se convierten luego en las reacciones que actúan sobre $B_n^{(1), h}$ y $B_n^{(2), h}$ en la zona de contacto.

La contribución al nodo r del vector de fuerzas de penalización, debidas al contacto y a la fricción, se obtienen como:

$$\begin{aligned} p_r^{c,(k)} &= \int_{B_r^e} \sigma_N^{(k)} \cdot \nabla N_r dv = k_N \int_{B_r^e} \varepsilon_N^{(k)} (\hat{N}_{n,e} \cdot \nabla N_r) dv \hat{N}_{n,e} =: k_N g_{N,r}^{(k)} \hat{N}_{n,e} \\ p_r^{f,(k)} &= \int_{B_r^e} \sigma_T^{(k)} \cdot \nabla N_r dv = k_T \int_{B_r^e} \varepsilon_T^{(k)} (\hat{N}_{n,e} \cdot \nabla N_r) dv \hat{T}_{n,e} =: k_T g_{T,r}^{(k)} \hat{T}_{n,e} \end{aligned} \quad (4)$$

Las expresiones de la derecha, $k_N g_{N,r}^{(k)} \hat{N}_{n,e}$ y $k_T g_{T,r}^{(k)} \hat{T}_{n,e}$, permiten interpretar las fuerzas de penalización como el producto entre la constante de penalización y un valor de “gap” equivalente. El valor de la fuerza de fricción $p_r^{f,(k)}$ debe interpretarse como un estado de prueba que luego se proyecta sobre la superficie que defina la fricción. En éste caso se proyecta sobre el cono de Coulomb correspondiente al modelo de fricción seca.

La fuerza total de contacto y fricción se obtendrá más adelante como el ensamble de todas las aportaciones de estas fuerzas elementales.

3.3 Aplicación del Método de Lagrangiano Aumentado

Sean $\lambda_{N,n+1}^{(l)}$ y $\lambda_{T,n+1}^{(l)}$ los valores elementales de los multiplicadores de Lagrange de contacto y fricción, respectivamente. El índice (l) se refiere a la l -ésima iteración del lagrangiano aumentado. La fuerza de contacto elemental se calcula como:

$$F_{r,n+1}^{c,(k)} = \langle \lambda_{N,n+1}^{(l)} + k_N g_{N,r}^{(k)} \rangle \hat{N}_{n,e} \quad \text{donde } \langle x \rangle = \begin{cases} 0 & \text{si } x > 0 \\ x & \text{si } x < 0 \end{cases} \quad (5)$$

Para el cálculo de la fricción se tiene una expresión similar, pero en este caso el símbolo $\langle \bullet \rangle_c$ se interpreta como la proyección sobre el cono de Coulomb. El valor de F_N se comenta en el siguiente apartado.

$$F_{r,n+1}^{f,(k)} = \langle \lambda_{T,n+1}^{(l)} + k_T g_{T,r}^{(k)} \rangle_c \hat{T}_{n,e} \quad \text{donde } \langle x \rangle_c = \begin{cases} \mu F_N & \text{si } x > \mu F_N \\ -\mu F_N & \text{si } x < -\mu F_N \\ x & \text{si } -\mu F_N \leq x \leq \mu F_N \end{cases} \quad (6)$$

3.4 Matriz tangente

La contribución elemental, K_e^c , a la matriz tangente debida al contacto se obtiene mediante la siguiente expresión

$$(K_e^c)_{ri,sj} = \frac{\partial F_{ri,n+1}^{c,(k)}}{\partial \hat{u}_{sj}} = h_c(\lambda_N + kg_N)k_N \frac{\partial g_{N,r}}{\partial \hat{u}_{sj}} \hat{N}_i \quad \text{donde } h_c(x) = \begin{cases} 0 & \text{si } x > 0 \\ 1 & \text{si } x < 0 \end{cases} \quad (7)$$

los índices r,s hacen referencia a los nodos del elemento de contacto y los índices i,j , a los grados de libertad. Se puede probar que la derivada de $g_{N,r}$ viene dada por:

$$\frac{\partial g_{N,r}}{\partial \hat{u}_{sj}} = \left\{ \int (\nabla N_s \cdot \hat{N})(\nabla N_r \cdot \hat{N}) dv \right\} \hat{N}_j \quad (8)$$

y por tanto $(K_e^c)_{r,s}$ se puede escribir como

$$(K_e^c)_{r,s} = h_c(\lambda_N + kg_N)k_N \left\{ \int (\nabla N_s \cdot \hat{N})(\nabla N_r \cdot \hat{N}) dv \right\} \hat{N} \otimes \hat{N} \quad (9)$$

En cuanto a la contribución debida a la fricción el procedimiento es bastante similar y la matriz se obtiene a partir de la siguiente expresión

$$(K_e^f)_{ri,sj} = \frac{\partial F_{ri,n+1}^{f,(k)}}{\partial \hat{u}_{sj}} = h_f(\lambda_T + kg_T)k_T \frac{\partial g_{T,r}}{\partial \hat{u}_{sj}} \hat{T}_i \quad \text{donde } h_f(x) = \begin{cases} 1 & |x| \leq \mu F_N \\ 0 & |x| > \mu F_N \end{cases} \quad (10)$$

Sin embargo, para facilitar el cálculo de la derivada de $g_{T,r}$, se impone que el término μF_N , que aparece en la definición del cono de Coulomb, no dependa de los desplazamientos incrementales, \hat{u} . Esto se consigue tomando como F_N a la fuerza normal del incremento anterior. En éste caso, la expresión para la matriz debida a la fricción adquiere la siguiente forma

$$(K_e^f)_{r,s} = h_f(\lambda_T + k_T g_T)k_T \left\{ \int (\nabla N_s \cdot \hat{N})(\nabla N_r \cdot \hat{N}) dv \right\} \hat{T} \otimes \hat{T} \quad (11)$$

3.5 Actualización de los multiplicadores de lagrange

Sean F_n^c y F_n^f las fuerzas (nodales) de contacto y fricción correspondientes al paso de tiempo t_n . Para cada $e \in B_n^{(l)}$ y nodo p de la interfaz de contacto se define la siguiente tabla de coeficientes $\alpha_{ep} := \alpha(e, p)$ como el cociente entre el área del elemento e y el área de los

elementos de $B_n^{(l)}$ que contienen al nodo p . Dado $e \in B_n^{(l)}$ y p nodo de e , se definen los valores iniciales de los multiplicadores elementales $\lambda_{N,n+1}^{(0)}$ y $\lambda_{T,n+1}^{(0)}$ en el nodo p como la proyección ponderada de las componentes nodales.

$$(\lambda_{N,n+1}^{(0)})_p = \alpha_{ep}(F_n^c)_p \cdot \hat{N}_{n,e} \quad \text{y} \quad (\lambda_{T,n+1}^{(0)})_p = \alpha_{ep}(F_n^f)_p \cdot \hat{T}_{n,e} \quad (12)$$

Dados $\lambda_{N,n+1}^{(l)}$ y $\lambda_{T,n+1}^{(l)}$, los valores de los multiplicadores en la iteración l , del esquema del lagrangiano aumentado, se procede a actualizar los valores elementales correspondientes a la iteración $l+1$ mediante las siguientes expresiones:

$$\lambda_{N,n+1}^{(l+1)} = \langle \lambda_{N,n+1}^{(l)} + k_N g_{N,r}^e \rangle \hat{N}_{n,e} \quad \text{y} \quad \lambda_{T,n+1}^{(l+1)} = \langle \lambda_{T,n+1}^{(l)} + k_T g_{T,r}^e \rangle \hat{T}_{n,e} \quad (13)$$

4 EJEMPLOS NUMÉRICOS

4.1 Proceso de transferencia en la pulvimetalurgia

La fase de transferencia es una parte fundamental del proceso de fabricación de piezas mecánicas sinterizadas, mediante el conformado de pulvimetales. La distribución de densidades previa a la compactación se considera actualmente como un factor decisivo a la hora de evaluar la calidad de las propiedades mecánicas de la pieza terminada. Debido a que la medición experimental de dicha magnitud física es extremadamente dificultosa y hasta imposible en ciertos casos, la simulación numérica de esta fase aparece como una herramienta de diseño fundamental.

