

## CARACTERIZACIÓN EXPERIMENTAL Y NUMÉRICA DE COMPUESTOS ELASTOMÉRICOS UTILIZADOS EN DISIPADORES DE ENERGÍA

**Cristián A. Núñez y Diego J. Celentano**

Departamento de Ingeniería Mecánica  
Universidad de Santiago de Chile  
Avda. Bdo. O'Higgins 3363 - Santiago de Chile - CHILE  
e-mail: dcelenta@lauca.usach.cl

**Palabras clave:** elastómeros, caracterización mecánica, modelización constitutiva.

**Resumen.** *En el presente trabajo se estudia experimental y numéricamente la respuesta mecánica de dos compuestos elastoméricos utilizados en la fabricación de disipadores de energía. Se realizan en primera instancia ensayos de tracción, compresión y corte. Los modelos constitutivos utilizados para describir el comportamiento aproximadamente elástico, isótropo, incompresible e independiente de la tasa de deformación de estos compuestos son los de Mooney-Rivlin, Yeoh y Ogden. Las constantes materiales propias de cada modelo se obtienen a partir de un ajuste numérico-experimental de las curvas tensión-deformación características mediante el método de los mínimos cuadrados. Se discute, en particular, el grado de aproximación de las diferentes respuestas numéricas para cuando se consideran constantes obtenidas a partir de cada uno de los ensayos o del conjunto de ellos en forma simultánea. La correcta implementación computacional de estos modelos, llevada a cabo en el marco del método de los elementos finitos, se verifica en la simulación de los tres ensayos realizando, a su vez, la validación experimental de los resultados numéricos con las correspondientes mediciones obtenidas en laboratorio. Por último, se simula la respuesta mecánica de una placa de apoyo antisísmica sometida a cargas verticales y deformaciones de corte.*

## 1 INTRODUCCIÓN

La utilización de elastómeros en diversas aplicaciones industriales y de ingeniería se halla en la actualidad muy difundida. Es posible encontrarlos en sistemas de amortiguación de choques y reducción de vibraciones, protecciones eléctricas y contra la abrasión y corrosión, aislaciones acústicas, recubrimiento de rodillos, fabricación de neumáticos, correas, mangueras y juntas de toda clase, etc. Dada la importancia de estos materiales, la caracterización de su respuesta mecánica es un aspecto relevante ya que la misma permite predecir, a través de un modelo adecuado, el comportamiento de una pieza en servicio logrando, de esta forma, optimizar el proceso de selección del material necesario para la fabricación de dicha pieza que cumpla con los requerimientos de una aplicación específica.

En el presente trabajo se estudia experimental y numéricamente la respuesta mecánica de dos compuestos elastoméricos utilizados en la fabricación de disipadores de energía. Se realizan en primera instancia ensayos de tracción, compresión y corte. De la respuesta mecánica obtenida en el ensayo de tracción se estima el rango de comportamiento elástico de cada material y se verifica que el mismo es aproximadamente isótropo, incompresible e independiente de la tasa de deformación. En el ensayo de compresión se evalúa la influencia que tienen sobre el patrón de deformación dos condiciones diferentes de lubricación (con ausencia y presencia de lubricante) en la zona de contacto probeta-plato de la prensa. Por otro lado, el ensayo de corte, llevado a cabo bajo la condición de deformación plana, permite caracterizar el comportamiento mecánico del material frente a sollicitaciones a las que comúnmente se ve sometido cuando se encuentra en servicio. Los modelos constitutivos utilizados para describir dicho comportamiento son los de Mooney-Rivlin, Yeoh y Ogden <sup>[1-3]</sup>. Las constantes materiales propias de cada modelo se obtienen a partir de un ajuste numérico-experimental de las curvas tensión-deformación características mediante el método de los mínimos cuadrados. Se discute, en particular, el grado de aproximación de las diferentes respuestas numéricas para cuando se consideran constantes obtenidas a partir de cada uno de los ensayos o del conjunto de ellos en forma simultánea. La correcta implementación computacional de estos modelos, llevada a cabo en el marco del método de los elementos finitos, se verifica en la simulación de los tres ensayos realizando, a su vez, la validación experimental de los resultados numéricos con las correspondientes mediciones obtenidas en laboratorio. Por último, se simula la respuesta mecánica de una placa de apoyo antisísmica sometida a cargas verticales y deformaciones de corte.

## 2 MODELACIÓN CONSTITUTIVA DE ELASTÓMEROS

En este apartado se describen de manera sucinta tres modelos constitutivos clásicos para la descripción del comportamiento mecánico de elastómeros. Ellos son los denominados modelos de Mooney-Rivlin, Yeoh y Ogden <sup>[1-3]</sup>, en los que se supone que dicho comportamiento es elástico, isótropo e independiente de la velocidad de deformación. La medida básica de deformación en estos modelos es el tensor de deformación derecho de Cauchy-Green definido como:

$$\mathbf{C} = \mathbf{F}^T \mathbf{F} \quad (1)$$

donde  $\mathbf{F}$  es el tensor gradiente de deformación. Los invariantes de  $\mathbf{C}$  vienen dados por:

$$I_1 = \text{tr}(\mathbf{C}) = \lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \lambda_3^2 \quad (2.a)$$

$$I_2 = \frac{1}{2}(I_1^2 - \text{tr}(\mathbf{C}^2)) = \lambda_1^2 \lambda_2^2 + \lambda_2^2 \lambda_3^2 + \lambda_1^2 \lambda_3^2 \quad (2.b)$$

$$I_3 = (\det \mathbf{F})^2 = \lambda_1^2 \lambda_2^2 \lambda_3^2 \quad (2.c)$$

siendo  $\lambda_i^2$  sus correspondientes autovalores (a  $\lambda_i$  se los denomina estiramientos principales). La medida de tensión considerada tradicionalmente en este contexto es el segundo tensor de tensiones de Piola-Kirchhoff dado por:

$$\mathbf{S} = 2 \frac{\partial W}{\partial \mathbf{C}} \quad (3)$$

la que, a su vez, permite determinar el tensor constitutivo elástico:

$$\mathbb{C} = 2 \frac{\partial \mathbf{S}}{\partial \mathbf{C}} \quad (4)$$

donde  $W$  es la función de energía de deformación cuyas expresiones para los modelos constitutivos de Mooney-Rivlin, Yeoh y Ogden se escriben respectivamente como:

$$W = C_1 (I_1 - 3) + C_2 (I_2 - 3) + C_3 (I_1 - 3)(I_2 - 3) \quad (5.a)$$

$$W = C_1 (I_1 - 3) + C_2 (I_1 - 3)^2 + C_3 (I_1 - 3)^3 \quad (5.b)$$

$$W = \sum_{m=1}^3 \frac{\mu_m}{\alpha_m} (\lambda_1^{\alpha_m} + \lambda_2^{\alpha_m} + \lambda_3^{\alpha_m} - 3) \quad (5.c)$$

tal que  $C_m$ ,  $\mu_m$  y  $\alpha_m$  ( $m=1,2,3$ ) son los correspondientes parámetros del material que deben ser obtenidos a partir de ensayos experimentales. En la Sección 3 se describe la metodología llevada a cabo en el presente trabajo para la caracterización experimental del comportamiento mecánico de dos elastómeros específicos a partir de estos modelos constitutivos.

Muchos de los elastómeros presentan, en general, un comportamiento incompresible. Dicha condición se expresa como:

$$J = \det \mathbf{F} = \lambda_1 \lambda_2 \lambda_3 = 1 \quad (6)$$

y su efecto se introduce en la definición de la función de energía de deformación a través de la expresión:

$$\bar{W} = W + \frac{1}{2} C_\lambda (I_3 - 1)^2 \quad (7)$$

donde  $C_\lambda$  es el parámetro de penalización que garantiza, para  $C_\lambda \rightarrow \infty$ , el cumplimiento de la condición (6).

### 3 DESARROLLO EXPERIMENTAL

En esta sección se presenta la metodología experimental desarrollada para la caracterización del comportamiento mecánico de dos compuestos, denominados como HD-812 y HD-812.30, los cuales son utilizados en la fabricación de dispositivos antisísmicos o para la reducción de vibraciones. Estos cauchos se diferencian en su composición: el HD-812.30 presenta 30 partes adicionales de neopreno con respecto al HD-812 <sup>[4,5]</sup>. Dicha diferencia influye, tal como se describe a continuación, notablemente en la respuesta mecánica de los mismos. Dicha respuesta se obtuvo, en particular, en los ensayos de tracción, compresión y corte que a continuación se describen. Cabe mencionar que en todos ellos se logró una repetibilidad razonable en las mediciones experimentales.

#### 3.1 Ensayo de tracción

La obtención de probetas para el ensayo de tracción se enmarca dentro del proceso general de fabricación de piezas prensadas hechas de elastómeros, es decir, comprende las etapas de preparación del compuesto (que incluye, a su vez, los mezclados cerrado y abierto), cortado, vulcanización (prensado por un cierto tiempo de un trozo de material en un molde bajo condiciones determinadas de temperatura) y troquelado <sup>[4]</sup>. Esta última operación se llevó a cabo de acuerdo a las dimensiones establecidas por la norma ASTM D412 <sup>[6]</sup>. Las dimensiones de la probeta plana utilizada en este trabajo se muestran en la Figura 1.

