

HORMIGÓN DE ALTA RESISTENCIA REFORZADO CON FIBRAS BAJO CARGAS DE IMPACTO

por

FABIÁN FIENGO PÉREZ

Ingeniero Civil

Director de tesis Dr. Ing. Domingo Sfer

Co-director de tesis Dr. Ing. Bibiana M. Luccioni

Tesis presentada como requisito parcial para acceder al grado académico de

DOCTOR EN INGENIERÍA

de la

Universidad Nacional de Tucumán

Instituto de Estructuras Ing. Arturo M. Guzmán

Facultad de Ciencias Exactas y Tecnología

Universidad Nacional de Tucumán

San Miguel de Tucumán

Octubre de 2020

AGRADECIMIENTOS

Deseo expresar mi más sincero agradecimiento al Dr. Ing. Bibiana Luccioni por su paciencia, dedicación, apoyo y esfuerzo para lograr la culminación de esta tesis.

Asimismo, agradezco al Dr. Ing. Raúl Zerbino y a los ingenieros Graciela Giaccio y Juan Carlos Vivas Montes del LEMIT por su apoyo para la realización de la campaña experimental.

Al Consejo de Ciencia y Técnica de la República Argentina (CONICET) por otorgarme una beca que me permitió superarme profesionalmente.

Al Instituto de Estructuras de la Universidad Nacional de Tucumán a la cabeza del Mg. Ing. Sergio Gutiérrez por todo el apoyo brindado.

Finalmente, agradezco a mi familia por el amor, estímulo y los valores que me inculcaron.

Muchas Gracias!

RESUMEN

En esta tesis se analizan experimental y numéricamente los principales factores que afectan la respuesta a nivel estructural de vigas de hormigón de altas resistencias reforzado con fibras sometidas a cargas de impacto. La campaña experimental fue realizada en el marco de un proyecto de investigación conjunto entre investigadores del Laboratorio de Entrenamiento Multidisciplinario para la Investigación Tecnológica (LEMIT) de la ciudad de La Plata e investigadores del Instituto de Estructuras de la Universidad Nacional de Tucumán. Se ensayaron vigas de hormigón de altas resistencias reforzado fibras bajo cargas de impacto por medio del *Drop – Weight Impact Test* bajo diferentes velocidades de impacto del proyectil y con diferentes contenidos de fibras de acero con ganchos en los extremos (sin fibras, con 40 y 80 kg/m³). Se midieron fuerzas de impacto, aceleraciones de las vigas, flechas remanentes y anchos de fisuras para impactos repetidos. A partir de ciertas velocidades de impacto, las vigas se fisuraron en la zona central. Mientras las vigas de hormigón simple se partieron en dos, las vigas reforzadas con fibras mantuvieron integridad gracias al efecto de las fibras. Las fibras de acero se arrancaron sin cortarse. En ningún caso se produjo daño localizado en la zona de impacto del proyectil. Complementariamente, se llevaron a cabo trabajos de modelación numérica por medio del hidrocódigo LS-Dyna y el modelo constitutivo para hormigón Karagozian y Case. A tal fin, se desarrolló una metodología para la calibración de los parámetros del modelo Karagozian y Case con la cual fue posible incluir el efecto de las fibras en la respuesta post pico del hormigón. El modelo numérico se utilizó para diseñar la campaña experimental, analizar el comportamiento a impacto e interpretar los resultados experimentales. Adicionalmente, los modelos numéricos permitieron predecir resultados (fuerzas de impacto, reacciones en los apoyos, aceleraciones y desplazamientos verticales) para velocidades de impacto del proyectil que superaban la capacidad de los equipos empleados para las mediciones. Se estudiaron la influencia de las fuerzas de inercia en la repuesta estructural de las vigas y la energía que absorben las vigas para velocidades de impacto en las cuales se produce su rotura. Combinando resultados experimentales y numéricos se cuantificó el efecto de las fibras en la performance de las vigas sometidas a impacto.

ABSTRACT

The main factors that affect the structural response of high-strength fiber reinforced concrete beams subjected to impact loads are experimentally and numerically analyzed in this thesis. The experimental campaign was carried out within the framework of a joint research project between researchers from the Multidisciplinary Training Laboratory for Technological Research (LEMIT) of the city of La Plata and researchers from the Structures Institute of the National University of Tucumán. High strength fiber reinforced beams with different contents of steel hooked end fibers (without fibers, with 40 and 80 kg / m³) were tested under impact loads by means of the Drop - Weight Impact Test under different projectile impact speeds. Impact forces, beam accelerations, remaining deflections, and crack widths were measured for repeated impacts. From certain impact speeds, the beams cracked in the central zone. While plain concrete beams were broken in two parts, fiber reinforced beams preserved integrity due to the effect of the fibers. The steel fibers were pulled out without being cut. Localized damage in the projectile's impact zone was not produced. In addition, numerical modeling was carried out using the LS-Dyna hydrocode and Karagozian and Case constitutive model for concrete. A methodology for the calibration of the parameters of the Karagozian and Case model was developed in order to include the effect of the fibers in the post-peak response of fiber reinforced concrete. The numerical model was used to design the experimental campaign, analyze the impact behavior and interpret the experimental results. Additionally, the numerical models made it possible to predict results (impact forces, support reactions, accelerations and vertical displacements) for projectile impact speeds that exceeded the capacity of the equipment used for the measurements. The influence of inertial forces on the structural response of the beams and the energy absorbed by the beams for impact speeds at which they failed were studied. The effect of the fibers on the performance of the beams subjected to impact loads was assessed combining experimental and numerical results.

NOMENCLATURA

A	Área de la sección transversal de las vigas
a_{0m}, a_{1m}, a_{2m}	Coeficientes de la superficie de falla máxima del modelo Karagozian y Case
a_{0y}, a_{1y}, a_{2y}	Coeficientes de la superficie de fluencia inicial del modelo Karagozian y Case
a_{1r}, a_{2r}	Coeficientes de la superficie de fluencia residual del modelo Karagozian y Case
a_0	Coeficiente que multiplica a la matriz de masa en el amortiguamiento de Rayleigh
a_1	Coeficiente que multiplica a la matriz de rigidez en el amortiguamiento de Rayleigh
A_{max}, A_{min}	Aceleraciones pico de las vigas (positivas y negativas respectivamente) medidas en los ensayos experimentales
b_1	Parámetro de escalamiento de daño en compresión uniaxial del modelo Karagozian y Case
b_2	Parámetro de escalamiento de daño en tracción uniaxial del modelo Karagozian y Case
B_i	Número de golpes que recibe el espécimen en el ensayo de impacto de cargas repetidas
c	Velocidad de propagación de las ondas
$CMOD$	Apertura de los lados de la entalla en ensayos de flexión de vigas con entallas
CFE	Carga de fisuración estática
CFD	Carga de fisuración dinámica
DIF	Factor de incremento dinámico
DIF_t	Factor de incremento dinámico en tracción uniaxial
DIF_c	Factor de incremento dinámico en compresión uniaxial

$d\mu$	Factor de consistencia plástico
D_{ijkl}^e	Tensor de rigidez elástico
Δt	Paso de tiempo de la integración numérica
$\dot{\delta}$	Velocidad de deflexión central de las vigas, velocidad de impacto del proyectil en la ecuación (6.1)
$\Delta\sigma_m$	Superficie de falla máxima del modelo Karagozian y Case
$\Delta\sigma_y$	Superficie de fluencia inicial del modelo Karagozian y Case
$\Delta\sigma_r$	Superficie de fluencia residual del modelo Karagozian y Case
$\overline{d\varepsilon^p}$	Evolución de la deformación plástica efectiva
$\dot{\varepsilon}$	Velocidad de deformación
E	Diferencia de energía potenciales en el ensayo de impacto del péndulo Charpy, módulo de elasticidad del hormigón
e	coeficiente de restitución
ε_v	Deformación volumétrica
ξ	Fracción del amortiguamiento crítico
f_c	Resistencia a compresión uniaxial del hormigón
f_t	Resistencia a tracción uniaxial del hormigón
f_{co}, f'_{cs}	Resistencia a compresión uniaxial estática del hormigón (10 MPa)
f_L	Tensión correspondiente al primer pico en ensayos de flexión de vigas con entallas
f_{max}	Tensión máxima en ensayos de flexión de vigas con entallas
f_{R1}, f_{R3}	Resistencias residuales en ensayos de flexión de vigas con entallas
g	Aceleración de la gravedad
G	Módulo de corte del hormigón
G_f	Energía de fractura estática del hormigón
H°	Hormigón
HRF	Hormigón reforzado con fibras
HARRF	Hormigón de alta resistencia reforzado con fibras
HUARRF	Hormigón de ultra alta resistencia reforzado con fibras
HUAPRF	Hormigón de ultra alta performance reforzado con fibras
HUAP	Hormigón de ultra alta performance
h	Altura inicial del martillo en el ensayo del péndulo Charpy
h'	Altura final del martillo en el ensayo del péndulo Charpy

H	Altura de caída del proyectil en el ensayo <i>Drop – Weight Impact Test</i>
h_c	Ancho de banda de agrietamiento (<i>locwidth</i>) en el modelo Karagozian y Case
I	Momento de inercia de la sección transversal de la viga
J_2	Segundo invariante del tensor desviador de tensiones
J_o	Momento de inercia polar
J_s	Momento de inercia equivalente de la sección transversal de la viga
K	Módulo volumétrico del hormigón
L	Luz libre entre apoyos de las vigas y/o luz de cálculo en las expresiones analíticas para determinar la fuerza de inercia generalizada y las frecuencias modales
L/d	Esbeltez de las fibras de acero (cociente entre la longitud de la fibras y su diámetro)
λ	Variable de endurecimiento plástico
λ_m	Valor de λ correspondiente a J_2 máximo
m	Masa del martillo, del péndulo y/o del proyectil en los ensayos de impacto
η	Función de endurecimiento plástico
p	Presión
P	Impulso
$P(t)$	Fuerza de impacto
$P_i(t)$	Fuerza de inercia generalizada
$P_b(t)$	Fuerza de flexión efectiva
$R_y(t)$	Reacción en los apoyos de las vigas en el ensayo <i>Drop – Weight Impact Test</i>
r_f	Factor de incremento dinámico del modelo Karagozian y Case
ρ	Densidad del hormigón
s	Variable que controla los efectos de la velocidad de deformación en el modelo Karagozian y Case
σ_f	Resistencia a flexión del hormigón obtenida en ensayos de flexión con carga en tres puntos
t	Duración del impacto en el ensayo <i>Drop – Weight Impact Test</i>

T_{50}	Tiempo que demora el hormigón fresco en alcanzar un diámetro de extendido de 50 cm al momento de realizar el ensayo de cono de Abrahams
U	Energía absorbida por el espécimen en el ensayo de impacto de cargas repetidas
U_1/U_2	Índice de ductilidad en el ensayo de impacto de cargas repetidas
$\ddot{u}_0(t)$	Aceleración vertical de la viga medida en el centro de su cara inferior
v, V	Velocidad de impacto del proyectil en el ensayo <i>Drop – Weight Impact Test</i>
V_f	Volumen de adición de fibras
ω	Grado de asociatividad que permite calibrar la dilatancia
ω_n	Frecuencia flexional correspondiente al modo n
ω_{nt}	Frecuencia torsional correspondiente al modo n
ω_n'	Frecuencia flexional correspondiente al modo n corregida tomando en cuenta los efectos de la deformación por corte y de la inercia rotacional
ω	Frecuencia de adquisición de señales en ensayos experimentales
ω_m	Frecuencia más alta que puede ser detectada en la adquisición de señales en ensayos experimentales
ω_f	Frecuencia correspondiente al primer modelo flexional (ω_1)
w_i	Frecuencia flexional más baja a considerar para el amortiguamiento de Rayleigh
ω_j	Frecuencia flexional más alta a considerar para el amortiguamiento de Rayleigh

ÍNDICE GENERAL

Agradecimientos	I
Resumen	II
Abstract	III
Nomenclatura.....	IV
CAPÍTULO 1 INTRODUCCIÓN	1
1.1.- IMPORTANCIA DEL TEMA	1
1.2.- DESCRIPCIÓN DEL PROBLEMA	2
1.3.- BREVE ESTADO DEL ARTE	3
1.4.- OBJETIVOS DE LA TESIS.....	5
1.5.- CONTENIDO	5
CAPÍTULO 2 COMPORTAMIENTO DEL HORMIGÓN DE ALTA RESISTENCIA REFORZADO CON FIBRAS BAJO CARGAS DINÁMICAS DE IMPACTO	7
2.1.- INTRODUCCIÓN	7
2.2.- COMPORTAMIENTO BAJO CARGAS DINÁMICAS.....	8
2.2.1. Velocidades de deformación y tipos de ensayos.....	8
2.2.2. El ensayo de impacto de cargas repetidas	10
2.2.3. Péndulo Charpy	15
2.2.4. Barra de Hopkinson.....	19
2.2.4.1. Descripción del ensayo	19
2.2.4.2. Efecto de la velocidad de deformación	21
2.2.4.3. Factor de amplificación dinámica en función de la velocidad de deformación...	23
2.2.5. Ensayo de impacto por caída (<i>Drop – Wight Impact Test</i>).....	25
2.2.5.1. Descripción del ensayo	25
2.2.5.2. Fuerza de flexión efectiva	29
2.2.5.3. Mecanismo de propagación de ondas	31
2.2.5.4. Daños producidos en vigas sometidas a impacto	32
2.2.5.5. Resumen de los principales resultados.....	33
2.3.- MODELACIÓN NUMÉRICA DE HORMIGONES DE ALTAS RESISTENCIAS REFORZADOS CON FIBRAS SOMETIDOS A CARGAS DE IMPACTO.....	39

2.3.1. Modelos constitutivos	39
2.3.2. Modelo Karagozian y Case	44
2.3.2.1. Ecuación de estado (EOS).....	44
2.3.2.2. Modelo de resistencia.....	44
2.3.2.3. Determinación de los parámetros del modelo Karagozian y Case.....	48
2.3.3. Modelo de erosión.....	50
2.3.4. Algoritmo de contacto.....	51
2.4.- COMENTARIOS FINALES	52
CAPÍTULO 3 ENSAYOS EXPERIMENTALES.....	53
3.1.- INTRODUCCIÓN.....	53
3.2.- MATERIALES	54
3.3.- DISPOSITIVOS DE CARGA Y MEDICIÓN	56
3.3.1. Máquina de impacto.....	57
3.3.2. Apoyos	59
3.3.3. Instrumental de medición.....	59
3.3.4. Especímenes ensayados	63
3.4.- RESULTADOS	65
ANEXO A3.1 ENSAYO PRELIMINAR DE UNA VIGA METÁLICA	71
ANEXO A3.2 CÁLCULO DE LAS FRECUENCIAS FUNDAMENTALES	82
ANEXO A3.3 DOSSIER FOTOGRÁFICO DE LOS ENSAYOS EXPERIMENTALES REALIZADOS	86
CAPÍTULO 4 SIMULACIÓN NUMÉRICA DE LAS VIGAS SOMETIDAS A IMPACTO.....	88
4.1.- INTRODUCCIÓN.....	88
4.2.- CALIBRACIÓN DEL MODELO KARAGOZIAN Y CASE PARA SIMULAR EL COMPORTAMIENTO DEL HORMIGÓN DE ALTA RESISTENCIA REFORZADO CON FIBRAS.....	88
4.2.1. Parámetros de la Ecuación de Estado.....	88
4.2.2. Coeficientes de las superficies de falla	89
4.2.3. Curvas de endurecimiento en tracción y compresión uniaxial.....	90
4.2.4. Objetividad de la respuesta	93
4.2.5. Respuesta en tracción y compresión uniaxial estática	94
4.2.6. Respuesta en tracción uniaxial dinámica	95
4.2.7. Algoritmo y límite de erosión	96

4.3.- MODELO NUMÉRICO EMPLEADO EN LOS ENSAYOS DE IMPACTO	97
ANEXO A4.1 DETALLES SOBRE LA CALIBRACIÓN DEL MODELO CONSTITUTIVO PARA HARRF	100
ANEXO A4.2 ESTUDIO DE LA SENSIBILIDAD DE LA RESPUESTA NUMÉRICA A LOS DISTINTOS ASPECTOS DEL MODELO.....	105
CAPÍTULO 5 ANÁLISIS DE RESULTADOS	112
5.1.- INTRODUCCIÓN.....	112
5.2.- FUERZAS DE IMPACTO	112
5.2.1. Variación en el tiempo de la fuerza de impacto.....	112
5.2.2. Fuerza de impacto máxima, impulso y tiempo de contacto	115
5.2.2.1. Efecto del contenido de fibras.....	115
5.2.2.2. Efecto de la resistencia de la matriz de hormigón.....	117
5.2.2.3. Efecto de los golpes repetidos.....	118
5.3.- ACELERACIONES	120
5.4.- FRECUENCIAS	122
5.5.- FLECHAS REMANENTES Y FISURACIÓN DE LAS VIGAS.....	125
5.6.- DAÑO DE LAS VIGAS.....	129
5.6.1. Daño en vigas de HAR.....	129
ANEXO A5.1 FUERZAS DE IMPACTO	132
ANEXO A5.2 INFLUENCIA DE IMPERFECCIONES EN EL CONTACTO	142
ANEXO A5.3 ACELERACIONES MEDIDAS EXPERIMENTALMENTE.....	145
ANEXO A5.4 FRECUENCIAS EXPERIMENTALES Y NUMÉRICAS	149
CAPÍTULO 6 PREDICCIONES NUMÉRICAS.....	153
6.1.- INTRODUCCIÓN.....	153
6.2.- DISTRIBUCIÓN DE DESPLAZAMIENTOS Y ACELERACIONES.....	154
6.3.- CARGA DE IMPACTO	156
6.4.- REACCIONES	158
6.4.1. Fuerzas de inercia.....	158
6.4.2. Comparación de fuerza de impacto con reacciones	160
6.4.3. Desfasaje en el tiempo entre reacciones y fuerza de impacto.....	161
6.4.4. Comparación entre reacciones numéricas y aproximadas	163
6.5.- FUERZA DE FLEXIÓN EFECTIVA.....	163

6.6.- ENERGÍA ABSORBIDA.....	165
6.7.- EFECTO DE LA VELOCIDAD DE DEFORMACIÓN	166
6.7.1. Variación de las reacciones con la velocidad de deformación.....	168
6.7.2. Variación de la energía absorbida con la velocidad de deformación.....	170
6.8.- EFECTO DEL CONTENIDO DE FIBRAS EN LA RESPUESTA A IMPACTO....	173
ANEXO A6.1 VELOCIDAD DE DEFORMACIÓN Y ENERGÍA DE FRACTURA	178
CAPÍTULO 7 CONCLUSIONES Y SUGERENCIAS PARA FUTURAS INVESTIGACIONES	181
7.1.- INTRODUCCIÓN.....	181
7.2.- APORTES DE LA TESIS	182
7.3.- CONCLUSIONES.....	183
7.3.1. Resultados de la campaña experimental	183
7.3.2. Conclusiones obtenidas de los resultados del estudio numérico.....	185
7.4.- SUGERENCIAS PARA FUTURAS INVESTIGACIONES	187
REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS	

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1.- Diferentes rangos de las velocidades de deformación	9
Figura 2.2.- Ensayo de impacto de carga repetida	10
Figura 2.3.- El péndulo Charpy.....	15
Figura 2.4.- Péndulo modificado propuesto por Yu <i>et al</i> (2016).....	17
Figura 2.5.- La barra de Hopkinson	20
Figura 2.6.- Factor de incremento dinámico versus velocidad de deformación para un hormigón reforzado con fibras de 100 MPa de resistencia a compresión uniaxial a) Tracción b) compresión.....	25
Figura 2.7.- Máquina de impacto tipo del ensayo <i>Drop Weight Impact Test</i>	26
Figura 2.8.- Procedimiento para medir experimentalmente la velocidad de impacto del proyectil	27
Figura 2.9.- a) Fase de compresión b) fase de restitución.....	28
Figura 2.10.- a) Variación de la fuerza de impacto con el desplazamiento δ b) variación de la fuerza de impacto con el tiempo c) variación del impulso con el tiempo.....	28
Figura 2.11.- a) Distribución de aceleraciones a lo largo de las vigas b) equilibrio de fuerzas	29
Figura 2.12.- Mecanismo de propagación de ondas en las vigas sometidas a cargas de impacto	32
Figura 2.13.- Daños que se producen en vigas de hormigón al recibir impactos a) Penetración del proyectil b) descascaramiento de la cara posterior c) perforación de la viga d) daño global de la viga	33
Figura 2.14.- Curva presión vs. deformación volumétrica para una ecuación de estado del modelo Karagozian y Case	44
Figura 2.15.- a) Respuesta tensión – deformación bajo compresión con confinamiento b) superficies de falla del modelo Karagozian y Case	45
Figura 2.16.- Evolución de la función de endurecimiento plástico	46
Figura 2.17.- Curvas utilizadas para definir la ecuación de estado por otros autores a) Presión vs. deformación volumétrica b) módulo volumétrico vs. deformación volumétrica	48
Figura 2.18.- Funciones de endurecimiento plástico empleadas por otros autores.....	50
Figura 3.1.- Respuesta en flexión.....	56

Figura 3.2.- Vista de la máquina de impacto empleada a) Vista lateral b) proyectil, espécimen y apoyos	57
Figura 3.3.- Montaje y equipos empleados para los ensayos experimentales.....	58
Figura 3.4.- Velocidad de impacto del proyectil para diferentes alturas	59
Figura 3.5.- Montaje del anillo de fuerza sobre las vigas a) Vista de perfil b) vista frontal.	60
Figura 3.6.- Montaje de los acelerómetros sobre las vigas	60
Figura 3.7.- Montaje de los acelerómetros sobre el proyectil.....	61
Figura 3.8.- Equipo empleado para la adquisición de señales a) Acondicionador de señales PCB 482C05 b) placa de adquisición USB-1608FS	61
Figura 3.9.- Medición de ancho de grietas por medio de un microscopio digital a) Microscopio digital empleado b) medición realizada con el microscopio digital	62
Figura 3.10.- Viga de hormigón simple, velocidad de impacto de 1.42 mm/ms (H = 132 mm	65
Figura 3.11.- Viga de hormigón simple, velocidad de impacto de 1.56 mm/ms (H = 142 mm) a) Vista del ensayo b) viga partida en dos c) el impacto que recibe la viga parte el agregado grueso	66
Figura 3.12.- Viga de hormigón simple, velocidad de impacto de 2.31 mm/ms (H = 304 mm)	66
Figura 3.13.- Vigas de HARRF después de ser ensayadas a una velocidad de impacto de 4.21 mm/ms (H = 1000 mm) a) Viga de HARRF con 40 kg/m ³ de fibras b) viga de HARRF con 80 kg/m ³ de fibras	67
Figura 3.14.- Viga de HARRF, velocidad de impacto de 3 mm/ms (H = 500 mm)	68
Figura 3.15.- Viga de HARRF, velocidad de impacto de 4.21 mm/ms (H = 1000 mm).....	68
Figura 3.16.- Arrancamiento de fibras en las vigas de HARRF con 40 kg/m ³ , velocidad de impacto 3 mm/ms (H = 500 mm) a) Fibra atravesando fisuras b) extremo de fibra arrancado	69
Figura 3.17.- Arrancamiento de fibras en las vigas de HARRF con 80 kg/m ³ , velocidad de impacto 4.21 mm/ms (H = 1000 mm) a) Fibra atravesando fisuras b) extremo de fibra arrancado.....	69
Figura 4.1.- a) Curvas presión vs. deformación volumétrica b) curvas módulo volumétrico vs. deformación volumétrica	89
Figura 4.2.- Funciones de endurecimiento plástico de los hormigones modelados	93
Figura 4.3.- Objetividad de la respuesta	94
Figura 4.4.- Modelación de los hormigones empleados a) curva esfuerzo de tracción vs. desplazamiento b) curvas esfuerzo de compresión vs. desplazamiento	95
Figura 4.5.- Malla de elementos finitos para el modelo de tracción dinámica	95

Figura 4.6.- Ensayos de tracción uniaxial dinámica para el hormigón con 80 kg/m ³ de contenido de fibras	96
Figura 4.7.- Malla de elementos finitos del modelo numérico empleado a) Vista frontal b) proyectil c) dispositivos que fijan la viga a los apoyos metálicos	98
Figura 5.1.- Fuerzas de impacto vs. tiempo para una velocidad de impacto del proyectil de 0.59 mm/ms (H = 33.2 mm) a) Hormigón simple b) HARRF con 40 kg/m ³ de fibras c) HARRF con 80 kg/m ³ de fibras	113
Figura 5.2.- Fuerzas de impacto vs. tiempo para una velocidad de impacto del proyectil de 1.08 mm/ms (H = 79 mm) a) Hormigón simple b) HARRF con 40 kg/m ³ de fibras c) HARRF con 80 kg/m ³ de fibras	113
Figura 5.3.- Fuerzas de impacto vs. tiempo para una velocidad de impacto del proyectil de 1.21 mm/ms (H = 100 mm) a) Hormigón simple b) HARRF con 40 kg/m ³ de fibras c) HARRF con 80 kg/m ³ de fibras	113
Figura 5.4.- Fuerzas de impacto vs. tiempo para una velocidad de impacto del proyectil de 1.42 mm/ms (H = 132 mm) a) Hormigón simple b) HARRF con 40 kg/m ³ de fibras c) HARRF con 80 kg/m ³ de fibras	113
Figura 5.5.- Fuerzas de impacto vs. tiempo para una velocidad de impacto del proyectil de 2.30 mm/ms (H = 300 mm) a) HARRF con 40kg/m ³ de fibras b) HARRF con 80 kg/m ³ de fibras	114
Figura 5.6.- Fuerzas de impacto vs. tiempo para una velocidad de impacto del proyectil de 2.78 mm/ms (H = 429 mm)	114
Figura 5.7.- Picos de las fuerzas de impacto para diferentes velocidades del proyectil	115
Figura 5.8.- Variación del impulso con respecto a la velocidad de impacto del proyectil	115
Figura 5.9.- Variación del tiempo de contacto con respecto a la velocidad de impacto del proyectil a) Resultados numéricos b) resultados experimentales	117
Figura 5.10.- Picos de las fuerzas de impacto tanto para un HRF como un HARRF ambos con 40 kg/m ³ de adición de fibras	118
Figura 5.11.- Resultados por golpe para las vigas de hormigón simple a) Fuerzas de impacto b) impulsos	119
Figura 5.12.- Resultados por golpe para las vigas de HARRF con 40 kg/m ³ de fibras a) Fuerzas de impacto b) impulsos	120
Figura 5.13.- Resultados por golpe para las vigas de HARRF con 80 kg/m ³ de fibras a) Fuerzas de impacto b) impulsos	120
Figura 5.14.- Aceleraciones de las vigas vs. tiempo para una velocidad de impacto del proyectil de 0.59 mm/ms (H = 33.2 mm) a) Hormigón simple b) HARRF con 40 kg/m ³ de fibras c) HARRF con 80 kg/m ³ de fibras	121
Figura 5.15.- Aceleraciones de las vigas vs. tiempo para una velocidad de impacto del proyectil de 1.08 mm/ms (H = 79 mm) a) Hormigón simple b) HARRF con 40 kg/m ³ de fibras c) HARRF con 80 kg/m ³ de fibras	121

Figura 5.16.- Aceleraciones de las vigas vs. tiempo para una velocidad de impacto del proyectil de 1.21 mm/ms (H = 100 mm) a) Hormigón simple b) HARRF con 40 kg/m ³ de fibras c) HARRF con 80 kg/m ³ de fibras	121
Figura 5.17.- Espectros de Fourier de las aceleraciones de las vigas de hormigón simple para una velocidad de impacto de 0.59 mm/ms (H = 33.2 mm) a) Frecuencias experimentales b) frecuencias numéricas	123
Figura 5.18.- Espectros de Fourier de las aceleraciones de las vigas de hormigón simple para una velocidad de impacto de 1.22 mm/ms (H = 100 mm) a) Frecuencias experimentales b) frecuencias numéricas	123
Figura 5.19.- Comparación de los espectros de Fourier de las aceleraciones de las vigas ensayadas para una velocidad de impacto del proyectil de 0.59 mm/ms (H = 33.2 mm) a) Hormigón simple b) HARRF con 40 kg/m ³ de fibras c) HARRF con 80 kg/m ³ de fibras	125
Figura 5.20.- Comparación de los espectros de Fourier de las aceleraciones de las vigas ensayadas para una velocidad de impacto del proyectil de 1.08 mm/ms (H = 79 mm) a) Hormigón simple b) HARRF con 40 kg/m ³ de fibras c) HARRF con 80 kg/m ³ de fibras	125
Figura 5.21.- Comparación de los espectros de Fourier de las aceleraciones de las vigas ensayadas para una velocidad de impacto del proyectil de 1.22 mm/ms (H = 100 mm) a) Hormigón simple b) HARRF con 40 kg/m ³ de fibras c) HARRF con 80 kg/m ³ de fibras	125
Figura 5.22.- Flechas remanentes de las vigas de hormigón simple	127
Figura 5.23.- Comparación entre las flechas remanentes numéricas y experimentales a) Vigas de HARRF con 40 kg/m ³ de fibras b) Vigas de HARRF con 80 kg/m ³	128
Figura 5.24.- Ancho de fisuración a) y b) Vigas de HARRF con 40 kg/m ³ de fibras, c) y d) vigas de HARRF con 80 kg/m ³ de fibras	129
Figura 5.25.- Viga de hormigón simple después de recibir el impacto del proyectil a 1.22 mm/ms (H = 100 mm) (resultado numérico)	129
Figura 5.26.- Viga de hormigón simple después de recibir el impacto del proyectil a 1.56 mm/ms (H = 155 mm) a) Resultado experimental b) resultado numérico	130
Figura 5.27.- Viga de hormigón simple después de recibir el impacto del proyectil a 2.29 mm/ms (H = 300 mm) (resultado numérico)	130
Figura 5.28.- Viga de hormigón simple después de recibir el impacto del proyectil a 4.21 mm/ms (H = 1000 mm) (resultado numérico)	131
Figura 6.1.- Desplazamientos de las vigas para un instante de tiempo previo al pico de la fuerza de impacto a) Viga de hormigón simple b) viga de HARRF con 40 kg/m ³ de fibras c) viga de HARRF con 80 kg/m ³ de fibras	155
Figura 6.2.- Desplazamientos de las vigas para un instante de tiempo correspondiente al pico de la fuerza de impacto a) Viga de hormigón simple b) viga de HARRF con 40 kg/m ³ de fibras c) viga de HARRF con 80 kg/m ³ de fibras	155

Figura 6.3.- Desplazamientos de las vigas para un instante de tiempo posterior al pico de la fuerza de impacto a) Viga de hormigón simple b) viga de HARRF con 40 kg/m ³ de fibras c) viga de HARRF con 80 kg/m ³ de fibras.....	155
Figura 6.4.- Aceleraciones de las vigas para un instante de tiempo previo al pico de la fuerza de impacto a) Viga de hormigón simple b) viga de HARRF con 40 kg/m ³ de fibras c) viga de HARRF con 80 kg/m ³ de fibras.....	156
Figura 6.5.- Aceleraciones de las vigas para un instante de tiempo correspondiente al pico de la fuerza de impacto a) Viga de hormigón simple b) viga de HARRF con 40 kg/m ³ de fibras c) viga de HARRF con 80 kg/m ³ de fibras.....	156
Figura 6.6.- Aceleraciones de las vigas para un instante de tiempo posterior al pico de la fuerza de impacto a) Viga de hormigón simple b) viga de HARRF con 40 kg/m ³ de fibras c) viga de HARRF con 80 kg/m ³ de fibras.....	156
Figura 6.7.- Cargas de impacto a) Vigas de HARRF con 40 kg/m ³ de fibras b) vigas de HARRF con 80 kg/m ³ de fibras	157
Figura 6.8.- Análisis de resultados en función de la velocidad de impacto del proyectil a) Fuerzas de impacto b) impulsos c) tiempos de contacto.....	158
Figura 6.9.- Comparación entre fuerzas de impacto y fuerzas de inercia para una velocidad de 1.22 mm/ms (H = 100 mm) a) Viga de hormigón simple b) viga de HARRF con 40 kg/m ³ de fibras c) viga de HARRF con 80 kg/m ³ de fibras.....	159
Figura 6.10.- Comparación entre fuerzas de impacto y fuerzas de inercia para una velocidad de 4.21 mm/ms (H = 1000 mm) a) Viga de hormigón simple b) viga de HARRF con 40 kg/m ³ de fibras c) viga de HARRF con 80 kg/m ³ de fibras.....	159
Figura 6.11.- Fuerzas de impacto y reacciones en los apoyos de las vigas de hormigón simple a) Velocidad de impacto de 1.22 mm/ms (H = 100 mm) b) velocidad de impacto de 4.21 mm/ms (H = 1000 mm) c) velocidad de impacto de 9.73 mm/ms (H = 5000 mm)	160
Figura 6.12.- Fuerzas de impacto y reacciones en los apoyos de las vigas de HARRF con 40 kg/m ³ de fibras a) Velocidad de impacto de 1.22 mm/ms (H = 100 mm) b) velocidad de impacto de 4.21 mm/ms (H = 1000 mm) c) velocidad de impacto de 9.73 mm/ms (H = 5000 mm).....	160
Figura 6.13.- Fuerzas de impacto y reacciones en los apoyos de las vigas de HARRF con 80 kg/m ³ de fibras a) Velocidad de impacto de 1.22 mm/ms (H = 100 mm) b) velocidad de impacto de 4.21 mm/ms (H = 1000 mm) c) velocidad de impacto de 9.73 mm/ms (H = 5000 mm).....	160
Figura 6.14.- Tiempos de retraso existente entre las fuerzas de impacto y las reacciones en los apoyos para una velocidad de impacto del proyectil de 1.22 mm/ms (H = 100 mm) a) Viga de hormigón simple b) viga de HARRF con 40 kg/m ³ de fibras c) viga de HARRF con 80 kg/m ³ de fibras	162
Figura 6.15.- Comparación entre la suma de las reacciones en los apoyos obtenidas tanto analítica como numéricamente para una velocidad de impacto de 1.22 mm/ms (H = 100 mm)	

a) Viga de hormigón simple b) viga de HARRF con 40 kg/m ³ de fibras c) viga de HARRF con 80 kg/m ³ de fibras.....	163
Figura 6.16.- Comparación entre fuerzas de impacto y fuerzas de inercia para una velocidad de 4.21 mm/ms (H = 1000 mm) a) Viga de hormigón simple b) viga de HARRF con 40 kg/m ³ de fibras c) viga de HARRF con 80 kg/m ³ de fibras.....	163
Figura 6.17.- Comparación entre fuerzas de flexión efectivas y reacción en los apoyos para una velocidad de impacto de 1.22 mm/ms (H = 100 mm) a) Viga de hormigón simple b) viga de HARRF con 40 kg/m ³ de fibras c) viga de HARRF con 80 kg/m ³ de fibras.....	164
Figura 6.18.- Comparación entre fuerzas de flexión efectivas y reacción en los apoyos para una velocidad de impacto de 4.21 mm/ms (H = 1000 mm) a) Viga de hormigón simple b) viga de HARRF con 40 kg/m ³ de fibras c) viga de HARRF con 80 kg/m ³ de fibras.....	164
Figura 6.19.- Curvas reacciones en los apoyos – desplazamiento para una velocidad de impacto del proyectil de 1.22 mm/ms (H = 100 mm) a) Viga de hormigón simple b) viga de HARRF con 40 kg/m ³ de fibras c) viga de HARRF con 80 kg/m ³ de fibras	166
Figura 6.20.- Curvas reacciones en los apoyos – desplazamiento para una velocidad de impacto del proyectil de 2.30 mm/ms (H = 300 mm) a) Viga de hormigón simple b) viga de HARRF con 40 kg/m ³ de fibras c) viga de HARRF con 80 kg/m ³ de fibras	166
Figura 6.21.- Velocidades de deformación calculadas tanto con la ec.(6.1) como con la ec.(6.2) para una velocidad de impacto de 1.22 mm/ms (H = 100 mm) a) Viga de hormigón simple b) viga de HARRF con 40 kg/m ³ de fibras c) viga de HARRF con 80 kg/m ³ de fibras	168
Figura 6.22.- Velocidades de deformación calculadas tanto con la ec.(6.1) como con la ec.(6.2) para una velocidad de impacto de 4.21 mm/ms (H = 1000 mm) a) Viga de hormigón simple b) viga de HARRF con 40 kg/m ³ de fibras c) viga de HARRF con 80 kg/m ³ de fibras	168
Figura 6.23.- Variación de la relación Pico suma reacciones/Resistencia estática con la velocidad de deformación a) Hormigón sin fibras b) para HARRF con 40 kg/m ³ , c) para HARRF con 80 kg/m ³	170
Figura 6.24.- Curva reacción en los apoyos – desplazamiento para una viga de hormigón simple correspondiente a una velocidad de impacto de 4.21 mm/ms (H = 1000)	170
Figura 6.25.- Variación de la relación Energía absorbida/Energía estática con la velocidad de deformación	171
Figura 6.26.- Curva tensión de flexión vs. desplazamiento horizontal relativo a) Velocidad de impacto de 2.30 mm/ms (H = 300 mm) b) velocidad de impacto de 3 mm/ms (H = 500 mm) c) velocidad de impacto de 4.21 mm/ms (H = 1000 mm)	173
Figura 6.27.- Variación de la relación Energía absorbida/Energía estática con la velocidad de deformación para los dos métodos cuyos valores se presentan en la tabla 6.6.....	173
Figura 6.28.- Valores pico de fuerza de impacto y reacciones vs deflexión remanente a) HARRF con 40 kg/m ³ , b) HARRF con 80 kg/m ³	175

Figura 6.29.- Valores pico de fuerza de impacto y reacciones vs ancho de fisura remanente a) HARRF con 40 kg/m ³ , b) HARRF con 80 kg/m ³	175
Figura 6.30.- Comparación de resistencias de vigas de HARRF con 80 kg/m ³ y HARRF con 40 kg/m ³ a igual deflexión remanente a) Relación de fuerzas de impacto máximas, b) Relación de reacciones máximas	176
Figura 6.31.- Comparación de resistencias de vigas de HARRF con 80 kg/m ³ y HARRF con 40 kg/m ³ a igual ancho de fisuras remanentes a) Relación de fuerzas de impacto máximas, b) Relación de reacciones máximas	176

LISTA DE TABLAS

Tabla 2.1.- Fuentes de cargas dinámicas de impacto y sus velocidades de deformación.....	8
Tabla 2.2.- Hormigones elaborados por Mahakavi y Chithra (2019)	12
Tabla 2.3.- Hormigones elaborados por Abirami <i>et al</i> (2019).....	13
Tabla 2.4.- Hormigones elaborados por Abid <i>et al</i> (2020a)	13
Tabla 2.5.- Resumen de los resultados más relevantes de la revisión del estado del arte del ensayo de impacto de cargas repetidas	14
Tabla 2.6.- Hormigones elaborados por Yu <i>et al</i> (2014)	17
Tabla 2.7.- Hormigones elaborados por Yu <i>et al</i> (2016)	18
Tabla 2.8.- Factores que influyen positivamente en la sensibilidad a los efectos de la velocidad de deformación en el hormigón reforzado con fibras en compresión	23
Tabla 2.9.- Factores que influyen positivamente en la sensibilidad a los efectos de la velocidad de deformación en el hormigón reforzado con fibras en tracción	23
Tabla 2.10.- Aportes realizados por otros investigadores que emplearon el <i>Drop Weigh Impact Test</i>	36
Tabla 2.11.- Resumen de los trabajos concernientes a la modelación numérica de hormigones de altas resistencias reforzados con fibras sometidos a impacto	41
Tabla 2.12.- Coeficientes de las superficies de falla del hormigón estándar del modelo Karagozian y Case	48
Tabla 2.13.- Parámetros de escalamiento de daño del hormigón estándar del modelo Karagozian y Case	49
Tabla 2.14.- Parámetros del modelo Karagozian y Case empleados por otros autores	50
Tabla 2.15.- Criterios y límites de erosión utilizados en simulaciones de impacto en HRF	51
Tabla 3.1.- Dosificación de la matriz empleada	54
Tabla 3.2.- Caracterización de los hormigones empleados	55
Tabla 3.3.- Propiedades mecánicas de los HARRF obtenidas en los ensayos de flexión	56
Tabla 3.4.- Ensayos experimentales realizados	64
Tabla 3.5.- Resultados del conteo de fibras después de los ensayos de impacto	70
Tabla 4.1.- Coeficientes de las superficies de falla del modelo KC para los hormigones modelados	90

Tabla 5.1.- Resumen de los valores pico promedio de los registros de aceleraciones mostrados en las figuras 5.14 a 5.16	122
Tabla 6.1.- Velocidades de propagación de las ondas P y tiempo que demora la onda en llegar a los apoyos.....	162
Tabla 6.2.- Variación de los picos de las fuerzas máximas de impacto y las reacciones en los apoyos con la velocidad de deformación para el caso de hormigón sin fibras	169
Tabla 6.3.- Variación de los picos de las fuerzas máximas de impacto y las reacciones en los apoyos con la velocidad de deformación para un HARRF con 40 kg/m ³	169
Tabla 6.4.- Variación de los picos de las fuerzas máximas de impacto y las reacciones en los apoyos con la velocidad de deformación para un HARRF con 80 kg/m ³	169
Tabla 6.5.- Resumen de los resultados obtenidos del análisis de las energías absorbidas por las vigas de hormigón simple para diferentes velocidades de impacto.....	171
Tabla 6.6.- Resumen de las energías absorbidas por las vigas de hormigón simple, calculadas por medio de los dos procedimientos considerados para este fin	173

CAPITULO 1

INTRODUCCIÓN

1.1.- IMPORTANCIA DEL TEMA

El actual desarrollo social e industrial muchas veces requiere el diseño y la construcción estructuras que, en algún momento de su vida útil, puedan estar sometidas a acciones extremas: terremotos, huracanes, impactos de aviones o explosiones y sean capaces de resistir esas acciones con el menor daño posible. Esta situación ha llevado al desarrollo de nuevos materiales como los hormigones de alta resistencia reforzados con fibras.

En general, se denominan hormigones de alta resistencia a aquellos cuyas resistencias a compresión oscilan entre 60 y 100 MPa, de muy alta resistencia a los de resistencias a compresión mayores a 100 MPa y de ultra alta resistencia a aquellos hormigones con resistencias a compresión superiores a 150 MPa. La incorporación de fibras a la matriz confiere ventajas adicionales controlando la formación y propagación de fisuras, lo cual mejora su resistencia residual y tenacidad entre otras ventajas, aumentando la performance del material. De acuerdo al *fib Model Code 2010* (Fédération Internationale du Béton, 2013), la performance del hormigón reforzado con fibras se valora en base a la capacidad residual correspondiente a distintos anchos de fisura.

Este material se empleó exitosamente en la construcción de cubiertas para espacios que albergan una cantidad considerable de personas, como ser la Estación Shawnessy en Canadá, el Viaducto Millau y el Estadio Jean Bouin, ambos en Francia. También, se destaca su uso en la construcción de puentes tales como el Sherbrooke en Canadá, el Bourg – lès – Valence en Francia, el Sakata – Mirai en Japón y el de la Paz en Korea. Debido, tanto a la durabilidad, como a la gran capacidad de absorción de energía de los hormigones de altas resistencias reforzados con fibras, se ha despertado el interés por su empleo en estructuras sometidas a impactos y explosiones. Por tanto, el conocimiento de su comportamiento mecánico bajo cargas dinámicas es esencial. A la fecha, este conocimiento se centra principalmente en la respuesta material de pequeños especímenes y la respuesta estructural de vigas y placas sometidas a impactos y explosiones, y aún no es suficiente como para proporcionar a los ingenieros estructurales las herramientas

esenciales para diseñar este tipo de estructuras. También, se debe tener en cuenta que el costo de las fibras es alto y que aún no se cuenta con un procedimiento para determinar el volumen de adición de fibras que permita obtener un diseño eficiente y a su vez económico frente a las cargas de impacto.

1.2.- DESCRIPCIÓN DEL PROBLEMA

El análisis del comportamiento mecánico de los hormigones de altas resistencias reforzados con fibras bajo cargas de impacto es complejo. Su comportamiento depende de las propiedades de la matriz y de las propiedades de las fibras que se añaden a la misma, así como de su contenido, distribución y orientación en el compuesto. El principal efecto de las fibras es el aumento de la tenacidad de la matriz debido al fenómeno de deslizamiento fibra - matriz. Tanto el comportamiento de la matriz como el de las fibras y el mecanismo de arrancamiento presentan sensibilidad a la velocidad de deformación por lo que la respuesta del compuesto es también sensible a la velocidad de carga (Yoo y Banthia, 2019). Pero no resulta sencillo individualizar el aporte de cada uno de los componentes a esta dependencia.