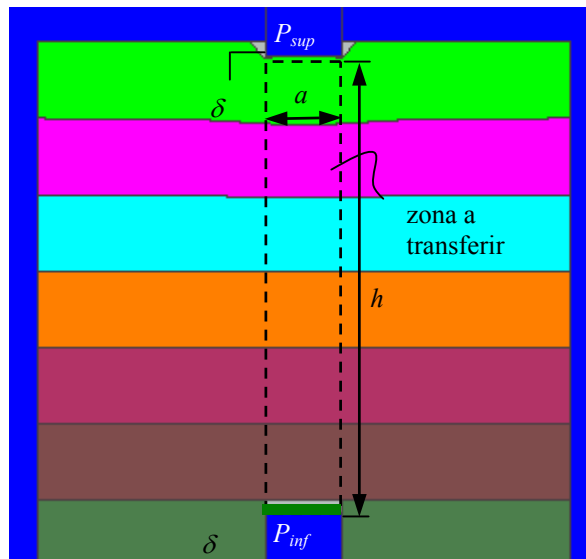


Figura 4.1.1 Esquema geométrico del caso de transferencia

Se presenta aquí el proceso de transferencia de una pieza con una geometría rectangular¹⁰, donde por cuestiones de simetría, se ha considerado su corte transversal bajo la hipótesis de deformación plana.