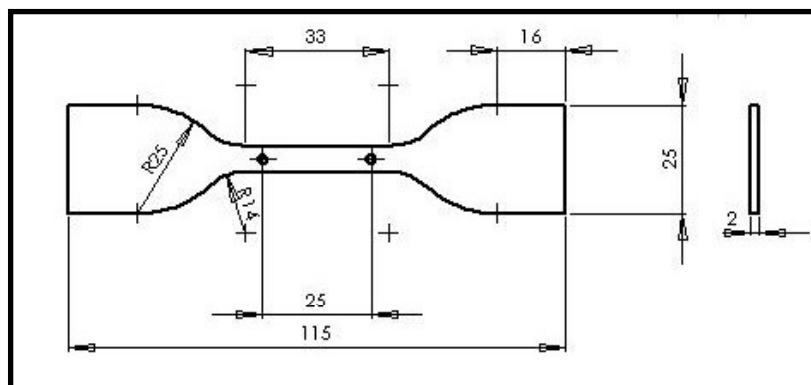
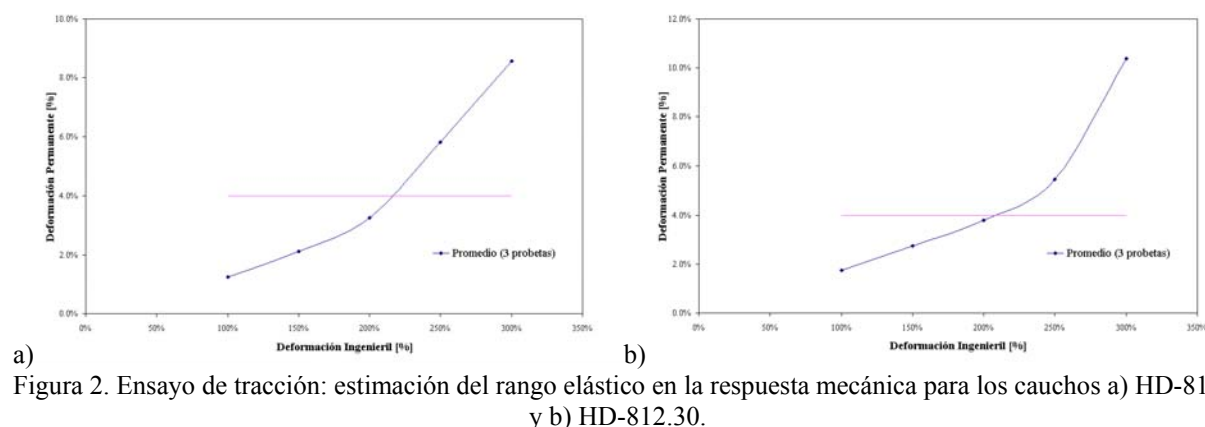


Figura 1. Dimensiones (en mm) de la probeta para el ensayo de tracción.

Los detalles de los equipos utilizados para realizar el ensayo se especifican en [5]. El estiramiento de la probeta se logra a través del control de la velocidad de la celda de carga. Las mediciones abarcaron la evolución de la carga y de los desplazamientos en las direcciones axial y a lo largo del ancho y espesor de la probeta en la zona central de la misma.

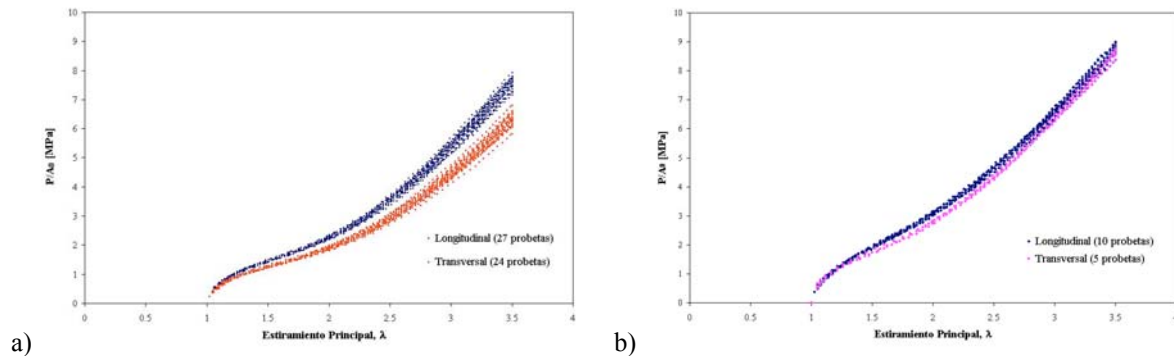
Se realizó en primera instancia una estimación del rango de deformación correspondiente a

un comportamiento elástico de cada compuesto. Para tal fin, sobre una misma probeta se llevaron a cabo sucesivos ciclos de carga y descarga con niveles de deformación ingenieril axial paulatinamente crecientes: 100%, 150%, 200%, 250% y 300%. La deformación ingenieril se calculó de la forma habitual  $(L-L_0)/L_0$ , donde  $L$  y  $L_0=25$  mm son las longitudes extensométricas instantánea e inicial, respectivamente. Después de cada ciclo, se midió (bajo condiciones de carga nula) la longitud extensométrica permanente  $L_p$  y se calculó la deformación permanente como  $(L_p-L_0)/L_0$ . La evolución de la deformación permanente para los diferentes ciclos se grafica en la Figura 2. Se observa una tendencia creciente en el desarrollo de mecanismos inelásticos para mayores niveles de deformación. Se establece como rango de deformación elástica a aquél que presenta deformaciones permanentes menores a 4%. Puede apreciarse que para ambos materiales dicho rango de deformación es [0%-250%] aproximadamente.



Posteriormente, se evaluó el grado de isotropía en la respuesta mecánica para cada uno de los compuestos. Debido a la semejanza existente entre el mezclador abierto y una laminadora, es un hecho conocido que el material puede presentar comportamiento diferenciado de acuerdo a la dirección en que se lo solicite mecánicamente. El análisis de este efecto se realizó a través de dos tipos de probetas cortadas en las direcciones longitudinal y transversal con respecto a la dirección de laminado del mezclador abierto. Las curvas de tensión ingenieril  $P/A_0$ , siendo  $P$  la carga y  $A_0$  el área transversal inicial de la probeta, en función del estiramiento principal axial  $\lambda_1=L/L_0$  se muestran en la Figura 3. El valor máximo de estiramiento se fija en 3.5 que corresponde al límite superior del rango de deformación elástico adoptado en la Figura 2 (250% de deformación ingenieril). Para el caucho HD-812, se puede observar cierta dispersión entre los resultados para ambos tipos de probetas en donde, claramente, las probetas transversales exhiben una respuesta mecánica más flexible. Este compuesto presenta, por lo tanto, un comportamiento anisótropo. En el caso del caucho HD-812.30, ambos tipos de probetas arrojan resultados muy similares, es decir, su

comportamiento es prácticamente isotrópico. Para un alargamiento dado, se aprecia que este último compuesto tiene una resistencia mecánica mayor que el anterior.



a) b)  
Figura 3. Ensayo de tracción: verificación de la isotropía en la respuesta mecánica para los cauchos a) HD-812 y b) HD-812.30.

La condición de incompresibilidad de la respuesta mecánica de los materiales estudiados se verificó por medio de la ecuación (6). Para ello fue necesario también calcular, a partir de las mediciones experimentales, los estiramientos principales  $\lambda_2 = W/W_0$  y  $\lambda_3 = B/B_0$ , donde  $W$  y  $B$  se refieren, respectivamente, al ancho y espesor instantáneos de la probeta en la zona extensométrica mientras que el subíndice 0 indica las correspondientes medidas en la configuración inicial. El valor de  $J$  para distintas deformaciones ingenieriles se muestra en la Figura 4.a para ambos materiales. Puede verse que los materiales se comportan de manera prácticamente incompresible. Por otro lado, en el ensayo de tracción de un material incompresible bajo la condición de tensión plana se satisface la siguiente relación:

$$\lambda_2 = \lambda_3 = \frac{1}{\sqrt{\lambda_1}} \quad (8)$$

que permite, tal como se verá en la Sección 3.4, calcular la tensión ingenieril axial a través de una expresión que depende únicamente de  $\lambda_1$ . Dicha relación se grafica en la Figura 4.b. Una vez más, el cumplimiento de la misma ratifica el carácter incompresible de los materiales estudiados.