Por otro lado, los problemas de impacto son problemas dinámicos en los que se aplican grandes fuerzas en duraciones de tiempo muy cortas. La respuesta estructural es muy distinta a la estática porque se desarrollan fuerzas de inercia que contribuyen al equilibrio dinámico. Generalmente, se genera una propagación de ondas en el material, el estado tensional varía en el tiempo y no crece proporcionalmente a la carga como en el caso de los ensayos cuasiestáticos.

Cuando un proyectil impacta sobre un espécimen se producen ondas que se propagan en el mismo y, dependiendo del problema, se puede producir una falla local como formación de un cráter, penetración del elemento, agrietamiento y desprendimiento de pedazos de hormigón tanto en la cara anterior como en la posterior, antes de que el elemento impactado llegue a trabajar estructuralmente. También, pueden producirse fallas de tipo estructural (flexión, corte).

Kong *et al* (2017) indican que los modelos constitutivos tienen limitaciones para lograr reproducir numéricamente tanto los daños de tipo local como la falla estructural de los especímenes. En el caso del hormigón con fibras esta limitación se acentúa debido al efecto de costura de fisuras que producen la fibras, lo cual depende, por una parte, del volumen de adición de las fibras y, por otro, del tipo de fibras empleado. El daño que sufren los especímenes depende además de la forma de la punta del proyectil, de su

rigidez y de los apoyos, pudiendo producirse daños de los especímenes en los apoyos (Bentur y Mindness, 2007). Todos estos daños dificultan la correcta cuantificación de la energía que absorben los especímenes en la fractura que es un parámetro importante para evaluar el desempeño del material bajo cargas de impacto.

1.3. BREVE ESTADO DEL ARTE

En el año 2007 Bentur y Mindness (Bentur y Mindness, 2007) indicaban que no había un acuerdo sobre el ensayo que debía emplearse para la caracterización de hormigones de altas resistencias reforzados con fibras bajo cargas de impacto (ni siquiera para hormigón simple); que no se contaba con un material cementicio estándar que pudiera ser usado como referencia para calibrar tanto el ensayo experimental como el equipamiento a emplear y que no había consenso en relación a qué parámetros tendrían que emplearse para caracterizar de la mejor manera posible la respuesta del hormigón a cargas de impacto. A pesar de las numerosas investigaciones llevadas a cabo, esta situación aún no se ha revertido totalmente. A la fecha, se cuentan con avances significativos especialmente en lo que respecta al estudio de los efectos de la velocidad de deformación en estos hormigones. Pero no se ha definido el ensayo experimental que debe ser empleado. Tampoco se conoce con precisión la influencia del tipo de fibra (rectas o con ganchos en los extremos) en la resistencia a impacto de los hormigones de alta resistencia reforzados con fibras, ni el aporte de las mismas. Esto puede ser atribuido a que generalmente se han hecho ensayos con diferentes matrices, propiedades, contenidos de fibras y se ha evaluado el comportamiento del conjunto. Además, la utilización de diferentes equipos y protocolos de ensayo de impacto hace que los resultados no sean comparables entre sí (Yoo y Banthia, 2017).

El *Drop – Weight Impact Test* utilizado en esta tesis es un ensayo muy versátil por lo cual es ampliamente empleado no solo para caracterizar hormigones sino también en las industrias metalúrgicas, aeroespaciales, mineras y de artefactos electrónicos. Entre los trabajos experimentales pioneros que emplearon este ensayo para la caracterización de hormigones reforzados con fibras bajo cargas de impacto se destacan los de Fujikake (Fujikake *et al*, 2006) y Fujikake, 2013). Estos trabajos no solo proporcionan un ejemplo detallado sobre la aplicación del *Drop – Weight Impact Test*, sino que también estudian la respuesta en flexión de vigas sometidas a impacto con la finalidad de proporcionar elementos que permitan su diseño estructural. Pero, el modelo dinámico de dos grados de libertad que proponen para reproducir la respuesta en flexión de vigas bajo cargas de

impacto, en el cual podría basarse una metodología de diseño, no tuvo acogida. Es importante mencionar también los trabajos de Banthia y su equipo (Yoo *et al*, 2016a; Yoo *et al*, 2016b; Yoo y Banthia, 2017 y Yoo y Banthia, 2019), quienes muestran el procedimiento para la instrumentación de este tipo de ensayo a los efectos de medir fuerzas de impacto, aceleraciones y reacciones en los apoyos. Asimismo, estudian detalladamente la influencia de la fuerza de inercia en la respuesta, analizan los efectos de la velocidad de deformación en estos hormigones y brindan criterios muy útiles sobre la cuantificación de la energía de fractura.

En lo que respecta a los trabajos de modelación numérica relacionados con este tema, debe indicarse que, a la fecha, no se cuenta con un modelo constitutivo para hormigones reforzados con fibras que esté implementado en un hidrocódigo, que es el *software* más adecuado para la modelación numérica de problemas físicos en lo que intervienen cargas dinámicas tales como impactos y explosiones. Prácticamente todos los trabajos de modelación numérica emplearon modelos constitutivos para hormigón simple que tienen la limitación de no incorporar el efecto de las fibras en la respuesta. Sin embargo, se destacan los trabajos de Li y Zhang (2011, 2012) en los que se muestra en detalle el procedimiento a seguir para modelar los *Drop – Weight Impact Test* aplicados a hormigones con fibras y, además, proporcionan criterios útiles referentes al ajuste del modelo constitutivo a emplear. Lin (2018) presenta una metodología para incluir el efecto de las fibras en un modelo constitutivo de hormigón simple. Yang *et al* (2018) presentan aportes significativos con respecto al efecto de la velocidad de deformación en hormigones de altas resistencias reforzados con fibras y su modelación numérica. Yang *et al* (2019) proponen un modelo constitutivo para hormigones de altas resistencias reforzados con fibras, a partir de la modificación de un modelo de hormigón simple ya existente en un hidrocódigo comercial. Finalmente, Fan *et al* (2018a) y Fan *et al* (2018b) llevan a cabo de forma satisfactoria la modelación numérica de puentes cuyas de pilas fueron reforzadas con hormigones de altas resistencias reforzados con fibras. No obstante, y, a pesar de todos los avances que se vienen realizando, aún no se dio respuesta a los interrogantes planteados por Bentur y Mindness (2007) con referencia a los ensayos de impacto, por lo cual, aún hay mucho que aportar al estado del arte de este tema.

Teniendo en consideración este vacío de conocimiento, esta tesis se enfocó en el estudio del comportamiento dinámico de hormigones de altas resistencia bajo cargas de impacto. Se llevaron a cabo una campaña experimental por medio del ensayo de impacto por caída

(*Drop – Weight Impact Test*) como así también modelaciones numéricas utilizando un hidrocódigo.

1.4.- OBJETIVOS DE LA TESIS

El objetivo general de esta tesis es analizar los principales factores que afectan la respuesta a nivel estructural de vigas de hormigón de altas resistencias reforzado con fibras sometidas a impacto, con la finalidad de desarrollar las bases a partir de las cuales se puedan proponer criterios de diseño conducentes al empleo de este hormigón en estructuras sometidas a este tipo de acciones.

Los objetivos específicos son los siguientes:

- Avanzar en el conocimiento experimental del comportamiento de vigas de hormigón de altas resistencias reforzado con fibras frente a cargas de impacto que producen velocidades de deformación menores a 100 s^{-1} .
- Identificar los tipos de fallas que se producen (local o estructural), y los patrones de fisuración y su vinculación con las propiedades del material (matriz de hormigón, contenido y tipo de fibras).
- Obtener, desarrollar y calibrar una herramienta numérica – computacional capaz de simular el comportamiento del hormigón de altas resistencias reforzado con fibras bajo cargas de impacto, considerando de forma explícita la influencia de las fibras en el comportamiento del material, que sea de utilidad, tanto para la interpretación de los resultados obtenidos de ensayos experimentales de impacto, como para el diseño de elementos estructurales sometidos a este tipo de carga.

1.5.- CONTENIDO

Además del presente capítulo, esta tesis está conformada por otros seis capítulos más.

El capítulo dos comprende la revisión del estado del arte sobre el comportamiento dinámico del hormigón de altas resistencias reforzado con fibras bajo cargas dinámicas de impacto. Se describen los ensayos experimentales normalmente empleados para caracterizar dicho comportamiento como así también los trabajos de modelación numérica llevados a cabo para simular el mismo.

En el capítulo tres se describe la campaña experimental llevada a cabo, poniendo énfasis en la descripción de los ensayos de impacto y sus principales resultados.

El capítulo cuatro se enfoca en la descripción de la herramienta numérica – computacional empleada, por lo cual se describe en detalle el procedimiento seguido para la modelación

numérica de los ensayos realizados. También, se presenta una metodología para incluir en el modelo constitutivo empleado la ductilidad en la respuesta que aportan las fibras embebidas en la matriz de hormigón.

El capítulo cinco comprende tanto la presentación como el análisis y comparación de los resultados experimentales y numéricos obtenidos.

En el capítulo seis se realizan predicciones numéricas de la respuesta a impacto considerando velocidades de impacto del proyectil mayores a las utilizadas en la campaña experimental. Se analiza numéricamente el comportamiento de las vigas sometidas a impacto y, en particular, la influencia de la fuerza inercia en el comportamiento y los efectos de la velocidad de impacto y de las fibras en la respuesta.

Finalmente, en el capítulo siete se presentan las conclusiones de la tesis y recomendaciones para trabajos futuros.

CAPITULO 2

COMPORTAMIENTO DEL HORMIGÓN DE ALTA RESISTENCIA REFORZADO CON FIBRAS BAJO CARGAS DE IMPACTO

2.1.- INTRODUCCION

Este capítulo comprende la revisión del estado del arte del comportamiento de hormigones de altas resistencias bajo cargas dinámicas y los modelos generalmente utilizados para su simulación. Se realiza una descripción de los principales ensayos experimentales empleados para estudiar el comportamiento bajo cargas de tipo impacto, haciendo énfasis en el *Drop-Weight Impact Test* que es empleado en esta tesis. Se incluyen las principales conclusiones sobre el comportamiento a impacto de distintos tipos de hormigones reforzados con fibras obtenidas a partir de estos ensayos, en especial aquellas referidas a hormigones reforzados con fibras de acero.

También, se presentan los principales modelos encontrados en la literatura para estimar el factor de amplificación dinámica en función de la velocidad de deformación ($DIF - \dot{\epsilon}$) para estos hormigones.

Se describen los modelos numéricos más empleados para modelar hormigones reforzados con fibras bajo cargas dinámicas de impacto. Finalmente, se realiza una descripción más detallada del modelo Karagozian y Case que es el utilizado en esta tesis y se presentan los trabajos de otros autores que emplearon este modelo para estudiar el comportamiento de hormigones de altas resistencias bajo cargas de impacto.

Se hace notar que en la bibliografía se advierten distintas denominaciones de los hormigones de alta, muy alta y ultra alta resistencia reforzados con fibras. En algunos casos se hace referencia a los mismos en base a su resistencia (HARRF: hormigón de alta resistencia con fibras, HUARRF: hormigón de ultra alta resistencia con fibras, por ejemplo) y en otros casos en base a su performance, algunas veces aclarando que contienen fibras y otras no (HAPRF: Hormigón de alta performance reforzado con fibras, HUAPRF: Hormigón de ultra alta performance reforzado con fibras o simplemente HUAP: hormigón de ultra alta performance).

2.2.- COMPORTAMIENTO BAJO CARGAS DINÁMICAS

El comportamiento de elementos estructurales de hormigón reforzado con fibras bajo cargas dinámicas de impacto es complejo debido, por una parte, a que se trata de un material compuesto en el que las fibras pueden deslizarse respecto de la matriz. La resistencia a impacto del hormigón simple a cargas de impacto es muy baja pero la adición de fibras mejora notablemente su comportamiento a impacto aumentando su capacidad de absorción de energía y le permite mantener integridad bajo impactos más severos.

Por otra parte, las cargas de impacto constituyen cargas dinámicas que generan fuerzas de inercia que intervienen en el equilibrio dinámico de los elementos analizados. Adicionalmente, generan ondas que se propagan y diferentes velocidades de deformación del material dependiendo de la fuente que las produce. Debe tenerse en cuenta que la resistencia del hormigón y también la del hormigón con fibras aumentan con la velocidad de deformación. Las propiedades mecánicas del hormigón simple son muy sensibles a los efectos de la velocidad de deformación tanto en tracción como en compresión y flexión. La sensibilidad a la velocidad de deformación depende de la propiedad considerada, de la composición y resistencia del hormigón. En el caso del HARRF, el efecto de la velocidad de deformación es aún más complejo. En este material, tanto las propiedades de la matriz de hormigón, como las de las fibras de acero y la adherencia entre la matriz de hormigón y las fibras, dependen de la velocidad de deformación en diferentes grados.

2.2.1. Velocidades de deformación y tipos de ensayos

Las cargas dinámicas que soportan las estructuras se pueden clasificar según el origen de las mismas y el orden de las velocidades de deformación como se indica en la Tabla 2.1

Fuente	Velocidad de deformación $\dot{\epsilon}$ [s^{-1}]
Tráfico	$10^{-6} - 10^{-4}$
Explosión de gas	$5 \times 10^{-5} - 5 \times 10^{-4}$
Terremotos	$5 \times 10^{-3} - 5 \times 10^{-1}$
Hincado de pilotes	$10^{-2} - 10^0$
Aterrizaje de aeronaves	$5 \times 10^{-2} - 2 \times 10^0$
Impactos duros	$10^0 - 5 \times 10^1$
Impactos a hipervelocidades	$10^2 - 10^6$

Tabla 2.1: Fuentes de cargas dinámicas de impacto y sus velocidades de deformación (Bentur y Mindness, 2007)

Como se aprecia en la Tabla 2.1, las velocidades de deformación producidas por las diferentes fuentes de cargas dinámicas varían entre 10^{-6} y $10^6 s^{-1}$. Este rango es bastante amplio y no se cuenta con un ensayo experimental capaz de cubrir por sí solo este rango.

Los ensayos experimentales más empleados para estudiar las propiedades de los materiales bajo cargas dinámicas son: el péndulo Charpy, la barra de Hopkinson (*Split Hopkinson Pressure Bar*), el cilindro de Taylor y el ensayo de impacto por caída (*Drop – Weight Impact Test*) (Rao *et al*, 2016). El ensayo de impacto por caída se emplea para cuantificar la capacidad de absorción de energía de un material o una estructura bajo cargas de impacto. Las velocidades de deformación que se producen con este ensayo varían desde 1 hasta 100 s^{-1} . El péndulo Charpy permite determinar la energía de fractura en especímenes entallados. Las velocidades de deformación que se producen con este ensayo varían entre 10 y 500 s^{-1} . La barra de Hopkinson (también llamada barra de Kolsky) se emplea para caracterizar la respuesta dinámica de materiales a velocidades de deformación elevadas (entre 100 y 10000 s^{-1}), como las que se producen por impactos severos y explosiones. El cilindro de Taylor es empleado para determinar la resistencia dinámica a fluencia de un material bajo velocidades de deformación que varían entre 10^2 y 10^5 s^{-1} . En la figura 2.1 se presentan gráficamente los diferentes rangos de velocidades de deformación, el tipo de carga que los produce, el tipo de análisis que se debe realizar en cada caso y los ensayos más adecuados para caracterizar el comportamiento del material en cada uno de esos rangos, incluyendo el tipo de estado tensional y un comentario sobre la importancia de las fuerzas de inercia en los mismos.

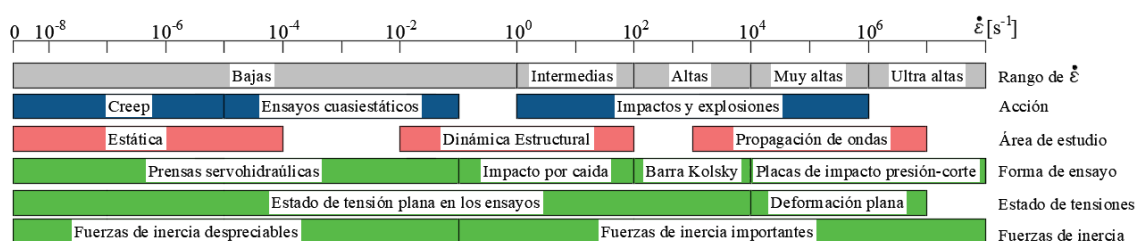


Figura 2.1: Diferentes rangos de las velocidades de deformación (Adaptado de Rao *et al*, 2016)

En el caso específico del HARRF, los ensayos experimentales más empleados para estudiarlo bajo cargas dinámicas de impacto son: el ensayo de impacto de cargas repetidas (*Repeated Impact Drop Weight test*), el ensayo de impacto de proyectil (*Projectile Impact test*), el péndulo Charpy, la barra de Hopkinson y el ensayo de impacto por caída.

También, aunque en menor medida, se emplean el ensayo del martillo de impacto (Elavarasi y Saravana (2018)) y el ensayo de la máquina de impacto de energía de deformación (Park *et al* (2016)). A continuación, se describe, más en detalle, cada uno de estos tipos de ensayo.

2.2.2.- Ensayo de impacto de cargas repetidas

Este ensayo consiste en una esfera de acero de 2.5 pulgadas de diámetro que se coloca sobre un espécimen cilíndrico de hormigón reforzado con fibras de 6 pulgadas de diámetro y 2.5 pulgadas de espesor previamente montado sobre una base metálica (ver figura 2.2).

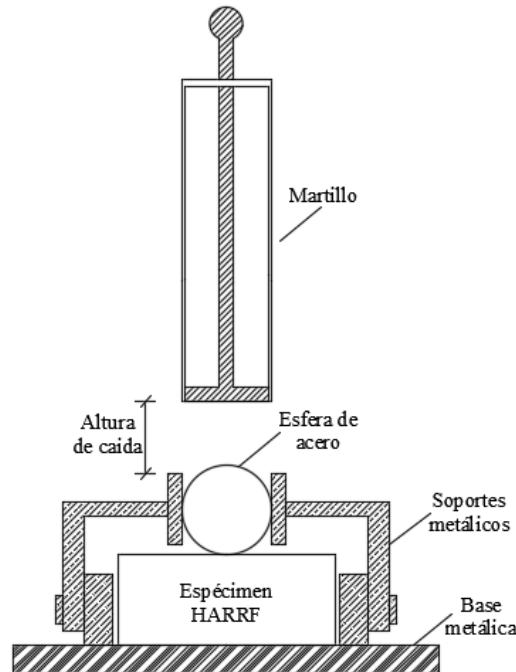


Figura 2.2: Ensayo de impacto de carga repetida.

Por medio de un martillo metálico, similar al empleado para el ensayo de compactación de suelos próctor modificado, se golpea la esfera de acero varias veces dejando caer el martillo desde cierta altura hasta producir un determinado nivel de daño en el hormigón. Este nivel de daño puede ser el inicio de la fisuración como así también la falla del espécimen. El número de golpes que produce un nivel de daño predefinido sirve para estimar de forma cuantitativa la energía que absorbe el espécimen, que puede ser determinada por medio de la ecuación (2.1).

$$U = B_i m g h \quad (2.1)$$

Donde U es la energía absorbida, B_i es el número de golpes que recibe el espécimen hasta alcanzar un determinado nivel de daño, m es la masa del martillo, g es la aceleración de la gravedad en y h es la altura de caída del martillo.

Usualmente, en este ensayo la masa del martillo es de 4.5 kg y la altura de caída de 450 mm. También, se determina un parámetro denominado “índice de ductilidad de impacto” (*impact ductility index*), designado como U_2/U_1 , que es el cociente entre la energía

correspondiente a la falla del espécimen y la correspondiente al inicio de la fisuración. Mientras más alto sea este índice, mayor es la resistencia a impacto del hormigón ensayado. Además, es importante destacar que este ensayo puede emplearse tanto para comparar el desempeño de hormigones con diferentes contenidos de fibras bajo cargas de impacto, como también para comparar probetas con diferentes espesores bajo cargas de impacto.

Entre los trabajos que comparan el desempeño de especímenes de hormigón reforzado con fibras (HRF) por medio del ensayo de impacto de cargas repetidas, vale la pena destacar el trabajo de Branston *et al* (2016). Estos autores emplean dos tipos de fibras rectas de Basalto: tipo BF y tipo MB. Las primeras son fibras que se introducen al hormigón en manojos y las segundas son catalogadas como microfibras. Además, estos autores utilizan fibras de acero con ganchos tipo 3D. Estos autores observan que un exceso en la adición de fibras, como en el caso del HRF con fibras MB cuya adición llega al 2%, afecta no solo al proceso de elaboración del hormigón, el cual pierde notoriamente su consistencia fluida, sino que también disminuye su resistencia a compresión. Además, indican que los especímenes reforzados con fibras de acero tienen mayor resistencia a las cargas de impacto que aquellos reforzados con fibras de basalto.

Es importante destacar que esta conclusión se basa en el examen visual de los especímenes, lo cual no es un criterio de desempeño objetivo, sino que debe ser complementado con la determinación del índice de ductilidad de impacto, lo cual implica realizar el conteo del número de golpes correspondientes tanto al inicio de la fisuración como a la falla y realizar el cálculo de las energías absorbidas para cada una de esas etapas. Es por ello que, a continuación, se analizan solo los trabajos referentes a este ensayo que evalúan el desempeño de los especímenes de acuerdo al criterio indicado. Mahakavi y Chithra (2019) estudiaron el comportamiento bajo compresión uniaxial, flexión con cargas en cuatro puntos y cargas de impacto, de hormigones reforzados con fibras de acero híbridas. Emplearon fibras de acero con ganchos en sus extremos tipo 3D de 70 mm de longitud y 0.7 mm de diámetro (fibras HF), como así también fibras de acero onduladas de 70 mm de longitud y 0.7 mm de diámetro (fibras CF). La resistencia a tracción de ambos tipos de fibras fue 2100 MPa. Los hormigones resultantes fueron designados HF y CF, agregando el % de adición de cada tipo de fibras. En la tabla 2.2 se brindan mayores detalles con respecto a estos hormigones.

Hormigón	(1) Vf -HF [%]	(2) Vf -CF [%]	(3) σ_f [MPa]
0%HF-0%CF	0	0	3.45±0.6
0.25%HF-0%CF	0.25	0	3.80±0.4
0.5%HF-0%CF	0.5	0	3.88±1.6
0.75%HF-0%CF	0.75	0	4.12±0.9
0%HF-0.25%CF	0	0.25	3.81±0.7
0.25%HF-0.25%CF	0.25	0.25	4.02±0.5
0.5%HF-0.25%CF	0.5	0.25	4.18±0.9
0.75%HF-0.25%CF	0.75	0.25	4.28±0.4
0%HF-0.5%CF	0	0.5	4.11±1.3
0.25%HF-0.5%CF	0.25	0.5	4.26±0.6
0.5%HF-0.5%CF	0.5	0.5	4.41±0.4
0.75%HF-0.5%CF	0.75	0.5	4.53±1.2

⁽¹⁾Volúmen de fibras HF ⁽²⁾ Volumen de fibras CF ⁽³⁾ Resist.a flexión.

Tabla 2.2: Hormigones elaborados por Mahakavi y Chithra (2019).

Por su parte, Abirami *et al* (2019) seleccionaron cuatro tipos de hormigones reforzados con fibras (tipo CSFC, TSFC, SIFCON y LFC) para ser estudiados bajo cargas de impacto repetidas. La selección de estos hormigones fue realizada considerando dos criterios: que son los más empleados en el medio y también los más representativos del gran conjunto de hormigones reforzados con fibras que existe a la fecha. El tipo CSFC vendría a ser el hormigón reforzado con fibras convencional, de consistencia fluida y que usualmente contiene entre 0.5 y 2% de adición de fibras. El tipo TSFC (hormigón reforzado con fibras de dos etapas) contiene entre 6 y 20% de adición de fibras, Tanto SIFCON (hormigón reforzado con fibras de consistencia lechosa) como LFC (hormigón multicapa reforzado con fibras) contienen entre 4 y 6% de adición de fibras. Estos hormigones fueron elaborados con fibras de acero con ganchos en los extremos tipo 5D, de 60 mm de longitud, 0.9 mm de diámetro y 1050 MPa de resistencia a tracción. En la tabla 2.3 se proporcionan mayores detalles sobre estos hormigones. Asimismo, Abid *et al* (2020a) estudiaron tanto la influencia de la altura de caída del martillo como de su masa en la resistencia de hormigones reforzados con diferentes contenidos de fibras: 0.5, 0.75 y 1% (ver tabla 2.4). Emplearon microfibras de acero de 15 mm de longitud, 0.2 mm de diámetro y 2600 MPa de resistencia a tracción. Utilizaron alturas de caída del proyectil de 450, 575 y 700 mm y diferentes masas del martillo de 4.5, 6 y 7.5 kg. De todos estos escenarios, sólo aquel para una altura de caída de 450 mm con una masa del martillo de 4.5 kg (el caso estándar de este ensayo) es considerado para el análisis.

Hormigón	Espécimen	Vol. fibras [%]
CSFC	PC	0
CSFC	F1	1
CSFC	F2	1.5
TSFC	F3	0
TSFC	F4	4
TSFC	F5	5
SIFCON	F6	8
SIFCON	F7	10
LFC	F8	
	Primera capa	1.5
	Segunda capa	1.0
LFC	Tercera capa	4.0
	F9	
	Primera capa	2.0
	Segunda capa	1.0
	Tercera capa	4.0

Tabla 2.3: Hormigones elaborados por Abirami *et al* (2019).

Espécimen	Vol. fibras [%]
E1	0
E2	0.5
E3	0.75
E4	1

Tabla 2.4: Hormigones elaborados por Abid *et al* (2020a).

En la tabla 2.5 se resumen los resultados más relevantes de los trabajos analizados que utilizaron el ensayo de impacto de cargas repetidas. Las resistencias a compresión uniaxial los hormigones en esta tabla están en el rango de 40 a 62 MPa y cabe indicar que en la revisión del estado del arte concerniente a este tipo de ensayo no se encontró trabajos en los que las resistencia a compresión de los hormigones ensayados sean mayores a las del rango indicado. Se aprecia en la tabla 2.5 que el hormigón SIFCON, seguido por los hormigones TSFC y LFC, son los que mejores resultados presentan al ser sometidos a este ensayo de impacto. Además, aunque en menor medida, se destacan por su desempeño los hormigones 0.75%HF-0%CF, 0.75%HF-0%CF, 0.75%HF-0.25%HC y E3. De acuerdo con estos resultados, la resistencia a las cargas de impacto de estos hormigones aumentó con el contenido de fibras y además, es posible considerar que tanto el volumen de adición de fibras como su tipo serían los factores que más influyeron en el desempeño de estos hormigones frente a las cargas de impacto. Además, no queda clara la influencia de la resistencia a compresión de estos hormigones en su desempeño frente a estas cargas. Por ejemplo, los hormigones SIFCON que presentan un mejor desempeño en este ensayo de impacto, son los que tienen el mayor contenido de fibras (de 8 a 10%); pero no la mayor resistencia a compresión. Los hormigones TSFC presentan un comportamiento similar. Asimismo, los hormigones reforzados con fibras con ganchos en sus extremos

muestran mejor desempeño. Aparentemente, el uso de las fibras onduladas no mejora la resistencia del hormigón frente a cargas de impacto. Con respecto a los hormigones reforzados con microfibras (fibras rectas), su desempeño es similar a aquellos hormigones HF-CF reforzados tanto con fibras con ganchos en sus extremos como con fibras onduladas.

Hormigón/Espécimen	Resist.Compres.[MPa]	U_2/U_1	Referencia
0%HF-0%CF	42.06±3.6	1.09	Mahakavi y Chithra (2019)
0.25%HF-0%CF	45.85±4.4	1.16	Mahakavi y Chithra (2019)
0.5%HF-0%CF	49.38±3.1	1.20	Mahakavi y Chithra (2019)
0.75%HF-0%CF	52.65±2.2	1.20	Mahakavi y Chithra (2019)
0%HF-0.25%CF	43.43±2.3	1.07	Mahakavi y Chithra (2019)
0.25%HF-0.25%CF	48.42±2.5	1.10	Mahakavi y Chithra (2019)
0.5%HF-0.25%CF	51.07±1.9	1.14	Mahakavi y Chithra (2019)
0.75%HF-0.25%CF	55.03±2.4	1.20	Mahakavi y Chithra (2019)
0%HF-0.5%CF	48.61±2.3	1.05	Mahakavi y Chithra (2019)
0.25%HF-0.5%CF	51.66±3.6	1.07	Mahakavi y Chithra (2019)
0.5%HF-0.5%CF	54.13±4.4	1.08	Mahakavi y Chithra (2019)
0.75%HF-0.5%CF	58.58±2.8	1.12	Mahakavi y Chithra (2019)
CSFC/PC	35	1.71	Abirami <i>et al</i> (2019)
CSFC/F1	40	2.07	Abirami <i>et al</i> (2019)
CSFC/F2	42	2.17	Abirami <i>et al</i> (2019)
TSFC/F3	40	2	Abirami <i>et al</i> (2019)
TSFC/F4	52	3.07	Abirami <i>et al</i> (2019)
TSFC/F5	59	3.17	Abirami <i>et al</i> (2019)
SIFCON/F6	48	3.21	Abirami <i>et al</i> (2019)
SIFCON/F7	51	3.35	Abirami <i>et al</i> (2019)
LFC/F8	58	3.02	Abirami <i>et al</i> (2019)
LFC/F9	62	3.10	Abirami <i>et al</i> (2019)
E1	44.5	1	Abid <i>et al</i> (2020a)
E2	43	1.13	Abid <i>et al</i> (2020a)
E3	46.3	1.22	Abid <i>et al</i> (2020a)
E4	44.4	1.15	Abid <i>et al</i> (2020a)

Tabla 2.5: Resumen de los resultados más relevantes de la revisión del estado del arte del ensayo de impacto de cargas repetidas.

Si bien este ensayo de cargas de impacto repetidas se destaca por su sencillez y accesibilidad, no es el ensayo más empleado para caracterizar hormigones reforzados con fibras bajo cargas de impacto. Los motivos para esta situación podrían ser los siguientes:

1) la detección del inicio del agrietamiento únicamente por medios visuales conlleva mucha imprecisión 2) la esfera de acero impacta sobre el espécimen en estudio siempre en el mismo lugar, que puede ser una superficie dura compuesta por agregados o blanda conformada únicamente por mortero 3) no es correcto considerar que el martillo golpea a la esfera de acero siempre desde la misma altura, ya que esta puede variar por efecto de errores de medición y 4) en algunos casos se requieren muchos golpes y puede llegar a ser tedioso el tener que golpear sucesivamente el espécimen hasta que se produzca su falla. Por ejemplo, Abirami et al (2019) reportaron que tuvieron que dar 2324 golpes a un espécimen para que se produzca su falla. Otro aspecto importante, que es destacado tanto por Badr y Ashour (2005) como por Abid *et al* (2020b), es el hecho de que los resultados de este ensayo tienen un coeficiente de variación muy elevado, lo cual incide negativamente al momento de aplicar a estos resultados una distribución de probabilidad.

2.2.3.- Péndulo Charpy

El péndulo Charpy es posiblemente uno de los ensayos de impacto más empleados para estudiar la resistencia a cargas de impacto de aceros a diferentes temperaturas debido, tanto a su fácil ejecución, como a la gran cantidad de trabajos que orientaron su aplicación a usos industriales. En la figura 2.3 se muestra un detalle del péndulo Charpy, que es un cuerpo metálico conformado por una escala graduada (1), un puntero (2), un martillo que oscila (3), un espécimen sujeto a ensayo (4) y un yunque que sostiene al espécimen (5).

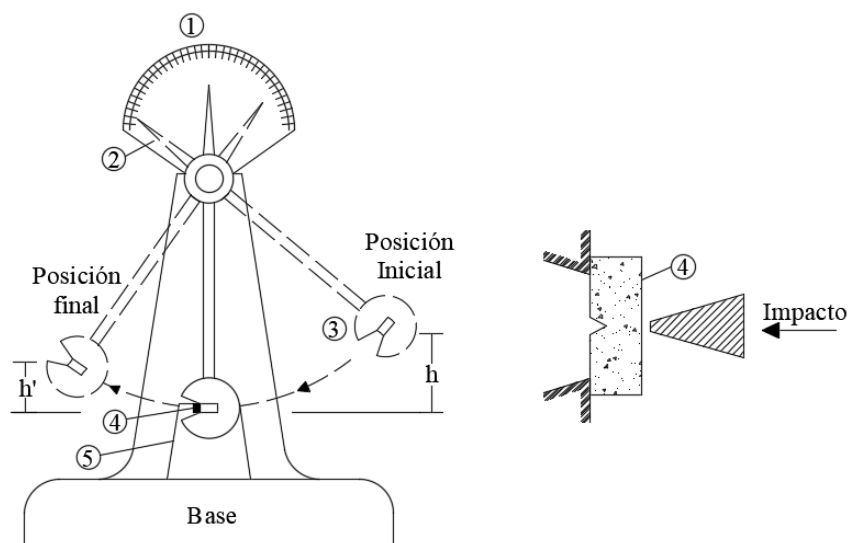


Figura 2.3: Péndulo Charpy (adaptado de Rao *et al*, 2016).

Usualmente, las dimensiones del espécimen son 10 x 10 x 55 mm y está provisto de una entalla de 2 mm de profundidad. La energía que absorbe el espécimen se determina a

partir de la diferencia de energías potenciales del martillo entre su posición inicial y su posición final:

$$E = mg(h - h') \quad (2.2)$$

Donde m es la masa del martillo, g la aceleración de la gravedad, h es la altura inicial del martillo y h' su altura final.

Yu *et al* (2014) estudiaron el comportamiento a impacto de hormigones de ultra altas prestaciones reforzados con fibras híbridas utilizando este tipo de ensayos sobre especímenes de 25.4 x 25.4 x 50.8 mm sin entalla. Los hormigones estaban elaborados con agregados de hasta 2 mm de diámetro, con un contenido de cemento mayor a 590 kg/m³ y agregado de humo de sílice y aditivos reductores de agua de alto rango en base de carboxilatos. Emplearon dos tipos de fibras rectas: de 13 mm de longitud y 0.2 mm de diámetro a las que denominaron fibras largas (LF), y de 6 mm de longitud y 0.16 mm de diámetro denominadas fibras cortas (SF). En ambos casos el volumen de adición de fibras fue de 2%. Definieron un coeficiente llamado “coeficiente de fibras híbridas” (ver ecuación 2.3) que emplearon para analizar la influencia en la respuesta de cada tipo de fibra.

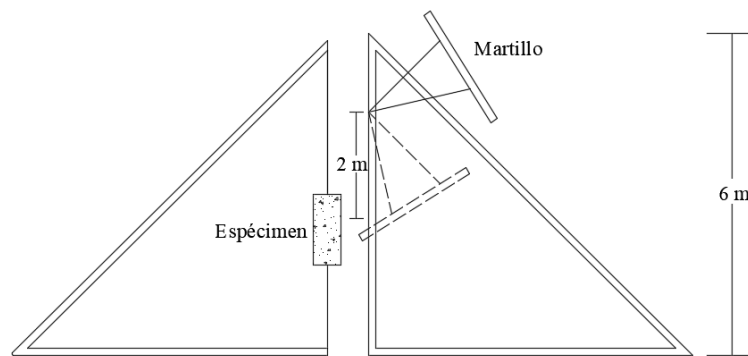
$$K_f = \frac{V_s}{V_s + V_l} \quad (2.3)$$

Donde K_f es el coeficiente de fibras híbridas, V_s es el volumen de adición de fibras SF y V_l es el volumen de adición de fibras LF. En la tabla 2.6 se resumen tanto las propiedades de los hormigones que elaboraron como los resultados de los ensayos de impacto llevados a cabo. Se observa en esta tabla que el espécimen 2, que tiene el mayor contenido de fibras LF, es el que mayor cantidad de energía absorbe. Luego, le sigue el espécimen 3, reforzado principalmente con fibras LF y en menor medida con fibras SF. Estos resultados permitieron concluir a estos autores que las fibras LF (fibras largas) mejoran el desempeño de los especímenes cuando son sometidos a cargas de impacto. Por otra parte, la adición de fibras SF (fibras cortas) a los hormigones que ya contienen fibras largas resultó negativa. En este sentido, indican que la adición de fibras cortas no resulta benéfica debido a que no son eficientes en el mecanismo de costura de fisuras. Finalmente, el examen visual realizado a cada uno de los especímenes después de haber sido ensayados muestra que las fibras (de ambos tipos) fallaron por arrancamiento y no por rotura.

Espécimen	Resist.compresión [MPa]	Fibras LF [%]	Fibras SF [%]	Kf	Energía [J]
1	99	0	0	0	--
2	139.3	2	0	0	69
3	141.5	1.5	0.5	0.25	60
4	125	1	1	0.5	50
5	122	0.5	1.5	0.75	42
6	120	0	2	1	38

Tabla 2.6: Hormigones elaborados por Yu *et al* (2014).

Por su parte, Yu *et al* (2016) también estudiaron el comportamiento de hormigones de ultra altas prestaciones reforzados con fibras híbridas. Emplearon tres tipos de fibras de acero: dos fibras rectas y una con ganchos en sus extremos tipo 3D. Las fibras rectas fueron de 13 mm de longitud y 0.2 mm de diámetro (fibras LF), y de 6 mm de longitud y 0.16 mm de diámetro (fibras SF). La fibra con ganchos fue de 35 mm de longitud y de 0.55 mm de diámetro (fibras HF). Para ensayar estos hormigones a cargas de impacto emplearon tanto el péndulo Charpy con especímenes de 25.4 x 25.4 x 50.8 milímetros como un nuevo ensayo tipo péndulo (ver figura 2.4).

Figura 2.4: Péndulo modificado propuesto por Yu *et al* (2016).

Este nuevo ensayo consiste en un martillo sostenido por un pórtico de acero, que al ser liberado desde una altura máxima de 6 metros impacta sobre una placa de hormigón de 500 x 500 x 100 milímetros que cuelga de una cuerda sostenida por otro pórtico de acero. Las principales diferencias entre este nuevo ensayo tipo péndulo y el de Charpy son que en este nuevo ensayo el espécimen es de mayor tamaño y no está fijo. La motivación de los autores en proponer este nuevo ensayo es evitar la disipación de energía por medio de las vibraciones que se producen cuando el martillo impacta sobre el espécimen que está fijo. Al igual que en Yu *et al* (2014), en este trabajo también se emplea un “coeficiente de fibras híbridas” (ver ecuación 2.3) para analizar la influencia en la respuesta de cada uno de los tipos de fibras rectas. En la tabla 2.7 se presenta el resumen de los hormigones

elaborados. De acuerdo con estos autores, la dosificación de la matriz de hormigón corresponde a una resistencia a compresión de 135 MPa.

Espécimen	Fibras SF [%]	Fibras LF [%]	Fibras HF [%]	Kf	Energía [J] Péndulo Charpy	Energía [J] Péndulo Modif.
1	0	0	0	--	--	--
2	0	2	0	0	70	--
3	0.5	1.5	0	0.25	60	--
4	1	1	0	0.5	48	--
5	1.5	0.5	0	0.75	42	--
6	2	0	0	1	30	--
7	0	0.5	1.5	--	--	3951.8
8	0	0	2	--	--	2248.5

Tabla 2.7: Hormigones elaborados por Yu *et al* (2016).

En base a los resultados mostrados en la tabla precedente y a lo indicado por los autores de este trabajo, existe la siguiente inconsistencia: de todos los especímenes ensayados con el péndulo Charpy aquellos reforzados con fibras LF son los que mejor desempeño tienen. La adición de fibras cortas (tipo SF) a aquellos que ya contienen fibras tipo LF es contraproducente, por tanto, el empleo de fibras híbridas no es lo más adecuado para reforzar especímenes que serán sometidos a cargas de impacto. Por el contrario, los especímenes reforzados con fibras híbridas (fibras HF y LS) ensayados con el péndulo modificado, tienen mejor desempeño que aquellos reforzados con un solo tipo de fibras. Es importante destacar que la inspección visual de los especímenes ensayados con el péndulo Charpy muestra que las fibras fallan por arrancamiento, lo cual también fue observado por Yu *et al* (2014). Por su parte, en los especímenes ensayados con el péndulo modificado no se observó el mecanismo de falla de las fibras, ya que principalmente se forma un cráter en la cara de los especímenes que reciben el impacto. Estos autores también indican la necesidad de llevar a cabo mayores investigaciones para analizar la aplicabilidad del ensayo tipo péndulo modificado para estudiar la resistencia de hormigones reforzados con fibras sometidos a cargas de impacto.

En este sentido, para complementar el estado del arte de los ensayos tipo péndulo con información adicional referente al empleo de péndulos modificados, se incluye el trabajo de Li y Yu (2019). Estos autores emplearon un péndulo modificado muy similar al que utilizaron Yu *et al* (2016). Se enfocaron en estudiar la resistencia residual de hormigones de ultra altas prestaciones reforzados con fibras de acero bajo cargas de impacto. La resistencia a compresión de estos hormigones fue de 141.10 MPa. Emplearon fibras rectas de 13 mm de longitud, 0.2 mm de diámetro y 2750 MPa de resistencia a tracción. Uno de los aspectos más relevantes del trabajo de Li y Yu (2019) es que emplearon como

especímenes a ensayar vigas de 150 x 150 x 550 mm con entalla, que corresponden a las vigas Rilem TC-162. Este detalle lleva a tomar en cuenta la importancia del tamaño de los especímenes a ensayar, ya que en los trabajos descriptos previamente no prestan mayor importancia a este aspecto. Estas vigas colgaban de cuerdas, no contaban con dispositivos adicionales para su sujeción y recibieron golpes en la cara opuesta a la que contenía la entalla. Se empleó un martillo de 30 kg de masa, que fue liberado desde una altura de 4 metros. Las conclusiones de estos autores se centran en la precisión de un modelo matemático que proponen para predecir la resistencia residual de vigas de este tipo de hormigón sometidas a cargas de impacto. Lamentablemente no incluyen en su trabajo un análisis comparativo empleando diferentes tamaños de especímenes que brinde mayor información con respecto a este aspecto.

Finalmente, Thomas y Sorensen (2018) realizaron un estudio crítico con respecto a las fortalezas y debilidades del empleo del péndulo Charpy para el estudio de hormigones reforzados con fibras bajo cargas de impacto. Entre las fortalezas, indican que este ensayo se destaca por su sencillez y por el hecho de que puede ser fácilmente modificado para ensayar especímenes de cualquier forma. Un ejemplo de esto, es el ensayo de péndulo modificado descrito previamente. Por otra parte, entre las debilidades de este ensayo mencionan: la falta de normalización con respecto al tamaño del espécimen a ensayar. Por otro lado, no se cuenta con un criterio definido con respecto a si los especímenes deben tener entalla. Además, los resultados obtenidos por los investigadores que emplearon este ensayo son expresados tanto en unidades de energía como en unidades energía por unidad de área o longitud, lo cual dificulta la comparación de resultados. Por último, este ensayo sobreestima la energía que absorben los especímenes ensayados ya que no toman en cuenta a los efectos inerciales.

2.2.4.- Barra de Hopkinson

2.2.4.1. Descripción del ensayo

La barra de Hopkinson es empleada para estudiar el comportamiento bajo cargas dinámicas de diversos tipos de materiales (geológicos, cerámicos, hormigones, gomas, polímeros, etc.), bajo velocidades de deformación desde 100 s^{-1} hasta 10000 s^{-1} . En general, estos ensayos se utilizan para medir la influencia de la velocidad de deformación en la resistencia y capacidad de absorción de energía.

En la figura 2.5 se muestran en detalle, tanto los elementos que componen una barra de Hopkinson, como los resultados que se obtienen de su empleo. Como se ilustra en la

figura 2.5a, una barra Hopkinson está compuesta principalmente por un cañón de gas, un sistema electrónico de medición tanto de velocidades como de deformaciones, tres barras metálicas (una barra que impacta, una barra incidente y una barra transmisora), galgas extensiométricas y un espécimen que es ensayado. Este espécimen es colocado entre las barras incidente y transmisora. En el ensayo de compresión, la barra disparada por el cañón de gas impacta contra uno de los extremos de la barra incidente produciéndose una onda de compresión (pulso incidente en compresión) que viaja a través de esta barra. Cuando esta onda llega a la interfaz entre la barra incidente y el espécimen, parte de la misma se transmite a través del espécimen y de la barra transmisora (pulso transmitido en compresión) y parte se refleja (pulso reflejado en tracción) y se propaga nuevamente en la barra incidente en sentido inverso. En la figura 2.5b se muestran los pulsos de deformación incidente ε_i , de deformación reflejada ε_r y de deformación transmitida ε_t . Estos pulsos se miden por medio de galgas extensiométricas montadas, tanto en la barra incidente como en la transmisora. En la figura 2.5c se muestra un esquema de registro que se obtiene de este ensayo.

