

SENSIBILIDAD DE RESULTADOS DEL ENSAYO DE TRACCIÓN SIMPLE FRENTE A DIFERENTES TAMAÑOS Y TIPOS DE IMPERFECCIONES

**Claudio Careglio^{a,b}, David Monge^a, Elina Pacini^a, Cristian Mateos^{c,d}, Anibal Mirasso^b y
Carlos García Garino^{a,b}**

^a*Instituto para las Tecnologías de la Información y las Comunicaciones (ITIC) - UNCuyo, 5500
Mendoza, Argentina, ccareglio@uncu.edu.ar, dmonge@itu.uncu.edu.ar, epacini@itu.uncu.edu.ar,
cgarcia@itu.uncu.edu.ar*

^b*Facultad de Ingeniería, Universidad Nacional de Cuyo, Centro Universitario, Parque General San
Martín, 5500 Mendoza, Argentina, aemirasso@uncu.edu.ar*

^c*ISISTAN - UNICEN. Centro Universitario, Tandil (B7001BBO), Buenos Aires, Argentina. Tel./Fax:
+54 (2293) 439682/439681, cmateos@conicet.gov.ar*

^d*CONICET*

Palabras Clave: Ensayo de Tracción Simple, Grandes Deformaciones, Sensibilidad a Imperfecciones, Herramienta Computacional.

Resumen. El ensayo de tracción simple para materiales sometidos a grandes deformaciones elasto-plásticas permite obtener la relación entre tensiones y deformaciones verdaderas. Dicha relación se considera fundamental en la simulación computacional de problemas tecnológicos como el conformado de metales, la evaluación de seguridad frente a choques de vehículos, explosiones, etc. La correcta calibración de ecuaciones constitutivas en régimen de grandes deformaciones, a utilizar en los modelos numéricos como los procesados con el método de elementos finitos, permite reducir costos y complejidades de los ensayos experimentales de los problemas citados.

Esta calibración es frecuente realizarla mediante la modelación del ensayo de tracción simple en presencia de grandes deformaciones, que presenta el fenómeno de estricción y un complejo estado tridimensional de tensiones. Para simular computacionalmente este fenómeno uno de los caminos a seguir es imponer algún tipo de imperfección en la probeta, lo que permite localizar las deformaciones en la zona central de la misma.

En este trabajo se estudia y analiza la influencia del tamaño y tipo de imperfección en la respuesta del ensayo de tracción con grandes deformaciones, abordándose el mismo como un problema paramétrico. Se emplea el software SOGDE-CONDOR, una herramienta desarrollada por los autores para llevar a cabo estudios paramétricos, que permite procesar simultáneamente diferentes problemas de plasticidad con grandes deformaciones empleando recursos de computación distribuida administrados por el middleware Condor.

1. INTRODUCCIÓN

La simulación computacional de problemas tecnológicos complejos como el conformado de metales, la evaluación de seguridad frente a choques de vehículos, estructuras sometidas a explosiones, etc., empleando el método de elementos finitos permite reducir tiempos y costos en el diseño y verificación de nuevos productos. En estos fenómenos, es común encontrar grandes cambios de forma de los metales participantes que tienen como consecuencia la incursión en el rango plástico en presencia de grandes deformaciones. Las ecuaciones constitutivas implementadas en los códigos de elementos finitos deben calibrarse adecuadamente para lograr resultados confiables. Con este fin, la correcta simulación del ensayo de tracción simple en régimen de grandes deformaciones es de mucha utilidad.

Una probeta metálica sometida a este tipo de ensayo presenta dos etapas o comportamientos bien diferenciados. En la primera etapa, antes de alcanzar la carga máxima, la distribución de tensiones y deformaciones en la probeta es homogénea. En una segunda etapa, luego de alcanzar el valor de carga máximo, se produce la localización de las deformaciones en la zona central de la probeta, el estado de tensiones deja de ser homogéneo en la probeta y aparece un cuello o estricción en la zona central de la misma.

Entre los numerosos trabajos relacionados con el ensayo de tracción simple en metales pueden mencionarse los de [Norris et al. \(1978\)](#) y [Goicolea \(1985\)](#) quienes ensayaron experimentalmente probetas cilíndricas de acero y realizaron simulaciones numéricas. Desde el punto de vista analítico son de destacar las contribuciones [Bridgman \(1944\)](#) y [Davidenkov y Spiridonova \(1946\)](#) quienes mediante fórmulas describen las relaciones entre deformaciones y tensiones en la zona de estricción.

En el contexto de modelos numéricos con las modernas formulaciones de la plasticidad basadas en la descomposición multiplicativa de la cinemática se deben destacar los trabajos de [Hallquist \(1982\)](#), [Simó \(1988b\)](#), [Simó y Armero \(1992\)](#), [Garino \(1993\)](#), [Ponthot \(1994\)](#), [Goicolea et al. \(1996\)](#) y [Garino et al. \(1996b\)](#). Además desde el punto de vista numérico de este tipo de ensayo se siguen dos enfoques bien diferenciados. El primero de ellos consiste emplear una probeta homogénea, en la cual la aparición de la estricción está asociada a una bifurcación en la respuesta de los puntos situados en la zona de localización de las deformaciones. Esto implica realizar un estudio de autovalores para determinar tanto la bifurcación como la trayectoria postcrítica ([Needleman, 1972](#)).

Un segundo enfoque consiste en emplear una probeta a la cual se le impone una pequeña imperfección en la zona central de la misma con el objeto de que la estricción o cuello se produzca en dicha zona. Esto implica tratar con un problema de punto límite con imperfecciones. Este segundo enfoque se distingue por la sensibilidad de los resultados frente al tamaño de las imperfecciones geométricas como se muestra en los trabajos de [Garino et al. \(2004, 1996a\)](#), quienes estudian diferentes tamaños de una misma imperfección geométrica.

En este trabajo se analiza la influencia del tamaño y tipo de imperfección geométrica en la respuesta del ensayo de tracción simple en metales sometidos a grandes deformaciones. Para ello se simula numéricamente este tipo de ensayos para distintos tamaños y tipos imperfecciones geométricas con un estudio paramétrico mediante herramientas de Computación de Alta Disponibilidad, desarrolladas por los autores con SOGDE y el middleware Condor, y aplicadas en una comunicación anterior ([Catania et al., 2008](#)) a problemas de estabilidad elástica.

2. MODELO CONSTITUTIVO Y NUMÉRICO

El modelo constitutivo-numérico ha sido presentado en trabajos anteriores (Garino, 1993; Garino y Oliver, 1995, 1996), motivo por el cual aquí sólo se resumen los aspectos más importantes del mismo.

Con el fin de considerar los cambios geométricos del problema elastoplástico con deformaciones finitas el modelo se ha basado en la descomposición multiplicativa del tensor gradiente de la deformación F , en sus componentes elástica y plástica (Lee, 1969; Simó, 1988a,b). La implementación computacional del modelo se realiza en la configuración deformada ${}^t\Omega$, siendo suficiente introducir el tensor de Almansi e , así como sus componentes elástica e^e y e^p , respectivamente. La componente elástica del tensor de Almansi se define como:

$$e^e = 1/2(g - b^{e-1}) \quad (1)$$

siendo g el tensor métrico espacial, y b^{e-1} el tensor de Finger elástico el cual puede ser expresado como:

$$b^{e-1} = F^{e-T} F^{e-1} \quad (2)$$

En el modelo constitutivo los efectos de plasticidad se tienen en cuenta mediante la teoría de variables internas (Lubliner, 1990), siendo el mismo consistente con la termodinámica de los sólidos irreversibles, ya que se formula mediante una función de energía libre.