A través del ensayo de tracción también se evaluó para estos cauchos la influencia de la velocidad de deformación en la respuesta mecánica. Se llevaron a cabo ensayos en el rango de velocidad de celda de carga de 1 mm/min a 500 mm/min (este último valor es el que recomienda la norma ASTM D412<sup>[6]</sup> para la realización convencional del ensayo). Las curvas de carga en función del desplazamiento axial para diferentes velocidades de deformación se presenta en la Figura 5. Para el caucho HD-812, se observa que el efecto de la velocidad de deformación en la evolución de la carga empieza a ser notorio sólo a partir de un desplazamiento de 60 mm ( $\lambda_1=3.4$ ). Para el caucho HD-812.30, la similitud en las respuestas

correspondientes a las velocidades de 5, 100 y 500 mm/min se mantiene prácticamente hasta el desplazamiento final de 250 mm ( $\lambda_1=10$ ) (el hecho que la probeta estirada a 20 mm/min se aleje de la tendencia del resto de probetas es atribuible a la dispersión inherente a este tipo de ensayos). De estas curvas se concluye que en el rango de estiramientos [1-3.5] no se produce una clara influencia de la velocidad de deformación en la respuesta mecánica de estos materiales.

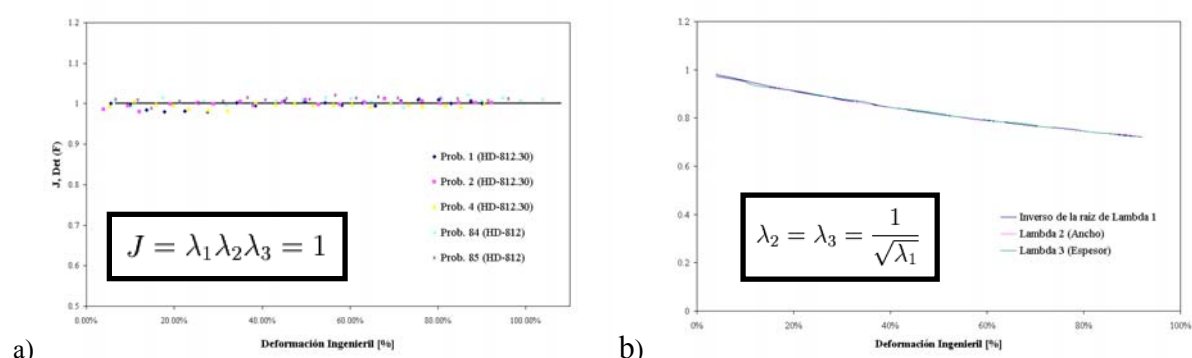


Figura 4. Ensayo de tracción: verificación de la condición de incompresibilidad en la respuesta mecánica para los cauchos HD-812 y HD-812.30 por medio de a) valores de  $J$  y b) relación de estiramientos principales.

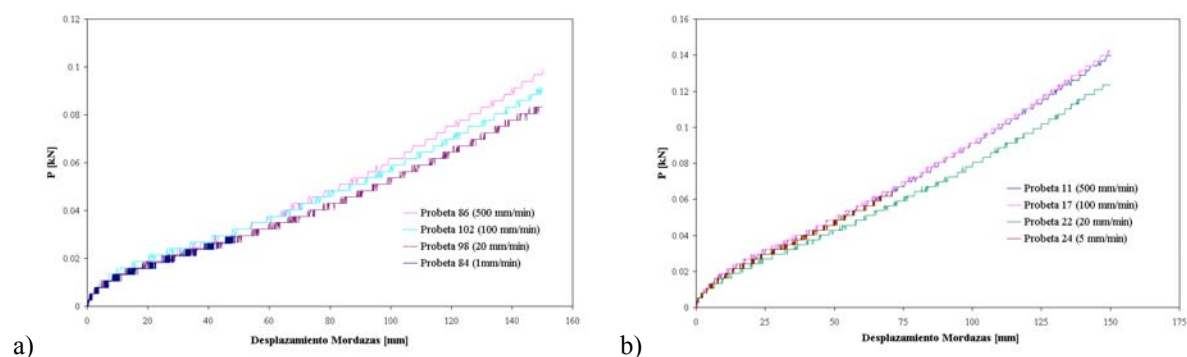


Figura 5. Ensayo de tracción: evaluación de la influencia de la velocidad de deformación en la respuesta mecánica para los cauchos a) HD-812 y b) HD-812.30.

### 3.2 Ensayo de compresión

Este ensayo está regido por la norma ASTM D395 <sup>[7]</sup>. Una de las principales complicaciones que tiene la ejecución de este ensayo es la fricción existente entre los platos de la máquina y la probeta. Este efecto produce que la probeta no pueda expandirse libremente en el plano perpendicular a la dirección de aplicación de la carga y, por lo tanto, la interpretación de las mediciones se hace más complicada ya que, aún con coeficientes de

fricción muy pequeños, se genera un estado de tensiones complejo.

En este trabajo se utilizaron probetas cilíndricas de 48 mm de diámetro y 10 mm de altura. Para reducir al máximo el efecto del roce entre la probeta y los platos de la prensa se usó un lubricante común de automóvil. De esta forma se pretendió conseguir un estado de tensiones simple traducido en solamente una tensión de compresión (caso sin fricción). Para mejorar aún más la acción del lubricante se intercalaron dos láminas de celofán entre las superficies de la probeta y los platos. Por otro lado, se realizaron también ensayos sin aplicación de lubricante en la zona de contacto probeta-plato (caso con fricción) con el propósito de comparar la respuesta con la del caso anterior. El patrón de deformación experimentado por la probeta en ambos casos se muestra en la Figura 6. Se observa que mientras la probeta se desplaza libremente en la dirección radial para el primer caso, en el segundo se genera una forma de tipo barril producto de los esfuerzos de corte que se desarrollan durante la aplicación de la carga axial.

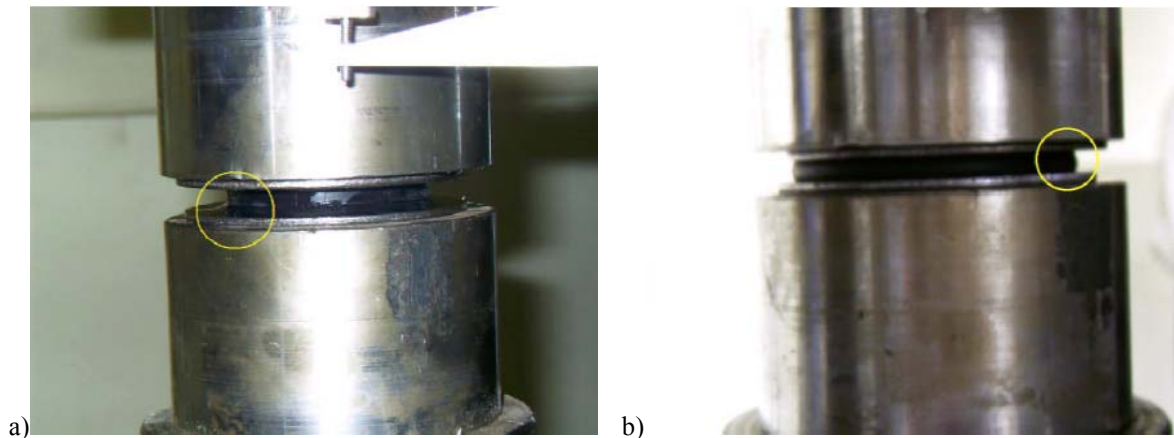
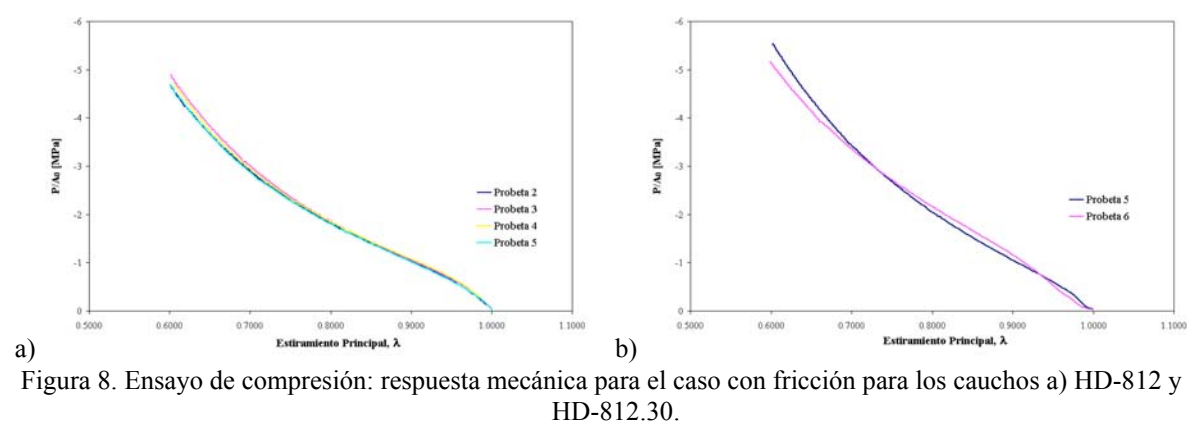
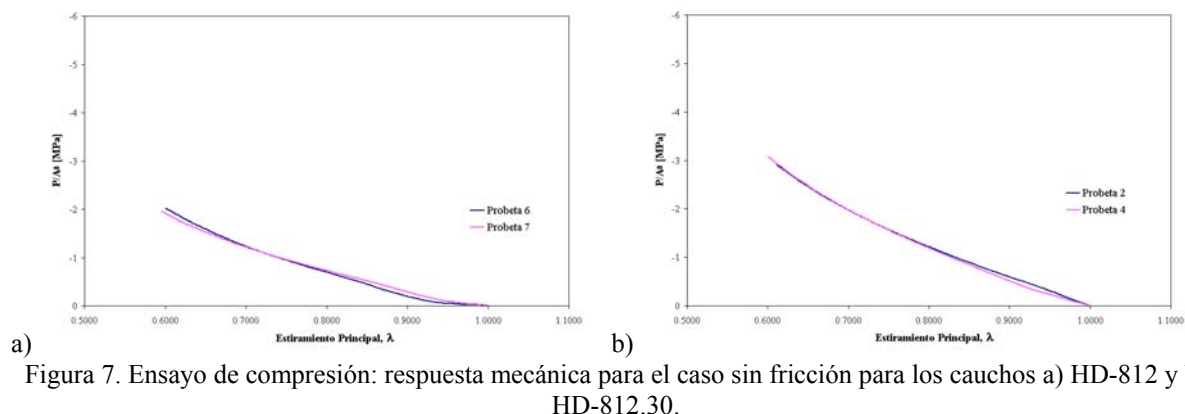


