

## ANÁLISIS DE VIGAS DE HORMIGÓN DE ALTA RESISTENCIA REFORZADAS CON FIBRAS SOMETIDAS A IMPACTO

### ANALYSIS OF HIGH STRENGTH FIBER REINFORCED CONCRETE BEAMS SUBJECTED TO IMPACT

Fabián Fiengo Pérez<sup>a,c</sup>, Juan Carlos Vivas<sup>b,c</sup>, Domingo Sfer<sup>a</sup> y Bibiana M. Luccioni<sup>a,c</sup>

<sup>a</sup>*Facultad de Ciencias Exactas y Tecnología, Instituto de Estructuras, Universidad Nacional de Tucumán, Av. Independencia 1800, 4000 San Miguel de Tucumán, Argentina,*  
<https://www.facet.unt.edu.ar/iest/>

<sup>b</sup>*Facultad de Ingeniería, UNLP y LEMIT-CIC (52 e/ 121 y 122, La Plata)*

<sup>c</sup>*CONICET, Av. Rivadavia 1917, C1429DDA Ciudad Autónoma de Buenos Aires, Argentina,*  
<http://www.conicet.gov.ar/>

**Palabras clave:** Ensayo de impacto, aceleraciones, fuerza de contacto, hormigón.

**Resumen.** En este trabajo se analiza numéricamente el comportamiento de vigas de hormigón de alta resistencia reforzadas con fibras frente a ensayos de impacto tipo “Drop -Weight Impact Test” mediante un hidrocódigo comercial. En particular, se estudian la habilidad de distintos tipos de elementos, discretizaciones y algoritmos de contacto para reproducir la fuerza de contacto, la influencia de las condiciones de apoyo y carga y el amortiguamiento y su adecuada modelación en la respuesta del conjunto. Este tipo de análisis resulta de utilidad para el diseño adecuado de programas experimentales ya que permite estimar los rangos de las mediciones y la tasa de muestreo requerida para captar en forma completa la respuesta. La comparación de los resultados numéricos con las mediciones experimentales de aceleraciones y fuerzas de contacto permite analizar en detalle el comportamiento de los prototipos bajo este tipo de acciones y validar las herramientas y modelos numéricos utilizados.

**Keywords:** Impact tests, accelerations, contact force, concrete

**Abstract.** The behavior of high strength fiber reinforced concrete beams subjected to drop-weight impact tests is numerically analyzed with a hydrocode in this paper. Particularly, the ability of different types of elements, meshing and contact algorithms to reproduce contact forces; the influence of boundary conditions, loading, damping and its adequate modelling of the response are studied. This type of analysis is useful to properly design experimental programs since it allows assessing the range of measures and the acquisition rate required to fully capture the response. The comparison between numerical and experimental results of accelerations and contact forces helps the detailed analysis of prototypes behavior under this kind of actions and the validation of both numerical tools and models used.

## INTRODUCCIÓN

En la bibliografía se pueden encontrar distintos aportes sobre la modelación numérica de hormigones de altas resistencias reforzados con fibras (HARRF) sometidos a cargas de impacto. [Li y Zhang \(2012\)](#), utilizaron el hidrocódigo LS-Dyna para llevar a cabo modelaciones numéricas de placas de HARRF sometidas al impacto de proyectiles a altas velocidades. Emplearon varios modelos constitutivos y estudiaron la influencia de los efectos de la velocidad de deformación, de las ecuaciones de estado y del tamaño de la malla de elementos finitos. Llegaron a la conclusión de que el modelo Karagozian y Case (KC) ([Malvar et al, 1997](#)) es adecuado para simular el comportamiento dinámico del HARRF. [Jian y Chorzepa \(2015\)](#) modelaron vigas de hormigón pretensado sometidas a impacto; emplearon el hidrocódigo LS-Dyna y el modelo constitutivo Winfrith Concrete Model ([Broadhouse, 1995](#)). Utilizaron elementos finitos de elementos finitos cúbicos con un solo punto de integración. Para simular el contacto entre las vigas y el proyectil emplearon un algoritmo de contacto de tipo penalización que detecta automáticamente las superficies del contacto. Estudiaron la influencia de los efectos de la velocidad de deformación tanto en la fuerzas de contacto como en la deflexión de las vigas bajo carga de impacto. [Mao y Barnett \(2016\)](#), modelaron vigas de hormigón de ultra altas prestaciones reforzado con fibras (HUAPRF) sometidas al impacto de una masa de acero; emplearon el hidrocódigo LS-Dyna y el modelo KC para simular el comportamiento del HUAPRF e identificaron la presencia en la respuesta de modos de vibración torsionales (además de los flexionales), y de efectos inerciales en las reacciones de apoyo que tienden a desaparecer con el aumento del contenido de fibras en el hormigón. [Guo et al \(2018\)](#), llevaron a cabo modelos numéricos de ensayos de impacto en vigas de HUAPRF por medio del hidrocódigo LS-Dyna. Compararon el desempeño de los modelos KC y Continuous Surface Cap Model (CSCM) ([Schwer y Murray, 1994](#)), llegando a la conclusión de que el modelo CSCM permitía obtener resultados más adecuados tanto en las fuerzas de contacto como en las deflexiones de las vigas. Concluyeron que la no consideración de los efectos de la velocidad de deformación produce tanto mayores deflexiones de las vigas como mayores fuerzas de contacto. Esto está en contraposición con los resultados de [Jian y Chorzepa \(2015\)](#) para el caso de vigas de hormigón pretensado sometidas a impacto. Con excepción de [Jian y Chorzepa \(2015\)](#), en los trabajos indicados previamente no se detalla el algoritmo de contacto, el tipo de elementos de la malla de elementos finitos, el amortiguamiento empleado ni las condiciones de borde de sus modelos. Sin embargo, es importante definirlos adecuadamente dado que la respuesta numérica es sensible a todos estos factores. Este trabajo forma parte de un estudio numérico - experimental mayor sobre el comportamiento de HARRF bajo cargas de impacto. Inicialmente, se describe el trabajo experimental llevado a cabo. Posteriormente, se presenta el trabajo de modelación numérica que tiene por objetivo mostrar la sensibilidad de la respuesta numérica a factores tales como el tipo de elementos y la discretización de la malla de elementos finitos, el algoritmo de contacto, las condiciones de borde y el amortiguamiento del modelo. El modelo numérico fue utilizado para diseñar los ensayos realizados. En esa etapa predictiva tiene especial importancia decidir adecuadamente sobre los distintos aspectos mencionados. Luego, una vez realizados los ensayos, se compararon los resultados numéricos con los experimentales para corroborar el modelo planteado.