Con respecto a la relación tensión-deformación la misma es de tipo hiperelástica, y el tensor de tensiones de Cauchy σ es obtenido a partir de la parte elástica de la función de energía libre ψ^e como:

$$\sigma = \frac{\partial \psi^e(e^e, b^{e-1})}{\partial e^e} \quad (3)$$

La plasticidad se tiene en cuenta mediante una regla de flujo asociada con función de fluencia de von Mises o J2:

$$f(\sigma, \bar{e}^p) = \sqrt{J_2(\sigma)} - \sqrt{\frac{3}{2}} Y(\bar{e}^p) \quad (4)$$

siendo \bar{e}^p la deformación plástica efectiva, J_2 el segundo invariante del tensor desviador de tensiones e Y la tensión de fluencia uniaxial. Además, el endurecimiento utilizado es de tipo isótropo con ley de endurecimiento no lineal y está dado en función de la deformación plástica efectiva.

Desde el punto de vista numérico, el problema de plasticidad en presencia de grandes deformaciones puede ser tratado numéricamente descomponiendo al mismo en un predictor elástico y en un corrector plástico (Simó y Ortiz, 1985; Simó y Hughes, 1987). En el predictor elástico las variables internas permanecen sin cambios, y resulta en un algoritmo explícito evitando la integración numérica en el tiempo del predictor. En el corrector plástico permanece fija la configuración deformada y se actualizan las variables internas con el objeto de satisfacer la ecuación constitutiva.

Además, para las simulaciones llevadas a cabo en este trabajo se emplea el elemento mixto $Q1/P0$ (Nagtegaal et al., 1974) con el objeto de evitar los problemas de bloqueo de la solución numérica en presencia de flujo plástico incompresible.

Por último, cabe mencionar que la integración de la ecuación constitutiva se realiza mediante un algoritmo de retorno radial (Simó, 1988a,b), mientras que las ecuaciones de equilibrio se

resuelven mediante un esquema iterativo incremental utilizando el método de Newton-Rapshon (Bathe, 1982).

3. IMPLEMENTACIÓN DEL ESTUDIO PARAMÉTRICO

3.1. Identificación de parámetros

Un estudio paramétrico puede ser definido como la variación de uno o varios parámetros de interés de un problema en cuestión. Con dicha variación se obtienen distintos casos de estudio los cuales sería necesario analizar. Para el caso particular de la simulación numérica del ensayo de tracción simple con grandes deformaciones, puede ser considerada la variación de cuatro parámetros de interés (Garino et al., 2004), a saber: imperfección geométrica, discretización espacial o malla de elementos finitos, programa de carga y propiedades del material. En la Figura 1 se muestra un esquema con los distintos parámetros de interés.

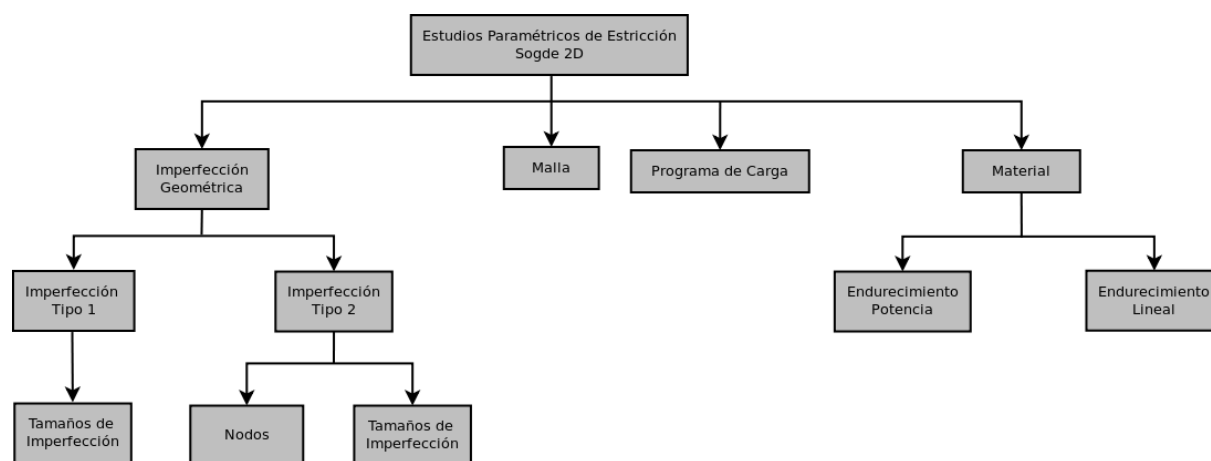


Figura 1: Tipos de estudios paramétricos típicos en problemas de probetas a tracción.

3.2. Automatización del estudio paramétrico

Llevar a cabo un estudio de este tipo implica procesar un cierto número de casos vinculados al problema de interés. En la Figura 2 puede observarse el esquema clásico de un problema de elementos finitos, en el cual se presentan tres etapas típicas: i) Preproceso: corresponde a la preparación de los datos que serán utilizados durante la etapa de solución del problema, ii) Proceso: corresponde a la solución del problema en particular mediante la utilización de algún código diseñado con dicho propósito, iii) Postproceso: corresponde a la manipulación de los archivos de resultados de la etapa de proceso con el propósito de generar informes y gráficos útiles.

En relación con las etapas del estudio definido en la Figura 2, cuando se realizan estudios paramétricos aumenta significativamente la cantidad de archivos de datos a preparar, como así también los procesos a simular y el trabajo de postproceso. La preparación manual de los datos para los distintos casos en estudio, así como el trabajo relacionado con el postproceso de los resultados son tareas que podrían demandar una gran labor, insumir mucho tiempo y además ser propensas a la introducción de errores. En la Figura 3 puede observarse cómo se lleva a cabo un estudio paramétrico de manera manual y secuencial.

Para simplificar las complicaciones mencionadas anteriormente, se desarrolló una aplicación que permite automatizar las etapas de pre/postproceso y resolver en forma concurrente los dis-

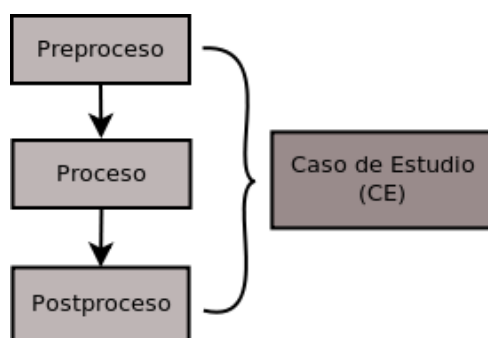


Figura 2: Etapas de un problema resuelto mediante elementos finitos.