Figura 6. Ensayo de compresión: deformación de la probeta para dos condiciones de lubricación en la zona de contacto probeta-plato; a) lubricada (caso sin fricción) y b) no lubricada (caso con fricción).

Las curvas de tensión ingenieril en función del estiramiento principal axial obtenidas para ambos materiales se muestran en las Figuras 7 y 8 para los casos sin y con fricción, respectivamente. Todos los ensayos se realizaron hasta un estiramiento principal final de  $\lambda_1=0.6$ . Un primer aspecto a destacar de estas curvas es la tendencia aproximadamente lineal de la respuesta para el caso sin fricción. Para el caso con fricción, dicha linealidad se mantiene sólo para bajos niveles de compresión ya que, a medida que aumenta la carga, comienza a ser relevante en la respuesta el efecto triaxial de las tensiones. Nótese que el caucho HD-812.30 siempre alcanza, para un estiramiento dado, mayores tensiones que el HD-812 lo que implica, tal como ya fuera comentado al analizar algunos de los resultados del ensayo de tracción, que el primer material posee una resistencia mecánica mayor que el segundo. Además, como era de esperar, se observa que el caso con fricción presenta niveles de tensión ingenieril mayores a los del caso sin fricción.



### 3.3 Ensayo de corte

La realización de este ensayo, algunas de cuyas características se describen en la norma ASTM D945 [8], requiere de una preparación laboriosa de las probetas a ensayar. En la Figura 9 se muestra la configuración geométrica de la probeta adoptada en este trabajo. Una descripción detallada del procedimiento de fabricación de este tipo de probeta puede consultarse en [5]. La probeta consta de tres placas de acero SAE 1020 y dos trozos de elastómero intercalados entre las mismas. La sollicitación de corte en los trozos de caucho se produce mediante la aplicación de una carga en el sentido longitudinal del conjunto. Una adherencia adecuada entre las placas y los trozos de caucho garantiza que en el ensayo se verifique la condición de deformación plana.

Las curvas de tensión de corte en función de la deformación tangencial o distorsión  $\gamma$  se grafican para ambos materiales en la Figura 10. La tensión de corte se define como  $P/A_c$ ,

donde  $A_c$  es el área longitudinal del trozo de elastómero, mientras que  $\gamma = u/e$ , siendo  $u$  el desplazamiento longitudinal relativo entre la placa central y las laterales y  $e$  el espesor del trozo de elastómero (según la Figura 9,  $A_c = 50 \text{ mm} \times 50 \text{ mm}$  y  $A_c e = 7.3 \text{ mm}$ ). Es importante destacar que el nivel final de deformación tangencial de 250% mostrado en estas figuras no corresponde al estado de ruptura de las probetas el cual, en promedio, se alcanzó para un valor de 500%. Sólo se analiza la respuesta del material en el intervalo de deformación [0%-250%] ya que en el mismo se observó un comportamiento puramente elástico no habiendo evidencia, por tanto, de la aparición de efectos viscosos. Una vez más, se aprecia que el caucho HD-812.30 tiene una resistencia mecánica mayor que el caucho HD-812.

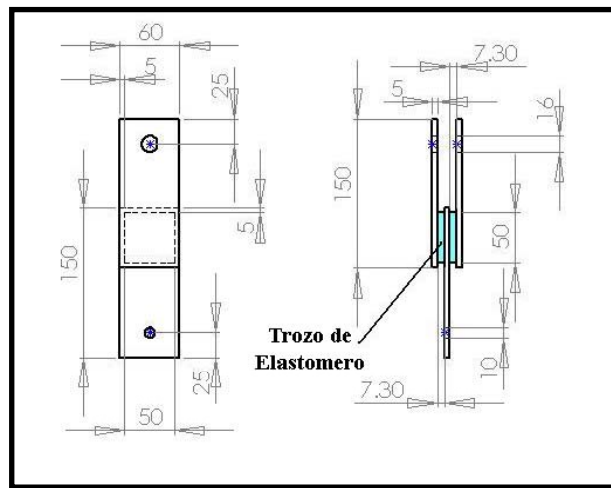


Figura 9. Dimensiones de la probeta para el ensayo de corte.

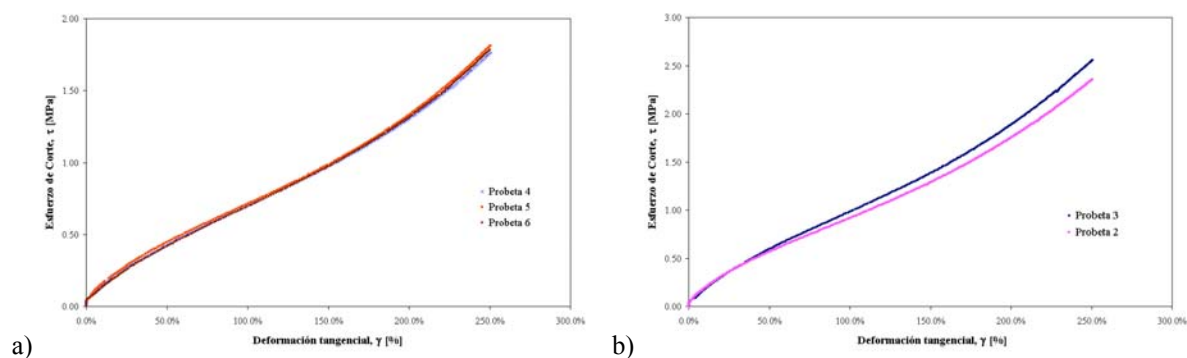


Figura 10. Ensayo de corte: respuesta mecánica para los cauchos a) HD-812 y b) HD-812.30.

### 3.4 Obtención de los parámetros de los modelos

En este trabajo se realiza la caracterización del comportamiento mecánico de los dos cauchos en estudio a través de la determinación de los parámetros de los modelos constitutivos de Mooney-Rivlin, Yeoh y Ogden (ecuaciones (5)). Dicha caracterización se basa en las mediciones experimentales obtenidas en los ensayos de tracción, compresión y corte descritos anteriormente. Las constantes materiales propias de cada modelo se obtienen a partir de un ajuste numérico-experimental de las curvas tensión-deformación características mediante el método de los mínimos cuadrados. En particular, para los ensayos de tracción y compresión (caso sin fricción para este último ensayo), la relación entre la tensión ingenieril axial  $\Pi_I$  y el estiramiento principal axial  $\lambda_I$  correspondiente a los tres modelos ya mencionados viene dada, respectivamente, por las siguientes expresiones (válidas bajo la condición de tensión plana):

$$\Pi_I = C_1 \left( 2\lambda_I - \frac{2}{\lambda_I^2} \right) + C_2 \left( 2 - \frac{2}{\lambda_I^3} \right) + C_3 \left( 6\lambda_I^2 - 6\lambda_I - 6 + \frac{6}{\lambda_I^2} + \frac{6}{\lambda_I^3} - \frac{6}{\lambda_I^4} \right) \quad (9.a)$$

$$\begin{aligned} \Pi_I = C_1 \left( 2\lambda_I - \frac{2}{\lambda_I^2} \right) + C_2 \left( 4\lambda_I^3 - 12\lambda_I + 4 + \frac{12}{\lambda_I^2} - \frac{8}{\lambda_I^3} \right) + \\ + C_3 \left( 6\lambda_I^5 - 36\lambda_I^3 + 18\lambda_I^2 + 54\lambda_I - 36 - \frac{54}{\lambda_I^2} + \frac{72}{\lambda_I^3} - \frac{24}{\lambda_I^4} \right) \end{aligned} \quad (9.b)$$

$$\Pi_I = \sum_{r=1}^3 \mu_r (\lambda_I^{\alpha_r - 1} - \lambda_I^{-1 - \frac{1}{2}\alpha_r}) \quad (9.c)$$

mientras que para el ensayo de corte, la relación entre la tensión ingenieril de corte  $\sigma_{I2}$  y la deformación tangencial  $\gamma$  se expresa para los tres modelos respectivamente como (válidas bajo la condición de deformación plana):

$$\sigma_{I2} = 2C_1\gamma + 2C_2\gamma^3 + 4C_3\gamma^5 \quad (10.a)$$

$$\sigma_{I2} = 2C_1\gamma + 4C_2\gamma^3 + 6C_3\gamma^5 \quad (10.b)$$

$$\sigma_{I2} = \sum_{r=1}^3 \mu_r \frac{\lambda_I^{\alpha_r} - \lambda_I^{-\alpha_r}}{\lambda_I + \lambda_I^{-1}} \quad \lambda_I = \sqrt{\frac{2+\gamma^2}{2}} + \frac{\gamma}{2} \sqrt{4+\gamma^2} \quad (10.c)$$