## 1 ESTUDIO EXPERIMENTAL

Los especímenes ensayados consistieron en vigas de HARRF de 75 x 105 x 430 mm con distintos contenidos de fibras. En particular, en este trabajo se usa como comparación una viga de HAPRF con 80 Kg/m<sup>3</sup> de fibras de acero, 100 MPa de resistencia a compresión uniaxial, 10 MPa de resistencia a tracción uniaxial y 42.1 GPa de módulo de elasticidad. Las fibras eran

fibras de acero de alta resistencia con ganchos en los extremos de 30 mm de longitud y 0.38 mm de diámetro. Esta viga fue montada con una luz libre de 310 mm en una máquina de impacto como se ilustra en la Figura 1a, en la cual las distintas partes corresponden a: (1) Proyectoil, (2) chapas metálicas, (3) anillo de fuerza, (4) barra metálica que fija el espécimen al apoyo, (5) varilla metálica que vincula la barra metálica y los apoyos metálicos, (6) apoyos metálicos, (7) acelerómetro, (8) viga de HARRF, (9) vista lateral del proyectil y (10) punta semicilíndrica del proyectil.

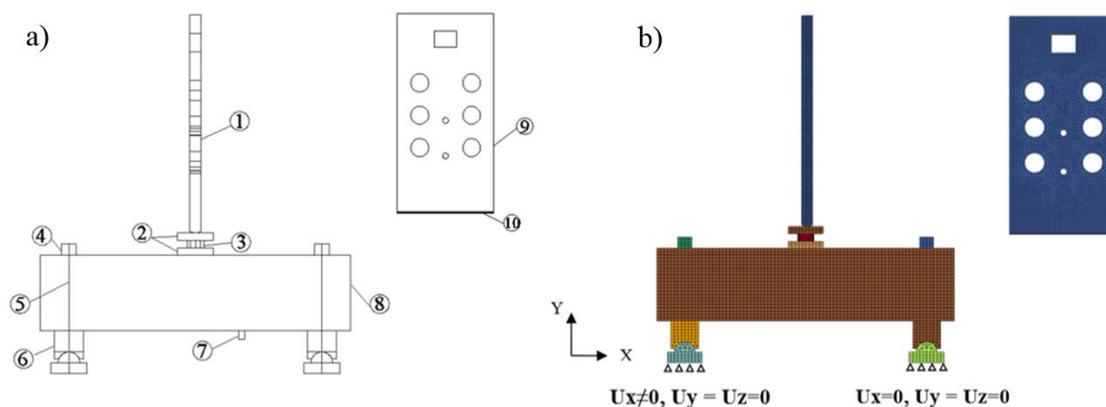


Figura 1: Montaje del ensayo a) Experimento b) Modelo numérico

El proyectil consistió en una placa de acero de 16 mm de espesor, 304 mm de largo, 5182 g de masa cuyo extremo inferior terminaba en una punta semicilíndrica. Fue elevado por medio de un motor eléctrico, y unos rieles previamente engrasados guiaron tanto su ascenso como descenso vertical. De esta forma, al momento de ser liberado caía libremente e impactaba en sobre la mitad de la viga. Los ensayos experimentales se realizaron para alturas de caída libre del proyectiles variables entre 33 mm y 2000 mm. En este trabajo sólo se muestran dos resultados correspondientes a 33 mm y 300 mm. Para la altura de 33 mm se midió tanto la fuerza de impacto entre el proyectil y la viga como la aceleración en la cara inferior de la viga, a 60 mm del centro de la luz. Debido a las limitaciones impuestas por el rango del acelerómetro, para la altura de 300 mm únicamente pudo medirse la fuerza de impacto. Para medir las fuerzas de contacto se utilizó un anillo de fuerza piezoeléctrico PCB modelo 203. Las aceleraciones fueron medidas por medio de un acelerómetro PCB modelo 353 B03. Ambos equipos fueron conectados a un acondicionador de señales PCB modelo 482C05, que a su vez fue conectado a dos placas de adquisición de señales *Measurement Computing* modelo USB-1608FS. La tasa de adquisición de señales fue de 50 kHz. Es importante indicar que el anillo de fuerza fue colocado en medio de dos placas de acero de 10 x 50 x 75 mm (una de ellas pegada a la viga). Este dispositivo tenía por finalidad, por una parte, evitar que la celda de carga resulte dañada y, por otra, distribuir uniformemente el impacto del proyectil primero al anillo de fuerza y luego a la viga.