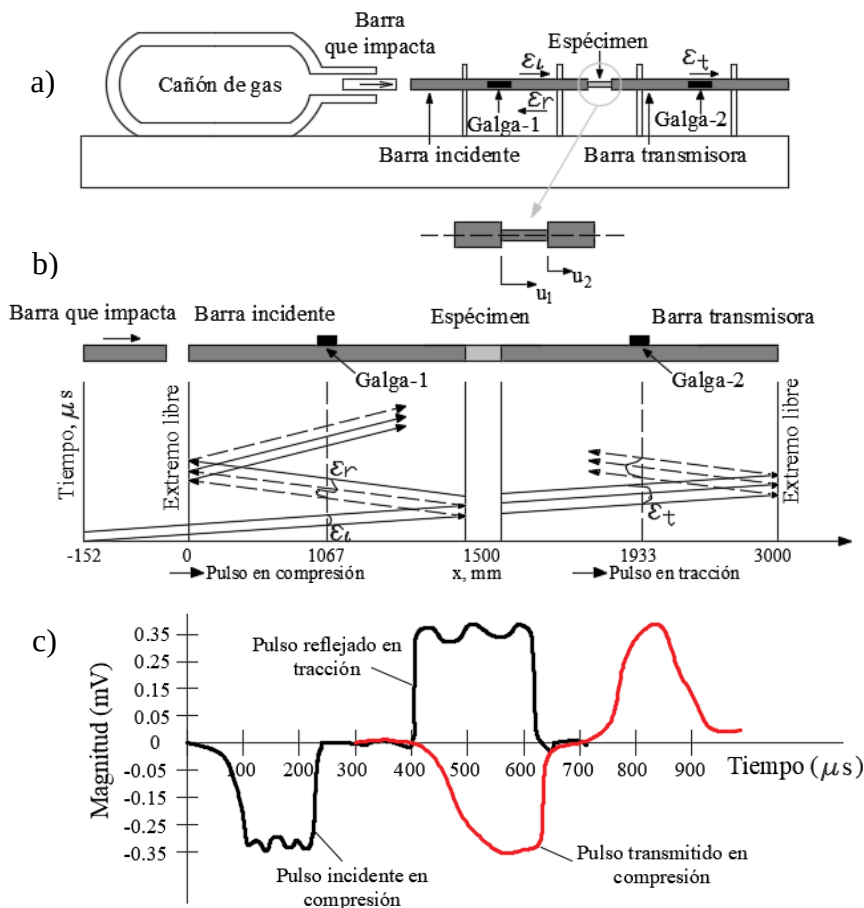


Figura 2.5: Barra de Hopkinson (adaptado de Rao *et al*, 2016).

Entre los trabajos que estudiaron el comportamiento de hormigones reforzados con fibras bajo cargas dinámicas de compresión por medio de la barra de Hopkinson se puede nombrar al trabajo de Soufeiani *et al* (2016). Estos autores estudiaron la influencia del volumen de adición de fibras de acero en la respuesta de especímenes bajo esfuerzos de compresión aplicados a altas velocidades. Para este fin, llevaron a cabo una revisión del estado del arte con respecto a este tema y llegaron a las siguientes conclusiones: 1) Los especímenes reforzados con fibras en un volumen de 0.6% no mostraron un buen desempeño cuando fueron ensayados a velocidades de deformación desde 20 hasta 100 s^{-1} . Se evidenció que las fibras se desprendieron de la matriz de hormigón. Además, a partir de una velocidad de deformación de 50 s^{-1} , la adherencia entre las fibras y la matriz de hormigón ya no era efectiva. Probablemente, este volumen de adición de fibras resultó insuficiente. 2) Especímenes reforzados con microfibras (longitudes menores a 13 mm y diámetros de 0.2 mm) en un volumen de 6% mostraron un buen desempeño cuando fueron ensayados hasta velocidades de deformación de hasta 300 s^{-1} . Aparentemente, estas fibras resultaron eficientes en la costura de fisuras que se produjeron a estas velocidades de deformación.

2.2.4.2 Efecto de la velocidad de deformación

La respuesta del hormigón reforzado con fibras es sensible a los efectos de la velocidad de deformación, es decir que sus propiedades mecánicas, resistencia, energía absorbida e incluso rigidez, a tracción, compresión y flexión, aumentan con el incremento de la velocidad de la aplicación de la carga. Este aumento en la resistencia y otras propiedades es cuantificado por medio de los factores de amplificación dinámica (*Dynamic Increase Factors*) (DIF), que son factores adimensionales iguales al cociente entre la resistencia dinámica u otra propiedad y el valor estático de esa propiedad. La evaluación de los factores de amplificación dinámica se realiza, en general, a partir de ensayos en barra de Hopkinson y se expresa por medio de modelos matemáticos que relacionan el DIF con la velocidad de deformación $\dot{\epsilon}$.

Entre los factores que afectan la sensibilidad a los efectos de la velocidad de deformación de los hormigones reforzados con fibras están la resistencia a compresión de la matriz de hormigón, su contenido de humedad, la temperatura, la configuración de la carga (tracción, compresión, flexión, etc.), el contenido de fibras, su orientación y las propiedades físicas y mecánicas de las mismas. Puede indicarse que la resistencia a tracción del hormigón es más sensible a la velocidad de deformación que la resistencia a compresión. Al aumentar la velocidad de carga en compresión, aumentan la resistencia a

compresión y la energía. En general, el factor de incremento dinámico en compresión medido en barra de Hopkinson incluye, no sólo efectos materiales, sino también efectos estructurales como el confinamiento inercial y de fricción en los extremos de las probetas. Los hormigones con menor resistencia a compresión resultan más sensibles a los efectos de la velocidad de deformación. Esto podría deberse a la diferencia de las resistencias entre el mortero y los agregados que conforman el hormigón; ya que las fisuras, en lugar de partir los agregados, los rodean, lo cual reduce la velocidad de propagación de las fisuras. Adicionalmente, se observa que los hormigones con mucho contenido de humedad son más sensibles a los efectos de la velocidad de deformación que aquellos con poco o ningún contenido de humedad ya que la humedad de los poros es la responsable de la aparición de fuerzas viscosas que contribuyen a aumentar la sensibilidad a la velocidad de deformación. Por su parte, las fibras que se añaden a la matriz de hormigón también influyen en la sensibilidad a los efectos de la velocidad de deformación. Pero, para comprender la influencia de las fibras, se deben incluir en el análisis factores tales como la forma las fibras, su resistencia a tracción, su volumen de adición y su mecanismo de arrancamiento de la matriz bajo cargas dinámicas. Además, cuando las fibras son introducidas en la matriz de hormigón, se orientan de forma aleatoria y su orientación también influye en el mecanismo de arrancamiento de las fibras. Yang *et al* (2018) realizaron un estudio detallado de los factores que afectan la sensibilidad a los efectos de la velocidad de deformación de los hormigones reforzados con fibras de resistencias a compresión entre 120 y 165 MPa. Los resultados más relevantes del trabajo de estos autores son presentados en las tablas 2.8 y 2.9. En general, los resultados se expresan en forma de fórmulas que indican la variación de las propiedades en función de la velocidad de deformación.

Factor	Explicación
Resistencia a compresión de la matriz	Los hormigones con baja resistencia a compresión tienen matrices compactas que son más sensibles a los efectos de la velocidad de deformación.
Fibras con ganchos y torsionadas	Estos tipos de fibras tienen buena adherencia con la matriz de hormigón. Esto le confiere confinamiento radial que eleva su sensibilidad a los efectos de la velocidad de deformación.
Volumen de fibras	El volumen de fibras afecta tanto el mecanismo de fisuración como la forma en la que fallan las fibras. Cuando el volumen de fibras es menor o igual a 2% las fibras fallan tanto por rotura como por arrancamiento. Esto eleva la sensibilidad a los efectos de velocidad de deformación. Para volúmenes mayores de adición de fibras, las fibras se deslizan sin cortarse. Esto reduce la sensibilidad a los efectos de velocidad de deformación.

Tabla 2.8: Factores que influyen positivamente en la sensibilidad a los efectos de la velocidad de deformación del hormigón reforzado con fibras en compresión.

Factor	Explicación
Resistencia a compresión del hormigón	Para hormigones reforzados con fibras con ganchos, la sensibilidad de la resistencia a tracción a los efectos de la velocidad de deformación aumenta con el incremento en la resistencia a compresión de la matriz. Por el contrario, para hormigones reforzados con fibras torsionadas, esta sensibilidad disminuye con el aumento de la resistencia de la matriz.
Tipo de fibras	Las fibras torsionadas favorecen la sensibilidad de estos hormigones a los efectos de la velocidad de deformación (más que las fibras con ganchos). Esto se debe a que su mecanismo de falla (alargamiento y rotura) modifica la fisuración del hormigón aumentando su resistencia. También, sus bajas relaciones longitud/diámetro favorecen esta sensibilidad.
Volumen de adición de las fibras	Para hormigones reforzados con fibras rectas, la sensibilidad a los efectos de la velocidad de deformación aumenta hasta volúmenes de adición de fibras de 2.5%. Para volúmenes de adición de fibras mayores, esta sensibilidad disminuye. Esto se debe a que para contenidos de fibras bajos, las fibras fallan principalmente por rotura y esto favorece la sensibilidad a los efectos de la velocidad de deformación. Por el contrario, para contenidos de fibras altos, las fibras fallan por arrancamiento a lo que se suma el efecto de grupo de fibras. Ambos factores disminuyen la sensibilidad a los efectos de la velocidad de deformación.

Tabla 2.9: Factores que influyen positivamente en la sensibilidad a los efectos de la velocidad de deformación del hormigón reforzado con fibras en tracción.

2.2.4.3 Factor de amplificación dinámica en función de la velocidad de deformación

La revisión de la literatura permite apreciar que los numerosos modelos matemáticos para describir la variación del factor de incremento dinámico con la velocidad de deformación ($DIF - \dot{\epsilon}$) propuestos por los diferentes autores fueron desarrollados a partir de técnicas de regresión lineal y/o no lineal aplicadas a resultados experimentales de número limitado obtenidos por otros investigadores.

En esta tesis se empleó el modelo de Thomas y Sorensen (2017) para estimar el efecto de la velocidad de deformación en la resistencia a tracción. Este modelo constituye una versión mejorada de las expresiones analíticas de Park *et al* (2016). Para calcular el factor de incremento dinámico para la resistencia a tracción se usa la siguiente ecuación que tiene validez hasta una velocidad de deformación de 100 s^{-1} .

$$\begin{aligned} DIF_t &= \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right)^\delta & \text{para } \dot{\epsilon} \leq 10 \text{ s}^{-1} \\ DIF_t &= \beta \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right)^{3/4} & \text{para } \dot{\epsilon} > 10 \text{ s}^{-1} \end{aligned} \quad (2.4)$$

$$\dot{\epsilon}_s = 1 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1} \quad \beta = 10^{7\delta-5.25} \quad \delta = \frac{1}{\left(1 + 8 \frac{f_c}{f_{co}}\right)}$$

Donde DIF_t es el factor de incremento dinámico en tracción, f_c es la resistencia a compresión estática del hormigón en MPa y f_{co} es igual a 10 MPa.

Asimismo, para estimar los efectos a la velocidad de deformación en compresión en los modelos de esta tesis se empleó el modelo propuesto por Ngo *et al* (2007). Este modelo fue elaborado en base a resultados experimentales de paneles de hormigón sometidos a explosiones, en los que las velocidades de deformación alcanzaron los 300 s^{-1} . Emplearon hormigones tanto simples como reforzados con fibras rectas (cortas) de alta resistencia. Este modelo es aplicable tanto a hormigones simples como reforzados con fibras cuyas resistencias a compresión uniaxial se encuentren entre 32 y 160 MPa. El factor de incremento dinámico de la resistencia a compresión se expresa como:

$$\begin{aligned} DIF_c &= \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right)^{1.026\alpha} & \text{para } \dot{\epsilon} \leq \dot{\epsilon}_1 \text{ s}^{-1} \\ DIF_c &= A_1 \ln(\dot{\epsilon}) - A_2 & \text{para } \dot{\epsilon} > \dot{\epsilon}_1 \text{ s}^{-1} \end{aligned}$$

$$\dot{\epsilon}_s = 3 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$$

$$\alpha = \frac{1}{\left(20 + \frac{f'_c}{2}\right)} \quad (2.5)$$

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_1 &= 0.0022 f'_c{}^2 - 0.1989 f'_c + 46.137 \\ A_1 &= -0.0044 f'_c + 0.9866 \\ A_2 &= -0.0128 f'_c + 2.1396 \end{aligned}$$

En la figura 2.6 se presentan los resultados de la aplicación de las ecuaciones (2.4) y (2.5) a un hormigón reforzado con fibras de 100 MPa de resistencia a compresión.

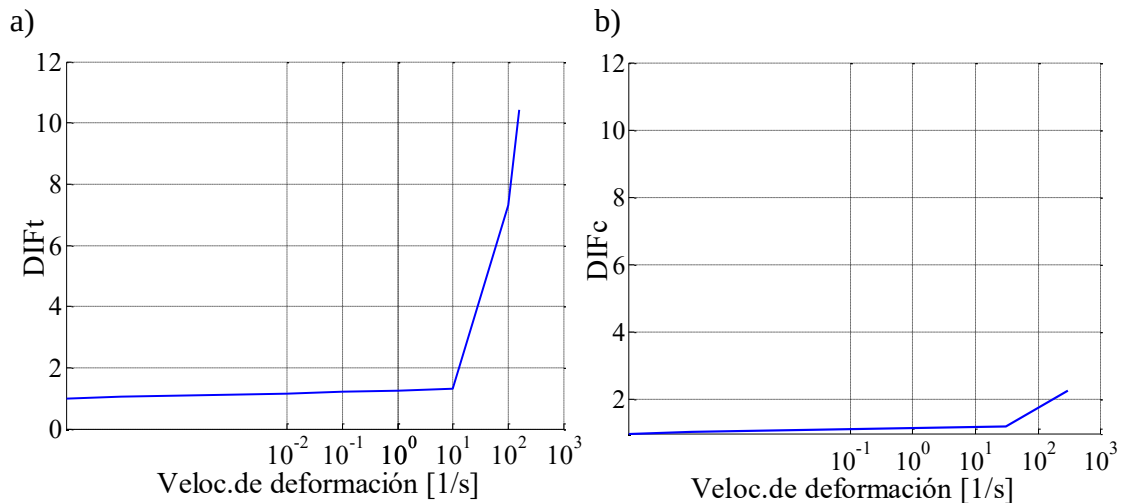


Figura 2.6: Factor de incremento dinámico versus velocidad de deformación para un hormigón reforzado con fibras de 100 MPa de resistencia a compresión uniaxial. a) Tracción b) compresión

Como se observa en la figura 2.6, la sensibilidad a los efectos de la velocidad de deformación en tracción es mayor que en compresión. Tanto el modelo de Thomas y Sorensen (2017) como el de Ngo et al (2007) son bastante empleados por otros investigadores quienes reportaron que los resultados numéricos aproximan bien los resultados experimentales. Además, están concebidos para un rango amplio de hormigones reforzados con fibras: de resistencia normal, de alta resistencia y de ultra alta resistencia.

2.2.5- Ensayo de Impacto por Caída (*Drop – Weight Impact Test*)

2.2.5.1- Descripción del ensayo

Este tipo de ensayo fue empleado en la campaña experimental de esta tesis y es uno de los más empleados para estudiar el comportamiento dinámico de elementos de hormigón porque es relativamente fácil de implementar y permite obtener información del comportamiento estructural del espécimen ensayado. Para llevar a cabo este tipo de ensayo se requiere una máquina de impacto que consta básicamente de dos partes: una estructura mecánica y un sistema de instrumentación. Generalmente, la estructura mecánica (ver figura 2.7) está compuesta por un bloque de fundación macizo que sostiene tanto a dos rieles metálicos verticales como a los apoyos donde se coloca el espécimen a ensayar. La función de los rieles metálicos es la de guiar el desplazamiento vertical de una masa metálica, llamada proyectil, que impacta sobre el espécimen. El proyectil es elevado hasta la altura requerida por medio de un aparato eléctrico y luego es liberado para que caiga en caída libre.

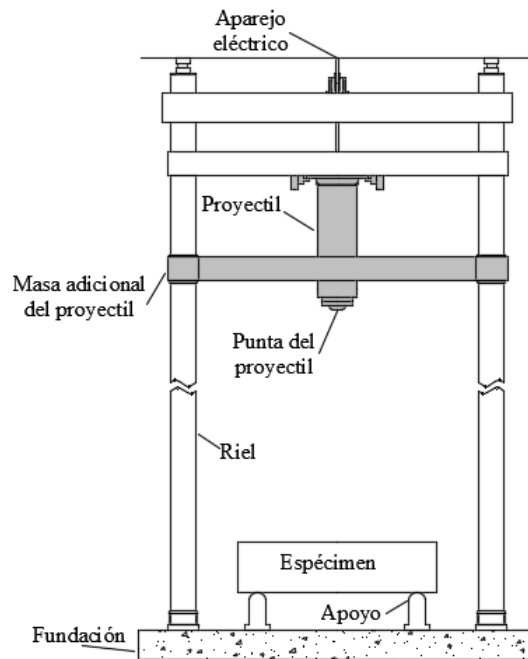


Figura 2.7: Máquina de impacto tipo del ensayo *Drop Weight Impact Test* (adaptado de Rao *et al*, 2016).

El sistema de instrumentación comprende todos los equipos electrónicos destinados a la medición. Usualmente, se suelen emplear anillos de fuerza piezoeléctricos para medir la fuerza de impacto y las reacciones en los apoyos; acelerómetros piezoeléctricos montados sobre el espécimen, cuya función es medir las aceleraciones que se producen; transductores laser de desplazamiento utilizados para medir los desplazamientos del espécimen. Finalmente, estos equipos deben ser conectados a una placa de adquisición de señales y ésta a una computadora para el procesamiento y análisis de las mediciones realizadas. Por medio de la ecuación (2.6) es posible calcular la velocidad de caída libre del proyectil.

$$v = \sqrt{2gh} \quad (2.6)$$

Donde v es la velocidad del proyectil en, g es la aceleración de la gravedad y h es su altura de caída libre. Sin embargo, la ecuación (2.6) no toma en cuenta la fricción existente entre el proyectil y los rieles verticales. Por tanto, es recomendable contar con mediciones experimentales de las velocidades de impacto del proyectil. Esto puede lograrse por medio de dos sensores fotoeléctricos, separados a una cierta distancia, que permitan determinar los instantes de tiempo en el cuales pasa el proyectil (ver figura 2.8). Luego, la velocidad promedio del proyectil podrá ser determinada dividiendo la distancia de separación de los dos sensores entre en tiempo que le toma al proyectil recorrer esta distancia. Este procedimiento debe ser llevado a cabo para diferentes alturas de caída libre del proyectil.

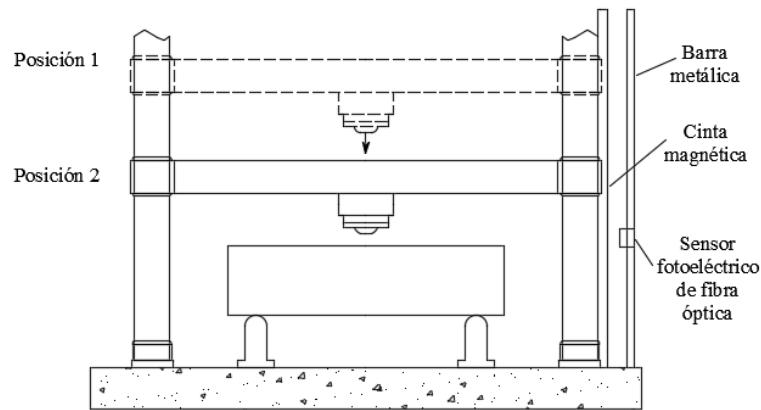


Figura 2.8: Procedimiento para medir experimentalmente la velocidad de impacto del proyectil (adaptado de Rao *et al*, 2016).

Durante la realización de este tipo de ensayo, la altura de caída del proyectil es escogida de forma tal que los especímenes fallen por un solo impacto del proyectil. También, es posible llevar a cabo ensayos de impactos repetidos, es decir, ensayos en los cuales la falla se produce después de una serie de impactos repetidos sobre el espécimen a una determinada velocidad de impacto del proyectil (Wang *et al*, 1996). Para identificar el efecto que produce el impacto del proyectil sobre los especímenes ensayados, es importante tener presentes tanto la fuerza de impacto como el impulso que puede evaluarse mediante la ecuación 2.7.

$$P = \int_0^t F dt \quad (2.7)$$

Donde P es el impulso, F es la fuerza de impacto y t es la duración del impacto.

La fuerza de impacto que se desarrolla cuando el proyectil entra en contacto con el espécimen depende de las deformaciones tanto elásticas como inelásticas que se producen en la región de contacto. A partir del momento en que el proyectil entra en contacto con el espécimen, la fuerza de impacto va creciendo en el tiempo hasta alcanzar un valor pico; a esta etapa se la denomina fase de compresión (ver figura 2.9a). En esta fase, el aumento de la fuerza de impacto está relacionado, por una parte, con el incremento del área de contacto y, por otra, con el aumento del desplazamiento δ de la superficie del espécimen que recibe el impacto. Luego de que la fuerza de impacto alcance su valor pico, tanto el proyectil como el espécimen comienzan a separarse; a esta etapa se la denomina fase de restitución (ver figura 2.9b).

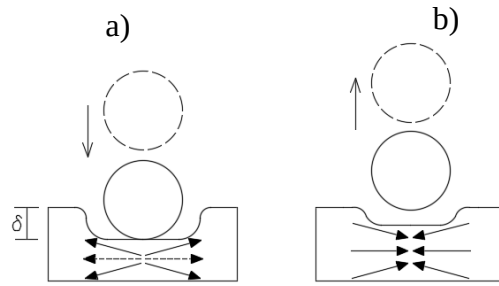


Figura 2.9: Fases del impacto. a) Fase compresión b) fase de restitución (Rao *et al*, 2016).

En la figura 2.10a se muestra la variación de la fuerza de impacto con el desplazamiento δ . En la figura 2.10b se presenta la variación de la fuerza de impacto con el tiempo y en la figura 2.10c se puede apreciar la variación del impulso con el tiempo. Para un desplazamiento δ_c y un tiempo t_c , la fuerza de impacto alcanza su valor pico F_c .

Desde el inicio del contacto hasta t_c , tanto el proyectil como el espécimen permanecen en contacto (fase de compresión) y se desarrolla el impulso de contacto P_c . A partir del tiempo t_c hasta que finaliza el contacto (t_f), ambos cuerpos empiezan a separarse (fase de restitución) y se desarrolla el impulso de restitución P_f .

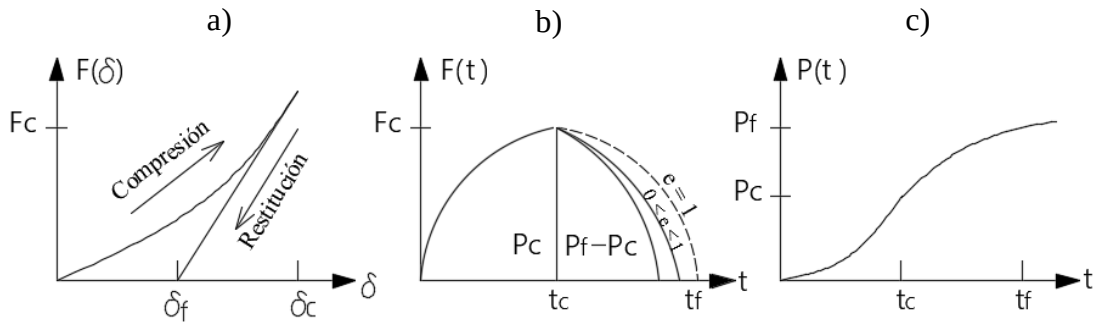


Figura 2.10: Evolución de fuerza de impacto e impulso. a) Variación de la fuerza de impacto con el desplazamiento δ b) variación de la fuerza de impacto con el tiempo c) variación del impulso con el tiempo (Rao *et al*, 2016).

A partir de la definición de los impulsos P_c y P_f , es posible definir el coeficiente cinético de restitución “ e ” (ver ecuación 2.8). Este coeficiente es adimensional, varía entre 0 y 1, y se constituye en una medida cuantitativa entre la compresión y la restitución que se experimenta durante un impacto.

$$e = \frac{P_f - P_c}{P_c} \quad (2.8)$$

2.2.5.2.- Fuerza de flexión efectiva

En los ensayos de flexión estática de vigas de hormigón se puede calcular la energía de fractura del material a partir del área bajo la curva carga-desplazamiento vertical de la sección central o carga-apertura de fisura de la sección central. Aún no existe un procedimiento normalizado para la determinación de la energía que absorben los especímenes bajo cargas de impacto. En este caso, parte de la fuerza de impacto se usa para deformar y fracturar el espécimen y parte para equilibrar las fuerzas de inercia. No es correcto entonces utilizar directamente la carga de impacto para calcular la energía absorbida por el material, sino que deben descontarse los efectos inerciales para obtener la fuerza efectiva de flexión.

Nemkumar Banthia es uno de los científicos que más estudió el comportamiento de vigas de hormigón (simple, armado y reforzado con fibras) ensayadas al *Drop – Deight Impact Test*. Como parte de su tesis doctoral (Banthia, 1987) intentó medir la energía consumida por los especímenes hasta el pico de carga o hasta la falla. Para ello, evaluó aproximadamente las fuerzas de inercia en ensayos experimentales de vigas de hormigón (simple, armado y reforzado con fibras) sometidas a este tipo de impacto.

En primera instancia, estudió la distribución de las aceleraciones en las vigas tanto de hormigón simple como reforzado con fibras y supuso que en el caso de hormigón simple o HRF podía aproximarse con una distribución lineal como se ilustra en figura 2.11a.

Las fuerzas de inercia distribuidas tienen entonces una distribución lineal y se oponen a la fuerza de impacto $P_t(t)$ como se ilustra en la figura 2.11b.

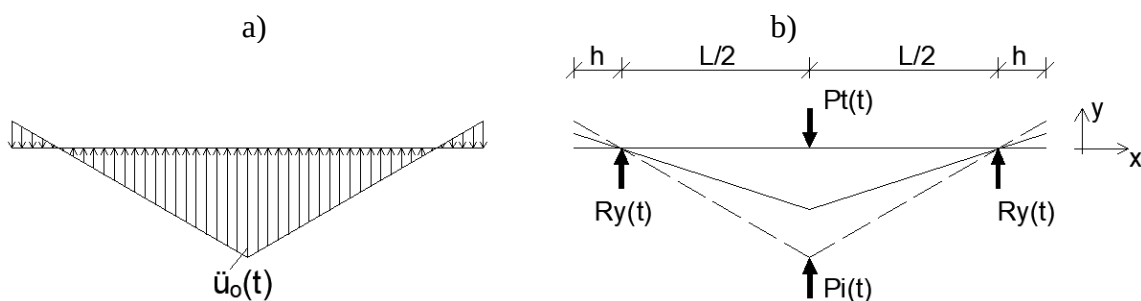


Figura 2.11: Hipótesis de Banthia (1987). a) Distribución de aceleraciones a lo largo de las vigas b) equilibrio de fuerzas (adaptado de Banthia (1987))

Para calcular una fuerza concentrada equivalente a dichas fuerzas distribuidas o la fuerza de inercia generalizada $P_i(t)$, planteó la igualdad de los trabajos virtuales, llegando a la siguiente expresión

$$P_i(t) = \rho A \ddot{u}_0(t) \left(\frac{L}{3} + \frac{8h^3}{3L^2} \right) \quad (2.9)$$

Donde ρ es la densidad del hormigón de la viga, A es el área de su sección transversal, $\ddot{u}_0(t)$ la aceleración vertical de la viga medida en el centro de su cara inferior, L su luz de cálculo y h la longitud de los voladizos de la viga.

Nemkumar Banthia (Banthia, 1987 y Banthia, 1989) indicó que a la fuerza de impacto obtenida de los ensayos *Drop – Weight Impact Test*, se le debe de restar las respectiva fuerzas de inercia para obtener, de esta forma, una fuerza de flexión efectiva $P_b(t)$ (ecuación 2.10). Esta fuerza de flexión efectiva es la que debe de emplearse para obtener la energía que absorben los especímenes. Las magnitudes de estas energías son iguales a las áreas bajo las curvas fuerza de flexión efectiva vs. desplazamiento vertical de las vigas ensayadas, medidos en la parte central de sus caras inferiores.

$$P_b(t) = P_t(t) - P_i(t) \quad (2.10)$$

Asimismo, Banthia (1987) obtuvo una expresión analítica para calcular las reacciones en los apoyos $R_y(t)$ en vigas sometidas a impactos (ecuación 2.11).

$$R_y(t) = \frac{1}{2} P_t(t) - \rho A \ddot{u}_0(t) \left(\frac{L}{4} - \frac{h^2}{L} \right) \quad (2.11)$$

No existe un consenso en cómo debe evaluarse la fuerza de flexión efectiva. En contraposición con la ec. (2.10) utilizada por Banthia (1987) para calcular la fuerza de flexión efectiva, en los trabajos de X.X. Zhang (e.g. Zhang *et al*, 2010, Zhang *et al*, 2009, Zhang *et al*, 2014) y en Ulzurum y Zanuy (2017), se empleó, como simplificación, la suma de las dos reacciones dinámicas en los apoyos, como fuerza de flexión efectiva. La suma de las reacciones de los apoyos puede ser considerada como la fuerza de flexión equivalente (sin efectos de inercia) cuando la viga puede ser modelada como un sistema de un grado de libertad. En otras palabras, cuando se puede considerar que toda la energía cinética se transfiere al primer modo de vibración de la viga que tiene forma similar a la deformada estática. Pero este método deja de ser válido cuando el modo de falla es de corte o por falla local en lugar de por flexión (Zhang *et al*, 2014).

En estos ensayos las reacciones aparecen desfasadas en el tiempo respecto de la fuerza de impacto debido al tiempo que tarda la onda en llegar desde el lugar de impacto hasta los apoyos. Normalmente, cuando se utilizan las reacciones para calcular la energía absorbida por los especímenes, se desplazan en el tiempo los registros de las reacciones, de manera que su inicio coincida con el de la fuerza de impacto. Luego, para cada tiempo, se

encuentran las reacciones y las deflexiones correspondientes. Se puede trazar así la curva fuerza efectiva-desplazamiento y la energía absorbida se calcula como el área bajo dicha curva.

2.2.5.3. Mecanismo de propagación de ondas

Es una práctica común dentro de la ingeniería estructural el considerar que cuando una carga se aplica a un elemento estructural, la misma se transmite desde el lugar de su aplicación al resto del elemento y hacia los apoyos instantáneamente. Pero esta suposición no es válida cuando se trata de cargas dinámicas de gran velocidad, pues ignora el mecanismo de transmisión de la carga. Cuando un elemento estructural está sometido a cargas que varían rápidamente, como por ejemplo impactos y explosiones, el lugar donde se aplica la carga puede estar sometido a elevados esfuerzos. Sin embargo, las partes del elemento estructural distantes del sitio donde se aplica la carga, llegan a percibir los efectos de esta carga posteriormente, e incluso con menor intensidad. Lo que ocurre es que la información de que el elemento estructural está siendo sometido a la acción de cargas externas en un lugar determinado se trasmite al resto del elemento por medio del mecanismo de propagación de ondas. Como se ilustra en la figura 2.12, cuando un cuerpo recibe un impacto, la perturbación producida se transmite desde el lugar del impacto hacia el resto del elemento, en forma de tres tipo de ondas: ondas P, ondas S y ondas R (Walley y Field, 2016). Las ondas P y S se propagan dentro del elemento en forma de esferas que se expanden, mientras que las ondas R se propagan a lo largo de la superficie del elemento. De forma ilustrativa, se puede decir que las ondas R se asemejan a las ondulaciones producidas en la superficie del agua cuando se deja caer un objeto sobre un estanque. Las ondas P son las que se propagan a mayor velocidad y están asociadas con esfuerzos normales. Cuando una onda P pasa a través de una partícula del elemento, dicha partícula vibra en dirección paralela a la propagación de esta onda; es decir, a lo largo del radio dibujado desde el lugar de aplicación del impacto hasta el sitio donde se encuentra la partícula. Por su parte, las ondas S viajan a menor velocidad que las ondas P y a ellas se asocian esfuerzos cortantes. Cuando una onda S pasa a través de una partícula del elemento, esta vibra en dirección perpendicular a la propagación de la onda. Con respecto a las ondas R, que son las más lentas, su mecanismo de propagación es más complejo si se trata de describirlo en términos del movimiento de las partículas que atraviesa. Cuando una onda R pasa a través de una partícula del elemento, esta oscila siguiendo una trayectoria elíptica. En términos del contenido de energía de cada una de estas ondas, las

ondas R son la que contienen la mayor cantidad de energía, mientras que las ondas P contienen la menor.

La velocidad de propagación de las ondas P depende de las propiedades mecánicas del material y se puede calcular por medio de la ecuación (2.12).

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (2.12)$$

Donde E es el módulo de elasticidad de la matriz de hormigón de la viga y ρ su densidad.

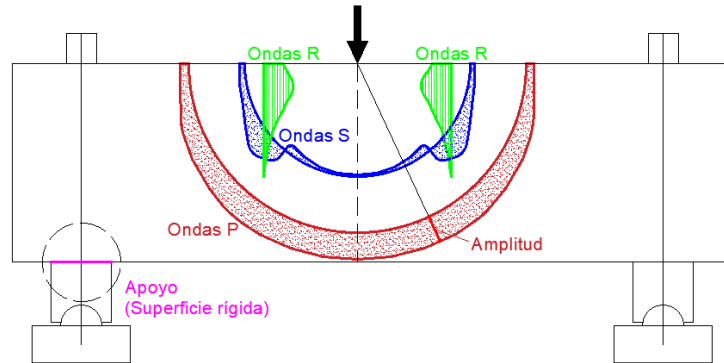


Figura 2.12: Mecanismo de propagación de ondas en las vigas sometidas a cargas de impacto (adaptado de Graff, 1991).

2.2.5.4.- Daños producidos en vigas sometidas a impacto

Al ser impactada por un proyectil una viga de hormigón puede sufrir daños locales y/o globales. Los daños locales (ver figura 2.13) comprenden: a) la penetración del proyectil que puede estar acompañada de desprendimiento de pedazos o erosión de la superficie anterior b) el descascaramiento de la superficie posterior y c) la perforación de la viga (Kennedy,1976). La penetración del proyectil (figura 2.13a) tiene como resultado la formación de un cráter con desprendimiento de pedazos de hormigón de la cara de la viga donde se produce el impacto. El descascaramiento (figura 2.13b) es el desprendimiento de pedazos de hormigón de la cara posterior de la viga. La perforación (figura 2.13.c) de la viga se produce cuando el proyectil la penetra completamente. Por su parte, los daños globales (ver figura 2.13d) están más relacionados con el comportamiento estructural y consisten en las deformaciones por flexión que sufre viga, e incluso, su posible falla por flexión o corte.

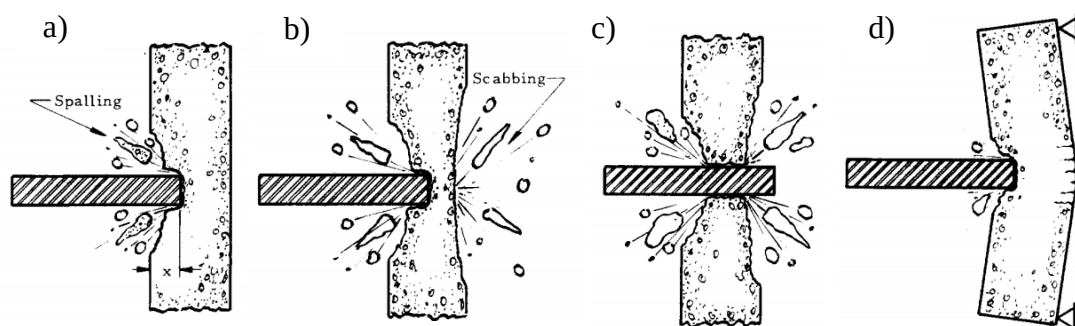


Figura 2.13: Daños que se producen en vigas de hormigón al recibir impactos (Kennedy 1976).
 a) Penetración del proyectil, b) Descascaramiento de la cara posterior, c) Perforación de la viga d) Daño global de la viga.

2.2.5.5.- Resumen de los principales resultados

En la tabla 2.10 se presenta un resumen de los trabajos más relevantes en los que emplearon este tipo de ensayos sobre hormigones con fibras de acero. En primera instancia, se evidencia que en estos trabajos hay muchos factores, tales como la masa del proyectil, la forma de la punta del proyectil, las velocidades de impacto y el tamaño de los especímenes, que son diferentes. Por otro lado, no está definido si los especímenes a ensayar deben estar provistos de entalla, por lo que en algunos trabajos tienen entalla y en otros no. Esto se debe a que este tipo de ensayo aún no está estandarizado y, como consecuencia, es bastante difícil la comparación de los resultados y la interpretación de los mismos en conjunto.

Wang *et al* (1996) llevaron a cabo ensayos de impacto repetidos ya que los especímenes que ensayaron no sufrieron daños significativos por efecto del primer impacto y, por tanto, continuaron aplicando impactos (a una misma velocidad) sobre los especímenes hasta que se producía su falla. Estos autores indicaron que ensayar especímenes de hormigón reforzado con fibras bajo impactos repetidos es adecuado, ya que se asemeja más a la realidad (e.g. durmientes para vías de ferrocarril, fundaciones de máquinas, pistas de aterrizaje de aviones, etc; durante su vida útil deberán resistir impactos repetidos). Por su parte, los demás autores citados en la tabla 2.10, lograron la falla de sus especímenes con un solo impacto (para cada velocidad considerada).

Continuado con el análisis de los trabajos de la tabla 2.10, es importante indicar que la influencia tanto del tipo como del volumen de adición de fibras en los resultados de los ensayos no está totalmente clara. Esto se debe principalmente a que cada ensayo fue realizado considerando parámetros diferentes. Sin embargo, puede indicarse que cuando las fibras (rectas o con ganchos en los extremos) fueron adicionadas en volúmenes mayores o iguales a 0.5%, se produjo su falla por arrancamiento, que es el

comportamiento deseado para las fibras. Un aspecto importante para el análisis de los resultados es la orientación de las fibras dentro de la matriz de hormigón, la cual es aleatoria y depende en gran medida de la forma en la que se vierte el hormigón con fibras en los moldes. Yoo *et al* (2016a) demostraron que el vertido del hormigón con fibras en un extremo de los moldes de las vigas, de forma tal que fluya hacia el extremo opuesto, favorece notablemente el efecto de costura de fisuras de las fibras y por tanto, la resistencia a impacto aumenta. Finalmente, Yoo y Banthia (2017) estudiaron la influencia del tamaño de los especímenes en su resistencia a cargas de impacto. Estos autores indican que la resistencia a impacto de las vigas ensayadas dependió más del mecanismo de agrietamiento y la costura de fisuras de las fibras, que de su tamaño y su resistencia a compresión.

Los ensayos de impacto por caída libre no son los más adecuados para estudiar el efecto de la velocidad de deformación ya que es difícil controlar y caracterizar la misma en estos ensayos. Yoo y Banthia (2019) realizaron una revisión del estado del arte de la resistencia a impacto de los hormigones reforzados con fibras en la que indicaron que su sensibilidad a los efectos de la velocidad de deformación se debe principalmente al aumento en la resistencia al crecimiento de las fisuras con el aumento en la velocidad de la aplicación de la carga. Pero, la evaluación de la influencia de este factor bajo cargas dinámicas requiere llevar a cabo más ensayos experimentales para su mejor comprensión (Yoo y Banthia, 2017).

En el caso de hormigones con resistencias a compresión mayores a 150 MPa que resultarán expuestos a cargas dinámicas de impacto, resulta adecuada la adición de fibras rectas cortas (entre 6 y 16 mm de longitud) y de elevadas resistencias a tracción (al menos 2200 MPa) (Yoo y Banthia, 2017). En trabajos como los de Zhang *et al* (2014), Ulzurrum y Zanuy (2017), Yoo *et al* (2016a), Yoo *et al* (2016b), Othman y Marzouk (2016) y Othman *et al* (2019); citados previamente en la tabla 2.10, los resultados obtenidos también fueron empleados para estudiar la evolución tanto de la resistencia a flexión como de la energía absorbida con las velocidades de deformación correspondientes a diferentes velocidades de impacto del proyectil. Estos autores indicaron que tanto la resistencia a flexión como la energía absorbida por los especímenes aumentan con las velocidades de impacto, pero los valores de DIF que obtuvieron los distintos autores no son comparables entre sí. Por ejemplo, Zhang *et al* (2014) obtuvieron valores de DIF para la resistencia a flexión de al menos 3 para velocidades de impacto de 2.66 m/s. Por el contrario, Yoo *et al* (2016b) para velocidades de impacto de 5.2 m/s (prácticamente el

doble de la velocidad de impacto empleada por Zhang *et al*, 2014), obtuvieron valores de DIF para la resistencia a flexión menores (DIF igual a 2.39).

No resulta sencillo obtener conclusiones sobre la sensibilidad del comportamiento de los hormigones con fibras ni el aporte a la misma de la matriz y las fibras a partir de los estudios experimentales de los distintos autores. En general, los diferentes investigadores emplearon distintos equipos para realizar sus ensayos (prensas servo-hidráulicas, marcos de energía de deformación y barras de Hopkinson) y diferentes tamaños de especímenes. Por otra parte, en general, los hormigones ensayados son distintos con fibras y contenidos de fibras distintos.

Referencia	(1) f _c [MPa]	Fibras	(2) V _f [%]	(3) L/d [mm/mm]	Dimensiones Vigas [mm]	Veloc.Impact [m/s]	Observaciones
Wang et al (1996)	--	Polipropileno: Rectas Acero: c/ganchos Acero: Onduladas	0.25 – 0.5 0.25 – 1 0.75	L = 38 30/0.5 50/1	102.4x102.4x355.6 LL= 305 (S/E)	1.71	Masa del proyectil: 60.3 kg Tipo de punta del proyectil: semicilíndrica plana Se aplicaron impactos repetidos hasta lograr la falla de los especímenes ensayados. Para V _f <0.5 % las fibras se cortaron Para V _f ≥0.75 % las fibras se arrancaron sin fallar. Recomiendan usar fibras de acero con ganchos, V _f ≥0.75 %
Zhang et al (2014)	92	Acero: c/ganchos	0.8	50/0.75	150x150x700 LL=500 Entalla=25	0.885 1.77 2.66	Masa del proyectil: 120.6 kg Tipo de punta del proyectil: semiesférica Se aplicó un solo impacto del proyectil p/cada ensayo. Las fibras se arrancaron sin fallar. El DIF ⁽⁴⁾ de flexión es al menos 3. Presentan modelos para evaluar el DIF tanto de la resistencia a flexión como para la energía de fractura.
Ulzurum y Zanuy (2017)	59-64	Acero: rectas Acero: c/ganchos Acero: Rectas	0.5-1 0.5-1 0.5-1	60/1 60/0.75 10/0.16	150x150x600 LL=500 (S/E)	3.1 5.9	Masa del proyectil: 100 kg Tipo de punta del proyectil: semiesférica, $\phi 58 \text{ mm}$ Se aplicó un solo impacto del proyectil p/cada ensayo. Las fibras con ganchos se arrancaron sin fallar. Las fibras rectas se rompieron y también se arrancaron. Presentan modelos para evaluar el DIF tanto de la resistencia a flexión como para la energía de fractura. Recomiendan usar fibras de acero c/ganchos, V _f ≥ 1%

⁽¹⁾ Resist.a compresión ⁽²⁾ volumen de adición de fibras ⁽³⁾ Longitud/diámetro de las fibras ⁽⁴⁾ cociente entre la resistencia dinámica y la estática.

Tabla 2.10: Aportes realizados por otros investigadores que emplearon el *Drop Weight Impact Test*.

Referencia	(1) f _c [MPa]	Fibras	(2) V _f [%]	(3) L/d [mm/mm]	Vigas [mm]	Veloc.Impact [m/s]	Observaciones
Yoo et al (2016a)	211.8	Acero: Rectas	2	13/02	100x100x400 LL=300, (S/E) 150x150x550 LL450, (S/E)	3.4 5.2	Masa del proyectil: 82 kg Tipo de punta del proyectil: tipo cuchilla Se aplicó un solo impacto del proyectil p/cada ensayo. Las fibras se arrancaron sin fallar. En las vigas cortas las fibras se orientaban en la dirección de la tracción, lo cual favoreció la resistencia a cargas de impacto. Los valores de DIF de flexión estuvieron entre 1.42-2.39
Yoo et al (2016b)	232.1	Acero: rectas Acero: Torsionadas	2 2	13/0.2 30/0.3	100x100x400 LL=300 (S/E)	5.24	Masa del proyectil: 82 kg Tipo de punta del proyectil: tipo cuchilla Se aplicó un solo impacto del proyectil p/cada ensayo. Las fibras se arrancaron sin fallar. Los valores de DIF de flexión estuvieron entre 1.5-2.5 Recomiendan usar fibras de acero rectas con el mayor valor posible de L/D.
Othman y Marzouk (2016)	110.80 132.70	Acero: Rectas	2	13/0.2	100x100x400 LL=300, (S/E)	1.71 2.43 3.43	Masa del proyectil: 37.5 kg Tipo de punta del proyectil: circular plana, $\phi 51\text{ mm}$ Se aplicó un solo impacto del proyectil p/cada ensayo. Las fibras se arrancaron sin fallar. Las matrices con la resistencia a compresión más baja fueron más sensibles a los efectos de la velocidad de deformación. Recomiendan usar fibras de acero rectas con $V_f \geq 2\%$.