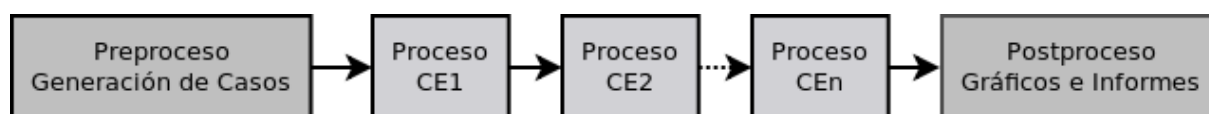


Figura 3: Ejecución secuencial de estudios paramétricos.

tintos casos a simular por elementos finitos (Catania et al., 2008). Esta aplicación hace uso del código de elementos finitos SOGDE (Garino, 1993; Garino y Oliver, 1995, 1996), en el cual se encuentra implementado el modelo constitutivo-numérico descrito en la sección anterior. A diferencia del trabajo de Catania et al. (2008), el cual se refiere a problemas en el rango de deformaciones elásticas y bajo la acción de cargas, aquí se trata con deformaciones plásticas bajo la acción de desplazamientos impuestos. Para ello ha sido necesario adaptar la herramienta administradora para preprocesar y postprocesar los resultados aquí obtenidos. Además, dicha aplicación hace uso del middleware Condor (Livny et al., 1997; Thain et al., 2003) para facilitar la ejecución distribuida de los distintos casos de estudio. En la Figura 4 se muestra un esquema de como pueden ser automatizadas las tareas de preproceso y postproceso, y como las etapas de proceso de los distintos casos de estudio son ejecutadas de manera concurrente.

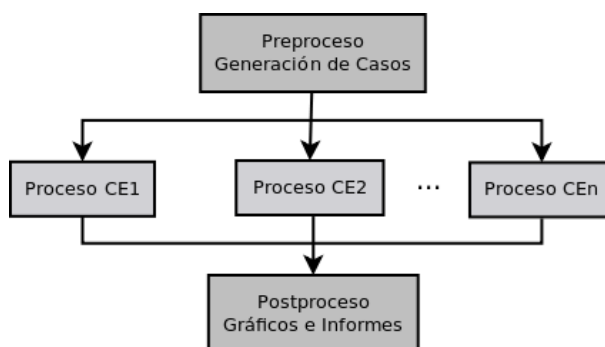


Figura 4: Ejecución automática y distribuida de estudios paramétricos.

Para evitar que el usuario disciplinar deba conocer algunos aspectos específicos de la aplicación, se ha desarrollado una interfaz amigable que lo abstraiga de la complejidades informáticas del uso de la herramienta y que le permita definir, resolver y visualizar en forma interactiva y sencilla el correspondiente estudio paramétrico.

4. ESTUDIO PARAMÉTRICO DEL ENSAYO DE TRACCIÓN SIMPLE CON GRANDES DEFORMACIONES

Para estudiar la respuesta del ensayo de tracción simple, en presencia de grandes deformaciones, frente al tamaño y tipo de imperfección se adopta para las simulaciones numéricas una probeta cilindro circular. La misma es de aluminio HE30 y es similar a la utilizada en ensayos experimentales por Goicolea (Goicolea, 1985) y posteriormente en ensayos numéricos por García Garino *et al.* (Garino *et al.*, 1996b, 2004, 2006).

Con respecto a las propiedades mecánicas del material mencionado anteriormente puede decirse que tiene un módulo de Young $E=67000\text{MPa}$ y un módulo de Poisson $\nu=0,3$. La ley de endurecimiento es de tipo potencia y puede ser expresada según la ecuación (5), la cual indica la relación entre la tensión efectiva $Y(\bar{\epsilon}^p)$ y la deformación plástica efectiva $\bar{\epsilon}^p$, además de las constantes del material $A=181,7\text{MPa}$ y $n=0,159$. El parámetro $b=2,989 \cdot 10^{-4}$ es obtenido imponiendo en la ecuación (5) un límite elástico inicial $Y_0=50\text{MPa}$.

$$Y(\bar{\epsilon}^p) = A (b + \bar{\epsilon}^p)^n \quad (5)$$

Con respecto a las dimensiones de la probeta esta tiene una longitud de 75mm y un radio nominal para la geometría perfecta de $R_0=8,1\text{mm}$. Considerando condiciones de axial simetría se modela sólo un cuarto de la misma y se discretiza espacialmente con 360 elementos cuadriláteros y 412 nodos como se muestra en la Figura 5. Puede observarse que la malla de elementos finitos se encuentra refinada, con el objeto de representar adecuadamente el ensayo de tracción, en la zona donde ocurre la estricción. Además para simular la tracción de la barra se imponen desplazamientos en el extremo libre de la misma y en dirección longitudinal hasta alcanzar un valor de 10mm.

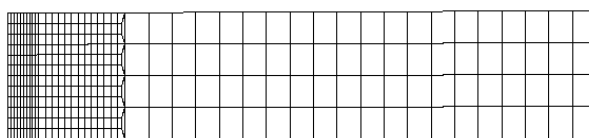


Figura 5: Malla de elementos finitos.

4.1. Definición de imperfecciones analizadas

Con el propósito de llevar a cabo los estudios antes mencionados, se analiza la respuesta de dos tipos de imperfecciones geométricas. La primera de ellas o “imperfección geométrica 1” consiste en imponer, como se muestra en línea de puntos en la Figura 6, una reducción del radio en la zona central de la probeta con una variación lineal entre el extremo superior con radio nominal y la sección central de la misma con radio mínimo.

Este tipo de imperfección ha sido objeto de estudio previo por Garino *et al.* (2004, 1996a) para diferentes valores de reducción del radio mínimo en la sección central, siendo el valor máximo estudiado por estos autores de un 1,852 % y mínimo de 0,123 % respecto del radio nominal. En las simulaciones numéricas de dichos autores se investigaron 7 tamaños distintos de la imperfección tipo 1 en forma serial, implicando un laborioso trabajo de postprocesamiento de resultados.

En este trabajo se estudian 24 tamaños diferentes de la imperfección tipo 1 gracias a la automatización realizada, particularmente en el postproceso de resultados. El valor máximo de imperfección investigado es equivalente al valor máximo anterior, mientras que el valor mínimo

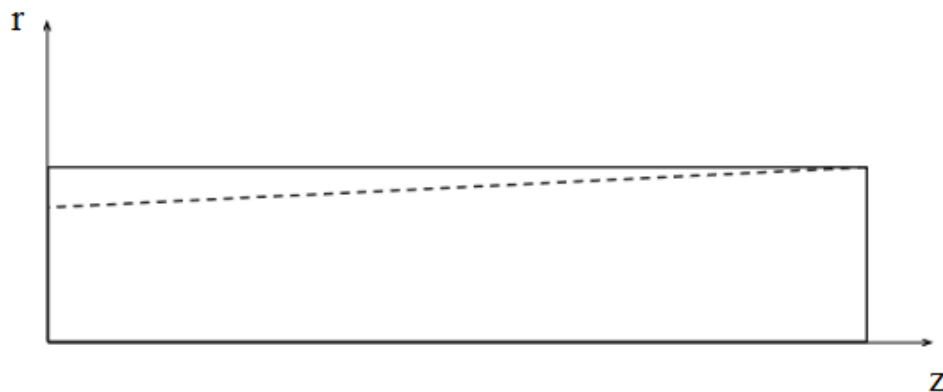


Figura 6: Esquema de la imperfección geométrica 1.

es diez veces inferior al valor mínimo de dichos autores, es decir 0,012 % del radio nominal. Además cabe mencionar que este último valor se encuentra muy cercano a la geometría de una probeta sin imperfecciones.