## 2 ESTUDIO NUMÉRICO

La modelación numérica consistió en un análisis dinámico no lineal explícito llevado a cabo por medio del hidrocódigo LS-Dyna (LSTC, 2018). En la Figura 1b se muestra la malla de elementos finitos utilizada. Todos los elementos, con excepción de las varillas que unen las barras con los apoyos metálicos, fueron modelados mediante elementos tipo *brick* de ocho nodos (de 3 mm de lado para el proyectil y el anillo de fuerza, y de 5 mm de lado para el resto

de los elementos). Para las varillas, se empleó elementos tipo *truss* de 25 mm<sup>2</sup> de área, que sólo soportan esfuerzos axiales de tracción o compresión. Los elementos metálicos fueron modelados como materiales elásticos lineales con un módulo de elasticidad igual a  $2.1 \times 10^5$  MPa, un coeficiente de Poisson de 0.3 y una densidad de 7900 kg/m<sup>3</sup>. En el caso del anillo de fuerza, que es un material piezoeléctrico conectado a sensores electrónicos y que está protegido por una carcasa metálica, se le asignó un módulo de elasticidad de  $1.58 \times 10^5$  MPa que fue calculado a partir de su rigidez, de su altura y del área de su carcasa que recibe los impactos. Para simular el comportamiento del HARRF se empleó el modelo constitutivo KC: se definió en primera instancia los parámetros de sus superficies de falla (ver [Tabla 1](#)), luego una ecuación de estado que describe la evolución de la presión y del módulo volumétrico con la deformación volumétrica (ver [Figuras 2a y 2b](#)), la variación del factor de incremento dinámico ( $r_f$ ) con respecto a la velocidad de deformación (ver [Figura 2c](#)) y finalmente, una función de endurecimiento plástico  $\eta(\lambda)$  (ver [Figura 2d](#)). Mayores detalles sobre la calibración del modelo KC para modelar HARRF pueden ser encontrados en [Fiengo Pérez et al \(2018a\)](#).

$a_{0m}$	$a_{1m}$	$a_{2m}$	$a_{0y}$	$a_{1y}$	$a_{2y}$	$a_{1f}$	$a_{2f}$
20.3539	0.3556	0.0018	18.8472	0.3633	0.0039	0.3556	0.0018

Tabla 1: Parámetros de las superficies de falla del HARRF.

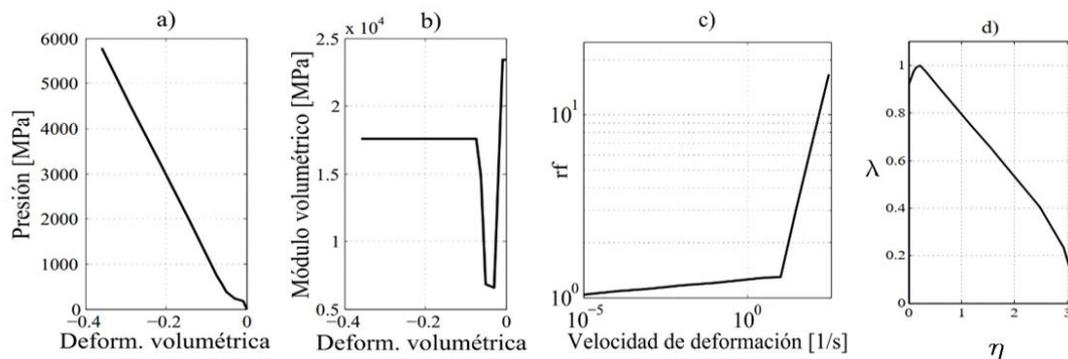


Figura 2: Funciones utilizadas en el modelo K&C. a) Presión vs. deformación volumétrica b) módulo volumétrico vs. deformación volumétrica c) factor de incremento dinámico ( $r_f$ ) vs. velocidad de deformación a) Función de endurecimiento plástico