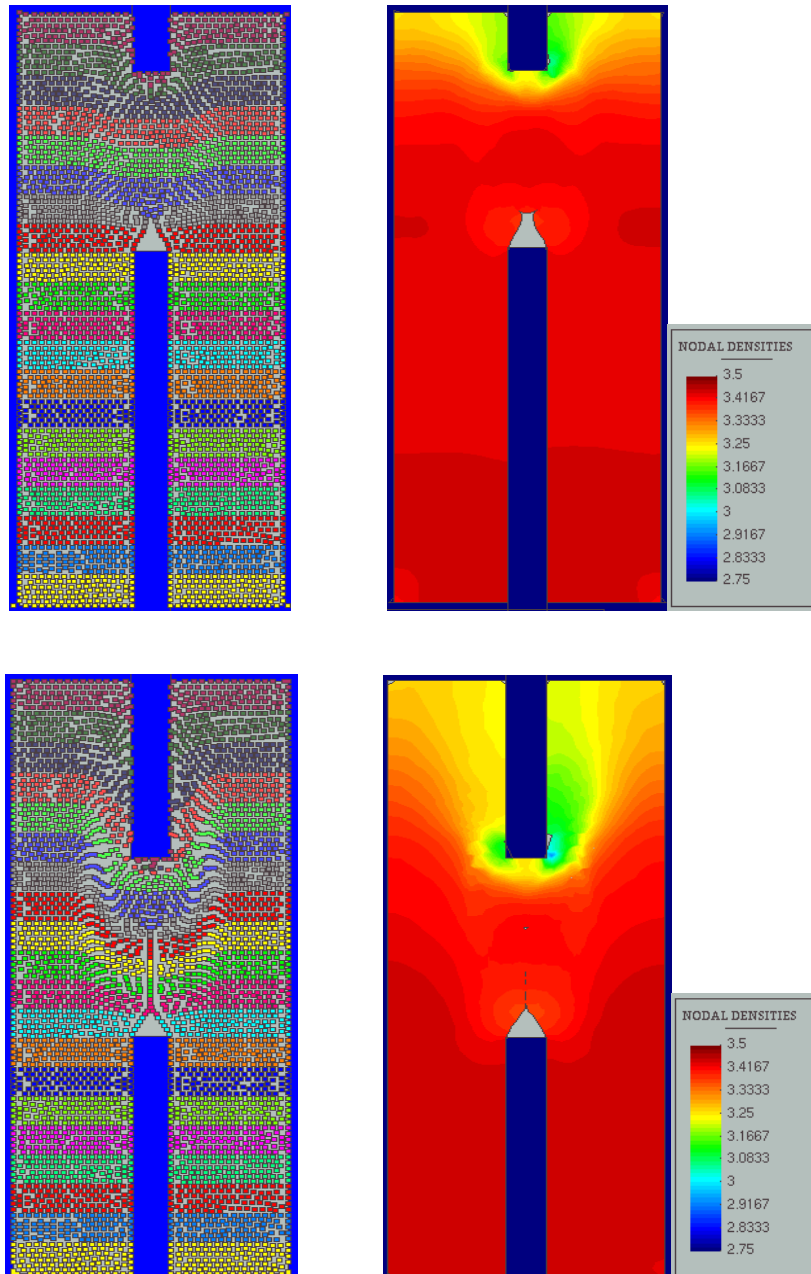


Figura 4.1.2. Transferencia con $a = 5 \text{ mm}$ en 1/5 y 3/5 del proceso. Campo de desplazamientos y distribución de densidades

Se trata de la traslación de una parte del material existente en el molde por medio del movimiento de dos punzones (superior P_{sup} e inferior P_{inf}) que se desplazan solidarios y verticalmente a lo largo de una distancia δ de -50mm.