El segundo tipo de imperfección geométrica estudiada o “imperfección geométrica 2” consiste en imponer en la geometría perfecta la variación de la posición en forma lineal de los cuatro nodos inferiores cercanos a la sección central de la probeta. En la Figura 7 se muestra, dentro del círculo en líneas punteadas, el segundo tipo de imperfección geométrica utilizada.

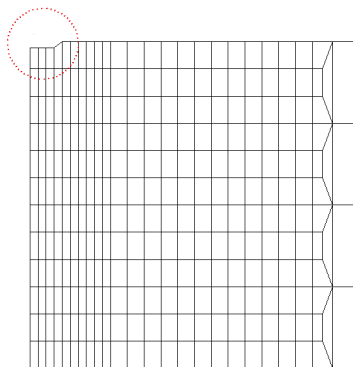


Figura 7: Malla de elementos finitos. Detalle de la zona refinada y la imperfección geométrica 2.

Se debe destacar que mientras en la imperfección 1 la variación lineal es a todo lo largo de la probeta; en la 2 la imperfección está localizada en el 2,13 % del largo de la probeta, en la zona central de la misma.

En la Tabla 1 se muestran los radios mínimos iniciales R_{min} considerados en la sección central de la probeta, válidos tanto para la imperfección geométrica 1 como para la 2. Además, también se muestran los tamaños de imperfecciones asociados a los correspondientes radios mínimos iniciales respecto del radio nominal R_0 .

4.2. Evolución de la carga axial

Como un primer parámetro para analizar la sensibilidad frente al tamaño y tipo de imperfección se grafica la evolución de la carga en función de la deformación ingenieril, la cual se define

R_{min} [mm]	Imperf.= $1 - R_{min}/R_0$ [%]	R_{min} [mm]	Imperf.= $1 - R_{min}/R_0$ [%]
8,099	0,012	8,06	0,494
8,098	0,025	8,05	0,617
8,097	0,037	8,04	0,741
8,096	0,049	8,03	0,864
8,095	0,062	8,02	0,988
8,094	0,074	8,01	1,111
8,093	0,086	8,00	1,235
8,092	0,099	7,99	1,358
8,091	0,111	7,98	1,481
8,090	0,123	7,97	1,605
8,080	0,247	7,96	1,728
8,070	0,370	7,95	1,852

Tabla 1: Tamaños de imperfecciones investigadas

como la relación entre la variación de la longitud total de la probeta (ΔL) y la longitud inicial de la misma (L_0).

En la Figura 8 se muestra la carga aplicada P en función de la deformación ingenieril para la imperfección geométrica 1. La curva superior corresponden al radio mínimo inicial de 8,099mm; la inferior al de 7,95mm y las intermedias a los respectivos radios intermedios. Puede observarse que para valores de deformación ingenieril inferiores al de la carga máxima, la incidencia del tamaño de la imperfección es pequeña. Para valores de deformación ingenieril superiores al de la carga máxima comienza a manifestarse la incidencia del tamaño de la imperfección, haciéndose notable la misma para los valores máximos de $\Delta L/L_0$.

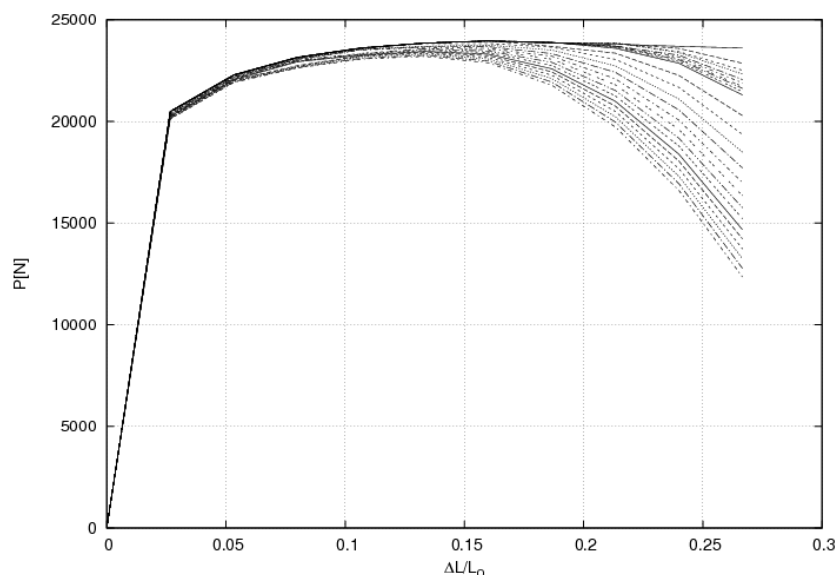


Figura 8: Carga axial aplicada en función de la deformación ingenieril para la imperfección geométrica 1.

En la Figura 9, al igual que en la figura anterior, se grafica la carga en función de la deformación ingenieril pero para la imperfección geométrica 2. La curva superior corresponde a la imperfección más pequeña, la inferior a la mayor y las otras curvas a las imperfecciones inter-

medias. En este caso la respuesta del problema es prácticamente la misma para las diferentes imperfecciones, mostrando diferencias recién para valores de deformación ingenieril cercanos a 0,19. Además si se compara el valor máximo de $\Delta L/L_0=0,267$, lo cual corresponde a un desplazamiento impuesto en el extremo de la probeta de 10mm, se observa que la disminución de la carga es menor en la imperfección geométrica de tipo 2 que en la de tipo 1.

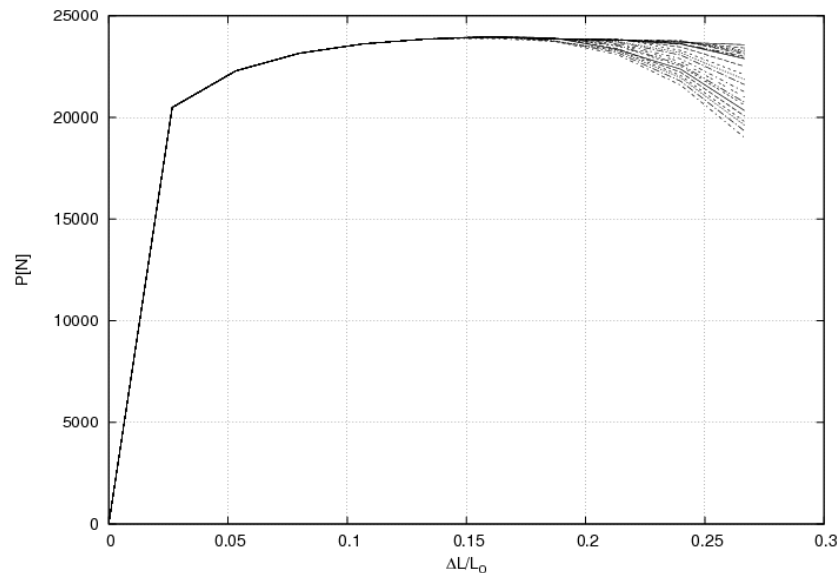


Figura 9: Carga axial aplicada en función de la deformación ingenieril para la imperfección geométrica 2.