El contacto tanto de las piezas metálicas entre sí como con la viga de HARRF, fue simulado por medio de un algoritmo de contacto de tipo penalización que calcula la fuerza del contacto como proporcional a la penetración de las mallas de elementos finitos ( $Soft = 0$ ). A la placa metálica en contacto con la viga no se le asignó contacto con esta última, sino que, sus nodos eran solidarios con los de la viga para representar que estaba pegada a la misma como en los ensayos. También, se incluyó el efecto de fricción en todos los contactos. Para evitar la aparición de modos de deformación con energía interna de deformación nula, se activó en el modelo la utilización de la técnica de estabilización tipo *hourglass* Belytschko – Binderman ([LSTC, 2018](#)). Con respecto al amortiguamiento, se asignó a la viga de HARRF amortiguamiento del tipo Rayleigh, y también se asignó amortiguamiento a los contactos entre el proyectil, las placas metálicas y al anillo de fuerza, para lo cual se empleó los valores definidos por defecto en el programa.

### 3 ESTUDIO DE SENSIBILIDAD

En todos estos modelos predictivos la altura de caída del proyectil fue de 33 mm; pero se

tomó en cuentas efectos de fricción en la máquina de impacto que equivalen aproximadamente a considerar un 90% de esta altura (eficiencia de la máquina del 90%). Las aceleraciones fueron medidas en un nodo central de la cara inferior de la malla de elementos finitos de la viga, sobre el eje pero desplazado 60 mm a la derecha del centro de la viga (ver Figura 1a) y la resultante de la fuerza de contacto correspondiente al anillo de fuerza.

### 3.1 Influencia del tipo de elemento

Se usaron dos tipos de elementos: ELFORM 1 (elemento tipo brick de ocho nodos y un punto de integración) y ELFORM 2 (elemento tipo brick de ocho nodos, ocho puntos de integración y con integración selectiva reducida para prevenir el bloqueo volumétrico). En los resultados de este análisis presentados en la Figura 3, se observa que las aceleraciones obtenidas con el elemento ELFORM 1 presentan picos similares a las obtenidas con el elemento ELFORM 2, con la diferencia de que se amortiguan más rápidamente. Por su parte, la fuerza de contacto obtenida con el elemento ELFORM 2 es de magnitud levemente mayor pero de aproximadamente igual duración a la obtenida con el elemento ELFORM 1. Se puede concluir que el tipo de elementos finitos influye más en las aceleraciones que en la fuerza de contacto. Por lo que se verá más adelante es suficiente con considerar elementos de tipo ELFORM 1 que, por otro lado, son mucho menos costosos computacionalmente que los elementos tipo ELFORM 2.

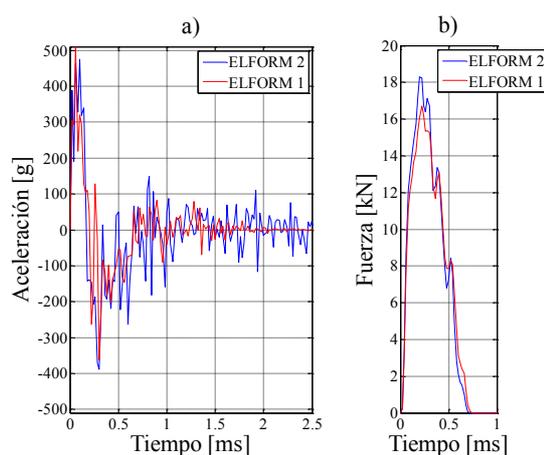


Figura 3: Influencia del tipo de elemento. a) Aceleraciones de la viga b) fuerzas de contacto.

### 3.2 Influencia de la superficie de contacto

En este punto se estudia la influencia de la topología de la malla en la superficie de contacto. Se consideran dos casos para la superficie de contacto: a) conformada por nodos alineados entre sí (contacto nodo – nodo); b) conformada por nodos que no están alineados (contacto nodo – lado). Para representar estos casos se considera a) el proyectil centrado con respecto a la viga (se obtiene un contacto nodo – nodo); b) el proyectil desplazado 2 mm a la derecha (se obtiene un contacto nodo – lado). En este último caso, el problema estructural es levemente distinto al original. A partir de los resultados mostrados en la Figura 4, se observa que las fuerzas de contacto obtenidas son muy similares tanto en magnitud como en duración, pero existe gran diferencia en lo que respecta a las aceleraciones. El registro de aceleraciones producido por la superficie de contacto nodo – nodo, presenta picos de aceleraciones muy elevados a partir de 1 ms en adelante. Como se mostrará más adelante, estos picos no fueron registrados en los ensayos (ver apartado 5). La pequeña excentricidad introducida en la posición del proyectil en el contacto nodo-lado no justifica la disminución de estos picos de aceleraciones, por lo cual

son atribuidos a la topología del contacto. Resultados anteriores obtenidos con la carga centrada pero cambiando únicamente la topología del contacto confirman esta afirmación.