Con respecto a las constantes materiales, las relaciones (9) y (10) son lineales para los modelos de Mooney-Rivlin y Yeoh y no lineales para el modelo de Ogden. En consecuencia, los respectivos sistemas de ecuaciones resultantes al aplicar el método de los mínimos cuadrados a las ecuaciones (9) y (10) van a tener esas mismas características. Por lo tanto, el conjunto de tres constantes para los modelos de Mooney-Rivlin y Yeoh se obtiene en forma directa mientras que las seis constantes involucradas en el modelo de Ogden deben calcularse de manera iterativa <sup>[5]</sup>.

La aplicación del método de los mínimos cuadrados a la ecuación (9.a) considerando separadamente los resultados experimentales de los ensayos de tracción y compresión para los cauchos HD-812 y HD-812.30 arroja las constantes respectivamente indicadas en las Tablas 1 y 2. Los rangos del estiramiento principal axial utilizados para la obtención de las constantes fueron [1.0-3.5] y [0.6-1.0] para los ensayos de tracción y compresión, respectivamente. El mismo procedimiento aplicado a la ecuación (10.a) con las mediciones experimentales del ensayo de corte da como resultado las constantes que se muestran en la Tabla 3. En este caso, el rango de deformación tangencial considerado fue [0.0-2.5] ( $\gamma=2.5$  corresponde a  $\lambda_I=2.85$ ). Puede notarse que las constantes obtenidas de manera separada para cada ensayo son diferentes entre sí. Es decir, las mismas tienen validez sólo para un tipo específico de sollicitación de las tres analizadas (tracción, compresión y corte) teniendo, por lo tanto, un rango muy limitado de aplicación. Este mismo inconveniente se presenta para los modelos de Yeoh y Ogden (los respectivos resultados se pueden encontrar en [5]).

Con el objeto de derivar un conjunto de constantes representativo de estos tipos de sollicitaciones en forma conjunta, se aplica el método de mínimos cuadrados para los resultados de los tres ensayos de manera simultánea. Las constantes correspondientes a los dos cauchos en estudio obtenidas con este último procedimiento para los modelos de Mooney-Rivlin, Yeoh y Ogden se resumen en las Tablas 4, 5 y 6, respectivamente. Los rangos del estiramiento principal axial adoptados en este caso fueron [1.0-3.5], [0.6-1.0] y [1.0-1.48] para los ensayos de tracción, compresión y corte, respectivamente ( $\lambda_I=1.48$  en el ensayo de corte corresponde a  $\gamma=0.8$ ). Se puede observar que únicamente en el ensayo de corte se consideró un valor máximo menor de estiramiento principal con respecto a aquél adoptado en la caracterización aislada de este ensayo debido a que con este rango menor de deformación se logró encontrar un conjunto de constantes que representara satisfactoriamente el comportamiento de los materiales observado en los tres ensayos.

Las respuestas mecánicas correspondientes a los ensayos de tracción, compresión y corte para los cauchos HD-812 y HD-812.30 utilizando los parámetros indicados en las Tablas 4, 5 y 6 se grafican en las Figuras 11 y 12, respectivamente. Se observa en estas figuras que los resultados de los tres modelos ajustan de muy buena forma las mediciones experimentales del ensayo de tracción a partir de niveles de estiramiento de 1.7 para el compuesto HD-812 y de 1.5 para el compuesto HD-812.30. El mejor ajuste logrado para este último material es un reflejo de la menor dispersión entre las mediciones correspondientes a las probetas longitudinales y transversales (ver Figura 3). Si bien en el ensayo de compresión se aprecia un buen comportamiento de los tres modelos, el modelo de Ogden es, sin embargo, el que más adecuadamente se aproxima, a pesar de presentar una tendencia lineal, a los valores experimentales. Es en el ensayo de corte donde se presentan las mayores dispersiones entre las mediciones experimentales y los resultados de los modelos para ambos materiales. Se observa que la descripción de la respuesta de los materiales en el ensayo es sólo aceptable hasta un nivel aproximado de 50% de deformación tangencial.

Tabla 1. Parámetros correspondientes al modelo de Mooney-Rivlin obtenidos a partir del ensayo de tracción.

|           | Constantes [MPa] |        |        |
|-----------|------------------|--------|--------|
| Compuesto | $C_1$            | $C_2$  | $C_3$  |
| HD-812    | -0.6309          | 1.7220 | 0.1708 |
| HD-812.30 | -0.2194          | 1.4796 | 0.1579 |

Tabla 2. Parámetros correspondientes al modelo de Mooney-Rivlin obtenidos a partir del ensayo de compresión.

|           | Constantes [MPa] |         |         |
|-----------|------------------|---------|---------|
| Compuesto | $C_1$            | $C_2$   | $C_3$   |
| HD-812    | -0.0356          | 0.4124  | -0.0981 |
| HD-812.30 | 1.6164           | -0.6896 | 0.1130  |

Tabla 3. Parámetros correspondientes al modelo de Mooney-Rivlin obtenidos a partir del ensayo de corte.

|           | Constantes [MPa] |        |        |
|-----------|------------------|--------|--------|
| Compuesto | $C_1$            | $C_2$  | $C_3$  |
| HD-812    | 0.1692           | 0.1692 | 0.0002 |
| HD-812.30 | 0.2292           | 0.2292 | 0.0012 |

#### 4 ANÁLISIS NUMÉRICO Y VALIDACIÓN EXPERIMENTAL

Los modelos constitutivos de Mooney-Rivlin, Yeoh y Ogden se implementaron en un programa de cálculo basado en el método de elementos finitos <sup>[9]</sup>. Posteriormente, se realizó una verificación numérica en la simulación de los ensayos de tracción, compresión y corte cuyas expresiones analíticas vienen respectivamente dadas por las ecuaciones (9) y (10).

Tabla 4. Parámetros correspondientes al modelo de Mooney-Rivlin obtenidos en forma simultánea a partir de los ensayos de tracción, compresión y corte.

|           | Constantes [MPa] |         |        |
|-----------|------------------|---------|--------|
| Compuesto | $C_1$            | $C_2$   | $C_3$  |
| HD-812    | 0.4458           | -0.0626 | 0.0808 |
| HD-812.30 | 0.7675           | -0.0864 | 0.0732 |

Tabla 5. Parámetros correspondientes al modelo de Yeoh obtenidos en forma simultánea a partir de los ensayos de tracción, compresión y corte.

|           | Constantes [MPa] |         |         |
|-----------|------------------|---------|---------|
| Compuesto | $C_1$            | $C_2$   | $C_3$   |
| HD-812    | 0.49293          | 0.02673 | 0.00005 |
| HD-812.30 | 0.7262           | 0.0328  | -0.0003 |

Tabla 6. Parámetros correspondientes al modelo de Ogden obtenidos en forma simultánea a partir de los ensayos de tracción, compresión y corte.

|           | Constantes [MPa] |         |         |            |            |            |
|-----------|------------------|---------|---------|------------|------------|------------|
| Compuesto | $\mu_1$          | $\mu_2$ | $\mu_3$ | $\alpha_1$ | $\alpha_2$ | $\alpha_3$ |
| HD-812    | 0.4522           | 421.124 | 0.1968  | -2.4686    | 0.0059     | 3.7619     |
| HD-812.30 | 0.5339           | 232.618 | -234.13 | 3.2004     | -2.2382    | -2.2302    |

Una vez corroborada la correcta respuesta de los distintos modelos en estos problemas simples, se procedió al análisis de las dos aplicaciones que se describen a continuación. En estas las simulaciones se utilizó  $C_\lambda=10^6$  MPa observándose que con dicho parámetro los resultados numéricos describían una respuesta prácticamente incompresible. Además, se emplearon elementos cuadriláteros de 4 nodos con interpolación del tipo B-bar para evitar problemas de bloqueo de la solución numérica debido a la (cuasi)-incompresibilidad del material <sup>[9]</sup>.