De comparar las Figuras 8 y 9 para el valor máximo de deformación ingenieril, es decir $\Delta L/L_0=0,267$, puede advertirse que la disminución de la carga es menor en la imperfección geométrica de tipo 2 que en la de tipo 1.

Las dos gráficas anteriores describen la respuesta del problema tomando como variable independiente la deformación ingenieril. Una alternativa a esto es estudiar la respuesta ante imperfecciones geométricas en función de la deformación verdadera, como se realiza en [Garino et al. \(2004, 1996a\)](#). La deformación logarítmica o verdadera puede ser definida, para probetas cilíndricas, en función de la relación entre el diámetro D para un determinado valor de carga y el diámetro inicial D_0 , como se muestra en la ecuación (2:Deformación Verdadera):

$$\varepsilon_z = -2 \ln(D/D_0) \quad (6)$$

En la Figura 10 se muestra para los distintos valores de la imperfección 1 la evolución de la carga de tracción P en función de ε_z en la zona del cuello. Cabe mencionar que la carga máxima superior se relaciona con la menor imperfección considerada cuyo valor es de 0,012 %, y la carga máxima inferior con la mayor imperfección correspondiéndole a la misma un valor de 1,852 %.

En esta última figura se puede observar que existe un comportamiento lineal para cargas inferiores a 20000N aproximadamente, presentándose deformaciones verdaderas muy cercanas a cero. Para valores de carga superiores a 20000N comienza a observarse un incremento de ε_z con una relación marcadamente no lineal con la carga aplicada.

En la misma figura se puede notar que las distintas imperfecciones describen curvas muy próximas entre sí, salvo en los entornos de las cargas máximas alcanzadas; y que los valores

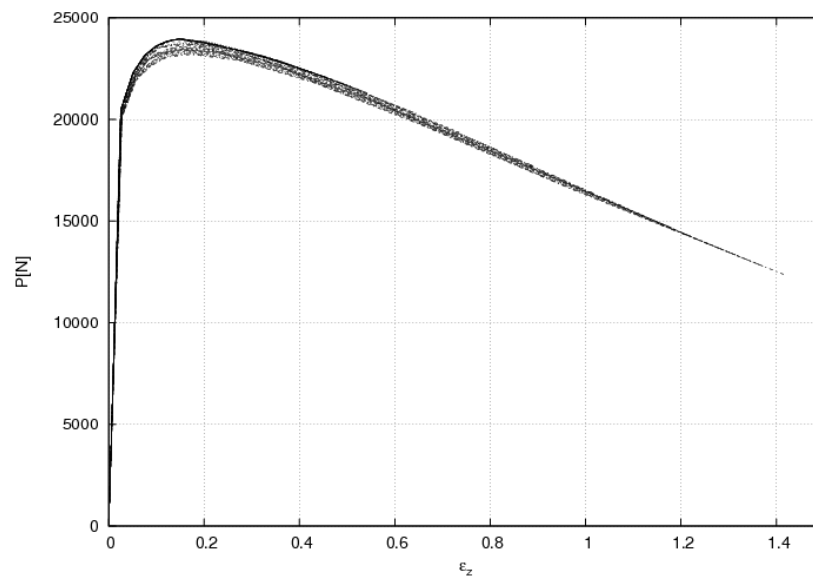


Figura 10: Carga axial aplicada en función de la deformación verdadera en el cuello para la imperfección geométrica 1.

de deformación verdadera máxima para cada imperfección a pesar de parecer los mismos en realidad son diferentes entre sí, obteniéndose por lo tanto una aparente unicidad de la solución.

En la Figura 11 se grafican las cargas totales en función de la deformación verdadera para las imperfecciones geométricas de tipo 2. En este caso, en forma similar que en la imperfección geométrica 1, se tiene un comportamiento lineal para cargas inferiores a 20000N y un comportamiento no lineal para valores de carga superiores a este último valor.

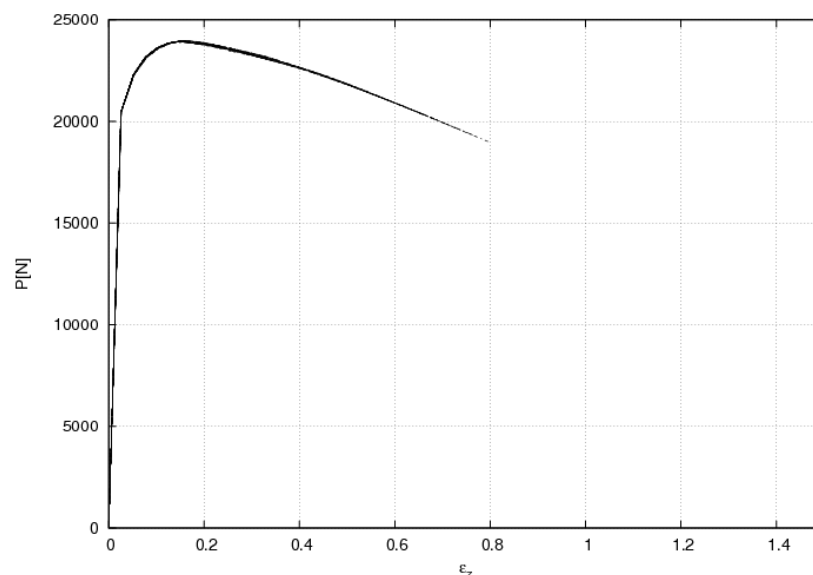


Figura 11: Carga axial aplicada en función de la deformación verdadera en el cuello para la imperfección geométrica 2.

Para el tipo de imperfección 2, al igual a lo que ocurre con la imperfección geométrica tipo 1, los valores de deformación verdadera máxima son diferentes entre sí. Pero a diferencia de lo

que ocurre en la imperfección geométrica tipo 1 no se hallan diferencias en el entorno de las cargas máximas alcanzadas para los distintos valores de imperfección.

Al comparar las Figuras 10 y 11 para estados de equilibrio posteriores al de la carga máxima y para los mismos valores de deformación ingenieril $\Delta L/L_0$, se observa que para la imperfección geométrica 1 la reducción de carga aplicada es mayor que para la imperfección geométrica 2; así mismo las deformaciones verdaderas ε_z son mayores en la imperfección geométrica 1 que en la 2.

4.3. Evolución de la tensión axial promedio

El segundo parámetro de comparación de la sensibilidad frente al tamaño y tipo de imperfección corresponde a la tensión axial promedio σ_z en función de la deformación logarítmica en el cuello. Esta tensión se obtiene dividiendo la carga axial P por el área A en la zona de la estricción.

En la Figura 12 se grafican los diferentes casos estudiados para la imperfección geométrica tipo 1. A pesar de existir una aparente unicidad de la solución en los valores de σ_z se debe observar que los valores máximos alcanzados son diferentes entre sí para las distintas imperfecciones, siendo $\sigma_z=144,95\text{MPa}$ para la imperfección con radio mínimo inicial de 8,099mm y $\sigma_z=256,85\text{MPa}$ para el de 7,95mm. Los valores máximos de deformación verdadera también son diferentes entre sí, teniendo un valor de 0,235 y 1,418 para los radios de 8,099mm y 7,95mm respectivamente.