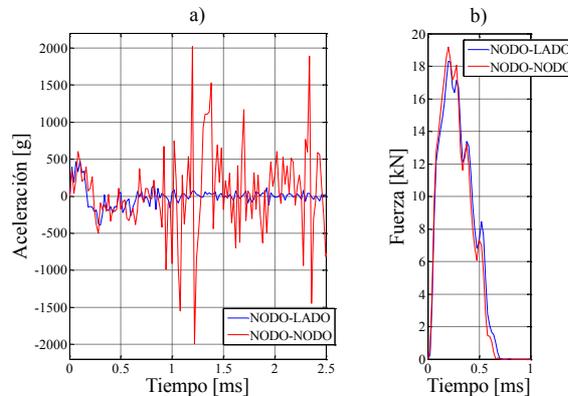


Figura 4: Influencia de la topología de las mallas en el contacto. a) Aceleraciones de la viga b) fuerzas de impacto.

### 3.3 Influencia de las condiciones de borde

En primera instancia, tanto las fuerzas de contacto como las aceleraciones de la viga fueron obtenidas por medio del modelo numérico en el cual se restringieron los grados de libertad en dos filas de nodos de la cara inferior de la viga (una a la izquierda y otra a la derecha), de forma tal que la viga tuviese un apoyo móvil a la izquierda y otro fijo a la derecha. Posteriormente, se se modelaron todas las condiciones de apoyo descritas en el apartado 3 (barras, varillas y apoyos metálicos). En la [Figura 5](#) se muestran los resultados obtenidos de este análisis. Se puede apreciar que las fuerzas de contacto son prácticamente iguales en ambos casos. Esto podría explicarse si se considera que las ondas elásticas que se propagan hacia los apoyos llegan poco antes de que el impacto haya finalizado, se reflejan y retornan al sitio de impacto después de finalizado el mismo ([Fiengo Pérez et al, 2018b](#)). Las aceleraciones obtenidas considerando ambas condiciones de borde presentan ciertas diferencias, tanto en los picos como en la rapidez con la que se amortigua la onda, mostrando que la forma en que se materializan las condiciones de sí tiene incidencia en la aceleraciones.

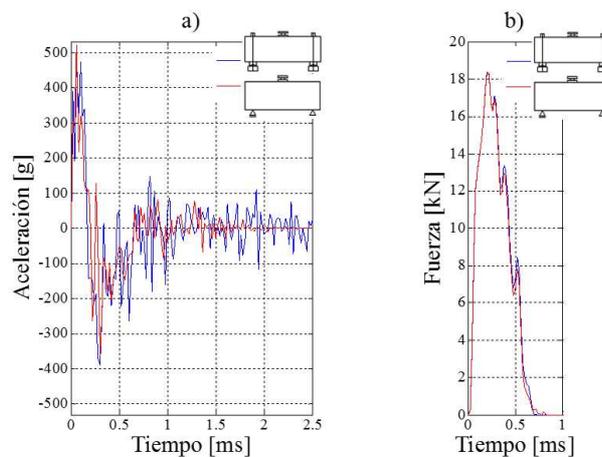


Figura 5: Influencia de las condiciones de borde. a) Aceleraciones de la viga b) fuerzas de contacto.

### 3.4 Influencia del dispositivo empleado para medir la fuerza de contacto

Inicialmente, se elaboró un modelo numérico simplificado prácticamente idéntico al

descrito en el apartado 3; pero sin el dispositivo empleado para medir la fuerza de contacto. En su lugar, el proyectil impactaba directamente sobre la viga por lo cual se asignó tanto al proyectil como a la viga el algoritmo de contacto de tipo penalización descrito en el apartado 3. Posteriormente, se incluyó en los modelos el dispositivo empleado para medir la fuerza de contacto. En la Figura 6 se comparan los resultados obtenidos en ambos casos. Las fuerza de contacto son muy similares en sus ramas pre-pico, pero existe cierta diferencia en las ramas pos-pico. Esta diferencia puede atribuirse a la oscilación tanto de las placas metálicas como del anillo de fuerza ocasionada por el impacto recibido. Sin embargo, se observa que el impulso (área bajo la curva carga-tiempo) es similar en ambos casos. Las aceleraciones se amortiguan de forma similar; pero existen ciertas diferencias en los picos que son mayores en el caso de incluir el dispositivo de medición.