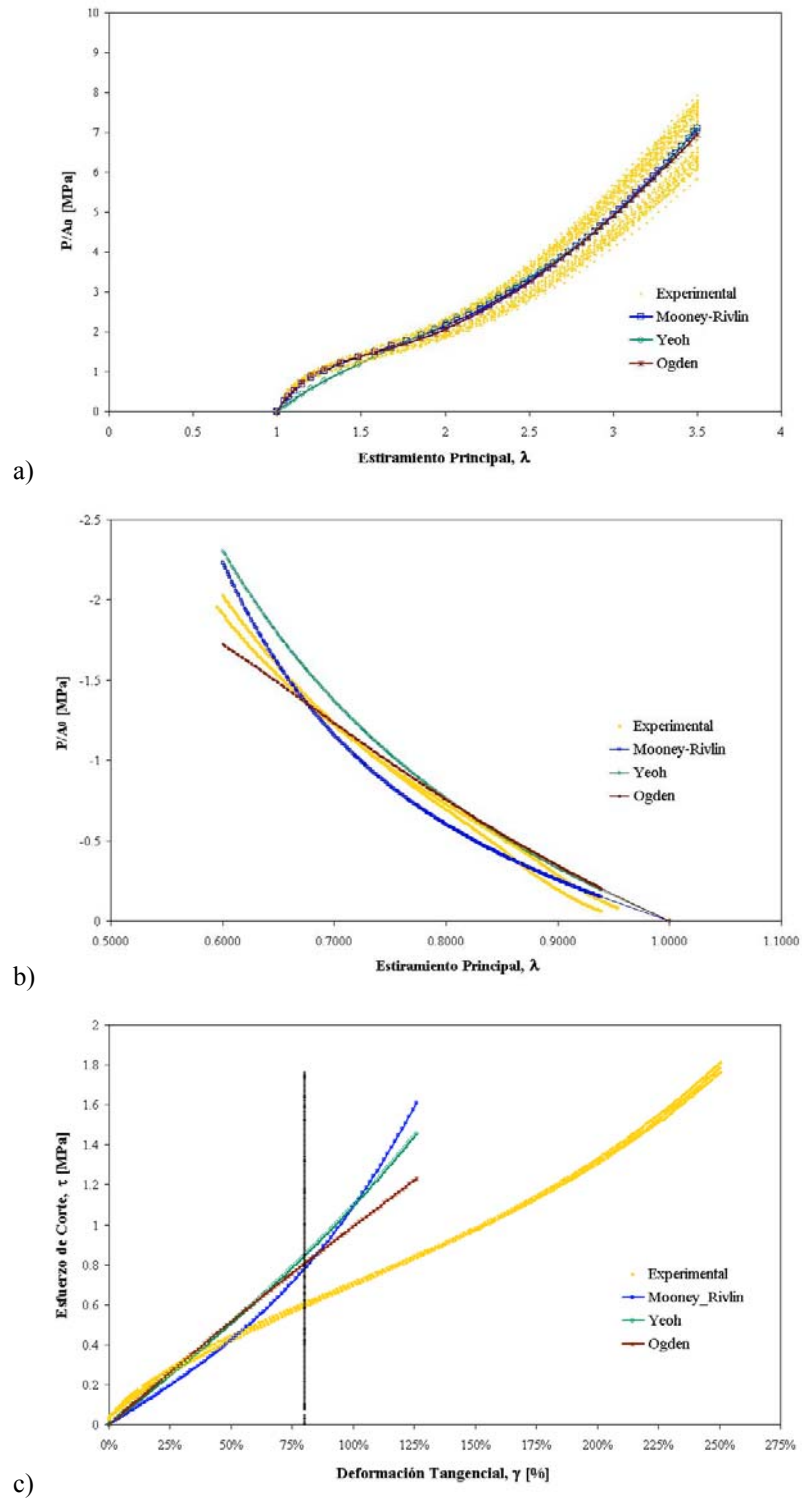


Figura 11. Respuesta mecánica del caucho HD-812 en los ensayos de: a) tracción, b) compresión y c) corte.

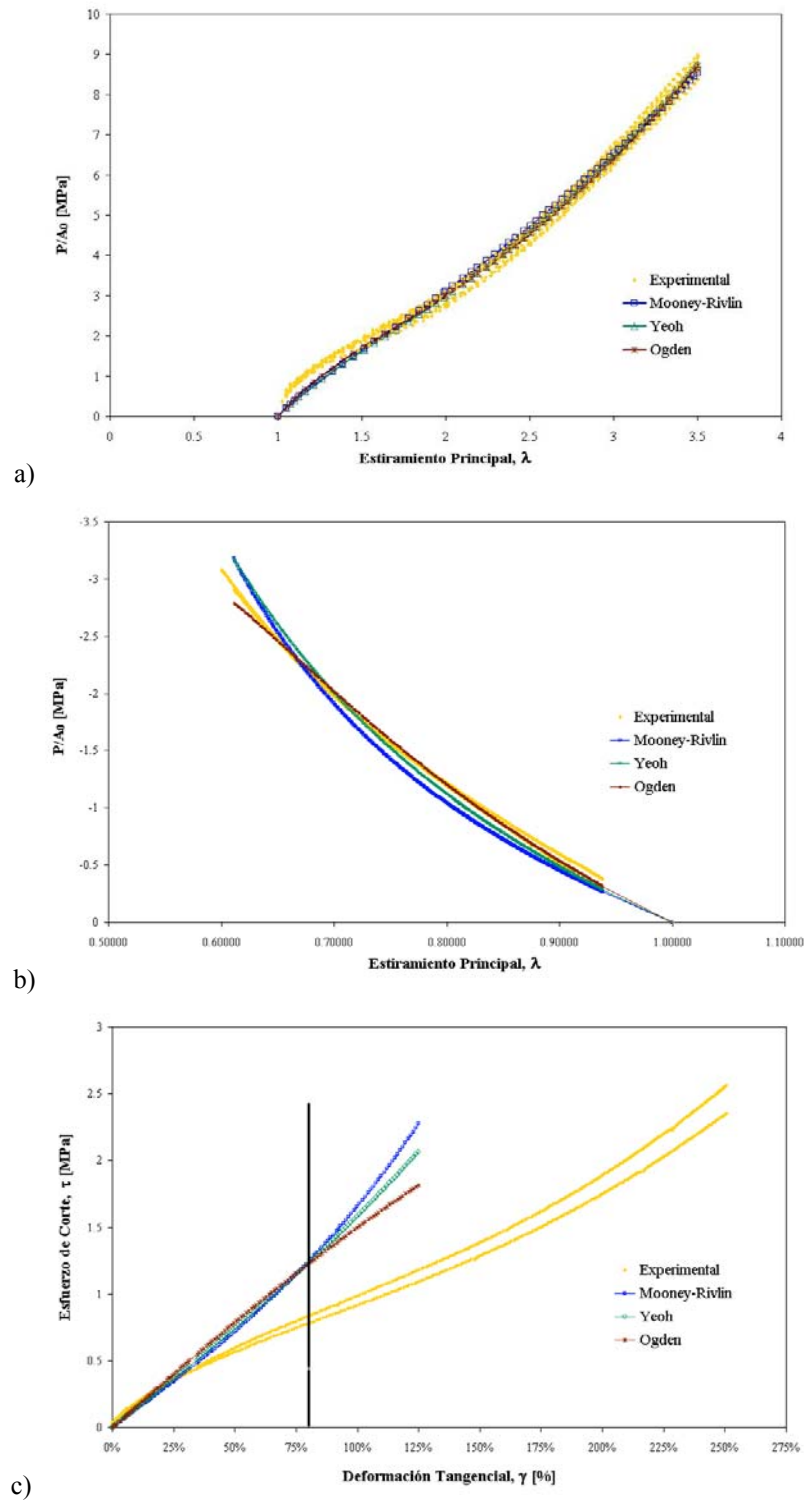


Figura 12. Respuesta mecánica del caucho HD-812.30 en los ensayos de: a) tracción, b) compresión y c) corte.

#### 4.1 Ensayo de compresión: caso con fricción

Se simula el comportamiento de los dos cauchos HD-812 y HD-812.30 en el ensayo de compresión con presencia de roce descrito anteriormente (ver Figura 8) con el objeto de estimar el coeficiente de rozamiento en la zona de contacto probeta-plato para ambos materiales. Se utiliza para tal fin una malla estructurada de 40 elementos en el radio por 20 elementos en la mitad de la altura (en la simulación se suponen válidas las condiciones de axisimetría y simetría con respecto a un plano perpendicular a la dirección de aplicación de la carga). Al plato de carga se lo considera infinitamente rígido y al mismo se le impone un desplazamiento vertical hasta el valor final de 2 mm (que corresponde a  $\lambda_f=0.6$ ). El fenómeno de contacto y fricción que se desarrolla en la superficie probeta-plato se describe a través del modelo tradicional de Coulomb. En el análisis se emplean los modelos de Mooney-Rivlin, Yeoh y Ogden utilizando las respectivas constantes materiales indicadas en las Tablas 4, 5 y 6. Con estos modelos se calculó la respuesta de cada material para distintos valores del coeficiente de fricción  $\mu$ . En la Figura 13 se muestran las respuestas mecánicas de ambos materiales para los tres modelos considerando el coeficiente de roce que mejor aproximó a las mediciones experimentales (se consideró el mismo coeficiente de roce para los dos materiales ya que ambos compuestos pertenecen a la misma familia de elastómeros). Se aprecia que los tres modelos proporcionan respuestas similares entre sí con un ajuste razonable a las mediciones experimentales.