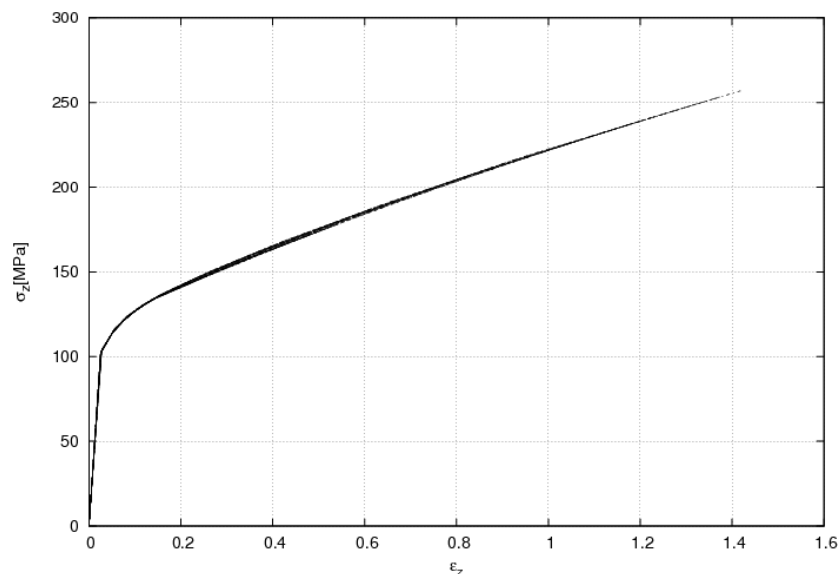


Figura 12: Tensión axial promedio en función de la deformación verdadera en el cuello para la imperfección geométrica 1.

En la Figura 13 se muestra la tensión axial promedio en el cuello como una función de la deformación logarítmica para la imperfección geométrica 2.

En particular, para la imperfección con radio mínimo inicial de 8,099mm se alcanza un valor máximo de $\sigma_z=151,07\text{MPa}$, mientras que para el de 7,95mm se obtiene un valor de $\sigma_z=220,18\text{MPa}$. Así mismo la ε_z máxima para los radios de 8,099mm y 7,95mm es de 0,24 y 0,795 respectivamente.

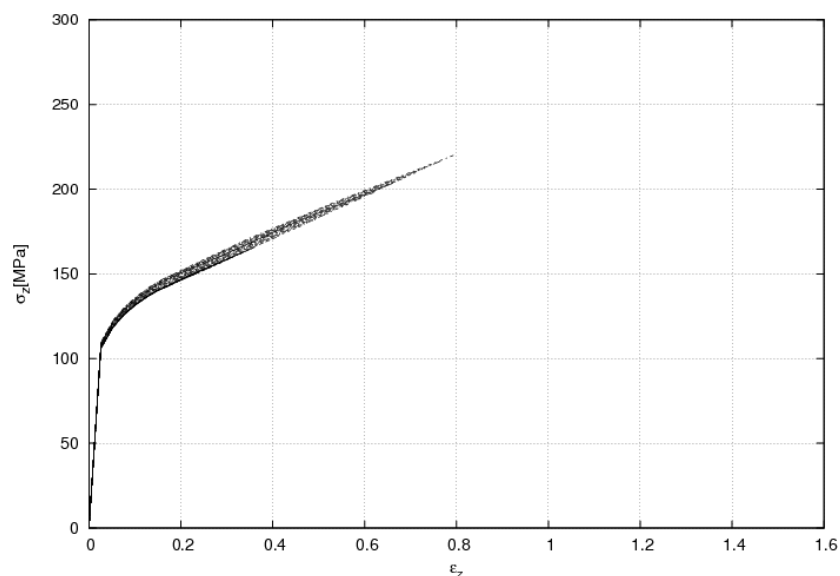


Figura 13: Tensión axial promedio en función de la deformación verdadera en el cuello para la imperfección geométrica 2.

En la Tabla 2 se resumen los valores máximos de deformación logarítmica ε_z y tensión axial promedio para la mínima y máxima imperfección, tanto para la imperfección geométrica de tipo 1 como para la de tipo 2. En dicha tabla puede apreciarse que para la mayor imperfección o radio mínimo inicial de 7,95mm, el valor de $\varepsilon_z(Máxima)$ es mayor para la imperfección geométrica 1 que para la 2. Sin embargo, en la imperfección menor de los dos tipos de imperfecciones geométricas, los valores de $\varepsilon_z(Máxima)$ son muy próximos entre sí; posiblemente debido a que el valor de imperfección de 0,012 % se encuentra muy cercano a la geometría de una probeta sin imperfecciones. Con respecto a $\sigma_z(Máxima)$ los valores son distintos para los dos tipos de imperfecciones, particularmente para la imperfección del 1,852 %.

R_{min} [mm]	Imperfección [%]	Imperfección 1		Imperfección 2	
		$\varepsilon_z(Máxima)$	$\sigma_z(Máxima)$ [MPa]	$\varepsilon_z(Máxima)$	$\sigma_z(Máxima)$ [MPa]
8,099	0,012	0,235	144,95	0,240	151,07
7,950	1,852	1,418	256,85	0,795	220,18

Tabla 2: Valores máximos de ε_z y σ_z para la mínima y máxima imperfección de los dos tipos de imperfecciones geométricas investigadas.

4.4. Evolución de la estricción

El último parámetro de comparación, el cual es característico del ensayo de tracción con grandes deformaciones, corresponde a la evolución de la estricción en la zona del cuello para cada una de las imperfecciones consideradas. En particular, en la Figura 14 se muestran los resultados obtenidos para la imperfección geométrica 1. En dicha figura las ordenadas corresponden a la relación entre el diámetro D para un determinado valor de carga y el diámetro inicial D_0 , mientras que el valor de abscisas corresponde a la deformación ingenieril.

Como en los incisos anteriores, la curva superior se relaciona con la menor imperfección y

la inferior con la mayor imperfección, mientras que las otras curvas corresponden a los valores intermedios. Puede observarse que, en el rango de imperfecciones estudiadas y para valores de deformación ingenieril inferiores a 0,1 el tamaño de la imperfección prácticamente no tiene incidencia en el valor de reducción del diámetro. Para valores superiores a 0,1 comienza a manifestarse la influencia del tamaño de la imperfección en la relación D/D_0 , haciéndose cada vez más notable a medida que aumenta el valor de deformación ingenieril.

Además cabe mencionar que para las dos imperfecciones menores, es decir 0,012 % y 0,025 % o en forma análoga para los radios mínimos de 8,099mm y 8,098mm respectivamente, las curvas parecen ser muy sensibles frente al cambio del tamaño de la imperfección para valores de deformación ingenieril superiores a 0,24. Esto último también es mostrado en la Figura 14.