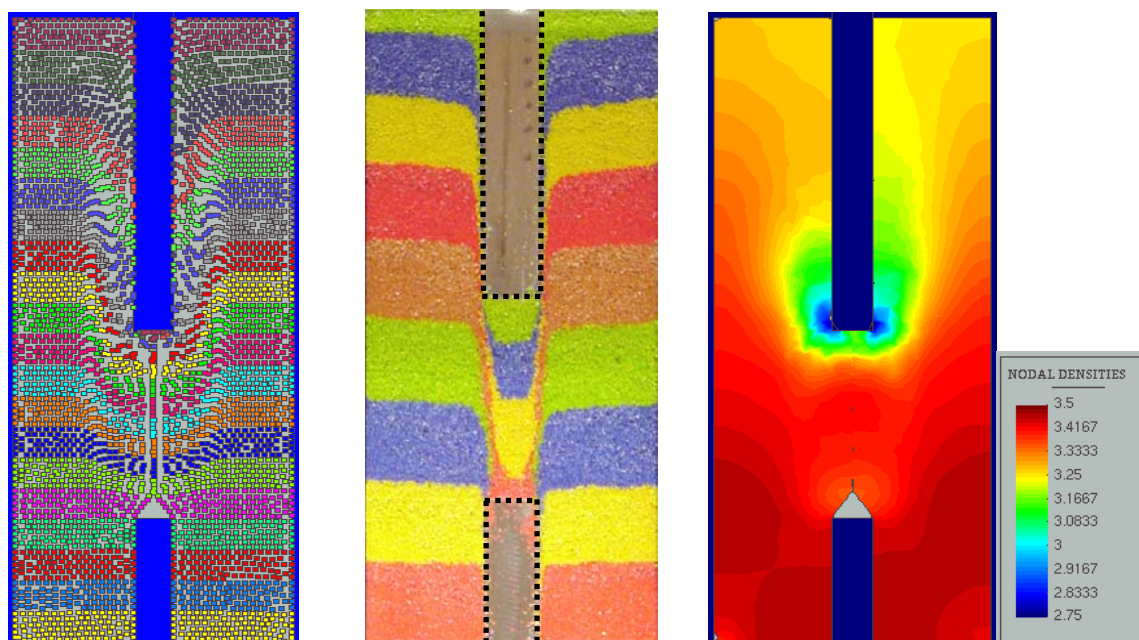


Figura 4.1.3. Transferencia con $a = 5 \text{ mm}$ en el final del proceso. Campo de desplazamientos numérico y experimental, distribución de densidades

La zona a transferir queda definida por el ancho de los punzones, a de 5 mm y 10 mm respectivamente y por la distancia o espacio entre ambos h de 30 mm, figura 4.1.1.