Tabla 2.10: Aportes realizados por otros investigadores que emplearon el *Drop Weight Impact Test* (continuación).

Referencia	(1) f _c [MPa]	Fibras	(2) V _f [%]	(3) L/d [mm/mm]	Vigas [mm]	Veloc.Impact [m/s]	Observaciones
Yoo y Banthia (2017)	211.8 209.7 232.1	Acero: rectas	2	13/02	50x50x250 (S/E)	1.88	Masa del proyectil: 82 kg Tipo de punta del proyectil: tipo cuchilla Se aplicó un solo impacto del proyectil p/cada ensayo. Las fibras se arrancaron sin fallar. Presentan criterios para los valores de DIF en flexión. Recomiendan usar fibras rectas con el mayor valor posible de L/d.
		Acero: rectas	2	30/03	100x100x400 (S/E)	3.42	
		Acero: Torsionadas	2	30/0.3	150x150x550 (S/E)	5.25	
Othman et al (2019)	110 130 150	Acero: rectas	1	13/0.2	100x100x400 LL=300, (S/E)	1.71	Masa del proyectil: 37.5 kg Tipo de punta del proyectil: circular plana, $\phi 51 \text{ mm}$ Se aplicó un solo impacto del proyectil p/cada ensayo. Las fibras se arrancaron sin fallar. Las vigas con menor contenido de fibras son más sensibles a los efectos de la veloc.de deformación.
		Acero: rectas	2	13/0.2		2.43	
		Acero: Rectas	3	13/0.2		3.43	

Tabla 2.10: Aportes realizados por otros investigadores que emplearon el *Drop Weight Impact Test* (continuación).

2.3.- MODELACION NUMÉRICA DE HORMIGONES DE ALTAS RESISTENCIAS REFORZADOS CON FIBRAS SOMETIDOS A CARGAS DE IMPACTO

La modelación numérica de los hormigones de altas resistencias bajo cargas de impacto ha demostrado ser de gran utilidad tanto para tareas análisis de resultados como para diseño. Entre las herramientas computacionales más empleadas para esta tarea se encuentran los hidrocódigos, que son programas robustos que pueden ser empleados para simular numéricamente problemas dinámicos impulsivos y fuertemente no lineales, particularmente aquellos que incluyen impactos cuyas duraciones están en el orden de los milisegundos. Los hidrocódigos resuelven simultáneamente las ecuaciones de equilibrio de masa, cantidad de movimiento y energía, a través de una integración explícita en el tiempo. En general, pueden utilizar métodos de elementos finitos, diferencias finitas, métodos de malla libre o combinaciones de los mismos.

Los hidrocódigos tratan en forma desacoplada la parte volumétrica y la parte desviadora de las relaciones constitutivas. La respuesta volumétrica está gobernada por una ecuación de estado (EoS) que relaciona la presión hidrostática, la densidad (o volumen específico), y la energía específica (o temperatura). Por otro lado, la parte desviadora se obtiene a partir de la definición del modelo de resistencia.

2.3.1. Modelos constitutivos

Los hormigones reforzados con fibras pueden ser considerados materiales compuestos por una matriz de hormigón reforzada con fibras dispersas en la misma. Para modelar los materiales compuestos existen distintas alternativas dependiendo de la escala a la que se generen los modelos. Los más utilizados para simulación estructural son los macro-modelos y los meso-modelos. En los macro-modelos el compuesto se modela como un material homogéneo equivalente con propiedades promedio. Tienen la ventaja de que usan información de la escala estructural y que su uso requiere menos costo computacional que los meso-modelos. Sin embargo, las propiedades deben ser obtenidas experimentalmente o con un proceso numérico previo para cada tipo de hormigón y contenido y tipo de fibras. Estas dificultades pueden evitarse usando modelos derivados en la meso-escala en los que se tienen en cuenta explícitamente matriz, las fibras y, en muchos casos, la interfaz fibra-matriz. Estos modelos incluyen en general el deslizamiento de las fibras respecto de la matriz. Como contrapartida son modelos más complejos y su utilización redundante en un mayor costo computacional.

En la tabla 2.11 se presenta un resumen de los trabajos más relevantes que tratan sobre la modelación numérica de hormigones de altas resistencias reforzados con fibras bajo cargas de impacto. Todos estos trabajos utilizan herramientas numéricas de tipo hidrocódigo y macro-modelos para simular el hormigón reforzado con fibras. A la fecha no se tiene conocimientos de modelos constitutivos elaborados para hormigones reforzados con fibras que hayan sido incorporados en hidrocódigos comerciales y que estén a disposición en el mercado. Esto les confiere limitaciones al momento de modelar hormigones reforzados con fibras que presentan un comportamiento más dúctil luego del pico de resistencia. Para poder emplearlos se deben modificar las curvas de endurecimiento en tracción y compresión para representar adecuadamente el comportamiento del hormigón reforzado con fibras. Esas curvas se deben obtener previamente, ya sea mediante ensayos o numéricamente, para cada tipo de matriz, contenido y tipo de fibras.

El modelo constitutivo Karagozian y Case (Malvar *et al*, 1997), incorporado en el hidrocódigo LS-Dyna (LSTC, 2018), permitió obtener resultados satisfactorios en la modelación numérica de hormigones de altas resistencias reforzados con fibras bajo cargas de impacto a muchos investigadores como Li y Zhang (2012), Mao *et al* (2014) y Mao y Barnett (2017). En la literatura se puede encontrar trabajos en lo que se explica detalladamente la factibilidad de incluir en el modelo Karagozian y Case la ductilidad que aportan las fibras en la respuesta (Crawford *et al*, 2016, Lin, 2018, Yang *et al*, 2019). Guo *et al* (2018) compararon los resultados de modelaciones numéricas de hormigones de altas resistencias reforzados con fibras bajo cargas de impacto. Estos autores emplearon tanto el modelo Karagozian y Case como el *Continuous Surface Cap Model* (CSCM) (Murray, 2007). Guo *et al* (2018) indican que el modelo CSCM es más adecuado que el Karagozian y Case para la simulación de problemas de impacto, ya que en su desarrollo se puso más énfasis en este tipo de problemas. Sin embargo, revisando los resultados de estos autores, no queda totalmente clara la ventaja que conlleva el empleo del modelo CSCM. Por una parte, ambos modelos fueron desarrollados para hormigón simple y la forma de incluir la ductilidad de las fibras en la respuesta requiere un análisis profundo. Por otra parte, estos autores también indican en sus conclusiones que el modelo CSCM requiere modificaciones ya que tiene limitaciones para reproducir adecuadamente el deterioro que sufren los especímenes sometidos a impacto.

Referencia	Ensayo	Software	Modelo numérico	Parámetros estudiados	Observaciones
Yang <i>et al</i> (2019)	Paneles cometidos a impactos y explosiones	LS-Dyna	Modificaron el modelo Karagozian y Case	-23 parámetros del modelo -Funciones de endurecimiento plástico p/tracción y compresión	-Hormigones modelados: $f_c^{(1)} = 175.38$ MPa, $V_f^{(2)} = 1\%$ -Introdujeron funciones de endurecimiento plástico p/tracción y compresión al modelo KC. -El efecto de las fibras fue introducido en el modelo de forma implícita. -Coeficientes de fricción estática y dinámica p/el contacto proyectil – viga = 0.15
Nasrin y Ibrahim (2019)	Drop- Weigth impact test aplicado a vigas	Abaqus	Concrete damage plasticity model (CDP)	-Fuerza de impacto p/diferentes veloc.de impacto. -Tamaño de la malla del modelo. -Influencia del refuerzo longitudinal -Patrón de agrietamiento	-Hormigones modelados: $f_c = 152$ MPa, $V_f = 2\%$ -El ángulo de dilatación (<i>dilation angle</i>) es el factor que más influyó en el buen desempeño de este modelo. -El efecto de las fibras fue introducido en el modelo de forma implícita -Hay mucho retraso entre las reacciones en los apoyos y la fuerza de impacto. Aparentemente, no se consideró adecuadamente los efectos inerciales,
Fan <i>et al</i> (2018a)	-Drop- Weigth impact test aplicado a vigas -Pilas de puentes sometidas a impactos	LS-Dyna	Continuos Surface Cap Model (CSCM)	-Fuerzas de impacto -Desplazamientos transversales -Patrón de daño (deformaciones plásticas efectivas)	-Hormigones modelados: $f_c = 162$ MPa, $V_f = 2\%$ -El efecto de las fibras fue introducido en el modelo de forma implícita. -El modelo fue ajustado con f_c y $f_t^{(3)}$ del hormigón.
Fan <i>et al</i> (2018b)	-Drop- Weigth impact test aplicado a vigas circulares -Pilas de puentes sometidas a impactos	LS-Dyna	Continuos Surface Cap Model (CSCM)	-Fuerzas de impacto -Desplazamientos transversales -Patrón de daño (deformaciones plásticas efectivas) -Tamaño de la malla	- El efecto de las fibras fue introducido en el modelo de forma implícita. -El modelo fue ajustado con f_c y f_t del hormigón.

⁽¹⁾ Resist.a compresión ⁽²⁾ volumen de adición de fibras ⁽³⁾ Resistencia a tracción

Tabla 2.11: Resumen de los trabajos concernientes a la modelación numérica de hormigones de altas resistencias reforzados con fibras sometidos a impactos.

Referencia	Ensayo	Software	Modelo numérico	Parámetros estudiados	Observaciones
Fan <i>et al</i> (2018b)	-Drop- Weigth impact test aplicado a vigas circulares -Pilas de puentes sometidas a impactos	LS-Dyna	Continuos Surface Cap Model (CSCM)	-Fuerzas de impacto -Desplazamientos transversales -Patrón de daño (deformaciones plásticas efectivas) -Tamaño de la malla	-El efecto de las fibras fue introducido en el modelo de forma implícita. -El modelo fue ajustado con f_c y f_t del hormigón.
Othman y Marzouk (2018)	-Drop- Weigth impact test aplicado a vigas y placas	Abaqus	Concrete – damage plasticity model (CDP)	-Fuerzas de impacto -Reacciones en los apoyos -Desplazamientos transversales -Efectos de la veloc, de deformación	-Hormigones modelados: $f_c = 162.4$ MPa -Detallan in extenso el procedimiento de calibración del modelo empleado. -Hay picos espurios en los resultados numéricos de los desplazamientos transversales de las placas. -El efecto de las fibras fue introducido en el modelo de forma implícita.
Thai y Kim (2016)	Paneles sometidos a impactos a altas velocidades de proyectiles con punta de plana	LS-Dyna	Winfrith concrete model	-Espesor de los paneles -Contenido de fibras -Velocidad de salida del proyectil	-Hormigones modelados: $f_c = 72.5$ MPa -El efecto de las fibras fue introducido en el modelo de forma implícita. -No se presenta una comparación con resultados experimentales. -Emplearon una fórmula analítica para determinar la velocidad de salida del proyectil.
Verma <i>et al</i> (2018b)	-Drop- Weigth impact test aplicado a paneles	Abaqus	Concrete – damage plasticity model (CDP)	-Fuerzas de impacto -Espesor de los paneles	-Hormigones modelados: $f_c = 130-180$ MPa -El efecto de las fibras fue introducido en el modelo de forma implícita. -Presentan modelos analíticos de 1 GDL y 2 GDL p/predecir la fuerza de impacto. El de 2GDL es bastante preciso. -El volumen de fibras no influyó en las fuerzas de impacto -El espesor de los paneles si influyó en las fuerzas de impacto -Calibraron el modelo solo con f_c .

Tabla 2.11: Resumen de los trabajos concernientes a la modelación numérica de hormigones de altas resistencias reforzados con fibras sometidos a impactos (continuación)

Referencia	Ensayo	Software	Modelo numérico	Parámetros estudiados	Observaciones
Li y Zhang (2012)	-Tracción y compresión uniaxial dinámicas -Impacto a altas velocidades de proyectiles con punta de ojiva sobre losas simplemente apoyadas	LS-Dyna	Modelo Karagozian y Case	-Tamaño de la malla -Ecuación de estado -Efectos de la velocidad de deformación -Patrón de daño (deformaciones plásticas efectivas)	-Hormigones modelados: $f_c = 55$ MPa, $V_f = 3\%$ -Tamaño de la malla: 5 mm -El efecto de las fibras fue introducido en el modelo de forma implícita. -Trataron de incluir ductilidad en la respuesta a partir de los parámetros b_1 y b_2 ($b_1 = 2.5$ y $b_2 = -10.7$) -Criterio de erosión: Deformación principal máxima igual a 0.2 y deformación por corte máxima igual a 0.6
Mao <i>et al</i> (2014)	Paneles sometidos a explosiones	LS-Dyna	Modelo Karagozian y Case	-Deformaciones transversales de los paneles -Patrón de daños (deformaciones plásticas efectivas)	-Hormigones modelados: $f_c = 170$ MPa -El efecto de las fibras fue introducido en el modelo de forma implícita. -Trataron de incluir ductilidad en la respuesta a partir de los parámetros b_1 y b_2 ($b_1 = 1.6$ y $b_2 = -2$)
Mao y Barnett (2016)	-Drop-Weight impact test aplicado a vigas	LS-Dyna	Modelo Karagozian y Case	-Efectos de velocidad de deformación -Energía que absorben los especímenes -Frecuencias de oscilación	-Hormigones modelados: $f_c = 170$ MPa ($V_f=2\%$), 210 MPa ($V_f=6\%$) -El efecto de las fibras fue introducido en el modelo de forma implícita. -Calibraron el modelo KC con f_c .
Guo <i>et al</i> (2018)	-Tracción y compresión uniaxial -Compresión triaxial -Drop-Weight impact test aplicado a vigas	LS-Dyna	-Continuos Surface Cap model (CSCM) -Modelo Karagozian y Case	-Patrón de daño -Fuerza de impacto -Desplazamiento transversal de las vigas	-Hormigones modelados: $f_c = 150 - 210$ MPa -El efecto de las fibras fue introducido en el modelo de forma implícita. -Los autores indican que el modelo CSCM presentó mejor desempeño

Tabla 2.11: Resumen de los trabajos concernientes a la modelación numérica de hormigones de altas resistencias reforzados con fibras sometidos a impactos (continuación)

2.3.2- Modelo Karagozian y Case

Teniendo en cuenta las razones expuestas en el apartado anterior, en esta tesis se emplea el modelo de Karagozian y Case para simular el comportamiento dinámico del HARRF. Por esta razón se lo describe más en detalle en este apartado.

El modelo Karagozian y Case, implementado en LS-Dyna (LSTC, 2018), es un modelo elastoplástico que emplea tres superficies de falla dependientes de tres invariantes de tensión, permitiendo diferenciar el comportamiento volumétrico del desviador. Permite además incluir efectos de velocidad de deformación.

2.3.2.1. Ecuación de estado (EOS)

El comportamiento volumétrico está gobernado por una ecuación de estado (EOS). En la figura 2.14 se muestra el comportamiento volumétrico típico del hormigón con una primera etapa lineal elástica seguida de un comportamiento no lineal debido a la compactación inelástica del material. Las descargas indicadas en la figura 2.14 indican la evolución del módulo volumétrico con la deformación volumétrica. Para definir la ecuación de estado en el modelo Karagozian y Case se emplean la deformación volumétrica (ϵ_v), la presión (p) y el módulo volumétrico (K).

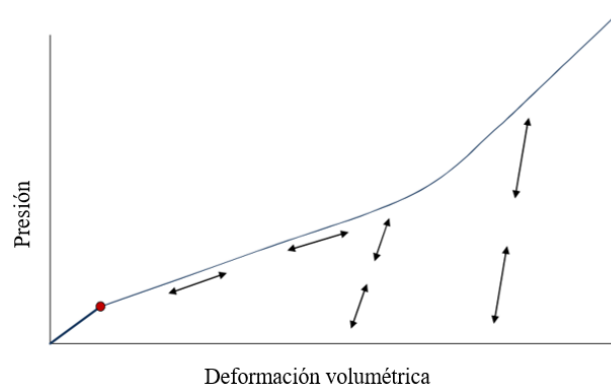


Figura 2.14: Curva presión vs. deformación volumétrica para una ecuación de estado del modelo Karagozian y Case (Markovich *et al*, 2011).

2.3.2.2. Modelo de resistencia

Para la parte desviadora se supone que el valor del segundo invariante J_2 de tensor desviador de tensiones queda limitado por una superficie de fluencia móvil, que se mueve entre la superficie de fluencia inicial, la superficie de falla máxima y la superficie residual que se presentan esquemáticamente en la figura 2.15. Para definir estas superficies el modelo usa el valor de $\Delta\sigma = \sqrt{3J_2}$ calculado a partir de ensayos de compresión triaxial con diferentes presiones de confinamiento.

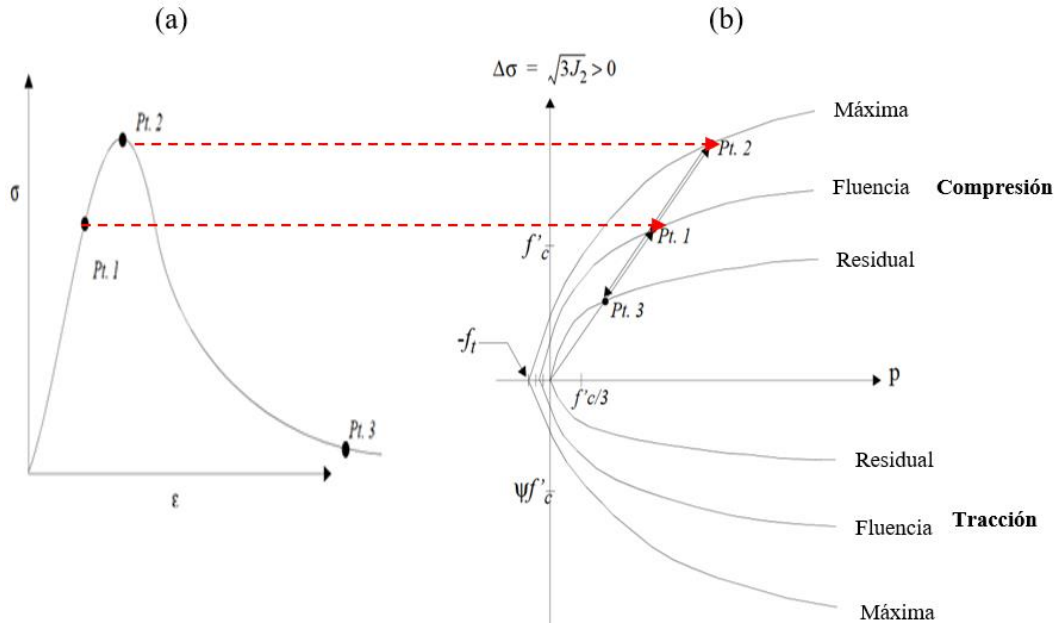


Figura 2.15: a) Respuesta tensión – deformación bajo compresión con confinamiento b) superficies de falla del modelo Karagozian y Case (Noble *et al*, 2005).

Las tres superficies de falla del modelo Karagozian y Case quedan definidas por las ecuaciones (2.13) a (2.15) que incluyen ocho parámetros a_i .

- Superficie de falla máxima:

$$\Delta\sigma_m = a_{0m} + \frac{p}{a_{1m} + a_{2m}p} \quad (2.13)$$

- Superficie de fluencia inicial:

$$\Delta\sigma_y = a_{0y} + \frac{p}{a_{1y} + a_{2y}p} \quad (2.14)$$

- Superficie de fluencia residual:

$$\Delta\sigma_r = \frac{p}{a_{1r} + a_{2r}p} \quad (2.15)$$

Una vez alcanzada la superficie de fluencia inicial y antes de que se alcance la superficie de falla máxima, la superficie de fluencia actual se obtiene por medio de una interpolación lineal entre las superficies de fluencia inicial y la superficie de falla máxima, como se indica en la ecuación (2.16).

$$F = \Delta\sigma - [\eta(\Delta\sigma_m - \Delta\sigma_y) + \Delta\sigma_y] = 0 \quad (2.16)$$

Después de alcanzar la superficie de falla máxima, la superficie de fluencia actual se obtiene por medio de una interpolación lineal entre la superficie de falla máxima y la residual como se indica en la ecuación (2.17).

$$F = \Delta\sigma - [\eta(\Delta\sigma_m - \Delta\sigma_r) + \Delta\sigma_r] = 0 \quad (2.17)$$

Donde η es la función de endurecimiento plástico y depende de la variable de endurecimiento plástico λ cuya evolución depende de la evolución de la deformación plástica efectiva $\overline{d\varepsilon^p}$ como se define más adelante. En la figura 2.16 puede apreciarse la forma de la función de endurecimiento $\eta(\lambda)$. Cuando λ es menor o igual que λ_m (siendo λ_m el valor de λ correspondiente a J_2 máximo), la superficie de fluencia actual se encuentra entre la de fluencia inicial y la máxima. Cuando λ es mayor que λ_m , la superficie de fluencia actual yace entre la máxima y la residual.

Por analogía con la función de fluencia, el potencial plástico se define por medio de la ecuación (2.18) donde ω es el grado de asociatividad que permite calibrar la dilatancia. Para ω se asumen comúnmente un valor entre 0.8 y 0.7 (Noble *et al*, 2005).

$$G = \sqrt{3J_2} - \omega[\eta(\Delta\sigma_m - \Delta\sigma_y) + \Delta\sigma_y] \quad (2.18)$$

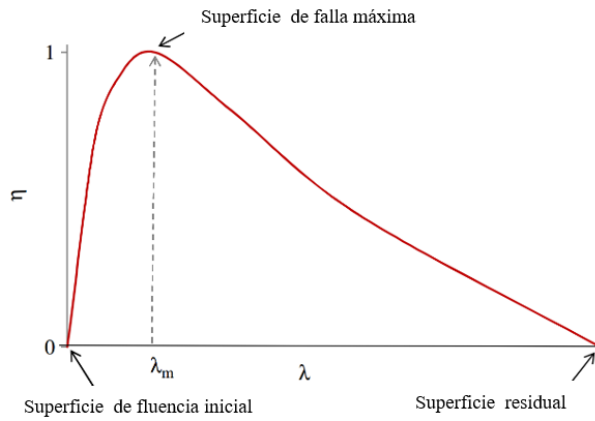


Figura 2.16: Evolución de la función de endurecimiento plástico (Markovich *et al*, 2011).

El incremento de la deformación plástica se escribe como

$$d\varepsilon_{ij}^p = d\mu \frac{\partial G}{\partial \sigma_{ij}} \quad (2.19)$$

Donde $d\mu$ es el factor de consistencia plástico. El correspondiente incremento de tensión está dado por

$$d\sigma_{ij} = D_{ijkl}^e (d\varepsilon_{kl} - d\varepsilon_{kl}^p) \quad (2.20)$$

Donde D_{ijkl}^e es el tensor de rigidez elástico.

El factor de consistencia plástico $d\mu$ se obtiene de la condición de consistencia plástica $\dot{F} = 0$ y resulta:

$$d\mu = \frac{\frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} D_{ijkl}^e d\varepsilon_{kl}}{9\omega K \left(\frac{\partial F}{\partial I_1}\right)^2 + 3G + \left(\frac{\partial F}{\partial \eta}\right) \left(\frac{\partial \eta}{\partial \lambda}\right) h(\sigma_{ij}) \sqrt{2 \left(\frac{\partial G}{\partial I_1}\right)^2 + 1}} \quad (2.21)$$

$$h(\sigma_{ij}) = \frac{1}{\left(1 + \frac{p}{f_t}\right)^{b_1}} \quad (2.22)$$

Donde f_t , b_1 , K y G son la resistencia a tracción uniaxial, el parámetro de escalamiento de daño en compresión uniaxial, el módulo volumétrico y el módulo de corte del hormigón. Para tomar en cuenta el efecto de endurecimiento que se origina por mecanismos físicos tales como la fisuración interna y la extensión de esta fisuración que es afectada por la magnitud de la presión hidrostática, el modelo Karagozian y Case define las siguientes reglas de evolución de la variable de endurecimiento (ecuaciones (2.23) y (2.24)), que a su vez consideran el efecto de la velocidad de deformación.

$$d\lambda = \frac{\overline{d\varepsilon^p}}{\left[1 + \left(\frac{s}{100}\right)(r_f - 1)\right] \left(1 + \frac{p}{r_f f_t}\right)^{b_1}} \quad \text{para } p \geq 0 \quad (2.23)$$

$$d\lambda = \frac{\overline{d\varepsilon^p}}{\left[1 + \left(\frac{s}{100}\right)(r_f - 1)\right] \left(1 + \frac{p}{r_f f_t}\right)^{b_2}} \quad \text{para } p \leq 0 \quad (2.24)$$

$$\overline{d\varepsilon^p} = \sqrt{\left(\frac{2}{3}\right) d\varepsilon_{ij}^p d\varepsilon_{ij}^p} \quad (2.25)$$

Donde b_2 es el parámetro de escalamiento de daño en tracción uniaxial y r_f es el factor de incremento dinámico (*DIF*) que toma en cuenta los efectos de la velocidad de deformación. El parámetro s adopta valores de 0 a 100. Para $s = 0$ los efectos de la velocidad de deformación son omitidos y cuando $s = 100$ los efectos de la velocidad de deformación son incluidos en su totalidad. El modelo considera un aumento radial de la superficie de fluencia máxima del hormigón, de esta forma la resistencia incrementada $\Delta\sigma_m^c$ correspondiente a la presión p es obtenida por medio de la ecuación (2.26).

$$\Delta\sigma_m^c = r_f \Delta\sigma_m(p/r_f) = a_0 r_f + \frac{p r_f}{a_1 r_f + a_2 p} \quad (2.26)$$

2.3.2.3- Determinación de los parámetros del modelo Karagozian y Case

La ecuación de estado, que representa la respuesta volumétrica del material, queda definida en el modelo Karagozian y Case a partir de presiones y módulos volumétricos determinadas para diferentes deformaciones volumétricas (Malvar *et al*, 1997). Estos valores deben que ser determinados experimentalmente. En las figuras 2.17 se muestran, a modo de ejemplo, las curvas que definen las ecuaciones de estado empleadas por otros autores para modelar hormigones de altas resistencias bajo cargas dinámicas por medio del modelo Karagozian y Case. Las curvas empleadas por Wu y Crawford (2015) son idénticas a las definidas para el hormigón estándar en el modelo Karagozian y Case.

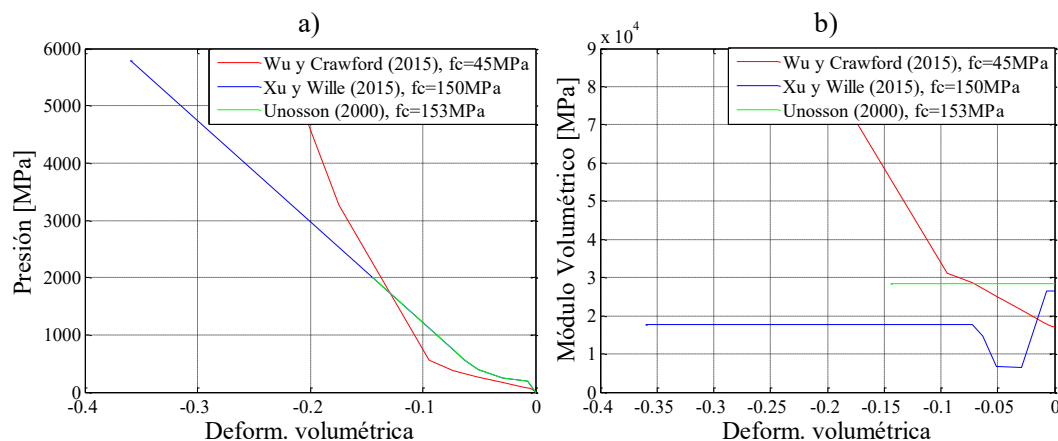


Figura 2.17: Curvas utilizadas para definir la ecuación de estado por otros autores a) Presión vs. deformación volumétrica b) módulo volumétrico vs. deformación volumétrica.

Los parámetros de la parte desviadora del modelo Karagozian y Case incorporado en LS-Dyna (LSTC, 2018) pueden ser generados automáticamente por este programa a partir de la resistencia a compresión uniaxial del hormigón a modelar. Esta generación automática es realizada por medio del escalamiento de los parámetros determinados para un hormigón simple de 45 MPa de resistencia a compresión que es denominado “hormigón estándar”. Wu y Crawford (2015) presentan mayores detalles con respecto a este escalamiento de parámetros. Los coeficientes de las superficies de falla y los parámetros de escalamiento de daño en tracción y compresión de este hormigón estándar de 45 MPa son presentados en las tablas 2.12 y 2.13 respectivamente.

Coeficientes	Superficie		
	de fluencia inicial	de falla máxima	de fluencia residual
a_0	10.13	13.41	0.0
a_1	0.625	0.4463	0.4417
a_2	0.005676	0.001781	0.002608

Tabla 2.12: Coeficientes de las superficies de falla del hormigón estándar del modelo Karagozian y Case (Wu y Crawford, 2015).

Parámetro	Valor	Comentario
b_1	1.60	--
b_2	1.35	--
ω	<0.5 0.5 – 0.75 0.9 – 0.90	-Hormigones de altas y ultra altas resistencias con agregados finos -Hormigones sin confinamiento o sin agregados gruesos -Hormigones de resistencia normal confinados

Tabla 2.13: Parámetros de escalamiento de daño del hormigón estándar del modelo Karagozian y Case (Wu y Crawford, 2015).

No es adecuado emplear la generación automática de parámetros a partir del escalamiento de los parámetros del hormigón estándar de este modelo para aplicar el modelo Karagozian y Case a hormigones reforzados con fibras. Esto se debe principalmente a que el comportamiento del hormigón simple después de haber alcanzado su resistencia pico (en tracción, compresión, flexión y corte) es frágil, mientras los hormigones reforzados con fibras presentan un comportamiento post pico dúctil.

Los coeficientes de las superficies de falla deben ser determinados a partir de resultados experimentales obtenidos por medio de ensayos de compresión triaxial. Dada la complejidad y las limitaciones para llevar a cabo ensayos de este tipo, Markovich *et al* (2011), a partir de los resultados obtenidos por Attard y Setunge (1994), presentaron una metodología para la determinación de los coeficientes de las superficies de fluencia inicial y de falla máxima de forma analítica. Por su parte, en el trabajo de modelación numérica realizado por Kong *et al* (2017), se demuestra la factibilidad de considerar a la superficie de fluencia residual paralela a la superficie de falla máxima. De esta forma, los coeficientes de la superficie de fluencia residual son determinados a partir de los de la superficie de falla máxima.

El modelo Karagozian y Case emplea por defecto una función de endurecimiento plástico determinada experimentalmente para el hormigón estándar de este modelo. Sin embargo, esta función puede ser introducida como dato a partir de un conjunto de valores de η para diferentes valores de la variable de endurecimientos plástico. A modo de ejemplo en la figura 2.18 se muestran las curvas de endurecimiento utilizadas por otros investigadores para simular el comportamiento del hormigón reforzado con fibras con el modelo de Karagosian y Case. Se observa que la curva de endurecimiento usada por Wu y Crawford (2015) es idéntica a las definida para el hormigón estándar del modelo Karagozian y Case.

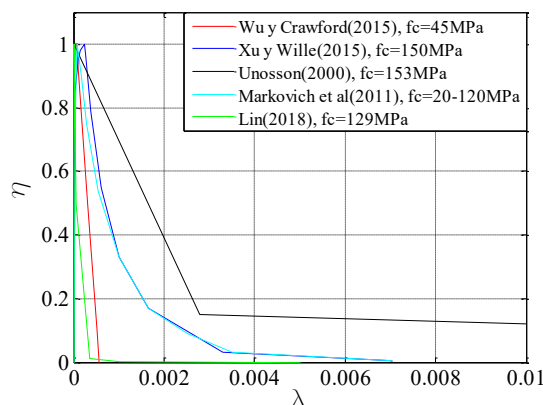


Figura 2.18: Funciones de endurecimiento plástico empleadas por otros autores

En la tabla 2.14 se presentan los valores de los parámetros de escalamiento de daño $b1$ y $b2$ empleados por diferentes autores quienes utilizaron el modelo Karagozian y Case incorporado en LS-Dyna para modelar hormigones de altas resistencias reforzados con fibras sometidos a cargas dinámicas. Se puede apreciar que se emplearon valores muy distintos de $b1$ y $b2$ aún para hormigones de características similares.

Referencia	f_c [MPa]	V_f [%]	$b1$	$b2$
Liu <i>et al</i> (2017)	190	2.5	0.82	0.45
	170		0.82	1.42
	130		0.82	2.76
	90		0.82	3.29
Li y Zhang (2012)	55	2	2.5	10.7
Mao <i>et al</i> (2014)	170	2	1.6	2
Yang <i>et al</i> (2018)	175.3	1	1	7.75
Lin (2018)	128.9	2	1	7.75

Tabla 2.14: Parámetros del modelo Karagozian y Case empleados por otros autores.

2.3.3. Modelo de Erosión

Las cargas de impacto muchas veces producen la fractura del hormigón, la formación de cráteres o el estallido explosivo que generan discontinuidades en el material. Con el objeto de describir este tipo de efectos con hidrocódigos, puede utilizarse una técnica de erosión, la cual permite remover del cálculo aquellas celdas que han alcanzado un cierto criterio predefinido de daño. En general, esa técnica se utiliza cuando se usan enfoque Lagrangeanos para modelar problemas en los que los materiales resultan sometidos a grandes distorsiones. La función de erosión es una herramienta numérica para eliminar del cálculo aquellos elementos muy distorsionados y no representa una propiedad material o un fenómeno físico, pero provee una manera útil de simular el desprendimiento del hormigón y permite reproducir en forma más realista del comportamiento bajo cargas de impacto. En general, debido a la falta de evidencia experimental, es recomendable

efectuar simulaciones con límites de erosión variables a fin de evaluar el efecto de este límite en los resultados numéricos y utilizar valores tan elevados como sea posible.

En general, los trabajos en los que se modela el comportamiento de HARRF a cargas de impacto incluyen algún tipo de técnica de erosión. En la tabla 2.15 se resumen los criterios y límites de erosión utilizados por distintos investigadores. Se evidencia una gran variedad de criterios y límites de erosión. Debe observarse que no resulta sencillo definir un criterio de erosión cuando se trata de un material compuesto. En algunos casos, las discontinuidades son cosidas por las fibras, como cuando se trata de fracturas. Pero en otros casos, la desintegración de la matriz no permite trabajar a las fibras (Luccioni *et al.* 2018). Por otro lado, como ya se ha observado en otros trabajos, el límite de erosión no es independiente del tamaño de los elementos finitos (Luccioni *et al.* 2013).

Referencia	f_c [MPa]	V_f [%]	Criterio de erosión	Límite de erosión
Liu <i>et al</i> (2017)	90-190	2.5	Deformación por corte	0.2
			Deformación de compression	0.2
Wongmatar <i>et al</i> (2017)	42	ND ⁽¹⁾	Deformación principal	0.2
Li y Zhang (2011)	55	2	Tensión de tracción	Resistencia pico de tracción
			Deformación de corte	0.4
Li y Zhang (2012)	55	2	Deformación principal mayor	0.2
			Deformación por corte máxima	0.6
Yang <i>et al</i> (2018)	175.3	1	Deformación principal máxima	0.4
			Deformación principal máxima	0.7

⁽¹⁾No disponible

Tabla 2.15: Criterios y límites de erosión utilizados en simulaciones de impacto en HRF

2.3.4. Algoritmo de contacto

Un punto importante en la simulación numérica de los problemas de impacto en los que dos cuerpos sólidos entran en contacto es el tipo de algoritmo utilizado para modelar numéricamente ese problema de contacto. Existen distintos enfoques para simular el contacto/impacto entre el proyectil y el espécimen. En la mayoría de los trabajos de la bibliografía se emplearon algoritmos de contacto de tipo penalización. En el método de penalización standard (SOFT = 0) se chequea la penetración de cada nodo de la superficie esclava en la superficie maestra. Si el nodo esclavo no penetra, no se hace nada; si penetra, se aplica una fuerza de interfaz entre el nodo esclavo y el punto de contacto. La magnitud de esta fuerza es proporcional a la penetración detectada, razón por la cual este algoritmo puede interpretarse como el agregado de resortes en la interfaz. El mayor problema está en establecer la rigidez de esos resortes, sobre todo cuando los materiales que impactan

son muy distintos. Existen distintos criterios para determinar esa rigidez. En el caso de restricción suave ($SOFT = 1$) se calcula una rigidez adicional a partir de la condición de estabilidad de dos masas separadas por un resorte. Luego se toma para la rigidez, el valor máximo entre esta rigidez y la correspondiente a $SOFT = 0$. El algoritmo de contacto *surface-to-surface* incluye mejoras respecto de la búsqueda de los contactos en mallas muy distorsionadas, consideración del espesor de los elementos de cáscara (*SHELL*) y amortiguamiento en el contacto. La mayoría de los trabajos usan este algoritmo y en algunos casos incluyen la posibilidad de incluir entre los nodos de contacto aquellos que pueden entrar en contacto cuando algunos elementos se erosionen.

2.4. COMENTARIOS FINALES

Son notorios los avances que se vienen desarrollando en el estudio de los hormigones de altas resistencia reforzados con fibras bajo cargas de impacto tanto experimentalmente como por medio de modelaciones numéricas. Sin embargo, es necesario continuar con el estudio de este tema debido a que el problema del impacto sobre vigas de hormigón reforzado con fibras no está totalmente comprendido. Por una parte, queda de manifiesto la dificultad en la comparación de los resultados experimentales obtenidos por los diferentes autores que estudiaron este tema, lo cual permitiría sacar conclusiones con respecto al comportamiento de estos hormigones bajo cargas de impacto.

Por otra parte, falta estudiar la influencia de las fibras en la respuesta estructural de los especímenes ensayados bajo este tipo de carga. Finalmente, es necesario realizar más aportes en lo que respecta a la modelación numérica de este problema, prestando mayor importancia a la incorporación de la ductilidad de aportan las fibras en la respuesta post pico de estos hormigones.

CAPITULO 3

ENSAYOS EXPERIMENTALES

3.1.- INTRODUCCION

En este capítulo se describe la campaña experimental llevada a cabo para estudiar el comportamiento a impacto del hormigón de altas resistencias reforzado con fibras (HARRF). Esta tesis se realizó en el marco de un proyecto de investigación conjunto entre investigadores del Laboratorio de Entrenamiento Multidisciplinario Para la Investigación Tecnológica (LEMIT) de la ciudad de La Plata e investigadores del Instituto de Estructuras de la Universidad Nacional de Tucumán.

Como parte de ese proyecto, se había estudiado el comportamiento bajo cargas estáticas y bajo cargas explosivas de HARRF de acero con ganchos (Luccioni *et al*, 2017 y Luccioni *et al*, 2018), por lo que resultaba de interés analizar adicionalmente el comportamiento bajo cargas de impacto que corresponden a velocidades de deformación intermedias.

Como se trataba de los primeros grupos de ensayos de impacto realizados dentro del grupo de investigación, era necesario probar el equipo y asegurarse de que se pudieran medir adecuadamente las fuerzas de impacto y las aceleraciones. A tal fin, se diseñó un ensayo de impacto piloto en una viga metálica en rango elástico, se analizaron y compararon los resultados con los de un modelo numérico obteniendo un buen ajuste. Los detalles de ese ensayo piloto pueden encontrarse en el Anexo A3.1.

A continuación, se diseñó la serie de ensayos de vigas de HARRF a impacto. Para ello, se realizó previamente un modelo numérico con el programa LS-Dyna de manera de asegurarse que se pudiera medir dentro del alcance del equipo y con la máquina de impacto disponible. La modelación numérica se describe en detalle en el capítulo 4 de esta tesis. A partir de este análisis numérico, se definieron las dimensiones de las vigas. Tanto las dimensiones de las vigas como la cantidad de especímenes estuvieron también condicionadas por el volumen de hormigón que se podía realizar en un pastón. La elaboración de los materiales y especímenes, la caracterización de los hormigones y los ensayos de impacto de esta tesis fueron realizados en las instalaciones del LEMIT.

Los especímenes ensayados consistieron en vigas sin entalla de hormigón de alta resistencia (HAR) y hormigones de alta resistencia reforzados con fibras (HARRF) de 75 x 105 x 430 mm con distintos contenidos de fibras (40 y 80 kg/m³).

3.2.- MATERIALES

Se elaboraron tres hormigones de alta resistencia: uno sin fibras de acero y otros dos con adición de 40 y 80 kg/m³ de fibras de acero respectivamente. Para estos tres hormigones se utilizó la misma matriz de hormigón auto compactante cuya dosificación es presentada en la tabla 3.1. Adicionalmente, para analizar el efecto de la resistencia de la matriz se estudió un hormigón reforzado con fibras (HRF) con una matriz de hormigón de menor resistencia y 40 kg/m³ de fibras, cuya dosificación se incluye también en la tabla 3.1.

Material	HAR ⁽¹⁾ [kg/m ³]	H ^{o(2)} [kg/m ³]
Cemento CPN50	740	582
Microsílice	74	
Filler	49	
Agua	148	225
Arena OR	397	
Arena ARG	99	259
Piedra partida 6 – 12	871	292
Súper fluidificante (Viscocrete 9100)	8	--
Retardador de fraguado (Plastiment R)	1	--

⁽¹⁾Hormigón de alta resistencia, ⁽²⁾ Hormigón de menor resistencia

Tabla 3.1: Dosificación de la matriz de hormigón empleada

El HAR (sin fibras) tenía alta fluidez y capacidad de llenado, alcanzando un diámetro de extendido de 550 mm y un tiempo T₅₀ igual a 6.2 s. Con el agregado de fibras el diámetro de extendido se redujo a 490 ± 20 mm pero se preservaron las buenas condiciones de llenado y compactación. En todos los casos el contenido de aire medido en el hormigón fresco de acuerdo a ASTM C231 fue 3.8 ± 0.2 %. Se emplearon fibras de acero de alta resistencia Dramix RC 80/30 (de 30 mm de longitud, 0.38 mm de diámetro), con ganchos en los extremos y con una resistencia a tracción del acero mayor a 2300 MPa.

Además de las vigas a ensayar a impacto, se elaboraron en total 12 cilindros de hormigón de 100 mm de diámetro y 200 mm de altura para determinar la resistencia a compresión y el módulo de elasticidad estático. Por otro lado, como parte del proyecto de investigación, se elaboraron cuatro prismas de 430 mm x 50 mm x 105 mm década tipo de hormigón para caracterización en flexión (Luccioni *et al*, 2018).

Debido a la naturaleza autocompactante de la matriz, no hizo falta vibración ni otras acciones adicionales para garantizar el llenado de los especímenes. Todos los

especímenes fueron curados 28 días en ambiente húmedo y luego almacenados en laboratorio durante 2 meses para los ensayos de caracterización y el primer conjunto de ensayos de impacto.

El resto de los ensayos de impacto se realizó 4 meses después. La resistencia a compresión se determinó de acuerdo a la norma ASTM C39/ C39M – 15 y el módulo de elasticidad estático de acuerdo a la norma ASTM C469/ C469M – 14. En la tabla 3.2 se presentan los valores promedio de estas propiedades para los distintos hormigones estudiados.

Hormigón	Contenido de fibras [kg/m ³]	Resist. a compresión [MPa]	Módulo de elasticidad [GPa]
HARRF	0	114.2	43.1
	40	100.6	44.5
	80	100.7	42.1
HRF	0	48.4	31.0
	40	57.0	35.5

Tabla 3.2: Caracterización de los hormigones empleados.

Los prismas utilizados para caracterizar el comportamiento en flexión tenían una entalla de aproximadamente 19 mm en la sección central y fueron ensayados a flexión de tres puntos de acuerdo a la norma EN 14651 (2005) con una luz de 350 mm.

Se utilizó una velocidad de carga de 0.08 mm/min para el caso de hormigón sin fibras, mientras que para el caso de las vigas de HARRF se aplicó esta velocidad de carga hasta que el desplazamiento vertical alcanzó 1 mm y luego, se incrementó la velocidad a 0.5 mm/min hasta el final de los ensayos.