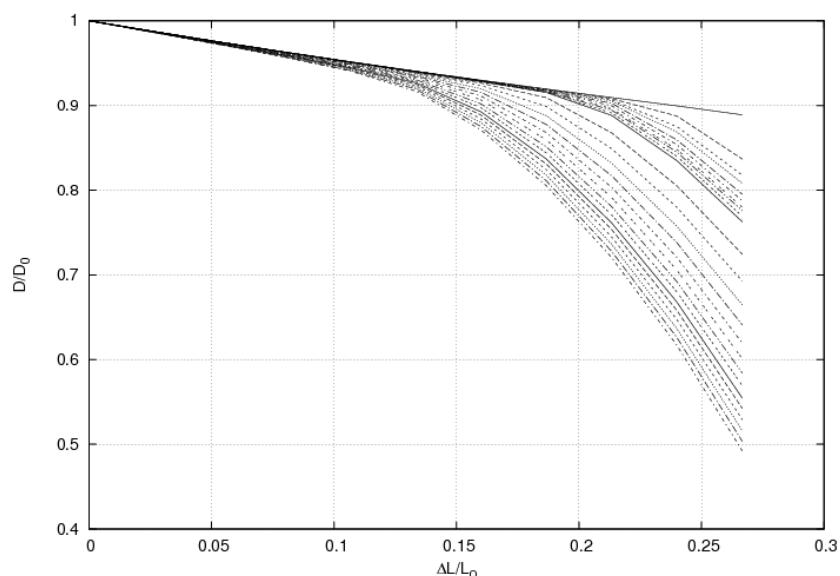


Figura 14: Evolución de la estricción para la imperfección geométrica 1.

En la Figura 15 se grafica la evolución de la estricción en la zona del cuello, en este caso para la imperfección 2. Al igual que ocurre en la imperfección geométrica 1, las curvas superiores corresponden al radio mínimo inicial de 8,099mm, las inferiores al de 7,95mm y las intermedias a los respectivos radios intermedios.

De esta última figura puede mencionarse que, dentro del rango de imperfecciones analizadas, prácticamente no se encuentran diferencias en la relación D/D_0 frente al tamaño de la imperfección, para valores de deformación ingenieril inferiores a 0,16 aproximadamente. Para valores mayores a 0,16 se manifiesta la incidencia del tamaño de imperfección. Además para los valores mayores de $\Delta L/L_0$ alcanzados en las simulaciones, y al contrario de lo que ocurre para la imperfección geométrica 1, no se hallan diferencias notables en la relación D/D_0 para las dos imperfecciones menores (0,012 % y 0,025 %).

Comparando las dos últimas figuras puede apreciarse que para la imperfección geométrica 1 la incidencia del tamaño de imperfección comienza a manifestarse a partir de una deformación ingenieril de 0,1; mientras que para la imperfección de tipo 2 esta incidencia comienza a partir de $\Delta L/L_0=0,15$.

Para valores de $\Delta L/L_0=0,267$ se hallan diferencias notables en la relación D/D_0 en las dos imperfecciones menores (0,012 % y 0,025 %) correspondientes a la imperfección tipo 1. En la

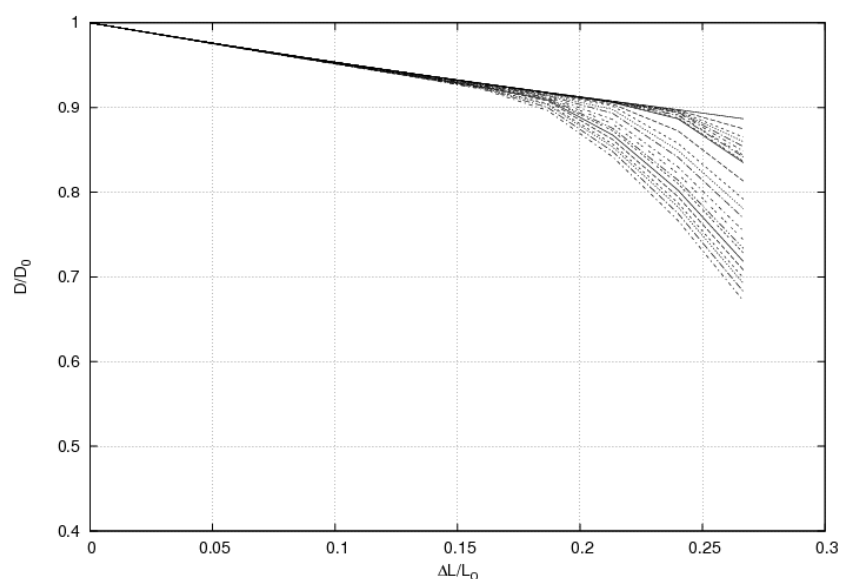


Figura 15: Evolución de la estricción para la imperfección geométrica 2.

imperfección 2, para un valor de deformación ingenieril igual al anterior, no se hallan diferencias notables en la relación D/D_0 en las dos imperfecciones menores (0,012 % y 0,025 %).

En la Figura 16 se comparan las configuraciones deformadas para un desplazamiento impuesto de 10 mm y un radio mínimo inicial de 7,95mm. La deformada de la parte superior corresponde a la obtenida con la imperfección 1, mientras que la de la parte inferior corresponde a la imperfección geométrica 2.

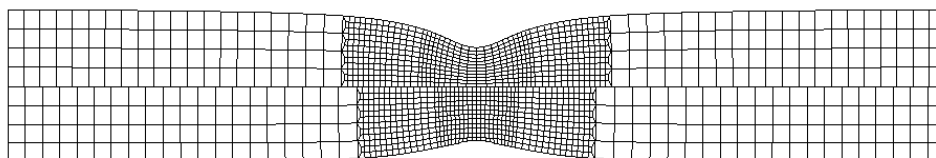


Figura 16: Configuraciones deformadas para un desplazamiento impuesto de 10 mm, para un radio mínimo inicial de 7,95mm. a) Imperfección 1, b) Imperfección 2.

En esta última figura puede observarse que el tipo de imperfección 2 conduce a una localización menos marcada de la estricción, por lo que en las curvas de P versus ε_z y de σ_z versus ε_z se alcanza un menor valor de deformación verdadera que el alcanzado con la imperfección geométrica tipo 1. Esta diferencia en las deformaciones verdaderas se pone particularmente de manifiesto en los valores de imperfección más grandes, como se señaló oportunamente en la Tabla 2.

5. CONCLUSIONES

Se ha analizado la influencia del tamaño y tipo de imperfección geométrica en probetas cilindro circulares sometidas a tracción, desde el inicio de aplicación de carga hasta valores en los que se manifiestan grandes deformaciones elastoplásticas.

Para llevar adelante estos análisis se han realizado estudios paramétricos para dos tipos de imperfecciones geométricas en el mismo rango de radios mínimos iniciales.

Además, la incidencia de la imperfección en la respuesta del problema ha sido estudiada tomando como variable independiente tanto la deformación ingenieril como la deformación verdadera.

Estos estudios paramétricos se han realizado de forma concurrente y automatizada, lo que disminuye el ciclo de análisis, permitiendo investigar un gran número de casos. Para ello se ha instrumentado la ejecución de un código de elemento finito denominado SOGDE sobre una herramienta de Computación de Alta Disponibilidad como lo es Condor.

Para la imperfección 1 se hallan diferencias notables en la reducción del diámetro entre las dos imperfecciones menores analizadas para el valor máximo de deformación ingenieril. Esto no ocurre para la imperfección 2 para el mismo valor de deformación.