Las diferencias geométricas dadas por las diversas medidas de los punzones tiene consecuencias importantes en los efectos de: material transferido y de amplitud de la transferencia, figuras 4.1.2, 4.1.3 y 4.1.4. Tanto las propiedades físicas asignadas al material como el modelo constitutivo utilizado se tratan en detalle en la referencia⁴.

En la simulación numérica el material ha sido dividido en secciones coloreadas para reconocer con mayor facilidad su desplazamiento (transporte) y deformación durante la transferencia. Se comparan además con resultados experimentales análogos, figuras 4.1.3 y 4.1.4. La comparación numérico-experimental del proceso se hace desde un punto de vista cualitativo, dado que sólo se cuenta con resultados experimentales al nivel de los desplazamientos producidos. En este sentido se han obtenido resultados aceptablemente coincidentes en desplazamientos, lo cual permite cierta credibilidad a las distribuciones de densidades resultantes de la simulación numérica. Dichas densidades presentan sus mayores variaciones en las zonas cercanas a la región de transferencia, mientras que el resto del dominio conserva densidades próximas a la densidad inicial.

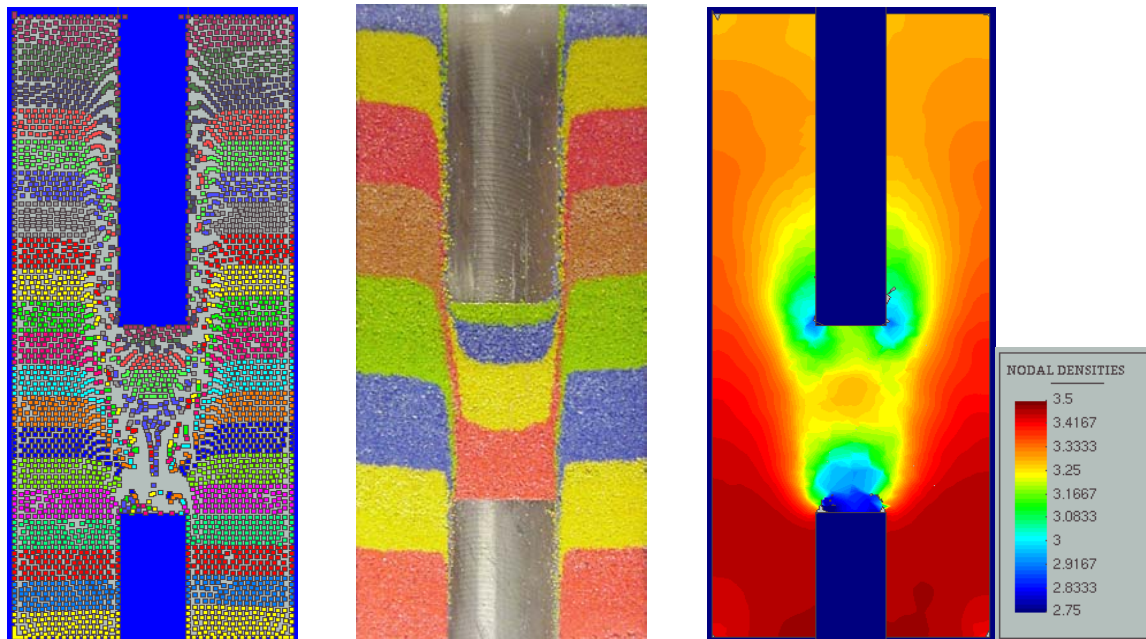


Figura 4.1.4. Transferencia con $a = 10 \text{ mm}$, para el estado final del proceso. Campo de desplazamientos numérico y experimental, distribución de densidades