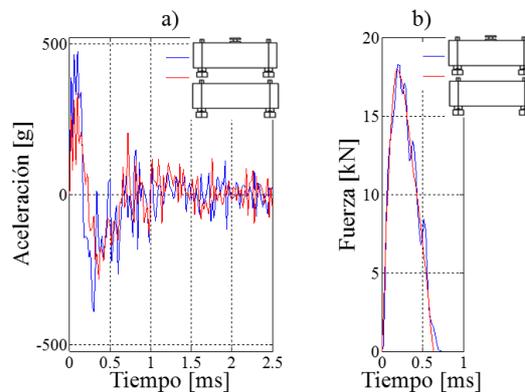


Figura 6: Influencia del dispositivo de aplicación de la carga. a) Aceleraciones de la viga b) fuerzas de contacto.

### 3.5 Influencia del algoritmo de contacto

Para estudiar la influencia del algoritmo de contacto en la respuesta, se cambió el algoritmo de contacto entre el proyectil y el dispositivo empleado para medir las fuerzas de contacto (placas metálicas y anillo de fuerza); de tipo penalización  $Soft = 0$  a tipo penalización  $Soft = 1$ . Este último, calcula la rigidez del contacto teniendo en cuenta las masas de los elementos finitos. En la Figura 7 se muestran los resultados obtenidos con ambos tipos de contacto. El algoritmo de contacto tipo penalización  $Soft = 1$  genera tanto fuerzas de contacto como aceleraciones con picos muy elevados, que no corresponden a lo observado experimentalmente (ver apartado 4).

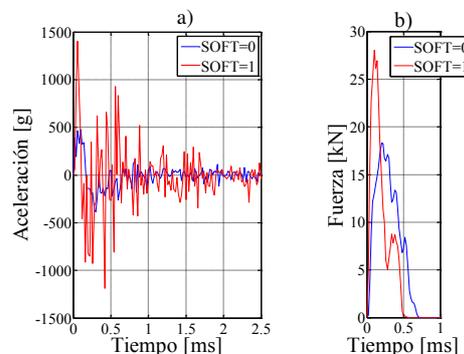


Figura 7: Influencia del algoritmo de contacto. a) Aceleraciones de la viga b) fuerzas de contacto.

### 3.6 Influencia del amortiguamiento

En los modelos numéricos se incluyó el amortiguamiento de Rayleigh cuyos sus coeficientes

se determinan normalmente por medio de las ecuaciones (1).

$$a_0 = \zeta \frac{2w_i w_j}{w_i + w_j} \quad a_1 = \zeta \frac{2}{w_i + w_j} \quad (1)$$

Donde  $a_0$  es el coeficiente que multiplica a la matriz de masa,  $a_1$  es el coeficiente que multiplica a la matriz de rigidez y las frecuencias  $w_i$  y  $w_j$ , son la más baja y la más alta (respectivamente) del rango de frecuencias en el que se quiere definir el amortiguamiento.  $\zeta$  es la fracción del amortiguamiento crítico que fue inicialmente estimada en 5% para el diseño del ensayo y luego determinada a partir del cálculo del decremento logarítmico de los picos del registro de aceleraciones experimentales, resultando adecuado el valor supuesto. En el análisis de Fourier realizado al registro de aceleraciones experimentales se identificó hasta el cuarto modo de vibración flexional, por lo que se consideró hasta el tercer modo flexional y distintas posibilidades para determinar los coeficientes  $a_0$  y  $a_1$  a los efectos de estudiar la influencia en la respuesta. Se calculó los coeficientes  $a_0$  y  $a_1$  con las Ecs (1) para dos rangos de frecuencias:  $w_i = w_1$  y  $w_j = w_2$  (caso 1);  $w_i = w_1$  y  $w_j = w_3$  (caso 2). Además, se calculó los coeficientes para una sola frecuencia considerando que la mitad del amortiguamiento es proporcional a la masa y la otra mitad a la rigidez; para ello se consideró tanto el primer modo flexional como el tercero:  $w = w_1$  (caso 3), y  $w = w_3$  (caso 4). Los resultados de este análisis mostrados en la Figura 8 permiten apreciar que el amortiguamiento influye más en las aceleraciones de la viga que en las fuerzas de contacto. Las aceleraciones obtenidas considerando los coeficientes  $a_0$  y  $a_1$  determinados a partir de los casos 1, 2 y 3, no son adecuadas ya que presentan picos mucho mayores a los experimentales; por otra parte, los coeficientes obtenidos a partir de la frecuencia  $w_3$  ( $a_0 = 4.81$  1/ms y  $a_1 = 5.20 \times 10^{-4}$  ms) producen tanto la fuerza de contacto como las aceleraciones de la viga más próximas a los resultados experimentales (ver apartado 4).