Se registró la evolución de la carga en función de la apertura de los lados de la entalla (CMOD). Después de los ensayos, se contó el número de fibras que cruzaban la sección central. Los resultados se presentan en la tabla 3.3.

En la figura 3.1 (Zerbino *et al*, 2018) se muestran las curva carga – CMOD y se indica en las mismas el contenido efectivo de fibras en la sección central. Se determinaron la tensión correspondiente al primer pico (f_L), la máxima tensión (f_{max}) y dos resistencias residuales (f_{R1} , f_{R3}) calculadas como se indica en Giaccio *et al* (2008).

En la tabla 3.3 (Luccioni *et al*, 2018) se presentan los resultados promedio y su desviación estándar y se incluye la clasificación de los HARRF de acuerdo al criterio propuesto por el código modelo 2010.

Tipo de hormigón	HAR	HARRF-40	HARRF-80
Cont. Fibras [kg/m ³]	--	40	80
Volumen [%]	--	0.5	1
f_L [MPa]	7.6 (0.5)	7.6 (0.6)	8.4 (0.6)
f_{max} [MPa]	7.6 (0.5)	11.1 (2.2)	15.9 (1.1)
f_{R1} [MPa]	--	7.3 (2.8)	13.1 (0.2)
f_{R3} [MPa]	--	9.6 (3.5)	14.5 (1.8)
Fibras/mm ²	--	0.016 (0.004)	0.039 (0.002)
Clase de HRF	--	7e	13d

(*) Promedio (desviación estándar)

Tabla 3.3: Propiedades mecánicas de los HARRF obtenidas en los ensayos de flexión (Luccioni *et al*, 2018)

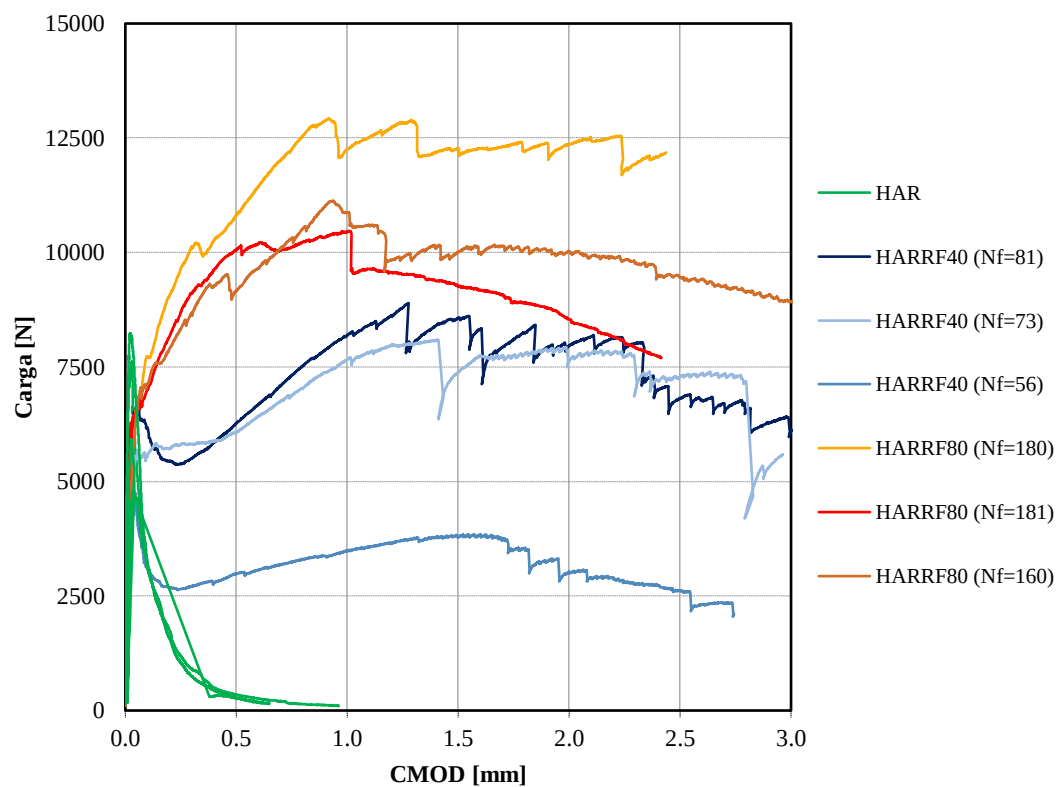


Figura 3.1: Respuesta en flexión. (Zerbino *et al* 2018)

Como parte del proyecto de investigación se realizaron además ensayos de tracción de las fibras y ensayos de arrancamiento de las mismas respecto de la matriz de HAR (Luccioni *et al*, 2017 y Luccioni *et al*, 2018).

3.3.- DISPOSITIVOS DE CARGA Y MEDICIÓN

Para la caracterización de los hormigones tanto simples como reforzados con fibras bajo cargas de impacto, se empleó el ensayo *Drop – Weight Impact Test*. En este ensayo la carga dinámica que actúa sobre los especímenes es proporcionada por una masa de acero

elevada a cierta altura, que al ser liberada, se desplaza verticalmente en caída libre hasta impactar sobre los especímenes. Los especímenes fueron montados en la máquina de impacto, tal como se ilustra en las figuras 3.2 y 3.3, con luces libres de 320 mm.

3.3.1.- Máquina de impacto

Para llevar a cabo los ensayos *Drop – Weight Impact Test* se empleó una máquina de impacto que consiste básicamente en un pórtico de acero provisto de una masa de acero denominada “proyectil”, que se desliza verticalmente por medio de dos rieles verticales. Esta máquina, también tienen incorporada una especie de apoyos sobre los cuales se montan los especímenes a ensayar. Con estos apoyos se pueden alcanzar luces libres de hasta 700 milímetros. En las figuras 3.2 y 3.3 se muestran tanto la máquina de impacto empleada como el montaje del espécimen.

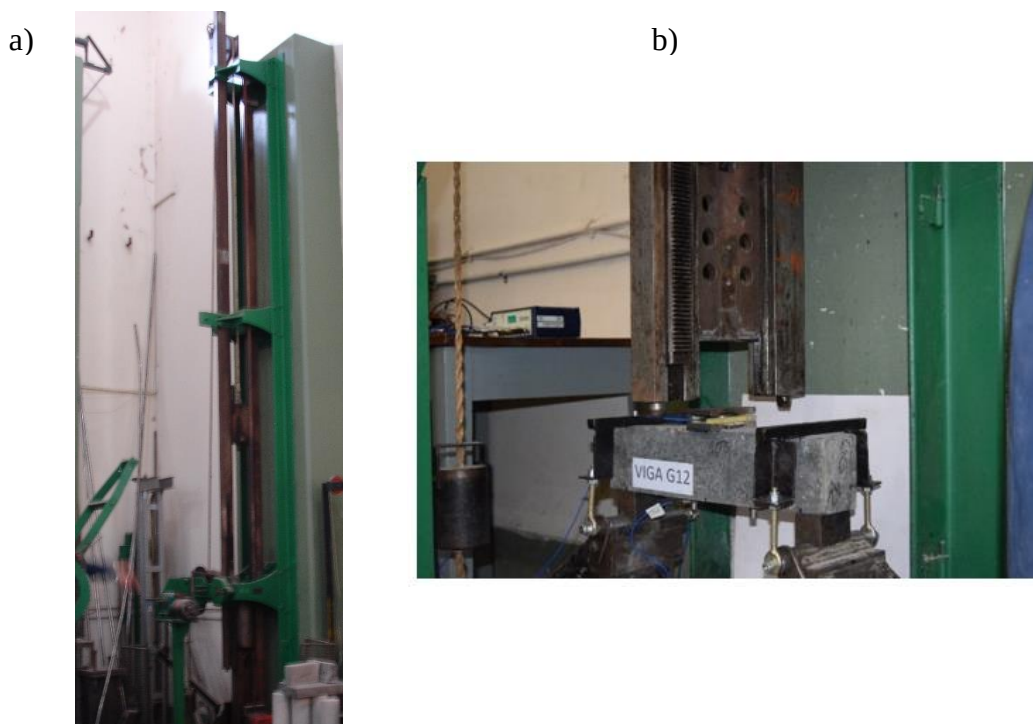


Figura 3.2: Vista de la máquina de impacto empleada. a) Vista lateral, b) Proyectil, espécimen y apoyos.

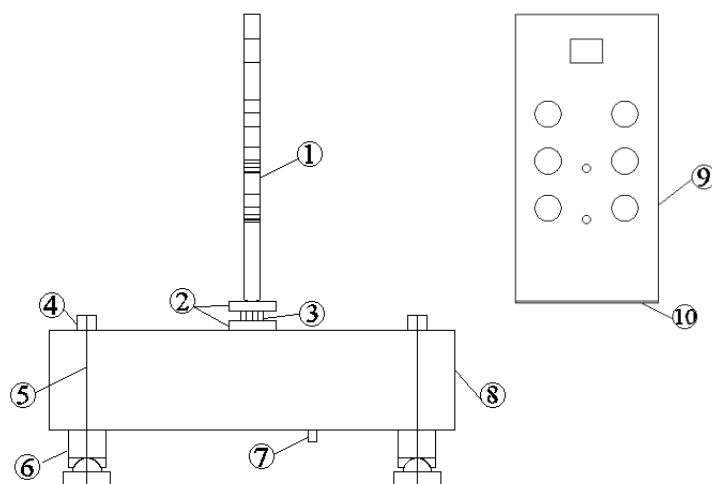


Figura 3.3: Montaje y equipos empleados para los ensayos experimentales.

De acuerdo con la figura 3.3 las distintas partes corresponden a: (1) Proyectil, (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 HARRE, (9) vista lateral del proyectil y (10) punta semicilíndrica del proyectil.

El proyectil consistió en una placa de acero de 16 mm de espesor, 304 mm de largo y 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 su descenso vertical cuando se lo dejaba caer una vez que se presionaba una pieza mecánica que retiraba el gancho que lo sostenía.

Es importante tener en cuenta que entre el proyectil y ambos rieles existe fricción, como consecuencia de la cual la velocidad de caída del proyectil es algo menor que la correspondiente a una caída libre. Se tuvo el cuidado de reducir al mínimo la fricción entre el proyectil y los rieles que guían su desplazamiento vertical, por medio de una lubricación adecuada de los rieles. No obstante, es imposible eliminar totalmente dicha fricción. Por otro lado, resulta difícil medir el rozamiento en los rieles para evaluar su efecto en la velocidad de caída. Como alternativa, se estimó la velocidad de caída en base a resultados experimentales obtenidos por Vivas Montes (2019), que midió la velocidad promedio con que llegaba el proyectil para distintas alturas de caída. En la figura 3.4 se presenta una curva que aproxima los resultados experimentales obtenidos por Vivas Montes (2019).

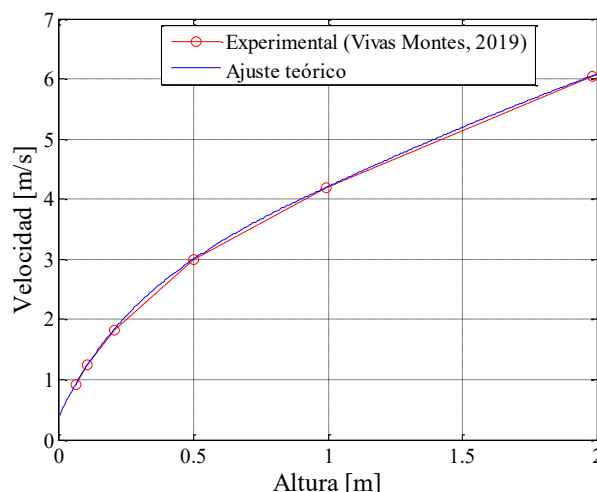


Figura 3.4: Velocidad de impacto del proyectil para diferentes alturas.

3.3.2. Apoyos

Durante la realización de los ensayos de impacto, las vigas tienden a levantarse por efecto del impulso que les transmite el proyectil. En este sentido, es importante diseñar un dispositivo para fijarlas adecuadamente a la máquina de impacto, de forma tal que las vigas queden simplemente apoyadas y puedan rotar sobre sus apoyos. En la campaña experimental realizada, estos dispositivos consistieron en varillas metálicas, cuya secciones transversales fueron definidas de forma tal que se deformen lo menos posible durante los impactos que reciben las vigas. Estas varillas fueron vinculadas a los apoyos de la máquina de impacto, cuyo apoyo fijo se aseguró firmemente a la base de la máquina de impacto. Por su parte, la base del apoyo móvil fue adecuadamente lubricada para facilitar su deslizamiento horizontal.

3.3.3. Instrumental de medición

Para medir las fuerzas de impacto se utilizó un anillo de fuerza piezoeléctrico PCB modelo 203 capaz de medir fuerzas (en compresión) de hasta 88.96 kN. Este anillo de fuerza fue colocado entre dos placas de acero de 10 x 50 x 75 mm con la finalidad de evitar que el anillo de fuerza resulte dañado por los impactos y para distribuir uniformemente la fuerza de impacto del proyectil al anillo de fuerza y a la viga (ver figura 3.5). La placa inferior fue pegada a las vigas para evitar el desplazamiento del dispositivo de medición durante los impactos. Por su parte, el anillo de fuerza quedaba centrado en medio de las dos placas metálicas por medio de goma espuma pegada a la placa inferior. Debido al rango de medición del anillo de fuerza, las fuerzas de impacto sólo pudieron ser medidas hasta alturas de caída de 429 mm. Se hicieron algunas pruebas preliminares

para probar que la presencia d este dispositivo no alteraba el comportamiento ni la forma de rotura delas vigas.



Figura 3.5: Montaje del anillo de fuerza sobre las vigas a) Vista de perfil b) vista frontal.

Las aceleraciones fueron medidas por medio de dos acelerómetros piezoeléctricos PCB modelo 353 B03, capaces de medir hasta $\pm 500g$; siendo g el valor de la aceleración de la gravedad. Estos acelerómetros están provistos de una sobrecarga de protección de hasta $\pm 1000g$, pero la constante de calibración indicada por el fabricante es válida dentro del rango ($\pm 500g$). Uno de estos acelerómetros se montó en la cara inferior de la viga, a 60 mm del centro de la luz (ver figura 3.6).



Figura 3.6: Montaje de los acelerómetros sobre las vigas.

Está ubicación de los acelerómetros fue definida por medio del modelo numérico elaborado en LS-Dyna para diseñar los ensayos experimentales. Se evidenció que en esta ubicación, no solo se protegía el acelerómetro de cualquier daño que pudiera sufrir por efecto de los impactos que recibiesen las vigas, sino también, que las aceleraciones en este sitio no eran tan elevadas como en el centro de la viga ni en las proximidades de los apoyos; por lo cual, se podían registrar la aceleraciones de las vigas para mayores

velocidades de impacto. Debido a las limitaciones impuestas por los rangos de medición de los equipos empleados, las aceleraciones de las vigas fueron medidas para alturas de caída del proyectil de hasta 100 mm. El otro acelerómetro fue montado sobre el proyectil (ver figura 3.7), con la finalidad de determinar las fuerzas de impacto a partir su registro de aceleraciones (ver Anexo A3.1). Cabe indicar que estos registros de aceleraciones finalmente no fueron empleados en el análisis debido a la presencia de picos de aceleraciones espurios.



Figura 3.7: Montaje de los acelerómetros sobre el proyectil.

Tanto los acelerómetros como el anillo de fuerza 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 (ver figura 3.8). Se empleó un software desarrollado en el marco del proyecto de investigación en el que se inserta esta tesis para hacer que ambas placas de adquisición de señales trabajen en paralelo para convertir las señales de analógicas a digitales y poder ser procesadas.



Figura 3.8: Equipo empleado para la adquisición de señales a) Acondicionador de señales PCB 482C05 b) placa de adquisición USB-1608FS.

De acuerdo con Ewins (2000), para evitar problemas de *aliasing* o la pérdida de datos como resultado de utilizar una tasa de adquisición insuficiente (baja) para el problema que se analiza, lo más recomendable es definir la tasa de adquisición a emplear por medio de la aplicación del teorema de Nyquist (ver ecuación 3.1).

$$w = 2 \frac{w_m}{w_f} w_f \quad (3.1)$$

Donde w es la frecuencia con la cual debe hacerse la adquisición, w_m es la frecuencia más alta que puede ser detectada en los registros y w_f es la frecuencia fundamental.

Se realizó el cálculo de la tasa de adquisición necesaria para medir hasta el quinto modo flexional. Para este caso de estudio w_f y w_m corresponde al primer modo y al quinto modo flexional de oscilación respectivamente, que pueden ser obtenidas por medio de expresiones analíticas deducidas para vigas simplemente apoyadas. Los valores empleados para w_f y w_m (ya corregidos por efectos de corte y rotación inercial de acuerdo con Chopra (2014)) son $9.028 \times 10^3 \text{ rad/s}$ y $1.023 \times 10^5 \text{ rad/s}$ respectivamente, con los cuales se obtiene $w = 204602 \text{ rad/s}$ que equivale a 33 kHz (ver Anexo A3.2). Se realizó la adquisición de datos a la máxima capacidad de las placas de adquisición empleadas, 50 kHz por canal, con la cual se evitan posibles problemas de *aliasing*.

También, se contó con un microscopio digital de mano (ver figura 3.9), que permitió identificar el inicio de la fisuración de los especímenes y medir el ancho de las fisuras con una precisión de 0.0001 mm .



Figura 3.9: Medición de ancho de grietas por medio de un microscopio digital a) Microscopio digital empleado b) medición realizada con el microscopio digital.

Durante los ensayos se fueron tomando fotografías de los especímenes antes y después de los golpes. Finalmente, luego de ser ensayados, los especímenes fueron retirados de la máquina de impacto y se midieron sus flechas remanentes, inicialmente de forma

aproximada por medio de una regla de 1 mm de precisión. Adicionalmente, se midieron, las flechas remanentes en las fotografías por medio del programa Autocad 2020 (Autodesk, Inc., 2019). En este programa, las fotografías fueron escaladas hasta que las dimensiones de los especímenes fotografiados coincidieran con sus dimensiones medidas de forma previa a los ensayos de impacto. Posteriormente, se dibujó en cada una de las fotografías la geometría original de los especímenes y, la comparación de la geometría original con la deformada permitió determinar las flechas remanentes.

3.3.4.- Especímenes ensayados

Los ensayos experimentales se realizaron para velocidades de impacto del proyectil comprendidas entre 0.59 mm/ms ($H = 33$ mm) y 6.09 mm/ms ($H = 2000$ mm) (ver tabla 3.4). Se realizaron dos series de ensayos: la primera serie de ensayos de impacto fue hasta la fisuración de los especímenes y luego, en base a los resultados de la primera tanda, se planificó la segunda serie de ensayos de impacto utilizando velocidades mayores.

Mientras no se fisuraba, sobre cada espécimen ensayado, se aplicaban varios golpes a cada velocidad de impacto del proyectil con la finalidad de verificar si se tenía repetitividad en las mediciones y luego se aumentaba la velocidad de impacto. Una vez fisurados los especímenes, ya no se aumentaba la velocidad de impacto del proyectil, pero si se repetían tres golpes con la finalidad de conocer como afectaba la respuesta, la repetición de golpes. En el caso de las vigas de hormigón simple, esto fue posible hasta velocidades de impacto menores a 1.42 mm/ms ($H = 132$ mm) ya que, a mayores velocidades de impacto, estas vigas se partían en dos con un solo golpe. A una sola de las vigas de HARRF (viga G14) se le siguieron aplicando impactos a velocidades crecientes, aún pasada la fisuración.

A partir de velocidades de impacto del proyectil de 1.41 mm/ms ($H = 132$ mm), los acelerómetros fueron retirados de las vigas. Por su parte, el anillo de fuerza sólo fue empleado hasta velocidades de impacto del proyectil de 2.78 mm/ms ($H = 429$ mm). En ambos casos, a velocidades de impacto mayores se superaba el alcance de estos equipos y por tanto no tenía sentido su uso.

Viga	fc [MPa]	Cont. Nominal fibras [kg/m ³]	Altura de caída H [mm]	Veloc. impacto V [mm/ms]	Serie	Observaciones
G2	114.2	0	33.2	0.59	1ra.	
G2	114.2	0	63.01	0.95	1ra.	
G2	114.2	0	100	1.22	1ra.	
G2	114.2	0	132	1.42	1ra.	La viga se parte en dos
G3	114.2	0	79	1.08	2da.	
G3	114.2	0	100	1.22	2da.	
G3	114.2	0	155	1.56	2da.	La viga se parte en dos
G4	114.2	0	33.2	0.59	1ra.	
G4	114.2	0	100	1.22	1ra.	
G4	114.2	0	132	1.42	1ra.	La viga se parte en dos
G5	114.2	0	304	2.31	2da.	La viga se parte en dos
G6	110.6	40	1000	4.21	2da.	
G7	110.6	40	500	3.00	2da.	
G8	110.6	40	79	1.08	2da.	
G8	110.6	40	100	1.22	2da.	
G8	110.6	40	300	2.29	2da.	
G9	110.6	40	43	0.92	1ra.	
G9	110.6	40	88	1.14	1ra.	
G9	110.6	40	100	1.22	1ra.	
G9	110.6	40	132	1.42	1ra.	1ª fis
G9*	110.6	40	1000	4.21	2da.	
G10	100.6	40	33.2	0.59	1ra.	
G10	100.6	40	300	2.30	1ra.	
G11	100.6	40	500	3.00	2da.	
G47	57	40	30	0.53	1ra.	
G47	57	40	43	0.65	1ra.	
G47	57	40	56	0.84	1ra.	
G47	57	40	67	1.01	1ra.	
G12	110.7	80	79	1.08	2da.	
G12	110.7	80	100	1.22	2da.	
G12	110.7	80	300	2.30	2da.	
G13	110.7	80	500	3.00	2da.	
G14	110.7	80	33.2	0.59	1ra.	
G14	110.7	80	100	1.22	1ra.	
G14	110.7	80	132	1.42	1ra.	1ª fis
G14	110.7	80	161	1.58	1ra.	
G14	110.7	80	202	1.83	1ra.	
G14	110.7	80	300	2.30	1ra.	
G15	110.7	80	33.2	0.59	1ra.	
G15	110.7	80	300	2.30	1ra.	
G16	110.7	80	33.2	0.59	1ra.	
G16	110.7	80	429	2.78	1ra.	
G33	110.7	80	1000	4.21	2da.	
G33	110.7	80	2000	6.09	2da.	

Tabla 3.4: Ensayos experimentales realizados.

3.4.- RESULTADOS

A partir de los ensayos experimentales realizados se obtuvieron fuerzas de impacto, aceleraciones de las vigas, anchos de fisuras y flechas remanentes en las mismas. Estos resultados son presentados y analizados en detalle en el capítulo 5 de esta tesis. Luego de someter las vigas a un impacto, se examinaban con un microscopio digital. De esta manera, se pudo identificar las velocidades de impacto en las que se produjo el inicio de la fisuración de las vigas y se midió el ancho de las fisuras. A una velocidad de impacto de 1.42 mm/ms ($H = 132$ mm) se detectó el inicio de la fisuración de las vigas de hormigón simple (ver figura 3.10). La fisura se inició en la base de la viga pero se extendió dividiendo a la viga en dos. No obstante, se observa que la viga de la figura 3.10, ya partida en dos, sigue en pie, sostenida por los dispositivos de apoyo que la fijan a la máquina de impacto. A pesar de la fragilidad de las vigas de hormigón simple, se pudo ensayarlas a velocidades de impacto mayores. Por ejemplo, en la figura 3.11 que corresponde a una velocidad de impacto de 1.56 mm/ms ($H = 155$ mm), se aprecia una gran fisura casi vertical (ver figura 3.11a). Cuando esta viga fue retirada de la máquina de impacto se percibió que estaba partida en dos e incluso que la fractura atravesaba el agregado grueso (ver figuras 3.11b y 3.11c). Esta fractura de agregados fue observada también por otros autores en ensayos de impacto de vigas de hormigón simple de alta resistencia (Banthia, 1987 y Zhang, 2008). Un comportamiento similar se obtuvo para una velocidad de impacto de 2.31 mm/ms (figura 3.12). Para esta última altura no se dispuso las placas con el anillo de fuerza sobre las vigas. A pesar de esto, no se observó en estas vigas daño localizado en el sitio donde el proyectil entró en contacto con las vigas. Todas estas vigas fallaron de una forma similar, fracturándose en el centro.



Figura 3.10: Viga de hormigón simple, velocidad de impacto de 1.42 mm/ms ($H = 132$ mm).

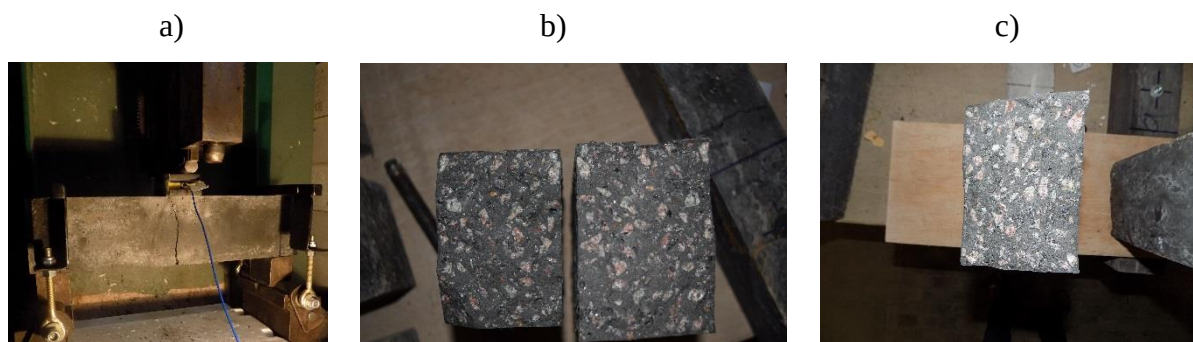


Figura 3.11: Viga de hormigón simple, velocidad de impacto de 1.56 mm/ms ($H = 142$ mm). a) Vista del ensayo, b) Viga partida en dos, c) El impacto que recibe la viga parte el agregado grueso



Figura 3.12: Viga de hormigón simple, velocidad de impacto de 2.31 mm/ms ($H = 304$ mm)

En el caso de las vigas de HARRF es importante destacar el aporte de resistencia que proporcionan las fibras de acero empleadas ya que estas vigas, si bien sufrían daños significativos, no llegan a partirse en dos. Al igual que en las vigas de hormigón simple, se detectó el inicio de la fisuración en las vigas de HARRF a una velocidad de impacto de 1.42 mm/ms ($H = 132$ mm). Esto es lógico ya que el inicio de la fisuración de la matriz no depende prácticamente de la presencia de las fibras, pero estas últimas si contribuyen a controlar la apertura de las fisuras una vez producida la misma. Las grietas tenían un ancho promedio de $28 \mu\text{m}$ (para el primer impacto) y se ubicaban de forma dispersa en la mitad de la luz de la cara inferior de estas vigas. En la figura 3.13 se comparan dos vigas de HARRF después de ser ensayadas a una velocidad de impacto del proyectil de 4.21 mm/ms ($H = 1000$ mm): una con 40 kg/m^3 de fibras y otra con 80 kg/m^3 . Se aprecia que en la viga con 40 kg/m^3 de fibras el daño, evidenciado por la apertura de la fisura, la deformación remanente y el desprendimiento de trozos de hormigón en la parte inferior, es notablemente mayor que en la viga con 80 kg/m^3 de fibras.



Figura 3.13: Vigas de HARRF después de ser ensayadas a una velocidad de impacto de 4.21 mm/ms ($H = 1000$ mm). a) Viga de HARRF con 40 kg/m^3 de fibras, b) Viga de HARRF con 80 kg/m^3 de fibras.

Como se indicó previamente, para cada velocidad de impacto, los ensayos fueron repetidos al menos tres veces; llamándose a la primera, a la segunda y a la tercera repetición: primer golpe, segundo golpe y tercer golpe respectivamente. Con este procedimiento, además de verificar la reproducibilidad de los resultados en rango elástico, después de fisuración, se pudo evaluar el efecto de la repetición de los golpes en el ancho de fisuras y en las flechas remanentes.

En las figuras 3.14 y 3.15 se muestran vigas de HARRF tanto con 40 kg/m^3 como con 80 kg/m^3 de fibras después de ser ensayadas a 3 golpes a una velocidad de impacto de 3.00 mm/ms y 4.21 mm/ms respectivamente. En ambas vigas, el daño aumenta con el número de golpes que reciben. No se observa daño localizado en el sitio donde el proyectil entra en contacto con las vigas, las vigas se quiebran en el centro. También, se puede apreciar que el daño en la viga de HARRF con 80 kg/m^3 de fibras es menor que en aquella con 40 kg/m^3 de fibras.

Las fotografías tomadas con el microscopio digital en las vigas de HARRF, como las presentadas en figura 3.16 y 3.17 muestran el arrancamiento de las fibras. La figura 3.16a corresponde a una viga de HARRF con 40 kg/m^3 para una velocidad de impacto de 3 mm/ms ($H = 500$ mm). En particular, en la figura 3.16b se ve el extremo del gancho de una fibra estirado y arrancado. Las figuras 3.17 corresponden a una viga de HARRF con 80 kg/m^3 para una velocidad de impacto de 4.21 mm/ms ($H = 1000$ mm) y muestran, con distinto aumento, los ganchos de las fibras arrancados sin estirarse totalmente. Esto puede ocurrir debido a que el fuerte impacto fractura el hormigón en la zona del canal de las fibras. Tanto en la figura 3.16a como en la figura 3.17a se observa la fisuración múltiple de la matriz en las vigas de HARRF.

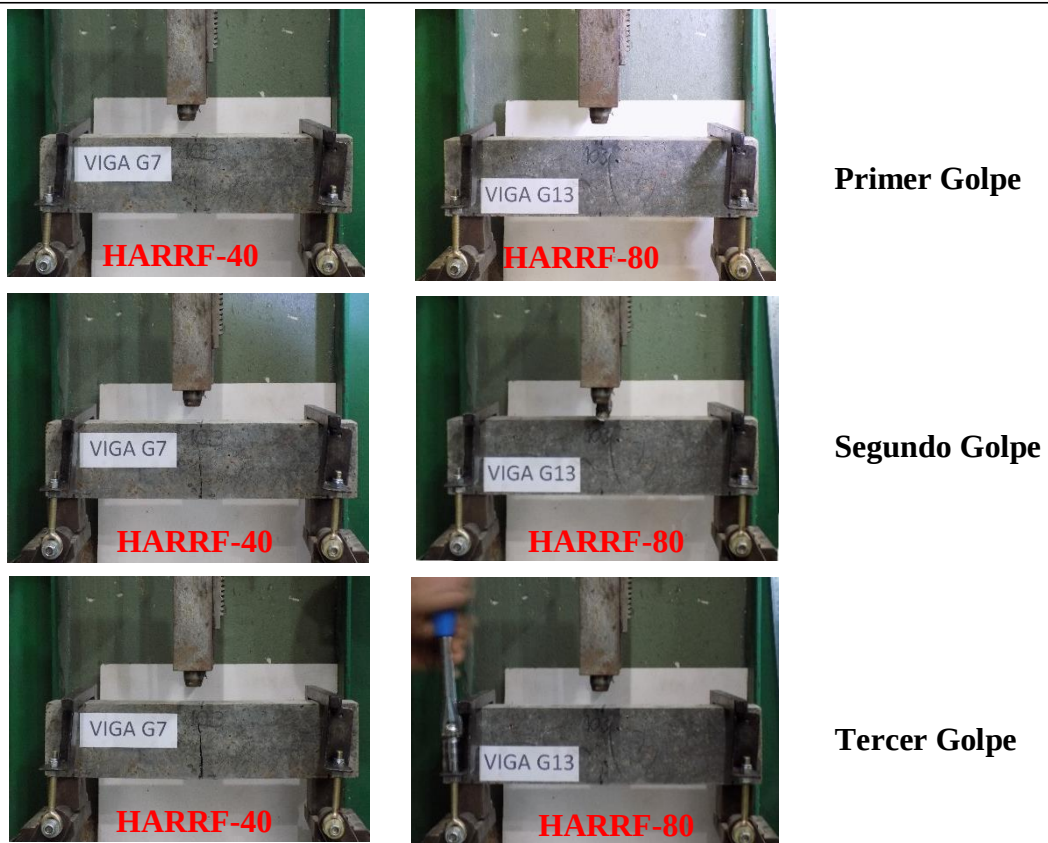


Figura 3.14: Viga de HARRF, velocidad de impacto de 3.00 mm/ms ($H = 500$ mm)

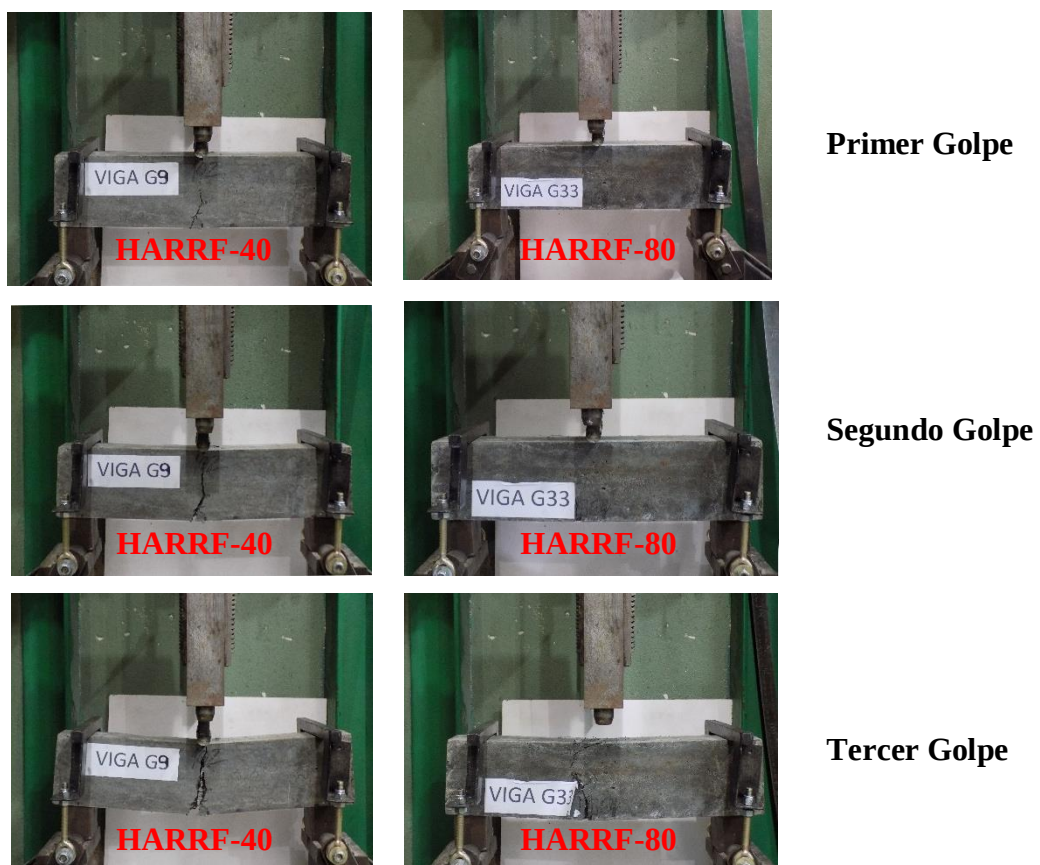


Figura 3.15: Viga de HARRF, velocidad de impacto de 4.21 mm/ms ($H = 1000$ mm).

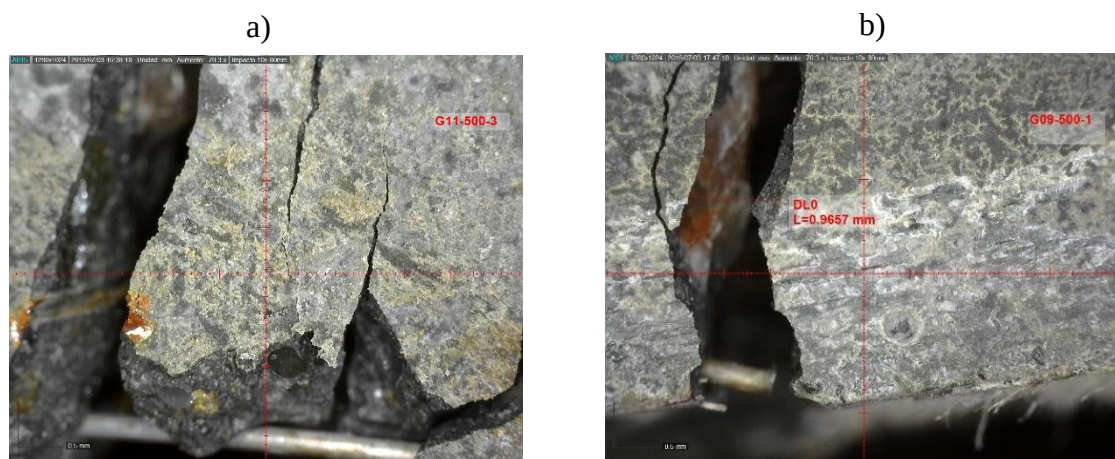


Figura 3.16: Arrancamiento de fibras en las vigas de HARRF con 40 kg/m^3 , velocidad de impacto 3 mm/ms ($H = 500 \text{ mm}$). a) Fibra atravesando fisuras, b) Extremo de fibra arrancado.

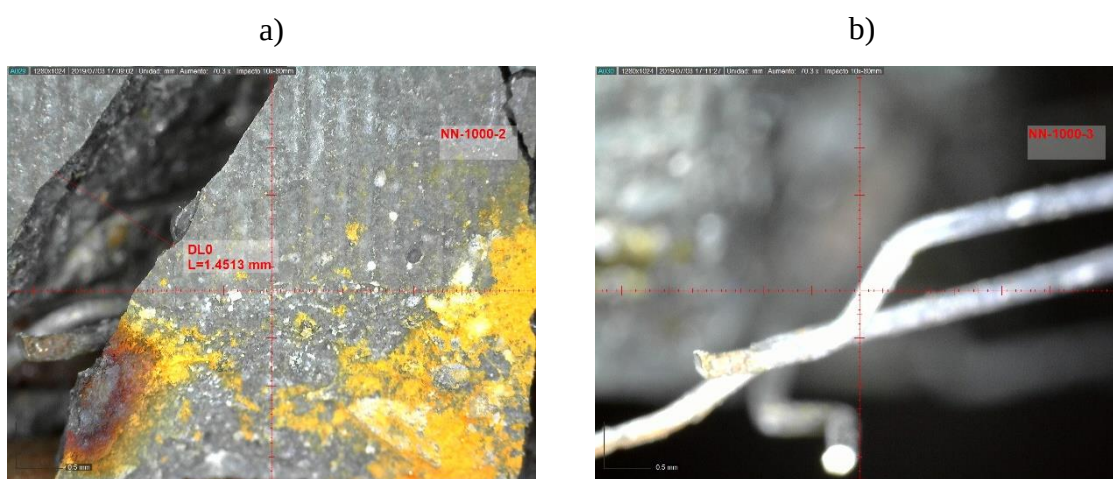


Figura 3.17: Arrancamiento de fibras en las vigas de HARRF con 80 kg/m^3 , velocidad de impacto 4.21 mm/ms ($H = 1000 \text{ mm}$). a) Fibra atravesando fisuras, b) Extremo de fibra arrancado.

En el Anexo A3.3 se presenta un dossier fotográfico en el que se muestran detalles de las fisuras en varios de los especímenes ensayados a cargas de impacto.

En la segunda serie de ensayos que corresponde a alturas mayores, en las vigas de HARRF se generó una fractura mayor que quedaba unida por las fibras. Una vez retirados los especímenes de la máquina de impacto, se procedió a separar las dos mitades y se contó el número de fibras que atravesaban la sección central. En la tabla 3.5 se presenta el resultado del conteo de fibras. Estos resultados fueron empleados para la determinación de las funciones de endurecimiento plástico del modelo constitutivo empleado para la modelación numérica (ver apartado 4.2.4 del capítulo 4 de esta tesis).

Adicionalmente, este procedimiento permitió verificar que, aún para las cargas de impacto más severas, las fibras se arrancaron sin cortarse. Esto se debe a que se trata de

fibras de alta resistencia y muestra un comportamiento adecuado como el que habían presentado estas mismas fibras con la misma matriz bajo cargas estáticas y cargas explosivas (Luccioni *et al.* 2018).

Cont. nominal Fibras [kg/m ³]	Viga	Nro. de fibras	Promedio
40	G7	119	123
40	G8	111	
40	G9	124	
40	G11	136	
80	G12	295	276
80	G13	255	
80	G33	278	

Tabla 3.5: Resultados del conteo de fibras después de los ensayos de impacto.

ANEXO A3.1

ENSAYO PRELIMINAR DE UNA VIGA METÁLICA

A3.1.1.- INTRODUCCION

Como se trataba de los primeros grupos de ensayos de impacto realizados dentro del grupo de investigación, era necesario probar el equipo y asegurarse de que se pudieran medir adecuadamente las fuerzas de impacto y las aceleraciones. A tal fin, se diseñó un ensayo de impacto piloto en una viga metálica en rango elástico y se lo modeló numéricamente a los efectos de contrastar los resultados.

A3.1.2. ESTUDIO EXPERIMENTAL

El espécimen ensayado consistió en una viga de acero de sección transversal cuadrada de 12.7 mm de lado y 1 m de longitud. Fue colocada sobre dos apoyos metálicos de forma tal que estuviese simplemente apoyada, siendo la luz libre entre apoyos igual a 762 mm (ver figura A3.1.1).

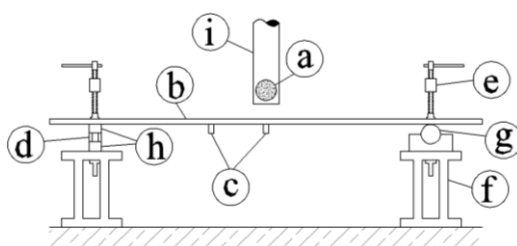


Figura A3.1.1: Montaje del ensayo de impacto: a) Esfera de acero, b) viga de acero, c) acelerómetros, d) anillo de fuerza, e) prensa tipo “C”, f) vigas de acero debajo de los apoyos, g) rodillo de acero que emula el apoyo móvil, h) planchuelas metálicas, i) tubo de pvc.

Como proyectil se empleó una esfera de acero de 47.4 mm de diámetro y 441 g de masa. Para lograr que la esfera impacte en la mitad de la luz libre, se empleó como guía un tubo de PVC de 60 mm de diámetro y 1 m de longitud. Se fijó el tubo a un trípode y se verificó su verticalidad y alineación con respecto a la viga por medio de un nivel de mano electrónico y una plomada. Para evitar que la viga se levante de los apoyos durante el impacto, fue fijada por medio de prensas tipo “C” a vigas de acero de 60 cm de longitud y 52 kg de masa, ubicadas debajo de los apoyos. Para alturas de caída libre de la esfera

de 1.0 y 1.5 cm, se midieron la fuerza de impacto y las aceleraciones tanto en la mitad de la luz libre como a 254 mm del apoyo izquierdo. No se pudo registrar las aceleraciones para alturas de caída libre mayores a 1.5 cm ya que sus valores superaban el rango de los acelerómetros empleados. Por otra parte, para alturas de caída libre de la esfera de 10, 20, 30, 40, 50, 60, 70 y 90 cm se midió la reacción en el apoyo izquierdo. Para medir las aceleraciones, se empleó un acelerómetro piezoeléctrico PCB modelo 353B03 capaz de registrar aceleraciones de hasta 500 veces la aceleración de la gravedad (g) y provisto de una sobrecarga de protección de 10000g. Tanto la reacción en el apoyo como la fuerza de impacto se midieron con un anillo de fuerza piezoeléctrico PCB modelo 203B. En la figura A3.1.2 se muestra el montaje del anillo de fuerza sobre la viga de acero para medir la fuerza de impacto.

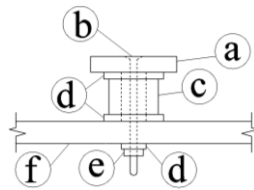


Figura A3.1.2: Montaje del anillo de fuerza sobre la viga de acero a) planchuela de acero de 9 mm de espesor b) tornillo de cabeza plana c) anillo de fuerza d) arandelas metálicas e) tuerca metálica f) viga de acero.

Tanto para el acelerómetro como para el anillo de fuerza, se utilizó un acondicionador de señales PCB modelo 482C05 que se conectó a una placa de adquisición de señales *Measurement Computing* modelo USB-1608FS. El procesamiento de las señales se realizó con un software de desarrollo propio. Para obtener resultados con la mayor precisión posible y teniendo en cuenta la reducida duración del impacto, se empleó el equipo de adquisición de señales a su máxima capacidad. Se utilizó en cada ensayo un solo canal de la placa de adquisición de señales con una tasa de muestreo de 50×10^3 Hz.