4.2 Procesos de corte

Los procesos de corte de materiales, en especial de metales, resultan fundamentales para la fabricación de una amplia variedad de piezas y componentes. La durabilidad de las herramientas de corte se encuentra íntimamente ligada a su correcto cálculo y dimensionamiento. Por tal razón, y para cada proceso en particular, se buscan conocer las fuerzas asociadas al corte, la formación y la evolución de las virutas o chips del material durante el corte. En el ejemplo que se presenta a continuación se lleva a cabo el corte octogonal de una pieza de material cuyas propiedades físicas son: $E = 500 \text{ MPa}$, $\nu = 0.3$, $\sigma_y = 275 \text{ MPa}$, considerando plasticidad perfecta y un modelo constitutivo de Von Mises. Las dimensiones geométricas se esquematizan en la figura 4.2.1, donde se consideran: $H = 17 \text{ mm}$, $h = 2.5 \text{ mm}$, $\alpha = \beta = 5.5^\circ$ ¹¹, mientras que las longitudes L y l de la cuchilla y la pieza son variables. La velocidad de corte impuesta es de 22 mm/s en un proceso cuya duración es 1 seg . Los efectos térmicos y de fricción han sido despreciados.

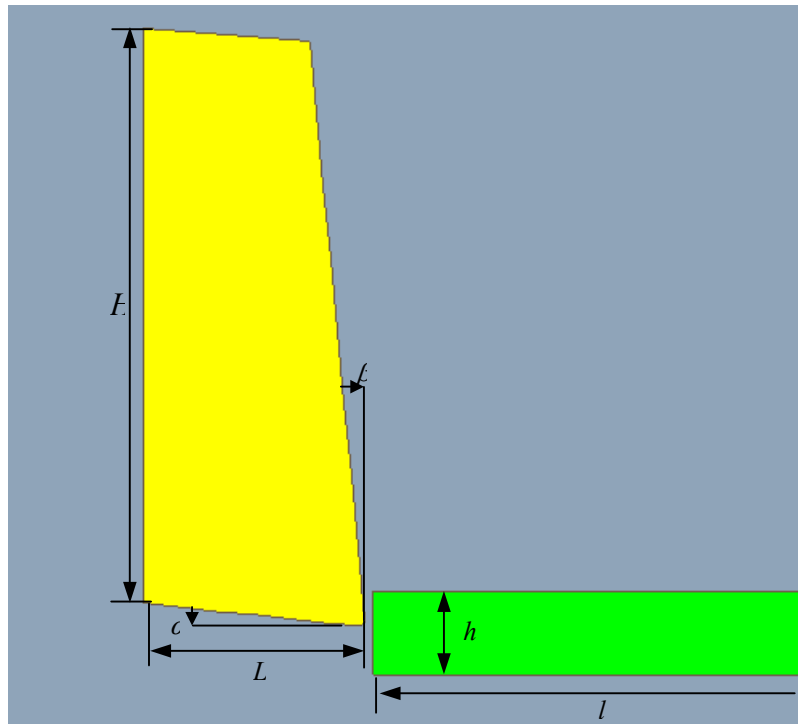


Figura 4.2.1. Esquema geométrico del proceso de corte

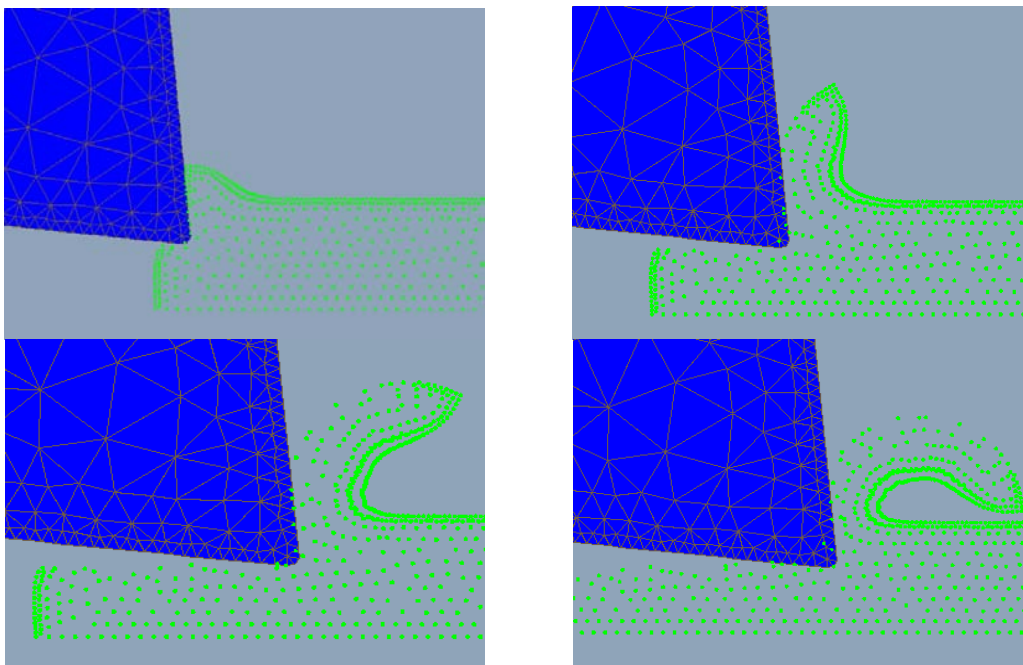


Figura 4.2.2. Formación de la viruta de corte 10, 45, 75 y 100% del proceso

En las figuras 4.2.2 se observan, mediante la visualización de partículas, los desplazamientos y deformaciones producidos en el proceso de corte durante distintos instantes de tiempo, mientras que en las figuras 4.2.3 se muestran las distribuciones de tensiones de Von Mises en los mismos instantes de tiempo. Durante el proceso se observa la actuación intensiva del algoritmo de contacto entre el material y la herramienta y la existencia de fenómenos de autocontacto entre la viruta producida por los efectos del corte y el propio material cortado.