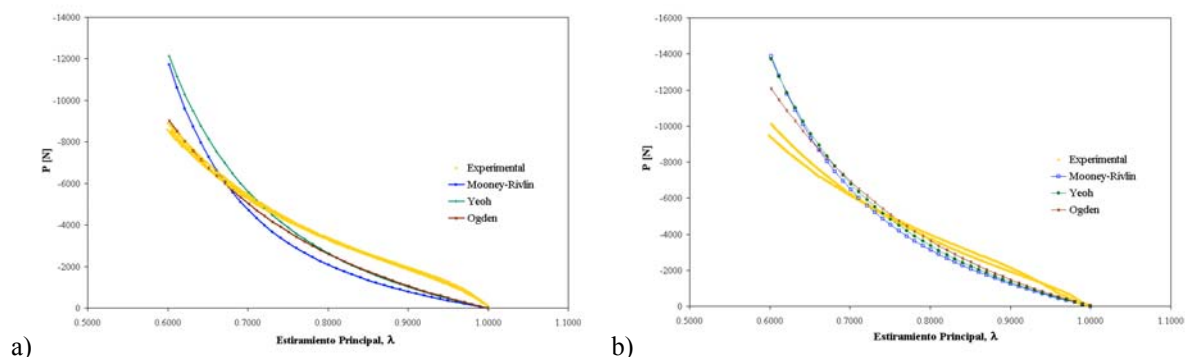


Figura 13. Ensayo de compresión: respuesta mecánica para el caso con fricción ( $\mu=0.20$ ) para los cauchos a) HD-812 y b) HD-812.30.

#### 4.2 Placa de apoyo antisísmica

Se analiza el comportamiento de una placa de apoyo antisísmica utilizada en la construcción de viaductos elevados. En la Figura 14 se muestra una placa en servicio y sus características geométricas. Esta placa está constituida por láminas de caucho HD-812.30 y acero SAE 1020 dispuestas alternadamente. Las láminas de acero se colocan con el fin de mejorar la rigidez del conjunto. El procedimiento de fabricación de esta placa de apoyo se

detalla en [5].

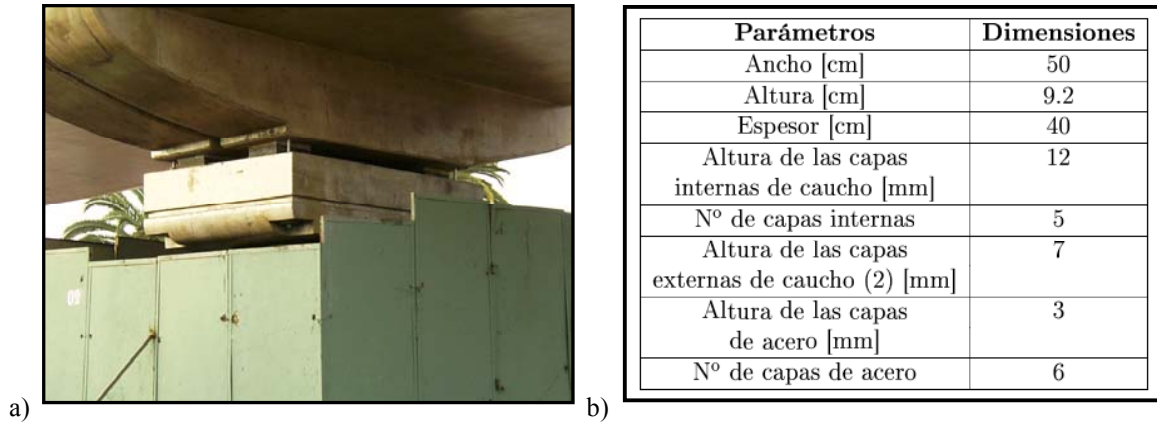


Figura 14. Placa de apoyo antisísmica de caucho HD-812.30: a) detalle de su aplicación y b) dimensiones.

Para la certificación de estas placas de apoyo es necesario llevar a cabo un ensayo dinámico simulando las típicas oscilaciones producidas por un sismo. Dicho ensayo consiste en aplicar estáticamente una carga vertical, que representa el peso de la estructura que debe soportar la placa en servicio, y, posteriormente, a la placa se la somete a deformaciones de corte cíclicas con diferentes amplitudes. El objeto de este ensayo es determinar las denominadas curvas de histéresis del material ya que las mismas permiten caracterizar la capacidad de disipar energía de la placa. Una simulación de este problema requeriría la consideración de modelos viscoelásticos cuyo tratamiento escapa a los alcances del presente trabajo.

A continuación se presentan los resultados de una modelización simplificada de este ensayo utilizando el modelo elástico de Ogden dado por la ecuación (5.c) con las propiedades detalladas en la Tabla 6. El comportamiento del acero se describe a través de un modelo hiperelástico basado en la ley de Hooke clásica <sup>[10]</sup>. En el análisis numérico se considera válida la condición de deformación plana (ya que, tal como se comenta en [5], los resultados bajo esta hipótesis son prácticamente coincidentes a los de un análisis tridimensional) y se discretiza, por simetría, sólo la mitad de la placa usando 30 elementos en el semiancho y 40 en su altura. Se consideran, además, condiciones de adherencia perfecta entre el caucho y el acero. Se aplica en primera instancia una carga vertical de 500 ton distribuida uniformemente en la superficie superior de la placa. Luego, se impone en dicha superficie un desplazamiento horizontal equivalente a una deformación tangencial de 50% (tanto la magnitud de la fuerza como de la deformación se corresponden a las utilizadas en el ensayo experimental de esta placa). Algunos resultados asociados a estas dos etapas de sollicitación se muestran respectivamente en las Figuras 15 y 16.

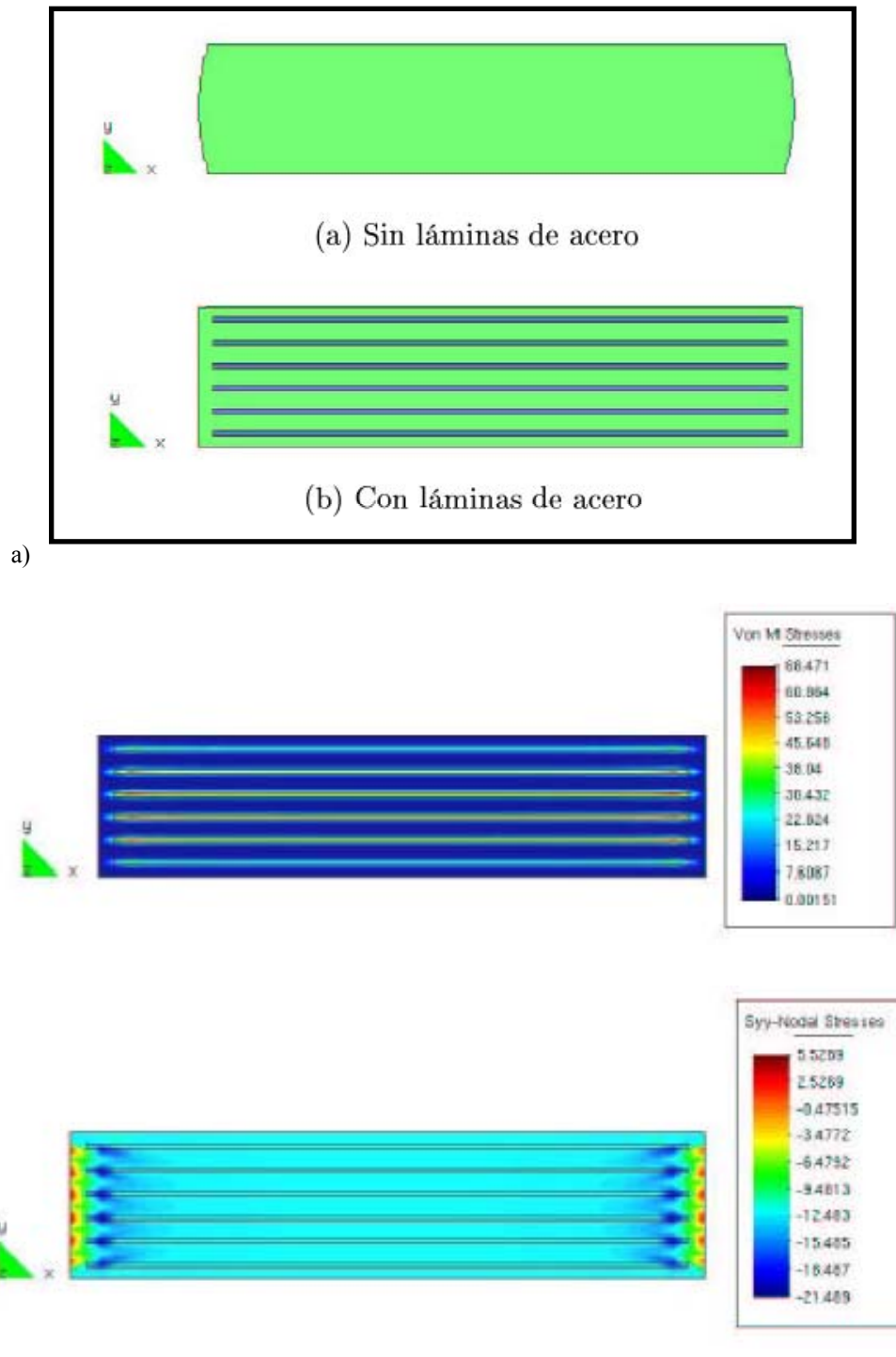


Figura 15. Simulación de la respuesta mecánica de la placa de apoyo antisísmica de caucho HD-812.30 ante la aplicación de una carga vertical de 500 ton: a) deformada, b) tensión de Von Mises y c) tensión normal yy.