A3.1.3 MODELACIÓN NUMÉRICA DE LOS ENSAYOS DE IMPACTO

La modelación numérica consistió en un análisis dinámico explícito llevado a cabo por medio del hidrocódigo LS-Dyna (LSTC, 2018). Se modelaron tanto la viga de acero como la esfera. Se restringieron los desplazamientos de los nodos de la malla de la viga coincidentes con los apoyos, de forma tal de simular un apoyo fijo de un lado y uno móvil del otro (ver figura A3.1.3).

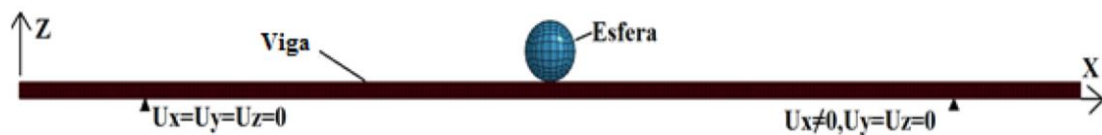


Figura A3.1.3: Modelo de elementos finitos del ensayo de impacto realizado.

Tanto la esfera como la viga de acero fueron modeladas como materiales elásticos lineales, con módulo de elasticidad igual a 2.1×10^5 MPa, un coeficiente de Poisson de 0.3 y una densidad de 7900 kg/m^3 . Para definir la densidad de la malla de elementos finitos, se realizó un estudio de convergencia a partir del cual se decidió discretizar la viga con 78700 elementos cúbicos de 1.27 mm de lado. Se ubicó a la esfera 0.2 mm por encima de la viga con la finalidad de que no estuviera inicialmente en contacto con la misma al iniciar el análisis. No se dejó caer la esfera desde las alturas desde las cuales se la dejó caer en los ensayos experimentales ya que el fenómeno de caída libre es lento en relación al problema de impacto y, si se lo simula con un programa explícito, se requiere un tiempo excesivo e innecesario de cálculo. Por este motivo, se le asignó a la esfera velocidades iniciales de forma tal que después de recorrer los 0.2 mm que la separaban inicialmente de la viga impactara contra la viga con la misma velocidad que en los ensayos experimentales. Tanto para la viga como para la esfera, se usaron elementos tipo *brick* de ocho nodos y un solo punto de integración. Su uso reduce significativamente el tiempo computacional pero conlleva la aparición de modos de deformación con energía interna de deformación nula. Para corregir este problema, se empleó la técnica de estabilización *hourglass* Flanagan – Belytschko tipo rigidez (LSTC, 2018).

Para el contacto entre la esfera y la viga se empleó un algoritmo de penalización que calcula la rigidez del contacto teniendo en cuenta las masas de los nodos de la esfera y de la viga que entran en contacto. En este algoritmo las superficies de contacto son detectadas automáticamente a partir de la geometría de las partes que impactan.

Se consideró en el modelo el efecto de la fuerza de gravedad. Es conocido que esto produce oscilaciones espurias en la respuesta, incluso antes de que la esfera impacte sobre la viga. Este problema fue corregido por medio de un procedimiento de relajación dinámica que se lleva a cabo antes del análisis del problema de impacto. Adicionalmente, se aplicó a la viga de acero amortiguamiento tipo Rayleigh, ya que se observó en los registros experimentales que las aceleraciones se iban amortiguando en el tiempo. El coeficiente de amortiguamiento correspondiente a la matriz de masa α_0 se determinó por medio de la ecuación (A3.1.1) (LSTC, 2018).

$$a_0 = 2w_1 \quad (\text{A3.1.1})$$

Siendo w_1 la frecuencia fundamental de la viga que puede ser determinada por medio de la ecuación (A3.1.2).

$$w_1 = \left(\frac{\pi}{l}\right)^2 \sqrt{\frac{EJ}{\rho A}} \quad (\text{A3.1.2})$$

Donde l es la luz libre entre apoyos, E es el módulo elástico del acero, ρ es la densidad del acero y A y J son respectivamente el área y el momento de inercia de la sección transversal de la viga. Para determinar el coeficiente de amortiguamiento correspondiente a la matriz de rigidez a_1 se empleó la ecuación (A3.1.3) (Chopra, 2014).

$$a_1 = \zeta \frac{2}{w_i + w_j} \quad (\text{A3.1.3})$$

Donde w_i y w_j son respectivamente la frecuencia más baja y la más alta del rango de frecuencias en el que se aplicará este amortiguamiento. De acuerdo con (Chopra, 2014), el amortiguamiento no se mantiene constante en el tiempo, sino que para frecuencias mayores a w_j su valor aumenta. Se asignó a la frecuencia w_i el valor de la frecuencia fundamental $w_1 = 320.96$ rad/s. Para determinar w_j se realizó un análisis de Fourier a las aceleraciones registradas experimentalmente y se le asignó el valor de 5.42×10^4 rad/s ya que es uno de los más altos que se midió. De esta forma se cubre un rango amplio de frecuencias entre w_i y w_j . Se asignó a la fracción del amortiguamiento crítico ζ un valor de 5% que es común para el análisis de estructuras (Chopra, 2014). De esta forma, los valores utilizados para definir el amortiguamiento de Rayleigh son $a_0 = 641.92$ rad/s y $a_1 = 1.8341 \times 10^{-6}$ s.

A3.1.4 COMPARACIÓN Y ANÁLISIS DE LOS RESULTADOS

A.3.1.4.1 Fuerza de impacto

En la figura A3.1.4 se presentan la variación de la fuerza de impacto en el tiempo medida en los ensayos mediante el anillo de fuerza (figura A3.1.2) y su comparación con los resultados numéricos y analíticos para dos alturas de caída. Tanto la magnitud del pico, como las ramas prepico de las respuestas numéricas, son similares a las experimentales. Existe cierta diferencia en las ramas postpico lo cual podría atribuirse a efectos no deseados producidos por el dispositivo empleado para la medición de la fuerza de impacto. La duración del contacto entre la esfera y la viga fue aproximadamente 4×10^{-4} s para ambos ensayos.

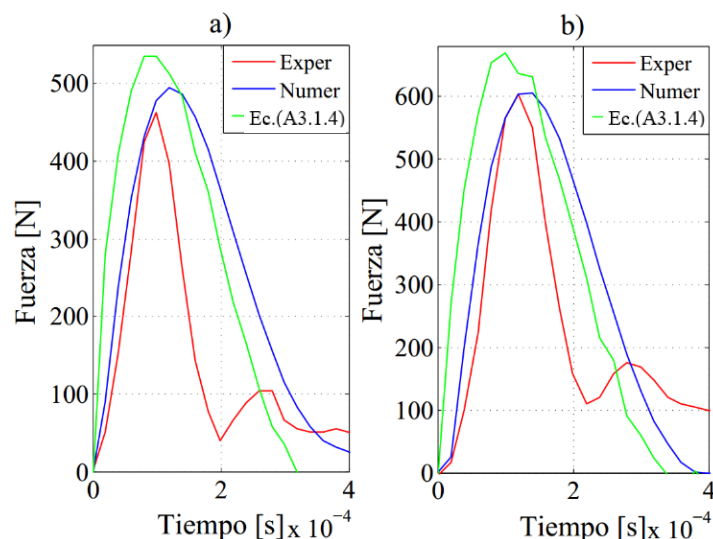


Figura A3.1.4: Fuerzas de impacto para diferentes alturas de caída libre de la esfera. a) Altura de caída: 1 cm, b) Altura de caída: 1.5 cm.

Durante la medición experimental de la fuerza de impacto, existió la posibilidad de dañar el equipo que se empleaba; por este motivo se estudió un procedimiento alternativo para obtener esta fuerza. En este procedimiento se intentó obtener la fuerza de impacto por medio de la aceleración de la esfera que impacta a la viga y se dedujo la ecuación (A3.1.4) partir de la segunda ley de Newton.

$$F = m(a_e - g) \quad (A3.1.4)$$

Donde m es la masa de la esfera, a_e es su aceleración y g es la aceleración de la gravedad. Durante los ensayos experimentales no fue posible montar un acelerómetro en la esfera, por este motivo la aceleración a_e fue obtenida de las modelaciones numéricas realizadas y corresponde a un nodo de la esfera ubicado en su parte central. Las fuerzas de impacto obtenidas por medio de la ecuación (A3.1.4) se han representado también en la figura A3.1.4 y puede observarse que son mayores que las registradas experimentalmente. Habel y Grauvreau (2008) y Yoo *et al* (2015), obtuvieron experimentalmente la fuerza de impacto a partir de la aceleración del proyectil. Cabe indicar que se aplicó el procedimiento propuesto a ensayos con diferentes velocidades de impacto del proyectil y los resultados obtenidos (no presentados en este trabajo) permitieron apreciar que este procedimiento da buenos resultados para velocidades de impacto bajas. La diferencia entre los resultados obtenidos por medio de la ecuación (A3.1.4) con los numéricos y los experimentales aumenta para velocidades de impacto mayores ya que la esfera no es rígida y la aceleración de la misma incluye, no solo la aceleración de cuerpo rígido, sino también la aceleración debida a la deformación de la misma.

A3.1.4.2 Aceleraciones

En las figura A3.1.5 y A3.1.6 se representa la historia de aceleraciones medidas en distintos puntos de la viga durante los ensayos y su comparación con los resultados numéricos. En general, se aprecia que los resultados numéricos aproximan bastante bien los resultados experimentales. El análisis de Fourier de las aceleraciones experimentales de la altura de 1cm, permitió apreciar que sus frecuencias tienen amplitudes más altas que las frecuencias de su contraparte numérica. Por su parte, el análisis de Fourier de las aceleraciones de la altura de 1.5 cm mostró resultados similares. Las diferencias entre resultados numéricos y experimentales son más marcadas en los registros de aceleraciones del centro de la viga y pueden atribuirse a la diferencia entre la idealización que se hizo de los apoyos en el modelo numérico y los dispositivos utilizados en los ensayos que incluso se ajustaban a mano antes de los mismos.

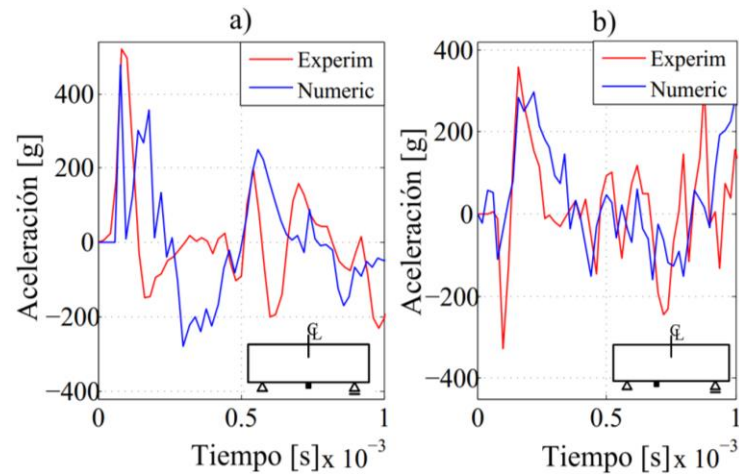


Figura A3.1.5: Aceleraciones en la viga para una altura de caída libre de la esfera de 1 cm a) medidas en la mitad de la luz libre entre los apoyos b) medidas a una distancia de 254 mm del apoyo izquierdo.

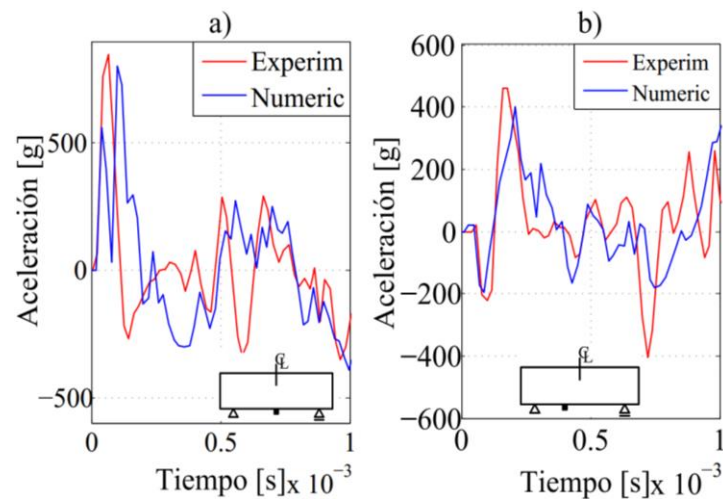


Figura A3.1.6: Aceleraciones en la viga para una altura de caída libre de la esfera de 1.5 cm. a) Medidas en la mitad de la luz libre entre los apoyos, b) Medidas a una distancia de 254 mm del apoyo izquierdo.

A.3.1.4.3 Cálculo de desplazamientos transversales de la viga

Para obtener el desplazamiento transversal de la viga se realizó la doble integración de las aceleraciones experimentales medidas en la mitad de la luz libre entre apoyos mediante la regla del trapecio. En la figura A3.1.7 se presentan los resultados obtenidos de esta forma a partir de los resultados experimentales y su comparación con los resultados numéricos. Para la altura de 1 cm (figura A3.1.7a), los desplazamientos numéricos son ligeramente mayores a los experimentales. Por otra parte, para la altura de 1.5 cm (figura A3.1.7b) ambos resultados son similares. Las diferencias entre desplazamientos numéricos y experimentales se deben fundamentalmente a las diferencias ya observadas en los respectivos registros de aceleración.

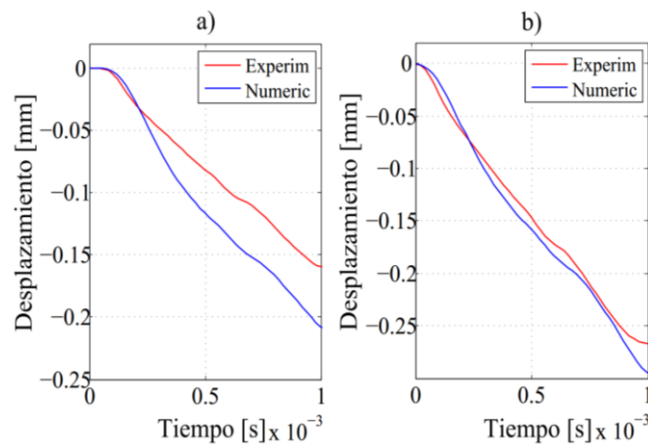


Figura A3.1.7: Desplazamiento transversal de la viga medido en la mitad de la luz libre entre apoyos, para diferentes alturas de caída libre de la esfera a) altura de 1 cm b) altura de 1.5 cm.

A.3.1.4.4 Fuerza de impacto y reacción en los apoyos

En la figura A3.1.8 se representa la fuerza de impacto y su comparación con las reacciones de los apoyos (ambos resultados son numéricos). En la figura A3.1.8a se aprecia que existe un tiempo de retraso de aproximadamente 7×10^{-5} s entre la fuerza de impacto y la reacción en un apoyo. Analíticamente se determinó que este tiempo es similar al que tarda la onda elástica en recorrer la distancia " d " que existe entre el lugar donde la esfera impacta a la viga y el apoyo donde se mide la reacción. Schwieger (1965) indica que el tiempo de retraso entre las reacciones y la fuerza de impacto, permite considerar que las condiciones de borde empleadas en el análisis no influyen en la fuerza de impacto; ya que las ondas elásticas que se propagan hacia los apoyos llegan poco antes de que el impacto ha finalizado y retornan al sitio de impacto después de finalizado el mismo. En la figura A3.1.8b se observa que la fuerza de impacto es mayor a la suma de las reacciones de ambos apoyos.

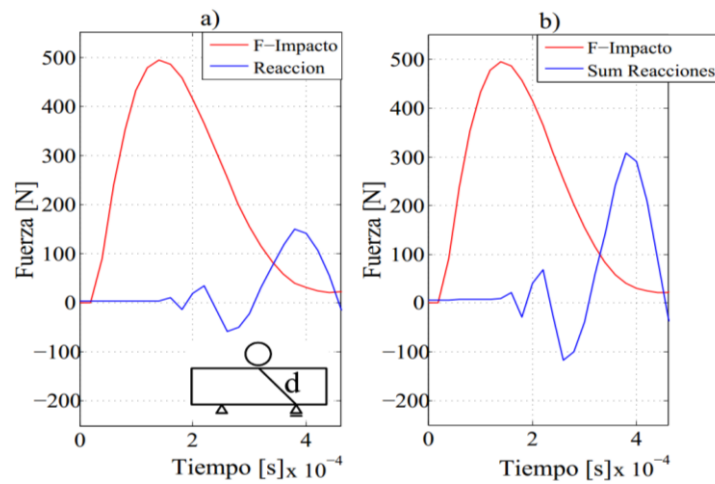


Figura A3.1.8: Fuerza de impacto y reacciones en los apoyos para una altura de caída libre de la esfera de 1 cm. a) Comparación fuerza de impacto y reacción en un apoyo, b) Comparación fuerza de impacto y suma de las reacciones de ambos apoyos.

A.3.1.4.5 Reacción en los apoyos

En la figura A3.1.9 se presentan la variación en el tiempo de las reacciones de apoyo registradas en los ensayos y su comparación con los resultados numéricos. El cambio de signo en estas reacciones evidencia la vibración de la viga que tiende a levantarse de los apoyos aun cuando está restringida. Se observa que el pico negativo de los resultados numéricos crece con la altura de caída de la esfera. Sin embargo, los registros experimentales muestran un plafón bastante menor del lado negativo. Esto se debe a que, previo a cada ensayo de impacto, se ajustaban las prensas tipo “C” descritas en el apartado 2 de este trabajo. Esto impedía que la viga se levante del apoyo y como la celda de carga mide por deformación, el ajuste limitaba la fuerza registrada en la misma o, dicho de otra forma, el resto de la fuerza era soportada por la parte superior de la mordaza.

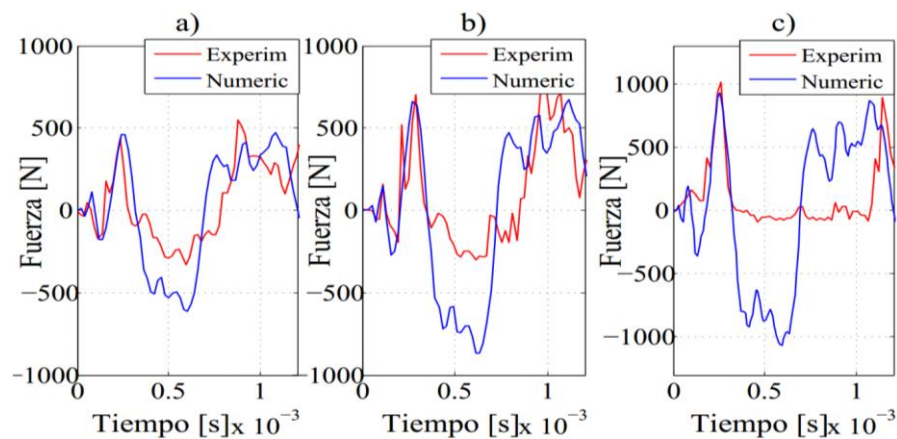


Figura A3.1.9: Reacción en el apoyo izquierdo para diferentes alturas de caída libre de la esfera. a) Altura de 10 cm, b) Altura de 20 cm, c) Altura de 30 cm, d) Altura de 40 cm, e) Altura de 50 cm, f) Altura de 60 cm, g) Altura de 70 cm, h) Altura de 90 cm

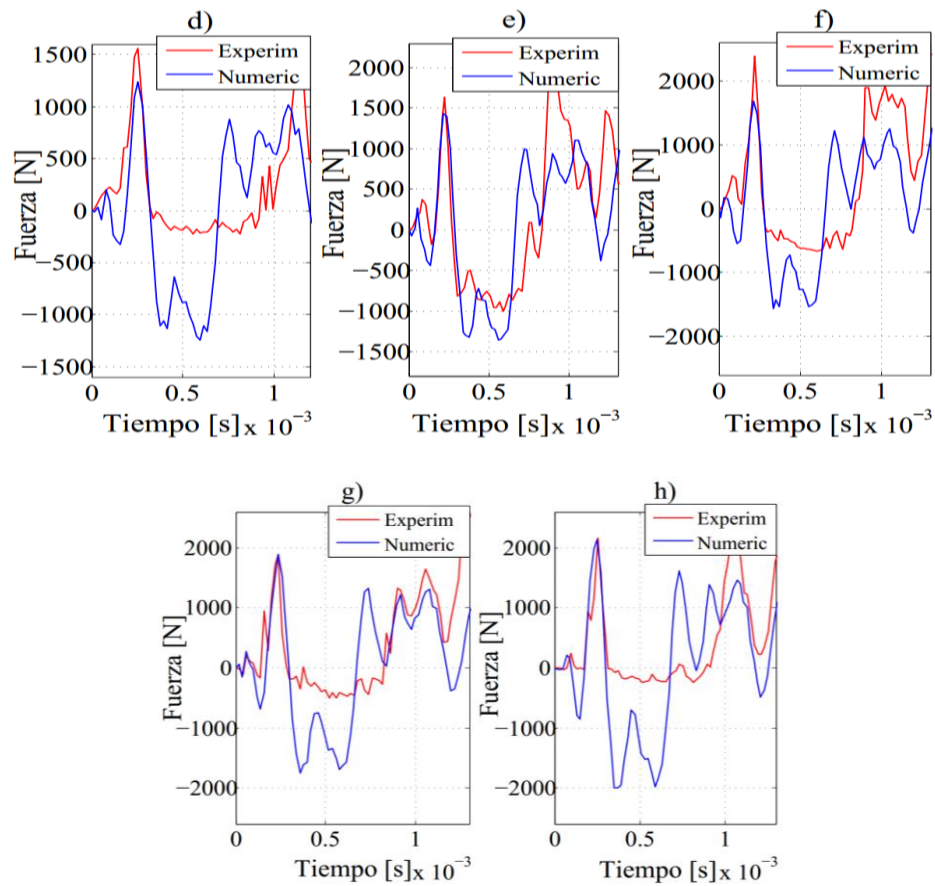


Figura A3.1.9: Reacción en el apoyo izquierdo para diferentes alturas de caída libre de la esfera. a) Altura de 10 cm, b) Altura de 20 cm, c) Altura de 30 cm, d) Altura de 40 cm, e) Altura de 50 cm, f) Altura de 60 cm, g) Altura de 70 cm, h) Altura de 90 cm (continuación).

A.3.1.4.6 Influencia de la masa del proyectil y de su velocidad en la fuerza de impacto

En este apartado se presenta el estudio numérico de la influencia de la velocidad y la masa de la esfera en la fuerza de impacto. Para este fin, se modelaron dos series de ensayos. En la primera, se aumentó gradualmente la altura de caída libre de la esfera desde 1 cm hasta 50 cm y se mantuvo fija su masa. En la segunda serie, se aumentó la masa de la esfera hasta 50 veces su valor inicial de 441 g y se fijó la altura de caída libre en 1 cm. Las series se diseñaron de manera que cada uno de los ensayos de la primera serie tuviera la misma energía potencial de caída que los de la segunda serie. En la figura A3.1.10 se muestran los resultados obtenidos. Las fuerzas de impacto fueron normalizadas con respecto al pico de la fuerza de impacto obtenida para 1 cm de altura ($F_0 = 495 \text{ N}$).

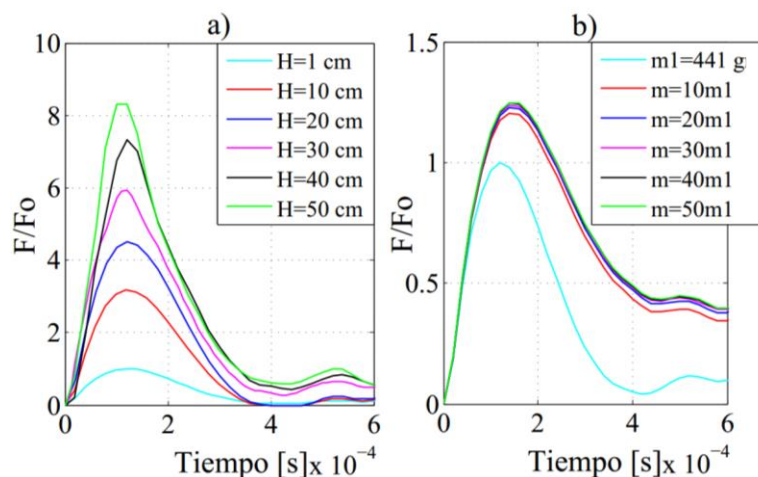


Figura A3.1.10: Análisis de la influencia de la velocidad y masa de la esfera en la fuerza de impacto
a) masa de 441 gr fija, altura variable b) altura de 1 cm fija, masa variable.

En la figura A3.1.10a se observa que la magnitud de la fuerza de impacto crece con el aumento en la altura de caída libre y por ende de la velocidad de impacto. Por su parte, en la figura A3.1.10b se aprecia que las fuerzas de impacto no crecen significativamente cuando se incrementa la masa del proyectil por arriba de un cierto valor.

En la mayoría de los casos analizados en la figura A3.1.10 la fuerza de impacto no se anula en el rango de tiempo graficado. Debido a la flexibilidad de la viga, luego del impacto, el proyectil y la viga permanecen en contacto vibrando juntos. Este efecto se observa también en los resultados experimentales mostrados en la figura A3.1.4. Cuando se considera que la esfera es idealmente rígida, como cuando se estima la fuerza de impacto con la ecuación (A3.1.4), la duración del contacto es menor y luego del impacto, la fuerza de impacto se anula (ver figura A3.1.4). El tiempo de contacto depende, tanto de la rigidez de los cuerpos que impactan, como de la masa y altura de caída del proyectil (ver figura A3.1.10).

A3.1.5 COMENTARIOS FINALES

Del trabajo realizado se pueden extraer las siguientes conclusiones:

- El modelo numérico empleado permite reproducir adecuadamente el comportamiento dinámico de la viga de acero sometida a impacto y resulta útil para el diseño de los ensayos de impacto y la interpretación de los resultados.
- Resulta factible obtener la fuerza de impacto a partir de las aceleraciones de la esfera.
- La comparación de las reacciones y aceleraciones numéricas y experimentales muestra que debe prestarse especial atención al diseño de los dispositivos que fijan la viga a los apoyos, ya que las vibraciones ocasionadas por los impactos provocan que la viga se levante de los apoyos.

- Es importante conocer la forma en que trabajan los apoyos si se quieren usar los registros de las aceleraciones o reacciones para extraer conclusiones sobre el comportamiento estructural o material frente a cargas de impacto.
- El estudio de la influencia en la fuerza de impacto de la altura de caída y la masa de la esfera muestra que la altura de caída que determina la velocidad de impacto es el factor que más influye en la magnitud de esta fuerza. Por otra parte, la masa de la esfera es el factor que más influye en la duración del contacto entre la esfera y la viga.

ANEXO A3.2

CÁLCULO DE LAS FRECUENCIAS FUNDAMENTALES

A3.2.1.- INTRODUCCIÓN

En este anexo se presenta el procedimiento seguido para determinar analíticamente los valores de las frecuencias flexionales y torsionales de una viga simplemente apoyada como la utilizada en los ensayos de impacto llevados a cabo. También, se indica el procedimiento para corregir los valores de las frecuencias flexionales tomando en cuenta los efectos de la deformación por corte y de la inercia rotacional. Cabe recordar que estas frecuencias flexionales corregidas fueron empleadas para determinar los coeficientes del amortiguamiento de Rayleigh del modelo numérico elaborado.

A3.2.2.- DETERMINACIÓN DE LAS FRECUENCIAS FLEXIONALES

Las frecuencias flexionales de una viga simplemente apoyada, sin tener en consideración los efectos de deformación por corte y de inercia rotacional, pueden ser determinadas de forma analítica por medio de la ecuación (A3.2.1).

$$w_n = \left(\frac{n\pi}{L}\right)^2 \sqrt{\frac{EI}{\rho A}} \quad (\text{A3.2.1})$$

Donde n es el número de la forma modal a la cual corresponde la frecuencia, L la luz de cálculo, E el módulo de elasticidad del material, I es el momento de inercia de la sección transversal de la viga, A el área de la misma y ρ la densidad del material.

El estudio de sensibilidad presentado en el Anexo A4.2 pone de manifiesto que la correcta determinación de los coeficientes del amortiguamiento del modelo permite obtener resultados satisfactorios. En caso contrario, la capacidad del modelo numérico para reproducir los ensayos experimentales realizados queda considerablemente limitada.

Por este motivo, se vio la necesidad de corregir los valores de las frecuencias flexionales tanto por efectos de deformación por corte como por inercia rotacional.

Para llevar a cabo esta corrección se aplicó el procedimiento descrito en el capítulo 17 de Chopra (2014). Las frecuencias corregidas son obtenidas por medio de la gráfica de la

figura A3.2.1, en la cual se requiere ingresar el valor de nr/L , interceptar la curva $E/\kappa G$ y proyectar este valor al eje de las ordenadas para obtener el valor del cociente w'_n/w_n . Siendo n el número de la forma modal a la cual corresponde la frecuencia a corregir, r el radio de giro de la sección transversal de la viga, κ el factor de forma que adopta un valor de 5/6 para secciones rectangulares, G es el módulo de corte del material, w_n es la frecuencia flexional obtenida por medio de la ecuación (A3.2.1). Y finalmente, w'_n es la frecuencia flexional corregida.

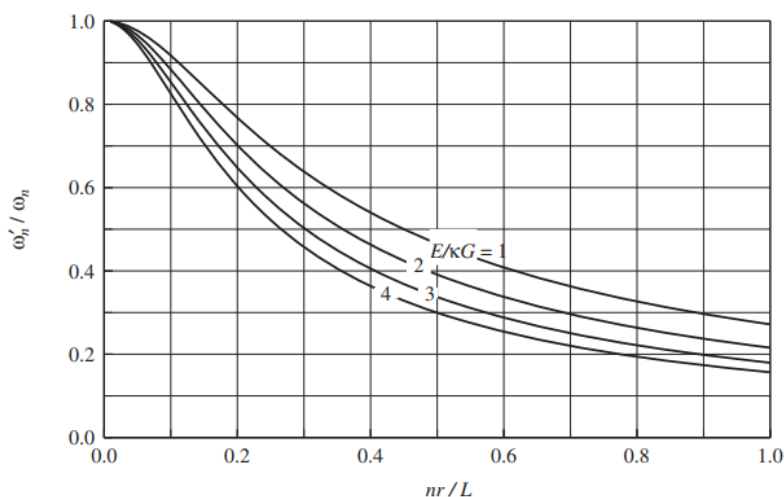


Figura A3.2.1: Influencia de la deformación por corte y de la inercia rotacional en la frecuencias flexionales de vigas simplemente apoyadas (Chopra, 2014).

En las tablas A3.2.1 a A3.2.3 se presentan los valores de las frecuencias flexionales corregidas de las vigas de hormigón empleadas en esta tesis. Se aprecia que los valores de estas tablas son similares, debido por una parte a que las propiedades mecánicas de los hormigones elaborados no tuvieron diferencias significativas; especialmente en lo que respecta a sus módulos de elasticidad. Por otra parte, las inercias, las áreas de las secciones transversales y las luces de cálculo de estas vigas fueron iguales.

n	w_n [rad/s]	w'_n [rad/s]	$f'_n = w'_n/2\pi$ [1/s]
1	1.001E4	8.333E3	1.327E3
2	4.005E4	3.252E4	5.178E3
3	9.011E4	5.030E4	8.010E3
4	1.602E5	6.829E4	1.087E4
5	2.503E5	9.654E4	1.537E4
6	3.660E5	1.280E5	2.038E4
7	4.980E5	1.490E5	2.373E4
8	6.500E5	1.890E5	3.010E4
9	8.230E5	2.060E5	3.280E4
10	1.020E6	2.240E5	3.567E4

Tabla A3.2.1: Frecuencias flexionales de la viga de hormigón simple corregidas por efectos de deformación por corte e inercial rotacional.

n	w_n [rad/s]	w'_n [rad/s]	$f'_n = w'_n/2\pi$ [1/s]
1	1.016E4	8.333E3	1.327E3
2	4.065E4	3.252E4	5.178E3
3	9.146E4	5.030E4	8.010E3
4	1.626E5	6.991E4	1.113E4
5	2.514E5	9.654E4	1.537E4
6	3.660E5	1.280E5	2.038E4
7	4.980E5	1.490E5	2.373E4
8	6.500E5	1.880E5	2.994E4
9	8.230E5	2.060E5	3.280E4
10	1.020E5	2.240E5	3.567E4

Tabla A3.2.2: Frecuencias flexionales de la viga con 40 kg/m³ de adición de fibras corregidas por efectos de deformación por corte e inercial rotacional.

n	w_n [rad/s]	w'_n [rad/s]	$f'_n = w'_n/2\pi$ [1/s]
1	1.023E4	9.208E3	1.466E3
2	4.093E4	3.274E4	5.214E3
3	9.208E4	5.249E4	8.358E3
4	1.637E5	7.367E4	1.173E4
5	2.558E5	1.023E5	1.629E4
6	3.680E5	1.289E5	2.053E4
7	5.010E5	1.504E5	2.395E4
8	6.550E5	1.899E5	3.024E4
9	8.290E5	2.072E5	3.299E4
10	1.020E6	2.251E5	3.584E4

Tabla A3.2.3: Frecuencias flexionales de la viga con 80 kg/m³ de adición de fibras corregidas por efectos de deformación por corte e inercial rotacional.

A3.2.3.- DETERMINACIÓN DE LAS FRECUENCIAS TORSIONALES

Asimismo, las frecuencias torsionales, pueden ser determinadas analíticamente por medio de la ecuación (A3.2.2).

$$w_{nt} = \frac{n\pi}{2L} \sqrt{\frac{GJ_s}{J_0\rho}} \quad (\text{A3.2.2})$$

Donde n es el número de la forma modal a la cual corresponde la frecuencia, L la luz de cálculo, G el módulo de corte, ρ la densidad del material, J_0 el momento de inercia polar. El valor de J_s (momento de inercia equivalente de la sección transversal) es determinado con la ecuación (A3.2.3).

$$J_s = bh^3 \frac{1}{3} \left[1 - 0.63 \frac{h}{b} + 0.052 \left(\frac{h}{b} \right)^5 \right] \quad (\text{A3.2.3})$$

Donde b y h son respectivamente la base y la altura de la sección transversal de la viga. En la tabla A3.2.4 se presentan los valores de las frecuencias torsionales de las vigas de hormigón empleadas en esta tesis.

n	Hormigón Simple		HARRF, Vf=40 kg/m3		HARRF, Vf=80 kg/m3	
	w_{nt} [rad/s]	f_{nt} [1/s]	w_{nt} [rad/s]	f_{nt} [1/s]	w_{nt} [rad/s]	f_{nt} [1/s]
1	1.32E4	2.10E3	1.35E4	2.15E3	1.28E4	2.04E3
2	2.64E4	4.20E3	2.70E4	4.30E3	2.56E4	4.08E3
3	3.96E4	6.30E3	4.05E4	6.46E3	3.85E4	6.13E3
4	5.28E4	8.40E3	5.41E4	8.61E3	5.13E4	8.17E3
5	6.59E4	1.05E4	6.76E4	1.08E4	6.41E4	1.02E4
6	7.91E4	1.26E4	8.11E4	1.29E4	7.69E4	1.23E4
7	9.23E4	1.47E4	9.46E4	1.51E4	8.98E4	1.43E4
8	1.06E5	1.68E4	1.08E5	1.72E4	1.03E5	1.63E4
9	1.19E5	1.89E4	1.22E5	1.94E4	1.15E5	1.84E4
10	1.32E5	2.10E4	1.35E5	2.15E4	1.28E5	2.04E4
11	1.45E5	2.31E4	1.49E5	2.37E4	1.41E5	2.25E4
12	1.58E5	2.52E4	1.62E5	2.58E4	1.54E5	2.45E4
13	1.71E5	2.73E4	1.76E5	2.80E4	1.67E5	2.65E4
14	1.85E5	2.94E4	1.89E5	3.01E4	1.80E5	2.86E4
15	1.98E5	3.15E4	2.03E5	3.23E4	1.92E5	3.06E4
16	2.11E5	3.36E4	2.16E5	3.44E4	2.05E5	3.27E4
17	2.24E5	3.57E4	2.30E5	3.66E4	2.18E5	3.47E4
18	2.37E5	3.78E4	2.43E5	3.87E4	2.31E5	3.68E4
19	2.51E5	3.99E4	2.57E5	4.09E4	2.44E5	3.88E4
20	2.65E5	4.20E4	2.70E5	4.30E4	2.56E5	4.08E4

Tabla A3.2.4: Frecuencias torsionales de las vigas ensayadas a cargas de impacto.

ANEXO A3.3

DOSSIER FOTOGRÁFICO DE LOS ENSAYOS EXPERIMENTALES REALIZADOS

A3.3.1.- INTRODUCCION

Este apartado es un dossier fotográfico en el que se presentan los resultados más relevantes, obtenidos a partir de examinar con el microscopio óptico los especímenes (tanto de hormigón simple como de HARRF) después de ser ensayados a cargas de impacto.

A3.3.4.- PROPAGACIÓN DE LAS FISURAS EN LAS VIGAS

En las figuras que se presentan a continuación se aprecian (de forma ampliada) las fisuras en los especímenes ensayados. En varias de ellas, como en la figura A3.3.3 por ejemplo, se observa el efecto de costura de fisuras que ejercen las fibras de acero.

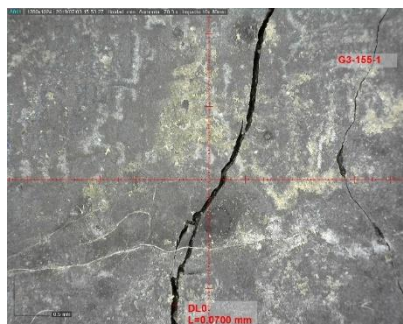


Figura A3.3.1: Viga de hormigón simple G3, velocidad de impacto de 1.56 mm/ms (H = 155 mm).



Figura A3.3.2: Viga de HARRF G8, velocidad de impacto de 2.31 mm/ms (H = 304 mm).

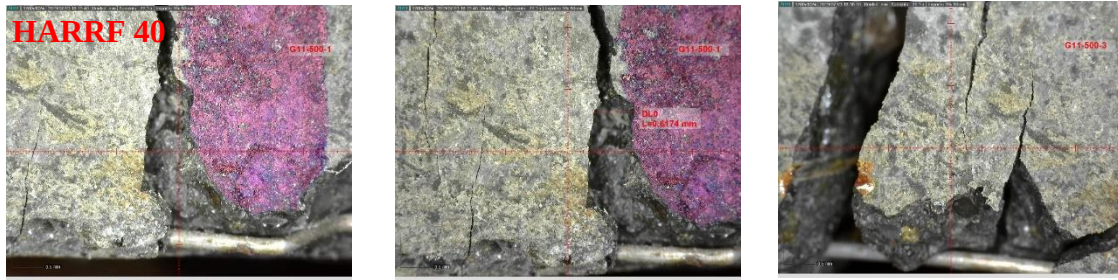


Figura A3.3.3: Viga de HARRF G11, velocidad de impacto de 3.00 mm/ms (H = 500 mm).

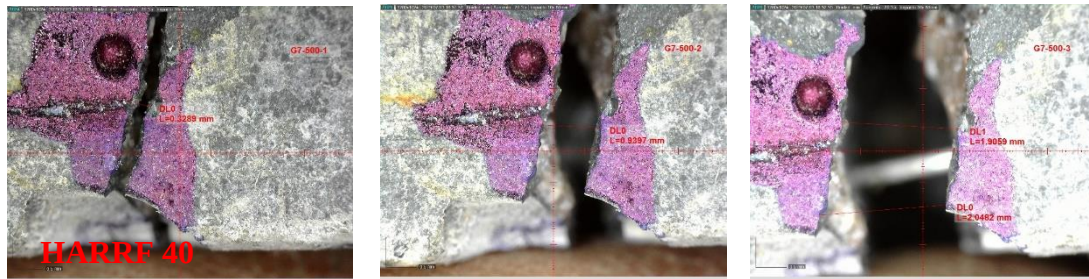


Figura A3.3.4: Viga de HARRF G7, velocidad de impacto de 3.00 mm/ms (H = 500 mm).

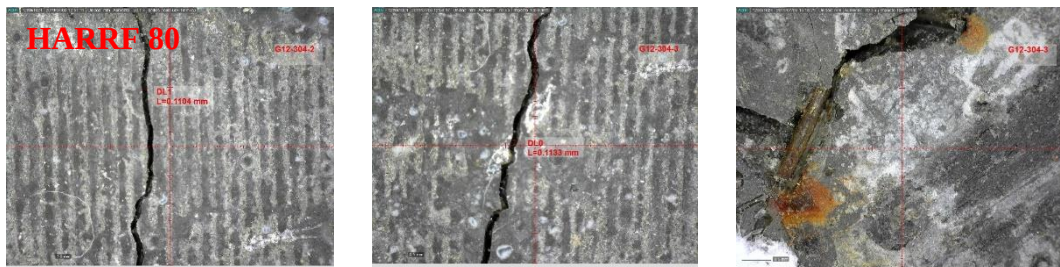


Figura A3.3.5: Viga de HARRF G12, velocidad de impacto de 2.31 mm/ms (H = 304 mm).



Figura A3.3.6 Viga de HARRF G13, velocidad de impacto de 3.00 mm/ms (H = 500 mm).



Figura A3.3.7 Viga de HARRF G33, velocidad de impacto de 3.00 mm/ms (H = 500 mm).

CAPITULO 4

SIMULACIÓN NUMÉRICA DE LAS VIGAS SOMETIDAS A IMPACTO

4.1.- INTRODUCCION

En este capítulo se describe la modelación numérica de vigas de hormigón de alta resistencia reforzado con fibras ensayadas bajo cargas de impacto. Los objetivos de la simulación numérica realizada fueron: 1) Diseñar la serie de ensayos, 2) calibrar el modelo con resultados experimentales, 3) ayudar a la comprensión del comportamiento de las vigas bajo cargas de impacto y a la interpretación de los resultados experimentales y 4) obtener algunos resultados más allá de los obtenidos experimentalmente que permitan contribuir al objetivo anterior.

El estudio se llevó a cabo con el software LS-Dyna desarrollado para el análisis computacional de problemas dinámicos tales como impactos y explosiones; y el modelo constitutivo para hormigón Karagozian y Case descrito en el capítulo 2 de esta tesis.

4.2.- CALIBRACIÓN DEL MODELO KARAGOZIAN Y CASE PARA SIMULAR EL COMPORTAMIENTO DEL HORMIGÓN DE ALTA RESISTENCIA REFORZADO CON FIBRAS

En este apartado se presenta una metodología para el ajuste de los parámetros del modelo Karagozian y Case (KC) con la finalidad de emplearlo para modelar hormigones de altas resistencias reforzados con fibras bajo cargas dinámicas. Esta metodología comprende dos procedimientos: uno para la determinación de los coeficientes de las tres superficies de falla del modelo y otro para la obtención de las curvas de endurecimiento en tracción y compresión uniaxial de forma tal que el efecto de las fibras en la respuesta sea incluido de forma efectiva.

4.2.1.- Parámetros de la Ecuación de Estado

En la figura 4.1 se representan las ecuaciones de estado empleadas para cada uno de los hormigones modelados. Estas ecuaciones de estado, similares a las definidas por Xu y Wille (2015) (ver figura 2.17 del capítulo 2), se diferencian entre si únicamente en los primeros dos valores de los módulos volumétricos (ver figura 4.2b), con la finalidad de

tomar en cuenta tanto los valores de los módulos volumétricos correspondientes a cada uno de los hormigones modelados como así también sus módulos elásticos. En el modelo KC incorporado en LS-Dyna, los valores de los módulos elásticos no son introducidos como dato.

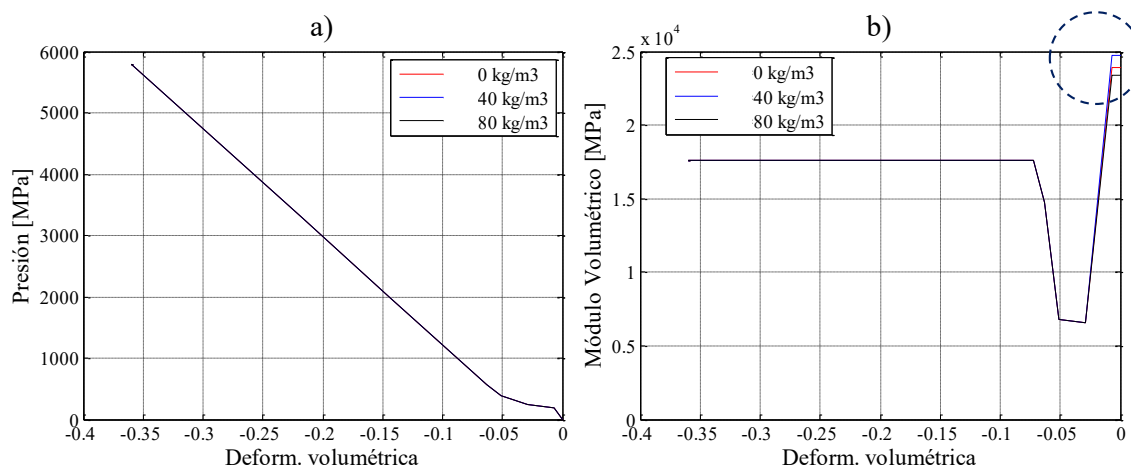


Figura 4.1: Ecuación de estado. a) Curvas presión vs. deformación volumétrica, b) Curvas módulo volumétrico vs. deformación volumétrica.