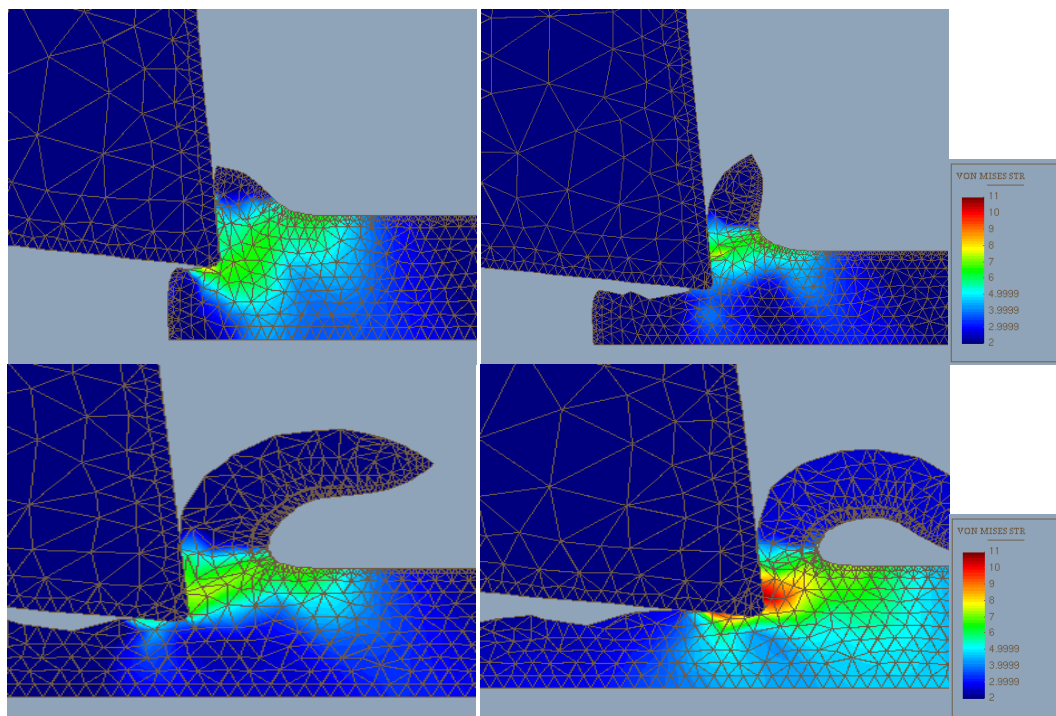


Figura 4.2.3. Distribución de Tensiones de Von Mises para los mismos instantes considerados en la figura anterior

5 CONCLUSIONES

A lo largo del presente trabajo se han expuesto las bases del Método de Elementos Finitos de Partículas aplicado al conformado de sólidos y las bases teóricas del modelo de contacto utilizado. Se ha comprobado, mediante la presentación de ejemplos de aplicación industrial, la factibilidad y confiabilidad de estos métodos numéricos al ser utilizados en problemas industriales de alta complejidad. Los resultados preliminares obtenidos mediante simulación numérica muestran una aceptable coincidencia cualitativa con los resultados experimentales, lo que podría servir para predecir el comportamiento de variables de difícil medición experimental. De esta forma se dejan sentadas las bases para continuar el desarrollo de las metodologías numéricas expuestas en el trabajo y lograr así, posteriormente, una comparación cuantitativa de resultados numéricos y experimentales.

6 AGRADECIMIENTOS

Los autores agradecen la financiación parcial por parte del MCYT mediante el proyecto DPI2003-00629.

7 REFERENCIAS

- [1] J. Oliver, S. Oller, J. C. Cante: “A plasticity model for simulation of industrial powder compaction processes”, *Int. J. Solids and Struct*, 33, 3161-3178, 1996
- [2] J. Oliver, J. C. Cante, J.A. Bas, A. Bolarin: “Metodología de calibración de un modelo numérico de simulación del proceso de compactación de polvos metálicos”, *Proc. Powder Metallurgy world Congress*, 1998, Granada, Spain.
- [3] A.R. Khoei and R.W. Lewis: “Adaptive finite element remeshing in a large deformation analysis of metal powder forming “, *Int. J. Numer. Methods Eng.* 1999, 45, 801-820
- [4] J.C. Cante, J. Oliver, C. González, *On the Numerical Simulation of Powder Compaction Processes: Powder Transfer Modelling and Characterization*, Powder Metallurgy,
- [5] S. Idelsohn, E. Oñate, N. Calvo, F. Del Pin. “A Meshless Finite Element Method”. *First MIT Conference on Computational Fluid and Solid Mechanics*. 12-14 of June, 2001.
- [6] S. Idelsohn, E. Oñate, F. Del Pin. “A Lagrangian Meshless Finite Element Method applied to Fluid Structure Interaction Problems”. *Computer and Structures*, vol. 81, pp. 655-671, 2003
- [7] S. Idelsohn, E. Oñate, F. Del Pin. “The Particle Finite Element Method: A powerful tool to Solve Incompressible Flows with Free-Surfaces and Breaking Waves”. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 2003.
- [8] Thomas J.R. Hughes, “*The Finite Element Method*”, Prentice-Hall Int. Ed. 1987
- [9] O.C. Zienkiewicz e R.L. Taylor, “*The finite element method*”, McGraw Hill, Vol. I (1989).
- [10] A. Istúriz, M. Riera, J. Prado “Experimental Study of the Powder Transfer Stage in Powder Compaction”. *EPMA PM2004 World Congress & Exhibition* Vienna, Austria, 2004.
- [11] Vahid Kalhori. “Modelling and Simulation of Mechanical Cutting”, PhD Thesis, Lulea University, Sweden, 2001.