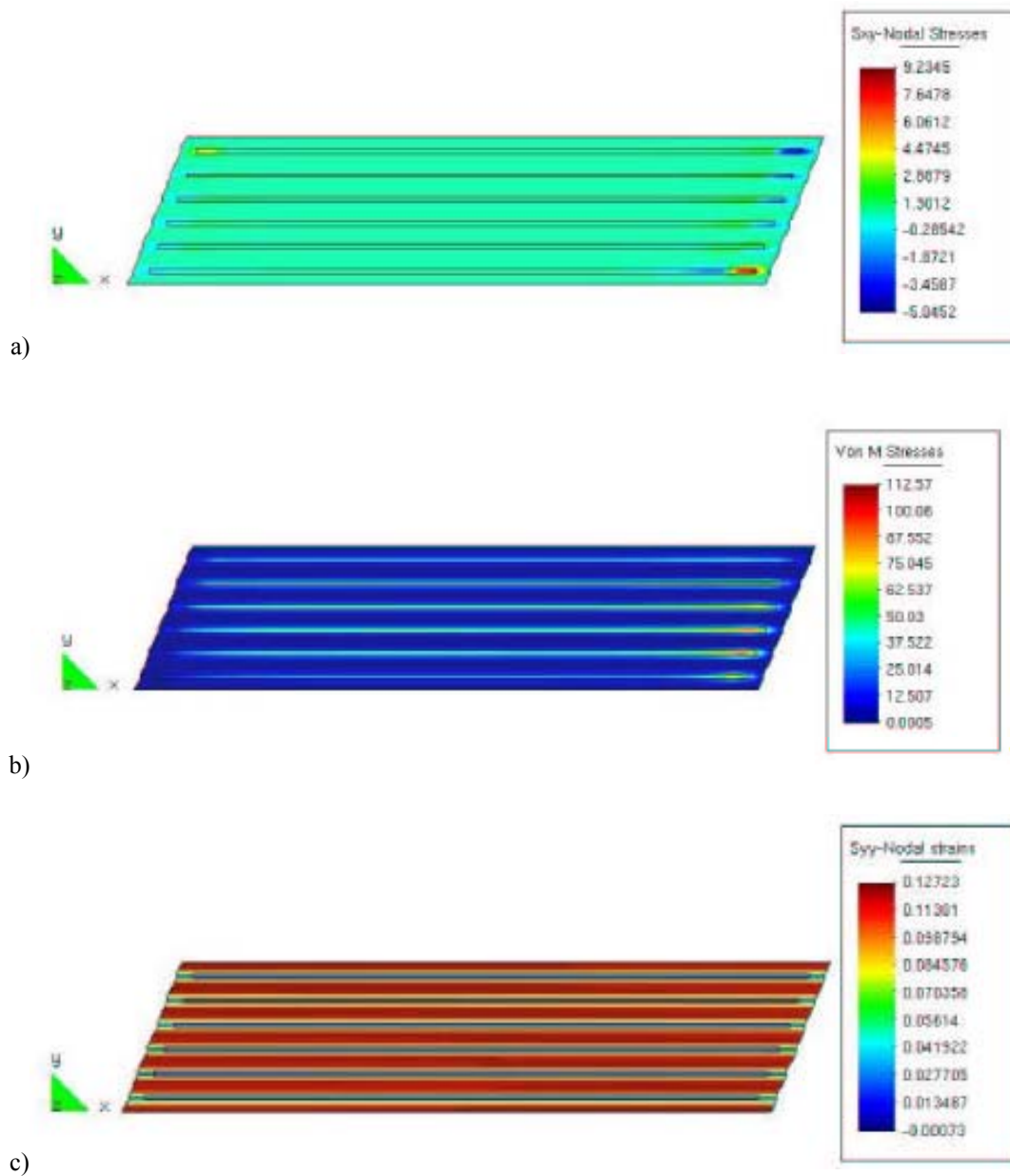


Figura 16. Simulación de la respuesta mecánica de la placa de apoyo antisísmica de caucho HD-812.30 ante la aplicación de una carga vertical de 500 ton seguida de una deformación tangencial del 50%: a) tensión de corte, b) tensión de Von Mises y c) tensión normal yy.

Por un lado, se puede constatar el efecto que produce la presencia de las láminas de acero sobre la rigidez del conjunto. Por otro lado, el estado de tensiones correspondiente a la primera etapa es aproximadamente uniforme en el caucho; sólo se presentan leves

concentraciones de esfuerzos en las zonas cercanas a los extremos de las láminas de acero ubicadas en el centro de la placa ya que éstas son las que están evitando la deformación lateral del tipo barril y, por consiguiente, son las que experimentan las mayores tensiones. Para la segunda etapa, la distribución de tensiones continúa siendo prácticamente uniforme en el caucho. Si bien se observa en el acero un aumento en los niveles de tensiones, debe notarse, sin embargo, que este material sigue comportándose elásticamente ya que el valor máximo de tensión de Von Mises no supera a su límite elástico (330 MPa).

## 5 CONCLUSIONES

Se ha presentado en este trabajo una metodología de caracterización experimental y numérica de elastómeros. La misma ha sido aplicada a dos compuestos específicos comúnmente usados en dispositivos de disipación de energía. En particular, se analizó la respuesta del material en un rango de deformación en el que la misma pudo ser considerada como elástica, isotropa, incompresible e independiente de la tasa de deformación. Con estas suposiciones, se adoptaron los modelos clásicos de Mooney-Rivlin, Yeoh y Ogden. Se discutieron también algunos aspectos relevantes relacionados con la obtención de las constantes materiales propias de cada uno de dichos modelos a partir de las mediciones experimentales de laboratorio llevadas a cabo en los ensayos de tracción, compresión y corte. La buena repetibilidad de estas mediciones permitió la obtención de un ajuste experimental-numérico satisfactorio de las distintas curvas características de tales ensayos. Como primera aplicación, se modeló el comportamiento de ambos materiales en el ensayo de compresión con efectos de roce en la zona de contacto probeta-plato. Por último, se simuló la respuesta mecánica de una placa de apoyo antisísmica sometida a cargas verticales y deformaciones de corte.

## 6 AGRADECIMIENTOS

Los autores agradecen los apoyos brindados por DICYT-USACH y CONICYT (Proyecto Fondecyt 1020026), por la ACADEMIA POLITÉCNICA AERONÁUTICA (APA) y por la empresa WEIR-VULCO para el desarrollo de este trabajo.

## 7 REFERENCIAS

- [1] L. Treloar, "The mechanics of rubber elasticity", *J. Polymer Sci.*, 107-123 (1974).
- [2] R. Ogden, *Non-linear elastic deformations*, Dover Publications, New York (1984).
- [3] O. Salomón, "Un modelo numérico para el análisis de estructuras con aislamiento sísmico", Tesis de Doctorado, Universidad Politécnica de Cataluña (1998).
- [4] Weir Minerals: first choice for process efficiency (on line), <<http://www.weir-vulco.cl>> (2003).
- [5] C. Núñez, "Caracterización experimental y numérica del comportamiento mecánico de los

cauchos naturales HD-812 y HD-812.30”, Tesis de Magister, Universidad de Santiago de Chile (2004).

- [6] Norma ASTM D412-87, Standard Test Method for Rubber Property in Tension, Annual Book of ASTM Standards, Vol. 09.01, Washington, Government Printing Office (2001).
- [7] Norma ASTM D395-89, Standard Test Method for Rubber Property – Compression Set, Annual Book of ASTM Standards, Vol. 09.01, Washington, Government Printing Office (2001).
- [8] Norma ASTM D945-92, Standard Test Method for Rubber Property in Compression or Shear, Annual Book of ASTM Standards, Vol. 09.01, Washington, Government Printing Office (2001).
- [9] D. Celentano y M. Cruchaga, “VULCAN: Mutiphysics finite element analysis for engineering processes”, User’s Manual (2004).
- [10] E. Cabezas and D. Celentano, “Experimental and numerical analysis of the tensile test using sheet specimens”, *Finite Elements in Analysis and Design*, 40, 555-575 (2004).