4.2.2.-Coeficientes de las superficies de falla

Para obtener los coeficientes de las superficies de fluencia, falla y residual se siguió un procedimiento similar al propuesto por Makovich *et al* (2011) para hormigones sin fibras de 20 a 120 MPa de resistencia a compresión uniaxial. Los pasos a seguir son los siguientes:

1. Deben graficarse las curvas tensión – deformación obtenidas de ensayos experimentales de compresión triaxial realizados para diferentes presiones de confinamiento.
2. En las curvas generadas para las diferentes presiones de confinamiento, deben identificarse tanto el punto correspondiente a la fluencia (Pt1) como los valores pico de la resistencia a compresión (Pt2) (ver figura 2.15 del capítulo 2). Luego, para los valores de tensión correspondientes a los Pt1 y Pt2 obtenidos para distintas presiones de confinamiento debe representarse la diferencia de tensiones $\Delta\sigma = |\sigma_1 - \sigma_2|$ (donde σ_1 es la tensión axial y σ_2 es la presión de confinamiento) versus la presión p .
3. Deben obtenerse los coeficientes a_i de las ecuaciones (2.13) y (2.14) para las superficies de falla máxima y de fluencia inicial, por medio de técnicas de ajuste no lineal de mínimos cuadrados.

En caso de no contar con resultados experimentales de ensayos de compresión triaxial, es factible emplear el modelo propuesto por Attard y Setunge (1994) (ver Anexo A4.1) para

determinar los valores pico de las resistencias a compresión para diferentes presiones de confinamiento. Luego, los puntos de fluencia pueden ser determinados a partir de los valores pico de compresión. Para este fin, puede considerarse que $\sigma_{Pt1} = 0.7\sigma_{Pt2}$ conforme a lo propuesto por Fehling *et al* (2014) para hormigones de altas resistencia reforzados con fibras. En base a las curvas de endurecimiento en compresión uniaxial y tracción uniaxial (obtenidas a partir de ensayos de flexión) para estos hormigones se vio que $\sigma_{Pt1} = 0.88\sigma_{Pt2}$ para hormigón simple, $\sigma_{Pt1} = 0.91\sigma_{Pt2}$ para HARRF con 40 kg/m³ de fibras y $\sigma_{Pt1} = 0.85\sigma_{Pt2}$ para HARRF con 80 kg/m³ de fibras.

Para determinar los coeficientes de la superficie de falla residual no debe emplearse la rama postpico del modelo propuesto por Attard y Setunge (1994) ya que no fue concebida para un hormigón con fibras y, por tanto, la respuesta postpico del material es diferente. Es necesario determinar la resistencia residual del hormigón para el cual se ajusta el modelo KC por medio de ensayos de compresión triaxial. En esta tesis se adoptó el criterio de Kong *et al* (2017) para hormigones normales sometidos a cargas dinámicas, que sugiere considerar la superficie residual paralela a la superficie de falla máxima, con la diferencia de que la superficie residual pasa por el origen de coordenadas del sistema $p - \Delta\sigma$. Por tanto, se adopta el siguiente criterio:

$$a_{1r} = a_{1m} \quad (4.1)$$

$$a_{2r} = a_{2m} \quad (4.2)$$

En la tabla 4.1 se presentan los coeficientes de las superficies de falla del modelo KC para los hormigones modelados en esta tesis. En el Anexo A4.1 se presentan los detalles sobre la determinación de los mismos.

Hormigón	a_{0m}	a_{1m}	a_{2m}	a_{0y}	a_{1y}	a_{2y}	a_{1r}	a_{2r}
fc= 114.2 MPa HAR	21.40	0.34	0.0017	21.25	0.34	0.0022	0.34	0.0017
fc= 100.6 MPa HARRF 40	20.08	0.35	0.0018	19.83	0.35	0.0022	0.35	0.0018
fc= 100.7 MPa HARRF 80	20.30	0.35	0.0018	20.19	0.36	0.0025	0.35	0.0018

Tabla 4.1: Coeficientes de las superficies de falla del modelo KC para los hormigones modelados.

4.2.3.- Curvas de endurecimiento en tracción y compresión uniaxial

En el modelo usado para el HAR y HARRF las curvas de endurecimiento deben definirse a través de la función de endurecimiento plástico $\eta(\lambda)$. Es justamente a través de la adecuada definición de la función $\eta(\lambda)$ que se puede considerar la ductilidad que aportan las fibras añadidas a la matriz de hormigón en el caso del HARRF. Teniendo en cuenta

que el principal efecto de las fibras es modificar la respuesta en tracción, es necesario contar con resultados experimentales o de modelaciones numéricas de ensayos de tracción uniaxial del hormigón reforzado con fibras que se desea modelar.

En el caso particular de los hormigones utilizados en esta tesis, no se disponía de curvas de respuesta (tensión-deformación) en tracción uniaxial. Para obtener las curvas de endurecimiento se utilizaron las curvas tensión – deformación generadas dentro del grupo de trabajo mediante un programa de elementos finitos tridimensional no lineal académico (PLCd: Código de elementos finitos termo-mecánico no lineal dinámico para aplicaciones orientadas a investigación desarrollado en el Centro Internacional de Métodos Numéricos en Ingeniería, www.cimne.com/PLCd). Este programa permite simular el comportamiento del HARRF mediante un modelo de compuestos utilizando las propiedades de la matriz y de las fibras (su proporción y distribución), considerando el deslizamiento de las fibras respecto de la matriz a través de un modelo de arrancamiento (Luccioni *et al.* 2016).

Para generar las curvas de respuesta uniaxial en compresión y tracción del hormigón simple y de los HARRF con 40 y 80 kg/m³ de fibras, se utilizaron los resultados ensayos de compresión uniaxial que permitieron caracterizar el comportamiento en compresión y de vigas con entalla sometidas a flexión de tres puntos realizados dentro del grupo de trabajo (Zerbino *et al.*, 2018) (ver Figura 3.1), con los cuales se caracterizó la respuesta en tracción. Se modelaron numéricamente los ensayos de flexión de HAR. El ajuste de las curvas Carga – CMOD de la figura 3.1, correspondientes a hormigón simple permitió calibrar las propiedades en tracción de la matriz de hormigón (resistencia a tracción y energía de fractura). Se disponía de ensayos de arrancamiento de fibras que permitieron obtener las propiedades necesarias para calibrar el modelo de arrancamiento de fibras (*pullout*). A modo de verificación, se obtuvieron las curvas carga – CMOD obtenidas experimentalmente para las vigas de HARRF. Luego, con los datos ya calibrados de los materiales, se modelaron ensayos de tracción uniaxial y se obtuvieron las curvas de respuesta uniaxial (tensión-deformación) de los tres hormigones analizados en esta tesis que tienen la misma matriz de hormigón y distintos contenidos de fibras. Se utilizaron, a tal fin, los contenidos efectivos de fibras determinados en las vigas que fueron sometidas a impacto (ver Tabla 3.5) luego del ensayo de las mismas.

El procedimiento utilizado en esta tesis para encontrar la curva $\eta(\lambda)$ a partir de las curva tensión-deformación en tracción uniaxial y compresión uniaxial fue el siguiente:

1. Asignar al parámetro b_2 el valor de 1.

2. A partir de la curva tensión-deformación en tracción uniaxial $\sigma_1(\varepsilon_{11})$, determinar la tensión de fluencia uniaxial σ_y , la resistencia a tracción pico σ_m y su resistencia residual a tracción σ_r .
3. Dividir la curva $\sigma_1(\varepsilon_{11})$ en $n+1$ puntos discretos i ($0 \leq i \leq n$) y para cada $\sigma_{1i}, \varepsilon_{11i}$ obtener la deformación plástica como $\varepsilon_{11i}^p = \varepsilon_{11i} - \sigma_{1i}/E$. Donde E es módulo de elasticidad longitudinal.
4. Inicializar $\lambda_0 = 0$ y $\eta_0 = 0$
5. Para cada i ($i=1, n$)

$$d\varepsilon_{11i}^p = \varepsilon_{11i}^p - \varepsilon_{11i-1}^p$$

Si $d\varepsilon_{11i}^p = 0$ entonces $d\lambda_i = 0$ y $\eta_i = 0$ (comportamiento elástico)

De lo contrario:

$$d\lambda_i = \frac{d\varepsilon_{11i}^p}{1 + \left(\frac{\sigma_{1i}}{3\sigma_m}\right)^{b2}} \quad (4.3)$$

$$\lambda_i = \lambda_{i-1} + d\lambda_i$$

Si $\sigma_{1i} \geq \sigma_{1i-1}$ entonces (rama de endurecimiento)

$$\eta_i = \frac{\sigma_{1i} - \sigma_y}{\sigma_m - \sigma_y}$$

De lo contrario (rama de ablandamiento)

$$\eta_i = \frac{\sigma_{1i} - \sigma_r}{\sigma_m - \sigma_r}$$

Una vez definida la curva $\eta(\lambda)$ el valor del parámetro $b1$ se puede determinar mediante pruebas sucesivas de manera que la curvas tensión – desplazamiento (o tensión – deformación) en compresión uniaxial obtenida mediante el modelo (Ec. (A4.1.35)) ajuste los resultados experimentales.

En la figura 4.2 se muestran las funciones de endurecimiento plástico $\eta(\lambda)$ obtenidas con el procedimiento descrito en el apartado (4.2.2) para los hormigones estudiados.

Las ramas prepico de estas curvas son muy similares y tienen una pendiente bastante pronunciada hasta alcanzar su valor pico. Pero, las ramas postpico se diferencian significativamente. Aquella correspondiente al hormigón simple tiene un descenso rápido que representa su comportamiento frágil después de alcanzar su valor pico de resistencia.

Por otra parte, las de los hormigones con fibras inicialmente tienen un descenso rápido pero luego presentan un repunte. Este repunte representa la ductilidad que aportan las fibras y es mayor en la curva que representa al hormigón con mayor contenido de fibras.

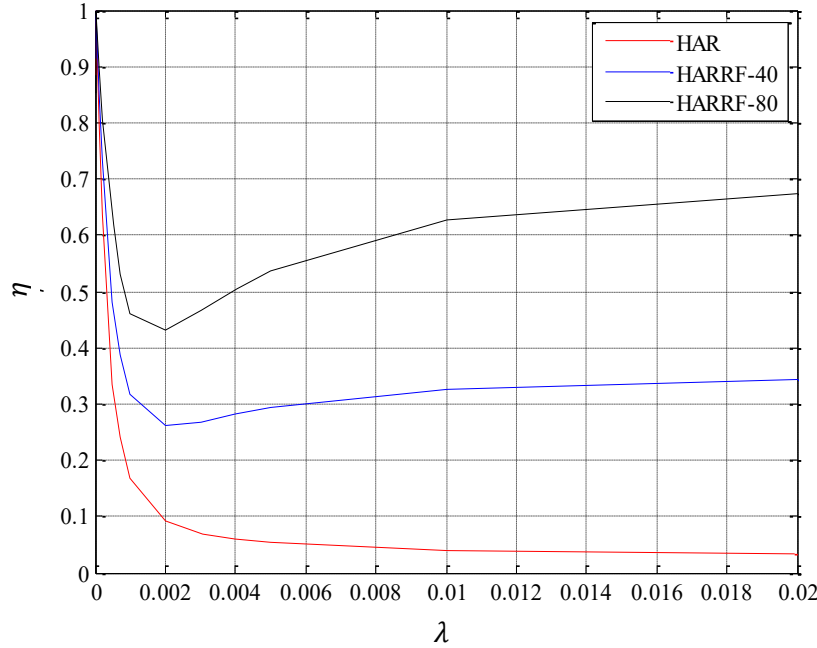


Figura 4.2: Funciones de endurecimiento plástico de los hormigones modelados.

4.2.4.- Objetividad de la respuesta

El modelo KC introduce el concepto de banda de fisuración (*crack band model*) para lograr la objetividad respecto del tamaño de la malla durante el ablandamiento (Wu y Crawford, 2015). La regularización se lleva a cabo por medio del escalamiento interno de la rama de ablandamiento de la función de endurecimiento plástico usando el tamaño promedio de cada elemento (Wu y Crawford, 2015). Por medio de este método la relación tensión – deformación promedio es ajustada por el modelo para asegurar una correcta disipación de energía independientemente del tamaño de los elementos utilizados. La energía de fractura es obtenida integrando la respuesta tensión – desplazamiento del elemento de la siguiente manera:

$$G_f = h_c \int \sigma d\varepsilon \quad (4.4)$$

Donde h_c representa el ancho de la banda de agrietamiento (llamado *locwidth* en el modelo KC). Para estudiar la influencia del *locwidth* en la respuesta, se realizaron modelos de tracción uniaxial empleando en primera instancia un solo elemento cúbico de ocho nodos de 100 mm de lado y posteriormente una malla de ocho elementos finitos de 50 mm de lado. En estos modelos se consideraron diferentes tamaños de *locwidth* ($LW=3$

mm, LW=25 mm y LW=45mm), siendo en todos los casos menores que el tamaño del elemento (ver figura 4.3).

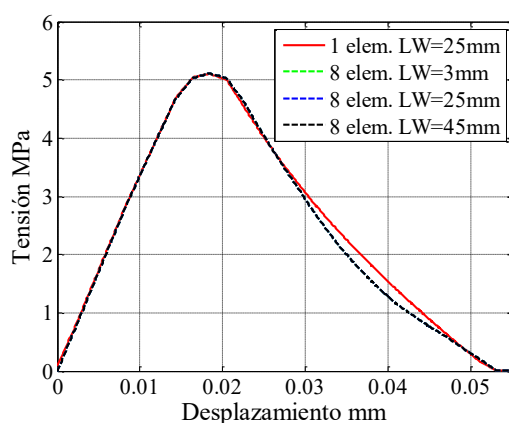


Figura 4.3: Objetividad de la respuesta.

En la figura 4.3 puede observarse que las respuestas obtenidas considerando tanto un solo elemento finito como ocho, son prácticamente coincidentes. Se destaca que el *locwidth* no influye en la respuesta siempre que sea menor que el tamaño de los elementos finitos.

4.2.5.- Respuesta en tracción y compresión uniaxial estática

A continuación, se presentan las respuestas en tracción y compresión uniaxial obtenidas con el modelo KC de LS-Dyna con los parámetros ajustados de acuerdo a la metodología descrita. La modelación consistió en un elemento finito tipo *brick* de 8 nodos y 100 mm de lado en el que se aplicó en los nodos superiores desplazamientos a una velocidad de 3.33×10^{-9} mm/ms. Los desplazamientos de los nodos inferiores fueron restringidos en la dirección de la carga. En la figura 4.4 se presentan las curvas tensión – desplazamiento obtenidas para el hormigón simple de 114.2 MPa de resistencia a compresión uniaxial empleado en esta tesis y para los dos contenidos de fibras utilizados, con la aclaración de que se pusieron los contenidos reales medidos en la sección central luego de los ensayos, (tabla 3.5) no los nominales.

Se hace notar que las ordenadas de las figuras 4.4a y 4.4b están en diferente escala, se procedió de esta forma con la finalidad de que las curvas de tracción uniaxial se puedan apreciar con más detalle.

Las ramas prepico correspondientes a los distintos hormigones son similares. Las ramas postpico de las curvas tensión – desplazamiento siguen la forma de las funciones de endurecimiento plástico apreciándose una notoria diferencia en las ramas postpico debido a los diferentes contenidos de fibras. La ductilidad en la respuesta postpico aumenta con el contenido de fibras

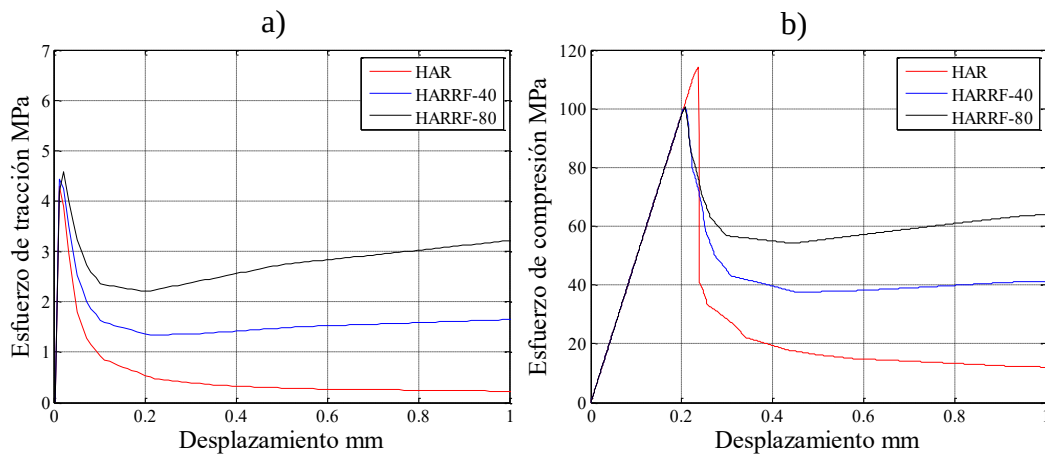


Figura 4.4: Modelación de los hormigones empleados a) curva esfuerzo de tracción vs. desplazamiento b) curvas esfuerzo de compresión - desplazamiento.

4.2.6.- Respuesta en tracción uniaxial dinámica

Para analizar el efecto de la velocidad de carga en la respuesta de los hormigones modelados, se estudió la respuesta del modelo en tracción uniaxial del hormigón con 80 kg/m^3 de fibras con distintas velocidades de carga. Para este fin, se empleó una malla de elementos finitos de $100 \times 100 \times 100 \text{ mm}$, discretizada en 64 elementos tipo *brick* de $25 \times 25 \times 25 \text{ mm}$ (ver figura 4.5). En esta malla, los desplazamientos de los nodos de la base fueron restringidos de forma tal que no se produzca un movimiento de cuerpo rígido; mientras que a los nodos de la cara opuesta (cara superior) se aplicó velocidades de 0.01, 0.1, 1, 10 y 20 mm/ms.

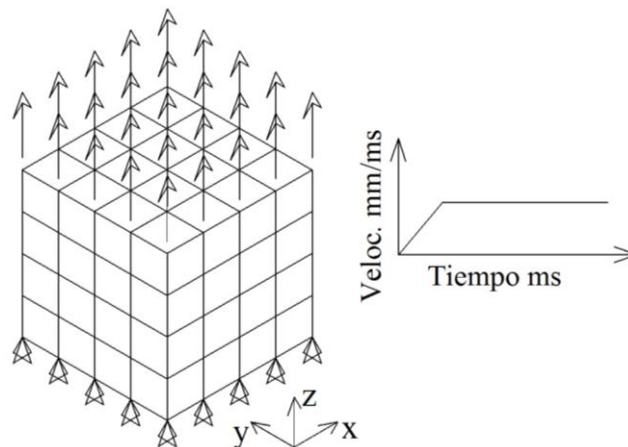


Figura 4.5: Malla de elementos finitos para el modelo de tracción dinámica.

Para que el programa LS-Dyna considere los efectos de la velocidad de la carga en el modelo KC, se asignó a la variable s de las ecuaciones (2.21) y (2.22) (presentadas en el capítulo 2) un valor igual a 100 y se introdujo como dato un conjunto de valores r_f

(equivalentes al *DIF*) versus la velocidad de deformación. Para definir este conjunto de valores se empleó el modelo *DIF* – $\dot{\epsilon}$ de Thomas y Sorensen (2017) explicado en detalle en el apartado 2.4 del capítulo 2. En la figura (4.6) se presentan los resultados del modelo de tracción dinámica para velocidades desde 0.01 mm/ms hasta 20 mm/ms. Se observa que el modelo representa el aumento de resistencia con la velocidad de carga. Para velocidades bajas de hasta 1 mm/ms que corresponde a $\dot{\epsilon} = 10 \text{ s}^{-1}$ este incremento es ligero lo cual es consistente con lo indicado en la primera rama de la figura 2.13a. Por el contrario, se observa un notorio incremento en la resistencia del material para velocidades mayores a 1 mm/ms en correspondencia con la segunda rama de la figura 2.13a. Para una velocidad de 20 mm/ms se obtiene una resistencia a tracción dinámica de al menos 40 MPa, lo cual significa un aumento en prácticamente 8 veces la resistencia a tracción uniaxial estática de este hormigón.

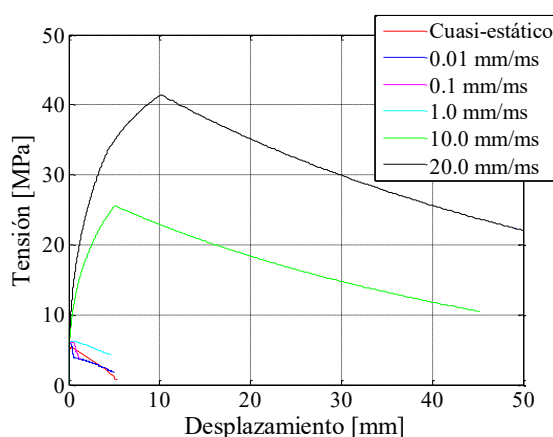


Figura 4.6: Ensayos de tracción uniaxial dinámica para el hormigón con 80 kg/m³ de contenido de fibras.

4.2.7.- Algoritmo y límite de erosión

Finalmente, con el propósito de incluir en el modelo numérico el deterioro que produce el impacto del proyectil sobre la viga de hormigón, se empleó el modelo de erosión *MAT_ADD_EROSION*. Para el caso del hormigón sin fibras se utilizó $MXEPS = 0.02$. Este criterio establece que los elementos finitos de la malla cuya deformación unitaria en tracción sea mayor a 0.02, serán eliminados de la malla. En el capítulo 5 se muestra cómo se calibró este valor en base a los resultados experimentales correspondientes a vigas de hormigón sin fibras que se fracturaron debido al impacto. Para el caso de HARRF no fue posible calibrar un límite que reprodujera adecuadamente la fractura de la matriz unida por las fibras. Esto es una limitación de estos modelos de erosión disponibles para el caso de un material compuesto como es el HARRF y ya ha sido mencionada en otros

trabajos (Luccioni et al 2018) en los que se estudió el comportamiento de estos hormigones bajo cargas explosivas.

4.3.- MODELO NUMÉRICO EMPLEADO EN LOS ENSAYOS DE IMPACTO

Además del modelo utilizado para el material, la definición del modelo numérico empleado para simular las vigas sometidas a impacto, comprende también la definición de la malla y tipo de elementos finitos utilizados, los algoritmos de contacto empleados, la modelación de los apoyos y la determinación del amortiguamiento, entre otros aspectos. Como se mencionó, este modelo fue desarrollado en primer lugar para diseñar la serie de ensayos a realizar y luego de llevados a cabo los mismos, fue reajustado para lograr reproducir los resultados experimentales. Durante ese proceso se estudió la sensibilidad de la respuesta a los distintos aspectos mencionados. Ese estudio de sensibilidad se presenta en el Anexo A4.2. A continuación, se presenta el modelo como quedó definido finalmente. En la figura 4.7 se muestra la malla de elementos finitos utilizada, con la cual se procura reproducir con la mayor fidelidad posible el montaje del ensayo experimental presentado en la figura 3.3 del capítulo 3. Todos los elementos, con excepción de las varillas que unen las barras superiores con los apoyos metálicos inferiores, fueron modelados mediante elementos tipo ELFORM2 (elemento tipo *brick* de ocho nodos, ocho puntos de integración y con integración selectiva reducida para prevenir el bloqueo volumétrico). Los tamaños de estos elementos fueron: de 3 mm de lado para el proyectil y el anillo de fuerza, y de 5 mm para el resto de los elementos. Para las varillas se emplearon elementos tipo barra de reticulado (*truss*) de 25 mm² de área, que solo soportan esfuerzos axiales de tracción o compresión. Los elementos metálicos fueron modelados como materiales elásticos lineales con un módulo de elasticidad igual a 2.1×10^5 MPa, con un coeficiente de Poisson de 0.3 y una densidad de 7900 kg/m³. 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 1.58×10^5 MPa que fue calculado a partir de su rigidez, de su altura y del área de su carcasa que recibe los impactos. A la placa metálica, debajo del anillo de fuerza y que está 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 experimentales.

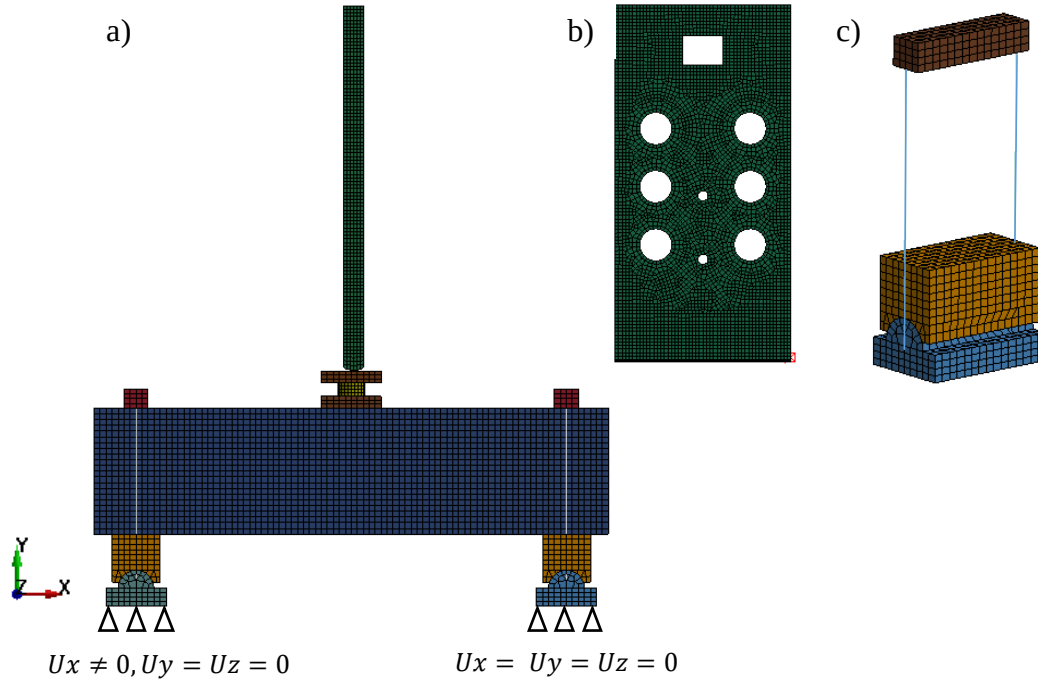


Figura 4.7: Malla de elementos finitos del modelo numérico empelado. a) Vista frontal, b) Proyectil, c) Dispositivos que fijan la viga a los apoyos metálicos.

También, se incluyó el efecto de fricción estática en todos los contactos. Los coeficientes de fricción estática empleados fueron 0.74 entre elementos metálicos entre sí y 0.6 entre elementos metálicos y la viga de hormigón (Grigoriev *et al*, 1996). Adicionalmente, se incorporó el efecto de fricción dinámica entre los contactos del proyectil con la placa metálica superior, y entre el anillo de fuerza y ambas placas metálicas. El coeficiente de fricción dinámica empleado fue 0.57 (Grigoriev *et al*, 1996).

También se incluyó el efecto del amortiguamiento en los contactos entre el proyectil, las placas metálicas y el anillo de fuerza. Para este fin, se asignó a estos contactos un coeficiente de amortiguamiento viscoso igual al 10% del amortiguamiento crítico, valor que es recomendado en LSTC (2018)

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 – Bindeman (LSTC, 2018).

Se asignó a la viga de hormigón amortiguamiento de Rayleigh y. los coeficientes se determinaron por medio de las ecuaciones (4.5).

$$a_0 = \zeta \frac{2w_i w_j}{w_i + w_j} \quad a_1 = \zeta \frac{2}{w_i + w_j} \quad (4.5)$$

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. ζ es la fracción del amortiguamiento crítico y por medio del cálculo del decremento logarítmico de los picos del registro de aceleraciones experimentales se determinó que su valor es igual a 5%. En el análisis de Fourier realizado al registro de aceleraciones experimentales se identificó que entre el cuarto y el quinto modo flexional se presentan amplitudes importantes. En Fiengo *et al* (2019) se realizó un estudio de la influencia del amortiguamiento en la correcta predicción de resultados por medio del modelo que se emplea. Se procuró determinar los coeficientes a_0 y a_1 con la mayor precisión posible. Con este fin, y teniendo en cuenta que las vigas eran relativamente cortas, las frecuencias flexionales empleadas para obtener estos coeficientes fueron corregidas para tener en consideración los efectos tanto de la deformación por corte como de la inercia rotacional (ver Anexo A3.2). Los valores calculados para los coeficientes a_0 y a_1 son 4.2915 ms^{-1} y $5.6667 \times 10^{-4} \text{ ms}$ respectivamente.

ANEXO A4.1

DETALLES SOBRE LA CALIBRACIÓN DEL MODELO CONSTITUTIVO PARA HARREF

A4.1.1.- DETERMINACIÓN DE LAS RESISTENCIAS PICO A COMPRESIÓN PARA DIFERENTES VALORES DE CONFINAMIENTO

En esta tesis los valores de las resistencias pico a compresión para diferentes presiones de confinamiento fueron obtenidos por medio del modelo propuesto por Attard y Setunge (1994). Este modelo permite obtener curvas tensión – deformación bajo compresión, considerando presiones de confinamiento de hasta 20 MPa. En la figura A4.1.1 se muestran parámetros que emplea este modelo tanto sin confinamiento como con confinamiento.

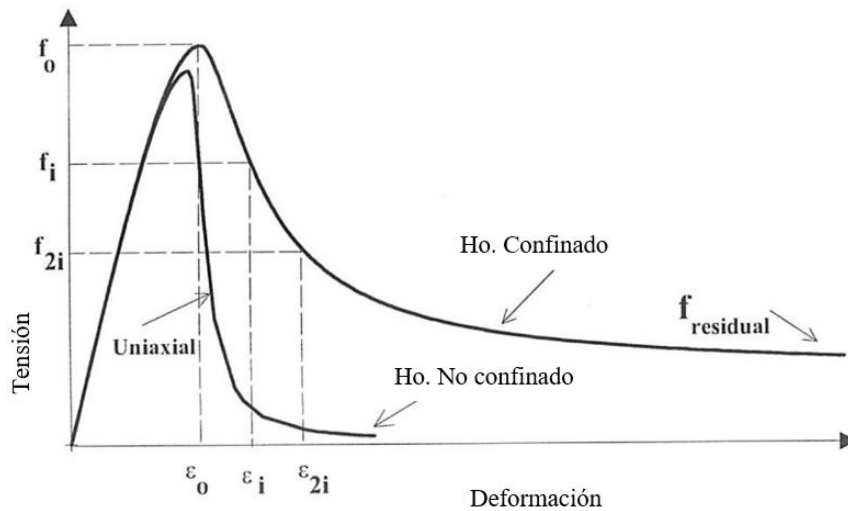


Figura A4.1.1: Relación tensión – deformación para un hormigón tanto con confinamiento como sin confinamiento (Attard y Setunge, 1994).

En la figura A4.1.1, (ϵ_0, f_0) son la deformación y la compresión pico confinada, (ϵ_i, f_i) es el primer punto de inflexión y (ϵ_{2i}, f_{2i}) es el segundo punto de inflexión. Este modelo está conformado por una rama ascendente (prepico) y por una descendente (postpico). La rama prepico es generada por medio de las ecuaciones (A4.1.1) a (A4.1.5).

$$\frac{f}{f_0} = \frac{AX + BX^2}{1 + CX + DX^2} \quad (A4.1.1)$$

$$A = \frac{E_{ti} - \epsilon_0}{f_0} \quad (A4.1.2)$$

$$B = \frac{(A - 1)^2}{\alpha \left(1 - \frac{f_{pl}}{f_0}\right)} + \frac{A^2(1 - \alpha)}{\alpha^2 \frac{f_{pl}}{f_0} \left(1 - \frac{f_{pl}}{f_0}\right)} - 1 \quad (\text{A4.1.3})$$

$$C = A - 2 \quad (\text{A4.1.4})$$

$$D = B + 1 \quad (\text{A4.1.5})$$

Donde $X = \frac{\varepsilon}{\varepsilon_0}$, f es la tensión correspondiente a la deformación ε , f_{pl} es el límite de fluencia y $\alpha = \frac{E_{ti}}{E_c}$ que para este trabajo se asumió un valor igual a 1. Para determinar (ε_0, f_0) son requeridas las ecuaciones (A4.1.6) a (A4.1.8).

$$f_0 = f_c \left[\frac{f_r}{f_t} + 1 \right]^k \quad (\text{A4.1.6})$$

$$k = 1.25(f_c)^{-0.21} \left[1 + 0.062 \frac{f_r}{f_c} \right] \quad (\text{A4.1.7})$$

$$\varepsilon_0 = \varepsilon_c \left[1 + (17 - 0.06f_c) \left(\frac{f_r}{f_c} \right) \right] \quad (\text{A4.1.8})$$

Donde f_t es la resistencia a tracción uniaxial del HARRF y f_r es la presión de confinamiento que varía de 0 a 20[MPa].

A4.1.2.- DEDUCCIÓN DE LAS ECUACIONES EMPLEADAS PARA DETERMINAR LA FUNCIÓN DE ENDURECIMIENTO PLÁSTICO

A continuación, se detalla la deducción de la ecuación (4.3). Las ecuaciones (A4.1.9) y (A4.1.10) describen la evolución de la superficie de fluencia entre la superficie de fluencia inicial y la máxima y entre la máxima y la residual respectivamente:

$$F = \Delta\sigma - [\eta(\Delta\sigma_m - \Delta\sigma_y) + \Delta\sigma_y] = 0 \quad (\text{A4.1.9})$$

$$F = \Delta\sigma - [\eta(\Delta\sigma_m - \Delta\sigma_r) + \Delta\sigma_r] = 0 \quad (\text{A4.1.10})$$

Donde $\Delta\sigma = \sqrt{3J_2}$ siendo J_2 el segundo invariante del tensor desviador de tensiones siendo igual a:

$$J_2 = \frac{1}{6}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2] \quad (\text{A4.1.11})$$

Para un problema de tracción uniaxial, la única tensión no nula es σ_1 y $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$, J_2 adopta la siguiente forma:

$$J_2 = \frac{\sigma_1^2}{3} \quad (\text{A4.1.12})$$

Entonces:

$$\Delta\sigma = \sigma_1 \quad \text{y} \quad p = \sigma_1/3 \quad (\text{A4.1.13})$$

Reemplazando (A4.1.12) y (A4.1.13) en (A4.1.9) y (A4.1.10):

$$\sigma_1 - [\eta(\sigma_m - \sigma_y) + \sigma_y] = 0 \quad (\text{A4.1.14})$$

$$\sigma_1 - [\eta(\sigma_m - \sigma_r) + \sigma_r] = 0 \quad (\text{A4.1.15})$$

Donde $\eta = \eta(\lambda)$ es la función de endurecimiento plástico y λ la variable de endurecimiento plástico. Si se conocen los valores de σ_y, σ_m y σ_r , se puede despejar el valor de η correspondiente a un dado estado tensional σ_1 , a partir de las ecuaciones (A4.1.14) o (A.4.1.15) según el estado de tensiones se encuentre entre la fluencia inicial y el pico o entre el pico y la resistencia residual y resulta respectivamente:

$$\eta = \frac{\sigma_1 - \sigma_y}{\sigma_m - \sigma_y} \quad (\text{A4.1.16})$$

$$\eta = \frac{\sigma_1 - \sigma_r}{\sigma_m - \sigma_r} \quad (\text{A4.1.17})$$

Este modelo considera positiva la presión hidrostática p de compresión. Para el caso de tracción uniaxial, $p < 0$, entonces la variable de endurecimiento plástico se calcula como:

$$d\lambda = \frac{\overline{d\varepsilon^p}}{[1 + (\frac{s}{100})(r_f - 1)] \left(1 + \frac{p}{r_f f_t}\right)^{b_2}} \quad \text{para } p \leq 0 \quad (\text{A4.1.18})$$

$$\overline{d\varepsilon^p} = \sqrt{\left(\frac{2}{3}\right) d\varepsilon_{ij}^p d\varepsilon_{ij}^p} \quad (\text{A4.1.19})$$

$$d\varepsilon_{ij}^p = d\mu \frac{\partial G}{\partial \sigma_{ij}} \quad (\text{A4.1.20})$$

$$G = \sqrt{3J_2} - \omega[\eta(\Delta\sigma_m - \Delta\sigma_y) + \Delta\sigma_y] \quad (\text{A4.1.21})$$

Para el caso estático, $r_f = 1$ y $s = 0$, por lo que la ecuación A4.1.18 queda

$$d\lambda = \frac{\overline{d\varepsilon^p}}{\left(1 + \frac{p}{f_t}\right)^{b_2}} \quad \text{para } p \leq 0 \quad (\text{A4.1.22})$$

$$\begin{aligned}\frac{\partial G}{\partial \sigma_{ij}} &= \frac{1}{2} \frac{\sqrt{3}}{\sqrt{J_2}} \frac{\partial J_2}{\partial \sigma_{ij}} \\ &= \frac{1}{2} \frac{\sqrt{3}}{\sqrt{J_2}} \frac{\partial J_2}{\partial s_{KL}} \frac{\partial s_{KL}}{\partial \sigma_{ij}}\end{aligned}\quad (\text{A4.1.23})$$

El invariante J_2 puede expresarse como $J_2 = \frac{1}{2} s_{ij} s_{ij}$

Entonces:

$$\frac{\partial J_2}{\partial s_{KL}} = \delta_{Ki} \delta_{Lj} \delta_{ij} \quad (\text{A4.1.24})$$

$$\frac{\partial s_{KL}}{\partial \sigma_{ij}} = \delta_{Ki} \delta_{Lj} - \frac{1}{3} \delta_{ij} \quad (\text{A4.1.25})$$

Reemplazando (A4.1.24) y (A4.1.25) en (A4.1.23):

$$\frac{\partial G}{\partial \sigma_{ij}} = \frac{1}{2} \frac{\sqrt{3}}{\sqrt{J_2}} s_{ij} \quad (\text{A4.1.26})$$

Reemplazando la ecuación (A4.1.26) en (A4.1.20):

$$d\varepsilon_{ij}^p = d\mu \frac{1}{2} \frac{\sqrt{3}}{\sqrt{J_2}} s_{ij} \quad (\text{A4.1.27})$$

$$\overline{d\varepsilon^p} = \sqrt{\frac{2}{3} d\varepsilon_{ij}^p d\varepsilon_{ij}^p} = d\mu \quad (\text{A4.1.28})$$

Para el caso de tracción uniaxial, la deformación plástica específica en la dirección de la tensión principal 1 se calcula como:

$$d\varepsilon_{11}^p = d\mu \frac{1}{2} \frac{\sqrt{3}}{\sqrt{J_2}} s_1 \quad (\text{A4.1.29})$$

$$s_1 = \frac{2}{3} \sigma_1 \quad (\text{A4.1.30})$$

Reemplazando (A4.1.31) en (A4.1.30):

$$d\varepsilon_{11}^p = d\mu \frac{1}{2} \frac{\sqrt{3}}{\sqrt{J_2}} \frac{2}{3} \sigma_1 \quad (\text{A4.1.31})$$

Teniendo en cuenta que $\sqrt{J_2} = \sigma_1 / \sqrt{3}$ para tracción uniaxial, la ecuación (A4.1.31) queda:

$$d\varepsilon_{11}^p = d\mu \quad (\text{A4.1.32})$$

Por consiguiente, teniendo en cuenta que para tracción uniaxial $p = \sigma_1/3$, la ecuación (A4.1.22) puede expresarse de la siguiente manera:

$$d\lambda = \frac{d\varepsilon_{11}^p}{1 + \left(\frac{\sigma_1}{3\sigma_m}\right)^{b_2}} \quad (\text{A4.1.33})$$

Donde $f_t = \sigma_m$ es la resistencia a tracción uniaxial del hormigón.

De esta manera, utilizando la ecuación (A4.1.33) se pueden ir calculando los incrementos $d\lambda$ y λ por integración de los mismos.

Para el caso de presión hidrostática p de compresión (positiva), la variable de endurecimiento plástico se calcula como:

$$d\lambda = \frac{\overline{d\varepsilon^p}}{\left[1 + \left(\frac{s}{100}\right)(r_f - 1)\right] \left(1 + \frac{p}{r_f f_t}\right)^{b_1}} \quad \text{para } p > 0 \quad (\text{A4.1.34})$$

Siguiendo un procedimiento similar al realizado para tracción uniaxial, en el caso de compresión uniaxial.

$$d\lambda = \frac{d\varepsilon_{11}^p}{1 + \left(\frac{\sigma_1}{3\sigma_m}\right)^{b_1}} \quad (\text{A4.1.35})$$

ANEXO A4.2

ESTUDIO DE LA SENSIBILIDAD DE LA RESPUESTA NUMÉRICA A LOS DISTINTOS ASPECTOS DEL MODELO

A.4.2.1 INTRODUCCIÓN

Este anexo 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.

En todos estos modelos predictivos la altura de caída del proyectil fue de 33 mm; pero se tomó en cuenta 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. La fuerza de impacto corresponde a la resultante de las fuerzas de impacto en el anillo de fuerza.

A4.2.2 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 A4.2.1, 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 impacto 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 impacto.

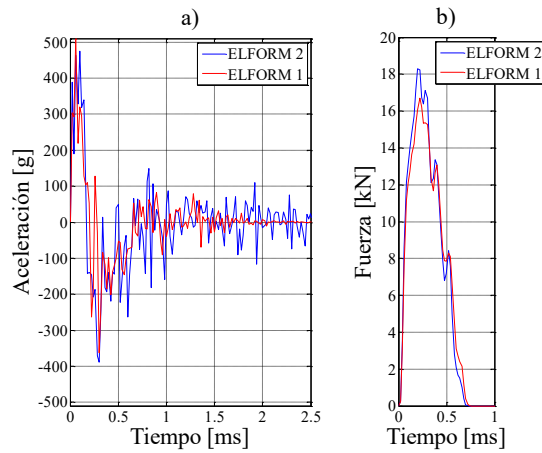


Figura A4.2.1: Influencia del tipo de elemento. a) Aceleraciones de la viga, b) Fuerzas de impacto.

A4.2.3 Influencia del tamaño de los elementos

Se elaboraron dos modelos de elementos finitos llamados “malla 1” y “malla 2”. En el modelo malla 1, el tamaño de los elementos finitos es 3 mm para la malla del proyectil y 5 mm para la malla de la viga. Por su parte, en el modelo malla 2, las dimensiones de los elementos son iguales a la mitad de las de los elementos de la malla 1, 1.5 mm y 2.5 mm para el proyectil y la viga respectivamente. Para emular el efecto de los apoyos que sujetan la viga a la máquina de impacto se aplicaron las condiciones de borde indicadas en la figura A4.2.2. Esta simplificación se hizo para evitar un excesivo número de elementos en la malla más fina y teniendo en cuenta que a los efectos del estudio de sensibilidad al tamaño de la malla la representación más realista de los apoyos no tiene mucha influencia.

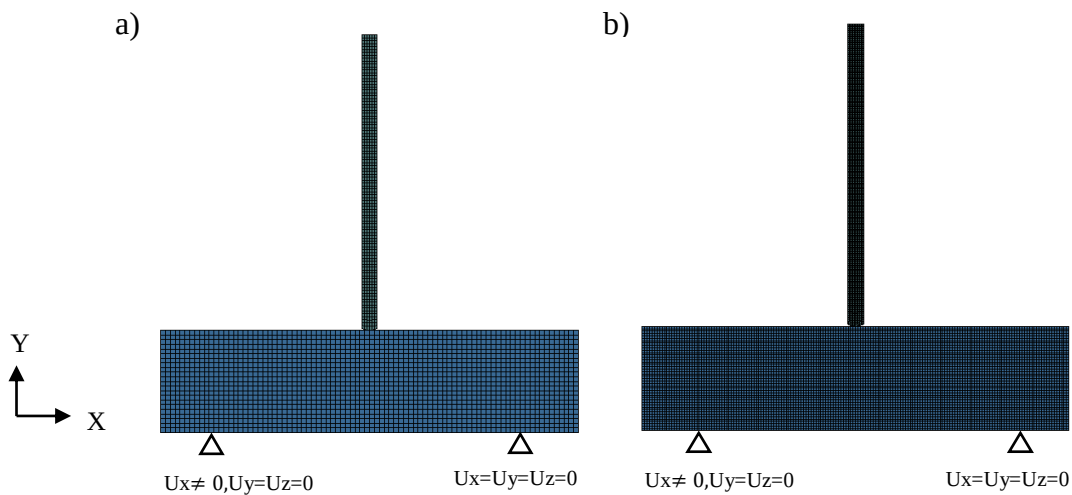


Figura A4.2.2: Modelos de elementos finitos elaborados para analizar la influencia del tamaño de los elementos. a) Modelo “Malla 1”, b) Modelo “Malla 2”.