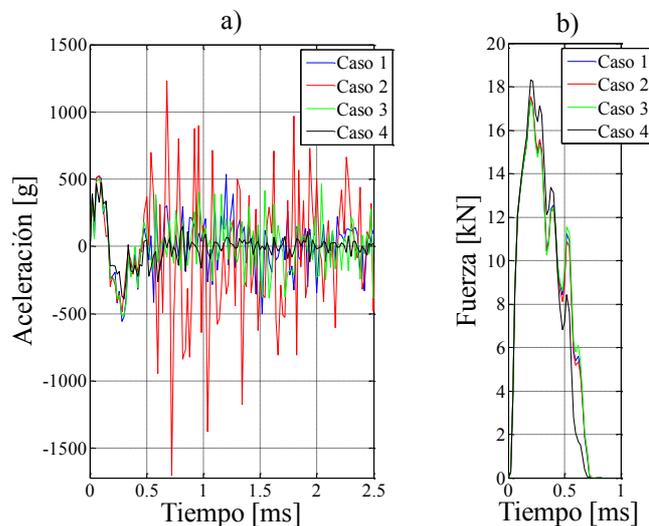


Figura 8: Influencia de los coeficientes de amortiguamiento. a) Aceleraciones de la viga b) fuerzas de contacto.

#### 4 COMPARACIÓN ENRE RESULTADOS NUMÉRICOS Y EXPERIMENTALES

En este apartado se comparan los resultados numéricos con los experimentales para dos alturas de caída 33 mm y 300 mm. Es claro que no se trata de alturas de caída libre porque la máquina de impacto presenta cierta fricción. Luego de los ensayos se hicieron mediciones que permitieron registrar la velocidad con que llegaba el proyectil a la viga. Se determinó que para una altura de caída del proyectil de 33 mm, su velocidad de impacto es aproximadamente un 90% de la velocidad correspondiente a caída libre. Por el contrario, para una altura de 300 mm,

los efectos de la fricción son proporcionalmente menores y la velocidad de impacto es aproximadamente 95% de la velocidad correspondiente a caída libre lo cual es aproximadamente equivalente al criterio descrito en el apartado 3 (eficiencia de la máquina = 90%).

En la Figura 9 se comparan los resultados numéricos y experimentales para las dos alturas de caída. Para la altura de 300 mm no se cuenta con registros experimentales de aceleración por las limitaciones ya descritas. En la Figura 9a se observa que los picos de las aceleraciones numéricas ( $a_{max} = 474g$ ,  $a_{min} = -400g$ ) son mayores a los experimentales ( $a_{max} = 377g$ ,  $a_{min} = -334g$ ). Es importante destacar que las envolventes de ambos registros de aceleraciones son bastante parecidas y se amortiguan de forma similar. Un análisis de Fourier del registro de aceleraciones numérico para 33 mm permite obtener las frecuencias de los primeros modos flexionales ( $1.562 \times 10^3$ ,  $5.080 \times 10^3$  y  $8.980 \times 10^3$  Hz) que son similares a las que se pueden obtener del registro experimental ( $1.80 \times 10^3$ ,  $5.25 \times 10^3$  y  $9.68 \times 10^3$  Hz). Por otro lado, en las Figuras 9b y 9c se observa que el modelo numérico reproduce adecuadamente la evolución en el tiempo de las fuerzas de contacto para ambas alturas analizadas.

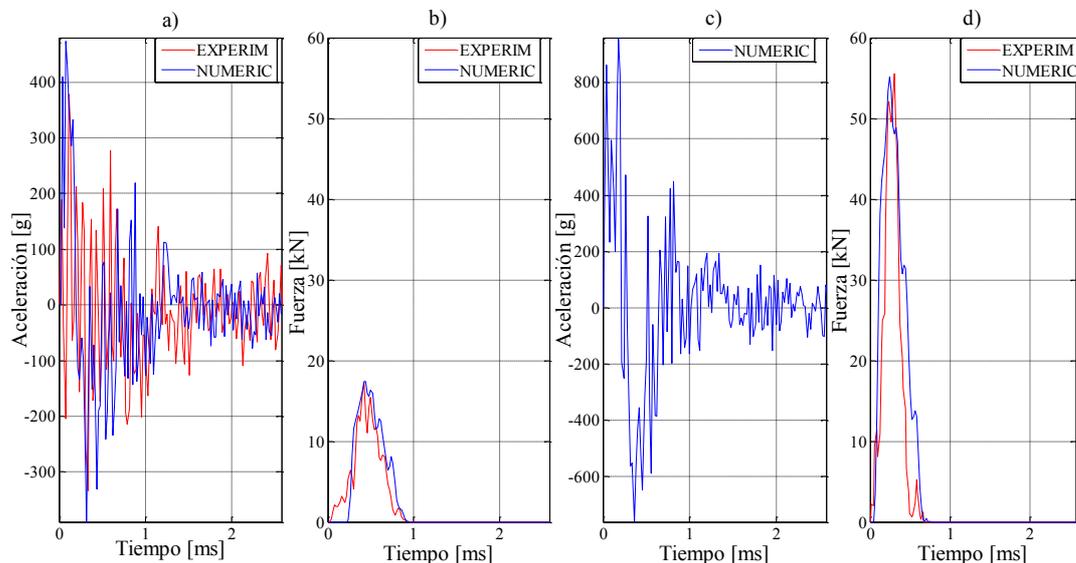


Figura 9: Comparación de resultados numéricos y experimentales a) Aceleraciones de la viga H = 33 mm b) fuerzas de contacto H = 33 mm c) aceleraciones de la viga H = 300 mm d) fuerzas de contacto H = 300 mm