Se ha observado que la influencia de la imperfección en la disminución de la carga aplicada, luego de superado el valor de deformación ingenieril correspondiente a la carga máxima, es mayor para la imperfección 1 que en la 2. Esto es particularmente notable para los valores de imperfección más grandes.

Para ambos tipos de imperfecciones se alcanzan diferentes valores máximos de deformación verdadera y diferentes entre sí, aun cuando el valor máximo de incremento de longitud de probeta es el mismo. Esto es consecuencia de los distintos valores de estricción máximos alcanzados. En particular, las imperfecciones grandes alcanzan valores menores de deformación verdadera en la imperfección 2 que en la 1. Esto último se debe a que en la imperfección 2 aparece una menor localización de la estricción en la zona del cuello que en la imperfección 1.

De lo expuesto anteriormente se concluye que para el rango de imperfecciones investigadas el problema de estricción en probetas cilíndricas es sensible al tipo y tamaño de imperfección geométrica, siendo este problema menos sensible al tipo de imperfección geométrica 2 que a la 1.

Por último cabe mencionar que gracias a la automatización de gran parte de las tareas se ha podido investigar un gran número de casos, lo cual hubiera sido sumamente laborioso y con una gran probabilidad de cometer errores si se hubiera llevado a cabo en forma manual. En particular, a partir de sólo 2 archivos de datos y el listado con las escalas a analizar, ha sido posible estudiar la respuesta de 48 casos y generar un total de 192 curvas.

6. AGRADECIMIENTOS

Los autores agradecen a la Universidad Nacional de Cuyo por el apoyo brindado a través de los proyectos “06/B194 Simulación de problemas de mecánica de sólidos mediante herramientas de computación distribuida” y “06/B175 Calibración mediante elementos finitos de ecuaciones constitutivas en metales sometidos a grandes deformaciones elastoplásticas” otorgados por la SECTyP, y a la ANPCyT por el proyecto PAE-PICT-2007-02312, “Métodos y herramientas para software masivamente distribuido”. Además, el segundo autor agradece a CONICET por su beca doctoral. Elina Pacini agradece la beca doctoral PFDT obtenida en el marco del proyecto PRH-UNCuyo subsidiado entre la UNCuyo y la ANPCyT.

REFERENCIAS

- Bathe K. *Finite element procedures in engineering analysis*. Prentice-Hall, 1982.
- Bridgman. The stress distribution at the neck of a tensile specimen. *Transactions of the American Society of Metals*, 32:553–574, 1944.
- Catania C., Careglio C., Monge D., Martinez P., Mirasso A., y Garino C.G. Estudios paramétri-

- cos de mecánica de sólidos en entornos de computación distribuida. *Mecánica Computacional*, XXVII:1063–1084, ISSN 1666–6070, AMCA, 2008.
- Davidenkov N. y Spiridonova N. Analysis of the state of stress in the neck of a tension test specimen. *Proceedings of American Society of Testing Materials*, 46:1147–1158, 1946.
- Garino C.G. *Un modelo numérico para el análisis de sólidos elastoplásticos sometidos a grandes deformaciones*. PhD. Thesis, E.T.S. Ingenieros de Caminos. Universidad Politécnica de Catalunya, Barcelona, 1993.
- Garino C.G., Gabaldón F., y Goicolea J. Finite element simulation of the simple tension test in metals. *Finite Elements in Analysis and Design*, 42:1187–1197, 2006.
- Garino C.G., Gabaldón F., Goicolea J., y y S. Raichman A.M. *Simulación computacional del ensayo de tracción simple con estricción*. Informe Técnico, Proyecto PICT 12-03268, FONCyT, ANPCyT, 2004.
- Garino C.G., Goicolea J., y Gabaldón F. Estricción de barras metálicas cilíndricas: sensibilidad frente al tamaño y tipo de las imperfecciones. *Mecánica Computacional*, XVII:425–436, ISSN 1666–6070, AMCA, 1996a.
- Garino C.G., Goicolea J., y Gabaldón F. Simulación numérica del ensayo de tracción simple. *Mecánica Computacional*, XVII:425–436, ISSN 1666–6070, AMCA, 1996b.
- Garino C.G. y Oliver J. Un modelo constitutivo para el análisis de sólidos elastoplásticos sometidos a grandes deformaciones: Parte i formulación teórica y aplicación a metales. *Revista Internacional de Métodos Numéricos para Cálculo y Diseño en Ingeniería*, 11(1):105–122, 1995.
- Garino C.G. y Oliver J. Un modelo constitutivo para el análisis de sólidos elastoplásticos sometidos a grandes deformaciones: Parte ii implementación numérica y ejemplos de aplicación. *Revista Internacional de Métodos Numéricos para Cálculo y Diseño en Ingeniería*, 12(2):147–169, 1996.
- Goicolea J. *Numerical modelling in large strain plasticity with application to tube collapse analysis*. PhD. Thesis, University of London, 1985.
- Goicolea J., Gabaldón F., y Garino C.G. Interpretación de la estricción en el ensayo de tracción empleando modelos hipoelásticos e hiperelásticos. *Memorias del III Congreso de Métodos Numéricos en Ingeniería*, :875–885, SEMNI, 1996.
- Hallquist J. *User's Manual for DYNA2D-An explicit two-dimensional hydrodynamic finite element code with interactive rezoning*. Lawrence Livermore National Laboratory, University of California, Technical Report UCID-18756, Rev.1, 1982.
- Lee E. Elastic-plastic deformation at finite strains. *Journal of Applied Mechanics*, 36:1–6, 1969.
- Livny M., Basney J., Raman R., y Tannenbaum T. Mechanisms for high throughput computing. *Speeup Journal*, 11(1), 1997.
- Lubliner J. *Plasticity Theory*. Mcmillan Publishing Company, 1990.
- Nagtegaal J., Parks D., y Rice J. On numerically accurate finite element solutions in the fully plastic range. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 4:153–177, 1974.
- Needleman A. A numerical study of necking in circular cylindrical bar. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 20(2):111–127, 1972.
- Norris D., Moran B., Scudder J., y Quiñones D. A computer simulation of the tension test. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 26(1):1–19, 1978.
- Ponthot J. *Traitement unifié de la mécanique des milieux continus solides en grandes transformations par le methode des elements finis*. PhD.Thesis, Universidad de Lieja, Bélgica, 1994.
- Simó J. A framework for finite strains elastoplasticity based on maximum plastic dissipation

- and the multiplicative decomposition. part i: Continuum formulation. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 66:199–219, 1988a.
- Simó J. A framework for finite strains elastoplasticity based on maximum plastic dissipation and the multiplicative decomposition. part ii: Computational aspects. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 68:1–31, 1988b.
- Simó J. y Armero F. Geometrically non-linear enhanced strain mixed methods and the method of incompatible modes. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 33(7):1413–1449, 1992.
- Simó J. y Hughes T. General return mapping algorithms for rate-independent plasticity. In *Constitutive Laws for Engineering Materials: Theory and Applications*. C.S. Desai, Elsevier, 1987.
- Simó J. y Ortiz M. A unified approach to finite deformation analysis based on the use of hyperelastic constitutive equations. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 49:222–235, 1985.
- Thain D., Tannenbaum T., y Livny M. Condor and the grid. In *Grid Computing: Making the Global Infrastructure a Reality*. John Wiley & Sons Inc., 2003.