En la Tabla 2 se muestra un resumen de resultados en relación a las fuerzas de contacto. Tanto en los resultados experimentales como numéricos, la magnitud de la fuerza de contacto aumenta, la duración del contacto se reduce y el impulso (área bajo la curva fuerza – tiempo) aumenta con el incremento de la altura de caída del proyectil. Se observa que, si bien los valores máximos de fuerza y duración numéricos son similares a los experimentales, los valores de impulso numéricos son mayores que los experimentales.

## 5 CONCLUSIONES

Los estudios numéricos realizados muestran que modelando adecuadamente el problema se puede reproducir con bastante aproximación las fuerzas de contacto y su duración y, de manera muy aproximada, la respuesta en aceleraciones. De todos los factores estudiados, se evidenció que el algoritmo de contacto es el que más influye en la respuesta. Por otra parte, no se observó gran influencia en la respuesta de factores tales como la modelación o no del dispositivo

empleado para medir la fuerza de contacto ni de las condiciones de borde reales. Se destaca que las aceleraciones de las vigas son mucho más sensibles a la forma de modelar el problema que la fuerza de contacto. Esta mayor sensibilidad aparece también en los resultados experimentales ya que las aceleraciones dependen más del comportamiento estructural de las vigas que las fuerzas de contacto. Finalmente, es importante destacar que las aceleraciones numéricas de la viga dependen en gran medida de la selección de las frecuencias utilizadas para el cálculo de los coeficientes del amortiguamiento de Rayleigh por lo que el tema debe ser estudiado con mayor profundidad.

H [mm]	Resultados Numéricos			Resultados Experimentales		
	F [kN]	Durac. [ms]	Impulso [kN.ms]	F [kN]	Durac. [ms]	Impulso [kN.ms]
30	17.40	0.70	6.48	17.18	0.95	5.59
300	55.17	0.64	18.30	55.5	0.68	12.76

Tabla 2: Comparación entre fuerzas de contacto experimentales y numéricas

## AGRADECIMIENTOS

Los autores agradecen al Dr. Ing. Raúl Zerbino, a la Ing. Graciela Giaccio y a la Dr. Ing. María Celeste Torrijos del LEMIT-CIC, por el apoyo brindado en la elaboración y caracterización de los hormigones utilizados en las vigas ensayadas. Agradecen también al CONICET, a la ANPCyT (PICT 2017 1313) y a la SCAIT UNT (PIUNT 26/623) por el apoyo económico.

## REFERENCIAS

- Broadhouse, B.J., The Winfrith concrete model in LS-DYNA. *Report: SPD/D(95)363, structural performance department*. AEA Technology, Winfrith Technology Centre, UK; 1995.
- Fiengo Pérez, F., Isla, F. y Luccioni, B.M., Aplicación del modelo Karagozian y Case a la simulación del comportamiento dinámico del hormigón de ultra altas prestaciones reforzado con fibras. *Mecánica Computacional*, 36:1393-1402, 2018a.
- Fiengo Pérez, F., Dip, O., Sfer, D. y Luccioni, B.M., Respuesta dinámica de vigas metálicas sometidas a impacto. *Mecánica Computacional*, 36:871-880, 2018b.
- Guo, W., Fan, W., Shao, X., Shen, D. y Chen, B., Constitutive model of ultra-high-performance fiber-reinforced concrete for low-velocity impact. *Composite Structures*, 185:307–326, 2018.
- Jian, H., y Chorzepa, Mi.G., An effective numerical simulation methodology to predict the impact response of pre-stressed concrete members. *Eng. Failure Analysis*, 55:63–78, 2015.
- Li, J., y Zhang, Y.X., Evaluation of constitutive models of hybrid-fibre engineered cementitious composites under dynamic loadings. *Const. and Building Materials*, 30:149–160, 2012.
- LSTC, *LS-Dyna Theory manual*, Livermore Software Tech. Corp., 2018.
- Malvar, L.J., Crawford, J.E., Wesevich, J.W. y Simons, D.A., A plasticity concrete material model for DYNA3D. *International Journal of Impact Engineering*, 19:847-873, 1997.
- Mao, L., y Barnett, S.J., Investigation of toughness of ultra high performance fibre reinforced concrete (UHPFRC) beam under impact loading. *International Journal of Impact Engineering*, 99:26–36, 2016.
- PCB, Model 203B ICP® quartz force ring, 20 Klb comp., 0.25 mV/Lb Installation and operation manual, 2019.
- Schwer, L.E., y Murray, Y.D., A three – invariant smooth cap model with mixed hardening. *Int. Journal for Numerical and Analytic Methods in Geomechanics*, 18: 657 – 688, 1994.