En la figura A4.2.3 se comparan tanto fuerzas de impacto como desplazamientos verticales medidos en la mitad de la cara inferior de ambos modelos. Se aprecia que tanto las fuerzas de impacto como los desplazamientos verticales son prácticamente coincidentes para ambos modelos. Se puede ver entonces que para este problema es suficiente con trabajar con la malla 1 que por otro lado tiene mucho menor tiempo computacional (4 horas de análisis contra 19 horas de análisis del modelo malla 2).

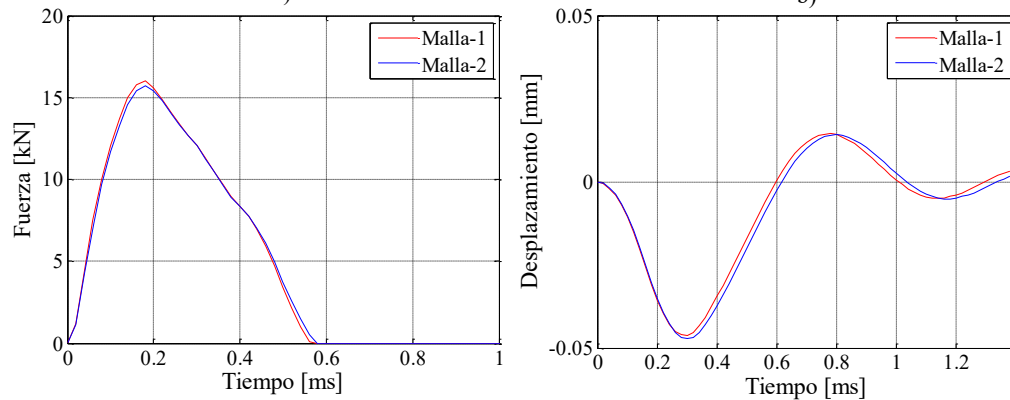


Figura A4.2.3: Resultados obtenidos con diferentes tamaños de elementos. a) Fuerzas de impacto, b) Desplazamientos verticales medidos en la mitad de las vigas.

A4.2.4 Influencia de las condiciones de borde

En primera instancia, tanto las fuerzas de impacto 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 modelaron todas las condiciones de apoyo (barras, varillas y apoyos metálicos). En la figura A4.2.4 se muestran las fuerzas de impacto y las aceleraciones obtenidas con ambos tipos de modelo. Se puede apreciar que las fuerzas de impacto son prácticamente coincidentes 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. 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 borde sí tiene incidencia en las aceleraciones, ya que las mismas forma parte de la respuesta estructural que depende de las restricciones de los apoyos.

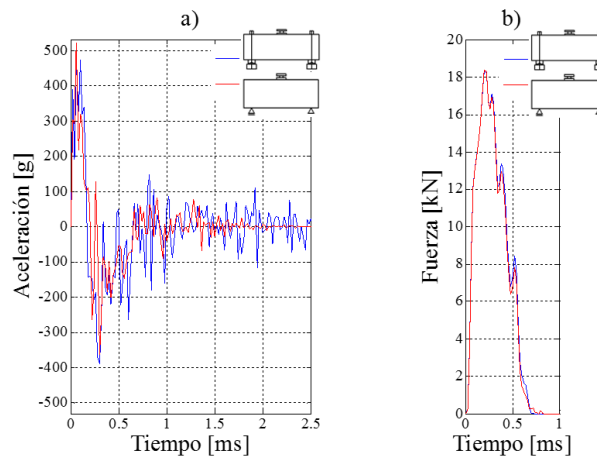


Figura A4.2.4: Influencia de las condiciones de borde. a) Aceleraciones de la viga, b) Fuerzas de impacto.

A4.2.5 Influencia del dispositivo empleado para medir la fuerza de impacto

Inicialmente, se elaboró un modelo numérico simplificado prácticamente idéntico al descrito en el capítulo 3; pero sin el dispositivo empleado para medir la fuerza de impacto. 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. Posteriormente, se incluyó en los modelos el dispositivo empleado para medir la fuerza de impacto. En la figura A4.2.5 se comparan los resultados obtenidos en ambos casos. Las fuerzas de impacto 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.

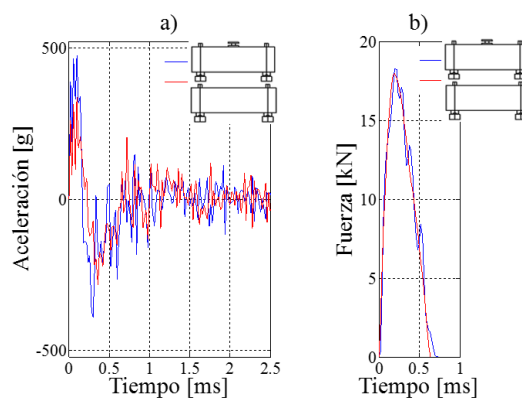


Figura A4.2.5: Influencia del dispositivo de aplicación de la carga. a) Aceleraciones de la viga, b) Fuerzas de impacto.

A4.2.6 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 A4.2.6, se observa que las fuerzas de impacto 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 las superficie de contacto nodo – nodo, presenta picos de aceleraciones muy elevados a partir de 1 ms en adelante. Estos picos no fueron registrados en los ensayos experimentales. 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.

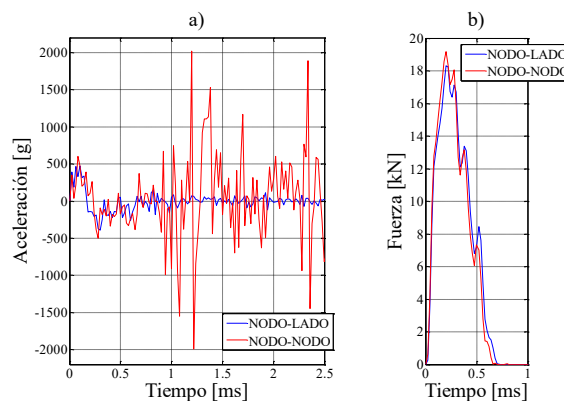


Figura A4.2.6: Influencia de la topología de las mallas en el impacto. a) Aceleraciones de la viga, b) Fuerzas de impacto.

A4.2.7 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 impacto (placas metálicas y anillo de fuerza); de tipo penalización $Soft = 0$ a tipo penalización $Soft = 1$. En la figura A4.2.7 se muestran los resultados obtenidos con ambos tipos de algoritmo de contacto. El algoritmo de contacto tipo penalización $Soft = 1$ genera tanto fuerzas de impacto como aceleraciones con picos muy elevados, que no corresponden a lo observado experimentalmente.

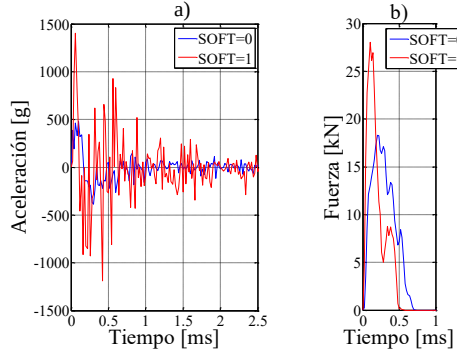


Figura A4.2.7: Influencia del algoritmo de impacto. a) Aceleraciones de la viga, b) Fuerzas de impacto.

A4.2.8 Influencia del amortiguamiento

En los modelos numéricos se incluyó el amortiguamiento de Rayleigh cuyos coeficientes se determinan normalmente por medio de las ecuaciones A4.2.1.

$$a_0 = \zeta \frac{2w_i w_j}{w_i + w_j} \quad a_1 = \zeta \frac{2}{w_i + w_j} \quad (\text{A4.2.1})$$

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. ζ 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 que entre el cuarto y el quinto modo flexional (corregidos por efectos de deformación por corte y de inercia rotacional) se presentan amplitudes importantes.

Se calculó los coeficientes a_0 y a_1 con las ecuaciones (A4.2.1) para los siguientes rangos de frecuencias: $w_i = w'_3$ y $w_j = w'_3$ (caso 1); $w_i = w'_2$ y $w_j = w'_5$ (caso 2); $w_i = w'_3$ y $w_j = w'_4$ (caso 3); $w_i = w'_4$ y $w_j = w'_5$ (caso 4), donde los w'_k indican las frecuencias flexionales calculadas incluyendo las deformaciones por corte y la inercia rotacional (ver Anexo A3.2).

En el caso 1, se calcularon los coeficientes para una sola frecuencia considerando que la mitad del amortiguamiento es proporcional a la masa y la otra mitad a la rigidez. Los resultados de este análisis, mostrados en la figura A4.2.8, permiten apreciar que el amortiguamiento influye más en las aceleraciones de la viga que en las fuerzas de impacto.

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 las frecuencias w_4' y w_5' ($a_0 = 4.2915 \text{ ms}^{-1}$ y $a_1 = 5.6667 \times 10^{-4} \text{ ms}$) producen tanto la fuerza de impacto como las aceleraciones de la viga más próximas a los resultados experimentales.

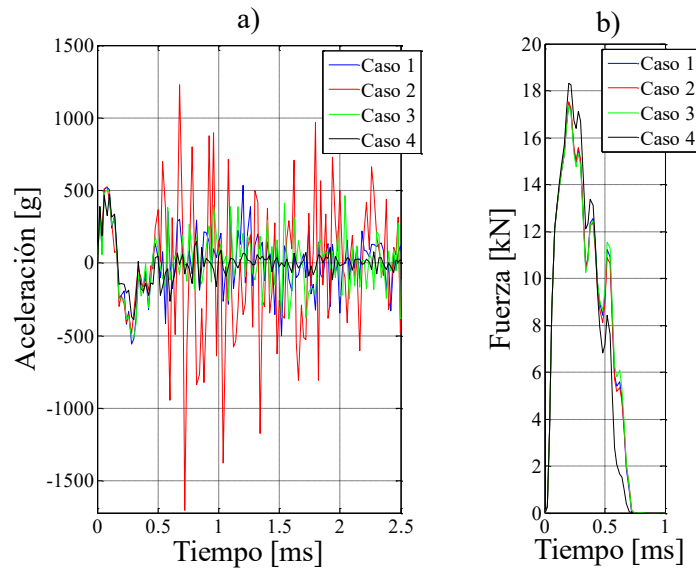


Figura A4.2.8: Influencia de los coeficientes de amortiguamiento. a) Aceleraciones de la viga, b) Fuerzas de impacto.

A4.2.9 Comentarios finales

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 impacto 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 impacto. 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 impacto. 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.

CAPITULO 5

ANÁLISIS DE RESULTADOS

5.1. INTRODUCCIÓN

En el presente capítulo se presentan los resultados experimentales: fuerzas de impacto, aceleraciones de las vigas y sus respectivas frecuencias, flechas remanentes y fisuración de las vigas ensayadas. Se presentan además los resultados del modelo numérico elaborado en LS-Dyna que se comparan con los experimentales mostrando un buen ajuste. El análisis de los resultados experimentales y numéricos permite contribuir a la comprensión del comportamiento de las vigas de HAR y HARRF a cargas de impacto.

5.2. FUERZAS DE IMPACTO

En los ensayos de impacto tipo “*Drop – Weight Impact Test*” es importante poder determinar las fuerzas de impacto ya que las mismas no se conocen a priori y constituyen la sollicitación aplicada a las vigas.

Los parámetros más importantes asociados al registro de dichas fuerzas son el picos de la fuerzas de impacto, la duración del contacto (tiempo de contacto) y el impulso (áreas bajo las curvas fuerza de impacto vs. tiempo). Estos parámetros ayudan a realizar comparaciones con respecto al comportamiento de elementos sometidos a cargas de impacto. Es claro que, en el problema en análisis, dichas magnitudes no están directamente relacionadas con el comportamiento material, sino que incluyen además al comportamiento estructural, particularmente efectos inerciales.

5.2.1. Variación en el tiempo de la fuerza de impacto

En el Anexo A5.1 se incluyen todos los registros de fuerzas de impacto en función del tiempo obtenidos en los ensayos. En las figuras 5.1 a 5.6 que se presentan a continuación, se muestra la comparación de las fuerzas de impacto obtenidas numéricamente con las experimentales, tanto para vigas de hormigón simple como para las de hormigón de alta resistencia reforzado con fibras (HARRF), para determinadas velocidades de impacto del proyectil. Estas velocidades se consideran representativas del comportamiento de las vigas dentro del rango de velocidades en las que se obtuvieron registros experimentales. Se hace notar que para la altura de caída de 300 mm ya no se cuenta con registros experimentales de fuerza de impacto de la

viga de HAR ya que, al presentar rotura frágil para alturas menores, se realizó el ensayo sin instrumental para esas alturas. Para la altura de 429 mm sólo se cuenta con registros experimentales para la viga de HARRF con 80 kg/m³ de fibras.

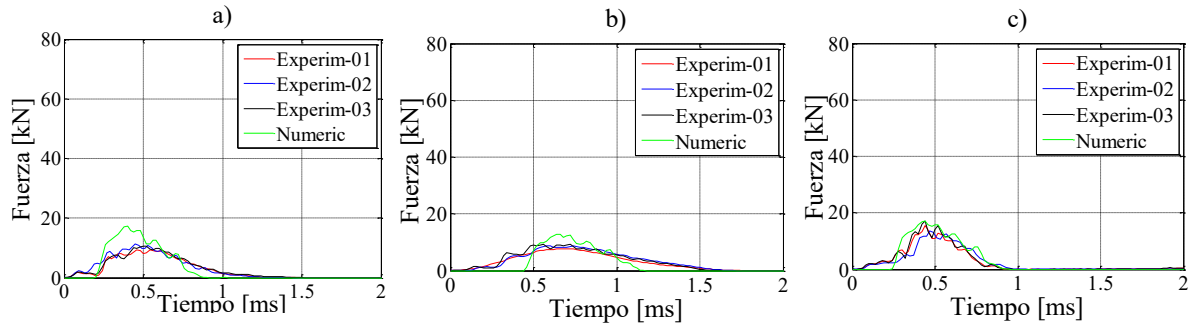


Figura 5.1: Fuerzas de impacto vs tiempo para una velocidad de impacto del proyectil de 0.59 mm/ms ($H = 33.2$ mm). a) Hormigón simple, b) HARRF con 40 kg/m³ de fibras, c) HARRF con 80 kg/m³ de fibras.

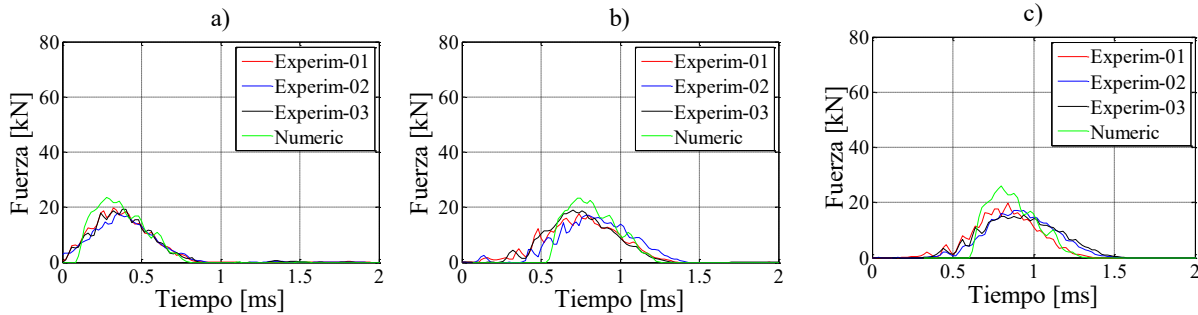


Figura 5.2: Fuerzas de impacto vs tiempo para una velocidad de impacto del proyectil de 1.08 mm/ms ($H = 79$ mm). a) Hormigón simple, b) HARRF con 40 kg/m³ de fibras, c) HARRF con 80 kg/m³ de fibras.

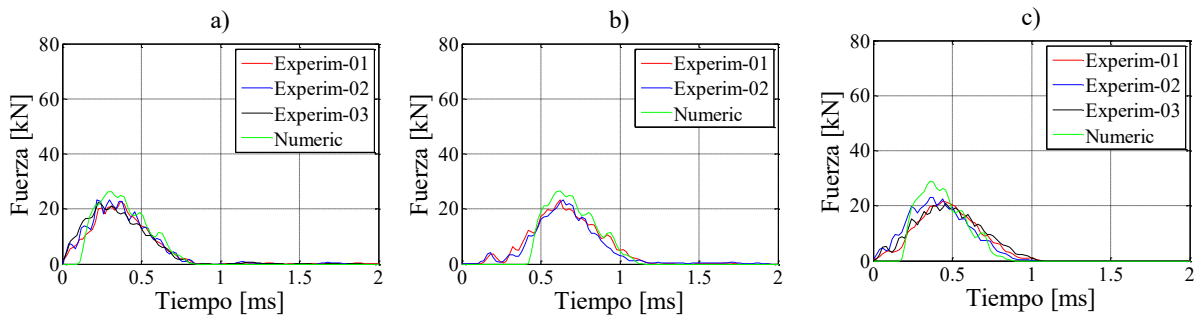


Figura 5.3: Fuerzas de impacto vs tiempo para una velocidad de impacto del proyectil de 1.21 mm/ms ($H = 100$ mm). a) Hormigón simple, b) HARRF con 40 kg/m³ de fibras, c) HARRF con 80 kg/m³ de fibras.

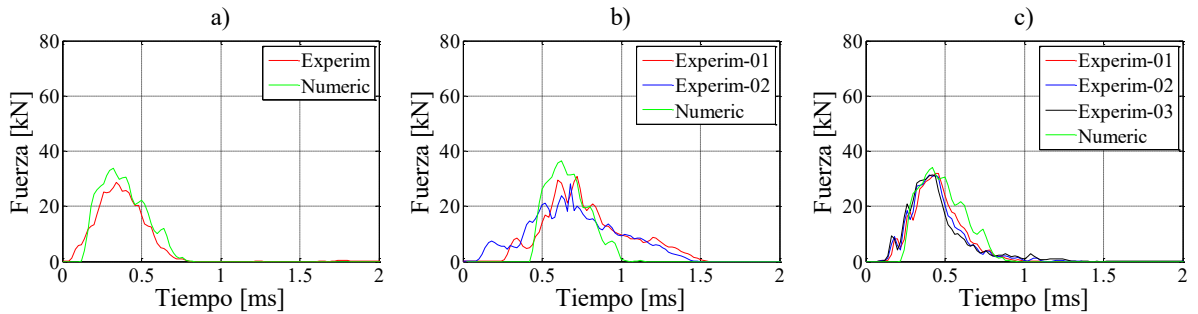


Figura 5.4: Fuerzas de impacto vs tiempo para una velocidad de impacto del proyectil de 1.42 mm/ms ($H = 132$ mm). a) Hormigón simple, b) HARRF con 40 kg/m³ de fibras, c) HARRF con 80 kg/m³ de fibras.

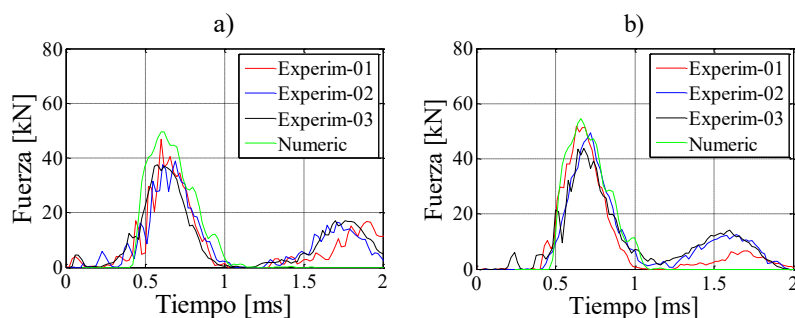


Figura 5.5: Fuerzas de impacto vs tiempo para una velocidad de impacto del proyectil de 2.30 mm/ms ($H = 300$ mm). a) HARRF con 40 kg/m^3 de fibras, b) HARRF con 80 kg/m^3 de fibras.

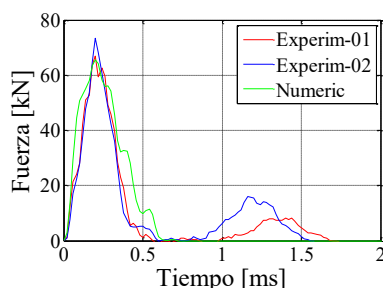


Figura 5.6: Fuerzas de impacto en una viga de HARRF con 80 kg/m^3 de fibras para una velocidad de impacto del proyectil de 2.78 mm/ms ($H = 429$ mm).

Las figuras 5.1 a 5.6 permiten apreciar que los resultados numéricos reproducen adecuadamente la variación de la fuerza de impacto en el tiempo registrada experimentalmente. Hasta velocidades de impacto de 1.42 mm/ms, velocidad para la cual se detectó la aparición de las primeras fisuras, se observa que en los registros experimentales la fuerza crece en el tiempo hasta un valor máximo y luego decrece. Para alturas mayores, como las correspondientes a las figura 5.5 y 5.6, luego de decrecer, las fuerzas de impacto registradas experimentales aumentan nuevamente desde cero hasta un valor pico, para luego volver a cero. Esto muestra que el proyectil rebota sobre la viga e impacta por segunda vez sobre la misma. Cuanto mayor es la velocidad de caída ese segundo golpe se produce antes (1.2 ms para 2.3 mm/ms y 0.9 ms para 2.78 mm/ms). Los resultados numéricos no muestran el segundo impacto del proyectil sobre las vigas ya que solamente se simuló el primer impacto.

Se observa también en las figuras 5.1 a 5.6 que las curvas experimentales presentan ciertas oscilaciones que no aparecen en los resultados numéricos. Pudo verificarse numéricamente que estas oscilaciones espurias se deben principalmente a que el canto del proyectil no es perfectamente paralelo a la chapa contra la que impacta, de manera que no hace contacto a lo largo de todo el ancho de la misma al mismo tiempo. Esto produce que la chapa sufra cierto movimiento oscilatorio de rotación dando lugar a los picos espurios observados. En el Anexo A5.2 se presenta la simulación numérica que justifica esta observación.

Comparando los registros experimentales para impactos repetidos se puede observar que los mismos son muy similares entre sí para las velocidades de impacto que no producen fisuración y luego difieren muy levemente.

5.2.2. Fuerza de impacto máxima, impulso y tiempo de contacto

5.2.2.1. Efecto del contenido de fibras

En las figuras 5.7 y 5.8 se presentan los valores de fuerza de impacto máxima e impulso en función de la velocidad de impacto del proyectil registrados experimentalmente y obtenidos numéricamente para su comparación. Los valores de impulso se obtuvieron integrando la curva de variación de la carga en el tiempo. En la evaluación del impulso a partir de los resultados experimentales no se tienen en cuenta las oscilaciones espurias antes descritas. En casos como los mostrados en las figuras 5.5 y 5.6, en los que el proyectil impacta dos veces sobre las vigas, se considera para el análisis sólo el primer impacto. En todos los casos los valores fuerza e impulso corresponden al promedio de los tres golpes.

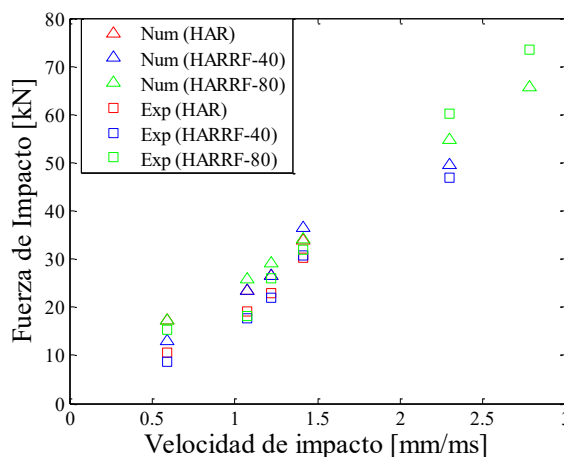


Figura 5.7: Picos de las fuerzas de impacto para diferentes velocidades del proyectil.

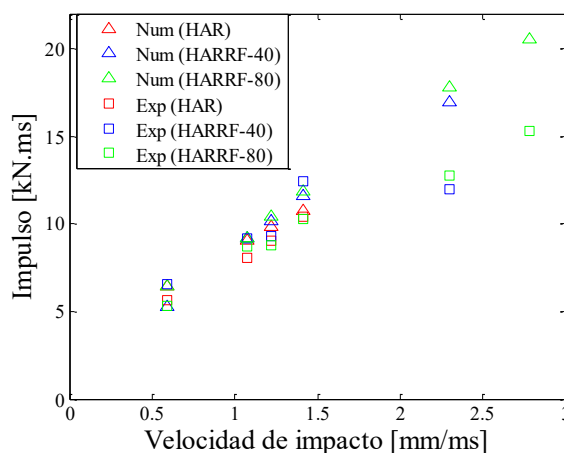


Figura 5.8: Variación del impulso con la velocidad de impacto del proyectil.

En las figuras 5.7 y 5.8 se observa que los resultados numéricos aproximan bien los experimentales, salvo en el caso de los valores de impulso para velocidades de impacto mayores. Estas diferencias pueden atribuirse en la dificultad para determinar el tiempo de contacto sobre el que se integra el impulso en el caso de los registros experimentales que presentan oscilaciones espurias. Adicionalmente, se observa que el modelo numérico con un material homogéneo equivalente no logra reproducir adecuadamente el daño observado en las vigas de HARRF.

Las magnitudes de los picos de las fuerzas de impacto y los impulsos aumentan prácticamente linealmente con el incremento de la velocidad de impacto del proyectil. Hasta una velocidad de impacto de 1.42 mm/ms ($H = 132$ mm), los picos de las fuerzas de impacto y los impulsos son similares para las vigas de hormigón simple y las de HARRF con 40 y 80 kg/m³. Las primeras fisuras observadas en las vigas tanto de hormigón simple como de HARRF corresponden a la velocidad de impacto de 1.42 mm/ms. Para velocidades mayores, ya se puede apreciar cierta diferencia en los valores de fuerza máxima de impacto e impulso correspondientes a los distintos materiales ensayados, siendo mayores los correspondientes a las vigas con 80 kg/m³ de volumen de fibras. Esto se debe a que estas vigas se dañan menos debido al mayor contenido de fibras y pueden ofrecer mayor resistencia a la carga de impacto.

En la figura 5.9 se representan los valores experimentales y numéricos de tiempo de contacto en función de la velocidad de impacto para HAR y los dos HARRF estudiados. Se aprecia que el tiempo de contacto entre las vigas y el proyectil disminuye levemente conforme aumenta la velocidad de impacto de este último. Esta tendencia es más marcada en los resultados experimentales que en los numéricos. Las diferencias entre los resultados numéricos y experimentales pueden atribuirse nuevamente a la forma de la curva que describe la fuerza de impacto en función del tiempo registrada experimentalmente que dificulta la definición del inicio y la finalización del contacto.

No se percibe en los resultados experimentales, ni en los numéricos, una tendencia clara respecto del efecto del contenido de fibras en el tiempo de contacto, aunque, en general, el tiempo de contacto es menor en las vigas de HARRF con 80 kg/m³ de fibras que en las vigas de HAR y de HARRF con 40 kg/m³ de fibras.

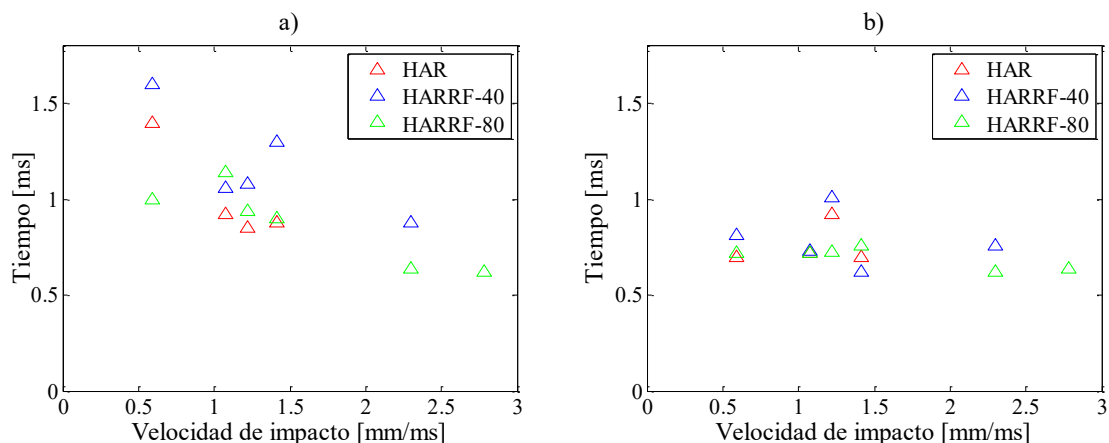


Figura 5.9: Variación del tiempo de contacto con la velocidad de impacto del proyectil. a) Resultados experimentales, b) Resultados numéricos.

5.2.2.2. Efecto de la resistencia de la matriz de hormigón

Para analizar la influencia de la resistencia a compresión de la matriz de hormigón en la fuerza de impacto, en la figura 5.10 se representan los valores pico de las fuerzas de impacto experimentales tanto para un HRF (viga G47) como para HARRF con 40 kg/m^3 de adición de fibras de acero. Para el HRF se cuentan con resultados experimentales hasta una velocidad de impacto de 1.07 mm/ms ($H = 67 \text{ mm}$) a la cual se detectaron las primeras fisuras en la viga de HRF. Hasta esta velocidad de impacto no se aprecian diferencias significativas en los picos de las fuerzas de impacto de ambos hormigones.

Sin embargo, se observa que la velocidad de impacto a la que se detecta la primera fisura 1.07 mm/ms ($H = 67 \text{ mm}$) es mucho menor que la correspondiente a las vigas de HAR y HARRF, 1.42 mm/ms ($H = 132 \text{ mm}$) debido a la menor resistencia de la matriz. La fuerza de impacto correspondiente a la fisuración es aproximadamente 17.60 kN en el caso del HRF y aproximadamente 29.39 kN en el caso de HAR y HARRF.

Es claro que las fuerzas de impacto registradas en la celda de carga no dan información directa sobre la resistencia del material porque incluyen efectos inerciales pero la diferencia es muy marcada.

En la figura 5.10 se observa también que la curva de la fuerza de impacto en función de la velocidad no es lineal y, a partir de la velocidad de 0.65 mm/ms , comienza a disminuir la pendiente de la misma, como ocurre en las vigas de HAR y HARRF para alturas mayores, lo cual puede deberse a que probablemente, aunque no se la detectó, la fisuración de la matriz se produjo para una velocidad menor a 1.07 mm/ms .

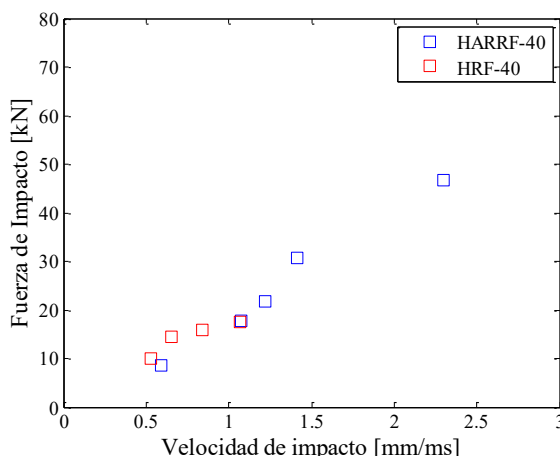


Figura 5.10: Comparación de picos de las fuerzas de impacto de HRF con HRRF (ambos con 40 kg/m³ de fibras).

5.2.2.3. Efecto de los golpes repetidos

Como se indicó en el capítulo tres, para cada velocidad de impacto, las vigas ensayadas fueron sometidas a al menos tres impactos (golpes), no solo con la finalidad de verificar la reproducibilidad de los resultados en el rango elástico, sino también para analizar cómo influye la repetición de los golpes en el comportamiento estructural cuando las vigas están ya están fisuradas.

En la figura 5.11 se muestran las fuerzas de impacto máximas y los valores de impulso correspondientes a impactos consecutivos de las vigas de hormigón simple. Es importante aclarar que cuando las vigas se fisuraban se repetían los golpes, pero no se volvía a ensayar la misma viga a velocidades mayores. Es por esto que, para velocidades que ya producen fisuración, los golpes indicados corresponden al primero, segundo y tercer golpe en rango inelástico de las vigas para una misma velocidad de impacto.

Se observa que, tanto los valores de la fuerza máxima de impacto, como los de los impulsos correspondientes a los distintos golpes consecutivos, son muy similares hasta una velocidad de impacto de 1.48 mm/ms ($H = 142$ mm). Por el contrario, para una velocidad de 1.56 mm/ms ($H = 155$ mm), tanto las fuerzas de impacto como los impulsos del segundo golpe son menores a los del primero, ya que en el primer golpe la viga se fisuró y en el segundo, la viga ya dañada, se partió en dos, motivo por el cual no se pudo dar un tercer golpe.

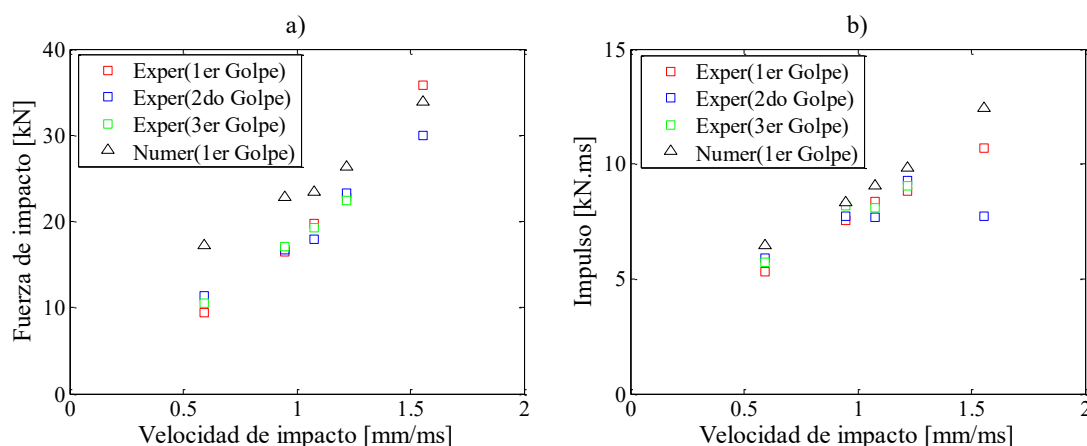


Figura 5.11: Resultados por golpe para las vigas de hormigón simple a) Fuerzas de impacto b) impulsos.

Es importante indicar que las vigas de HARRF ensayadas no llegaron a partirse en dos como resultado de los impactos recibidos, pero sí sufrieron daños considerables (ver figuras 3.14 a 3.16 del capítulo 3). En estos casos, el efecto de cosido de fisuras que es provisto por las fibras hace que las vigas, a pesar de estar fisuradas e incluso exhibiendo fisuras considerables, continúen resistiendo cargas. Por esta razón, se observa en las figuras 5.12 y 5.13 que, a partir de la velocidad correspondiente a la primera fisuración, tanto los valores de las fuerzas máximas de impacto, como los de los impulsos, disminuyen con los golpes consecutivos pero esa disminución es menor que en el caso del hormigón simple. A partir de una velocidad de impacto de 2.30 mm/ms ($H = 300$ mm), la fuerza de impacto del tercer golpe es menor a la del segundo, y esta a su vez, menor a la del primero debido a que las vigas de HARRF ya tienen un nivel de deterioro significativo. Sin embargo, este efecto es más notorio en las vigas de HARRF con 40 kg/m^3 de fibras debido al menor contenido de fibras.

Como comparación se incluyeron en la figura 5.13, los resultados de la viga G14 (ver tabla 3.4) que tiene la particularidad de que se ensayó con tres golpes a la velocidad de fisuración 1.42 mm/ms ($H = 132$ mm) pero, a diferencia del resto de las vigas, luego se la fue sometiendo a impactos con velocidades crecientes hasta 2.3 mm/ms ($H = 300$ mm), realizando tres impactos consecutivos para cada velocidad. Esto quiere decir que los resultados correspondientes a velocidades mayores a 1.42 mm/ms incluyen el efecto de la fisuración previa. Puede observarse, sin embargo, que los valores de fuerza máxima e impulso son similares a los de las vigas que no soportaron estos impactos previos.

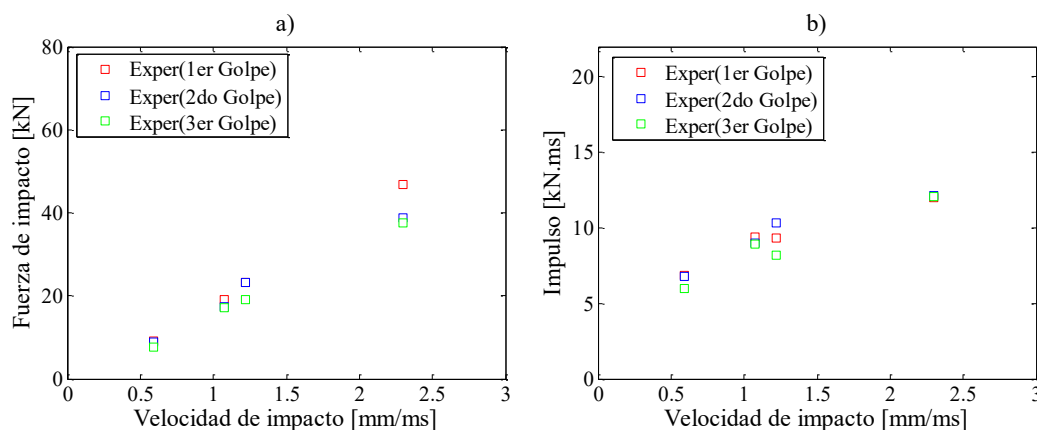


Figura 5.12: Resultados por golpe para las vigas de HARRF con 40 kg/m³ de fibras. a) Fuerzas de impacto, b) Impulsos.

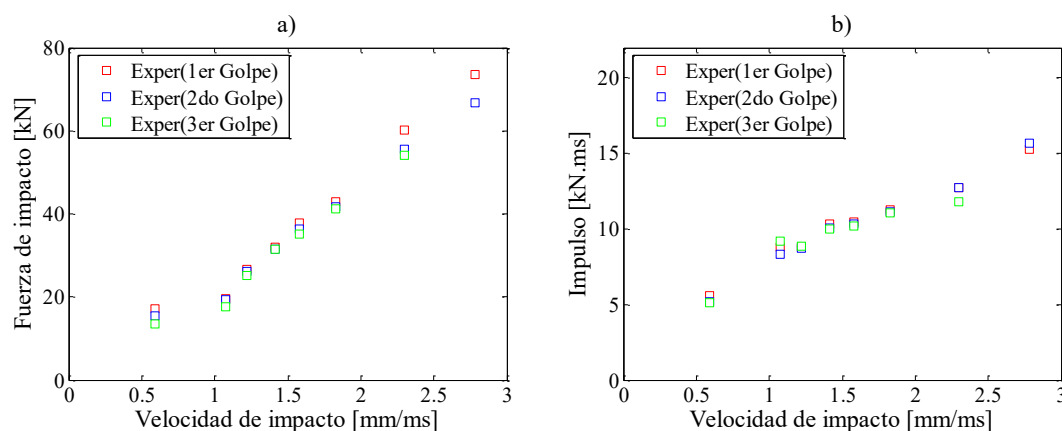


Figura 5.13: Resultados por golpe para las vigas de HARRF con 80 kg/m³ de fibras. a) Fuerzas de impacto, b) Impulsos.

5.3. ACELERACIONES

En las figuras 5.14 a 5.16 presentadas a continuación, se muestran los registros de aceleración en el tiempo obtenidos en los ensayos y simulados numéricamente para velocidades de impactos del proyectil comprendidas entre 0.59 mm/s ($H = 33.2$ mm) y 1.21 mm/ms ($H = 100$ mm).

En el Anexo A5.3 se presentan todos los registros de aceleración obtenidos experimentalmente. Las aceleraciones en el sentido de la fuerza de gravedad (hacia abajo) son positivas.

La comparación de los registros de aceleraciones presentados en las figuras 5.14 a 5.16 muestra que las aceleraciones numéricas presentan picos mayores que las experimentales tanto en el caso de las vigas de hormigón simple como en el de las de HARRF. En particular, para las vigas de HARRF, tanto la forma de la envolvente, como el amortiguamiento de los registros de las aceleraciones numéricas, son similares a los de los registros experimentales. Por otra parte, para las velocidades de impacto de 0.59 mm/ms ($H = 33.2$ mm) y 1.08 mm/ms ($H = 79$ mm), existen diferencias marcadas entre las aceleraciones numéricas y las experimentales; sin embargo, estas diferencias disminuyen para la velocidad de impacto de 1.21 mm/ms ($H = 100$ mm). Las

diferencias entre registros numéricos y experimentales son más importantes en el caso del hormigón simple que es más frágil. Las diferencias observadas pueden atribuirse a que los resultados numéricos de aceleración son muy sensibles a pequeñas variaciones en el modelo y suelen contener picos espurios. En la revisión del estado del arte referente la modelación numérica de ensayos de impacto tipo “*Drop Weight Impact Test*”, no se encontró trabajos de otros autores en los que se analicen las aceleraciones de las vigas. Este tema se debe estudiar con mayor profundidad, razón por la cual no se emplearán los resultados numéricos de aceleraciones para sacar conclusiones.

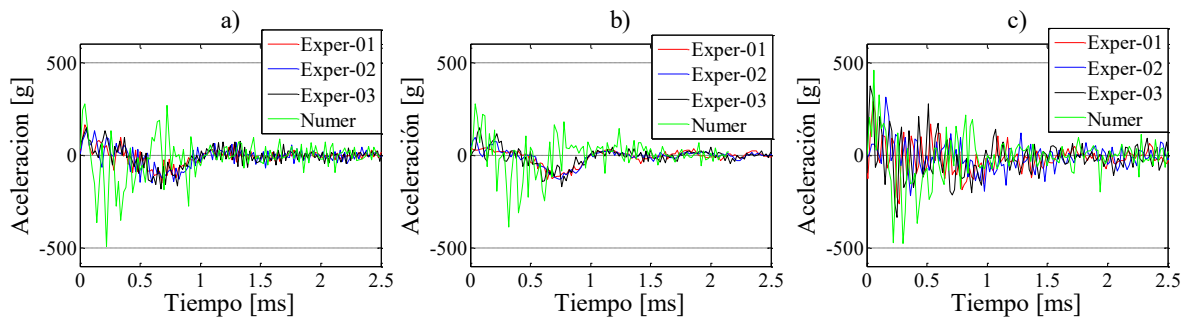


Figura 5.14: Aceleraciones de las vigas vs tiempo para una velocidad de impacto del proyectil de 0.59 mm/ms ($H = 33.2$ mm). a) Hormigón simple, b) HARRF con 40 kg/m³ de fibras, c) HARRF con 80 kg/m³ de fibras.

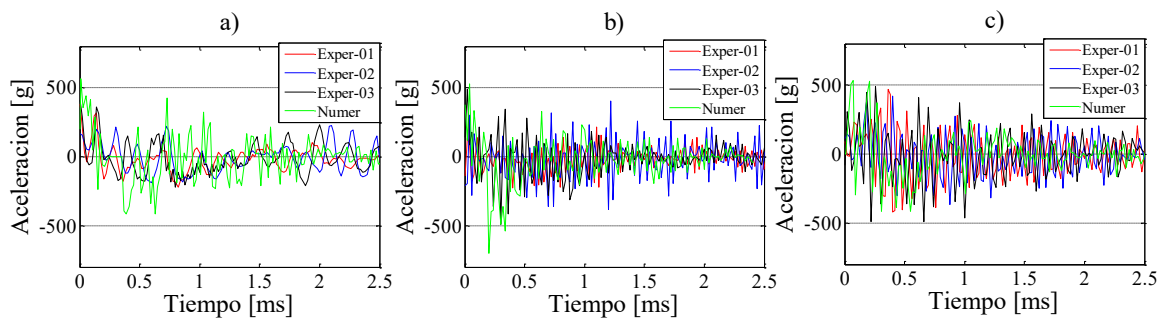


Figura 5.15: Aceleraciones de las vigas vs tiempo para una velocidad de impacto del proyectil de 1.08 mm/ms ($H = 79$ mm). a) Hormigón simple, b) HARRF con 40 kg/m³ de fibras, c) HARRF con 80 kg/m³ de fibras

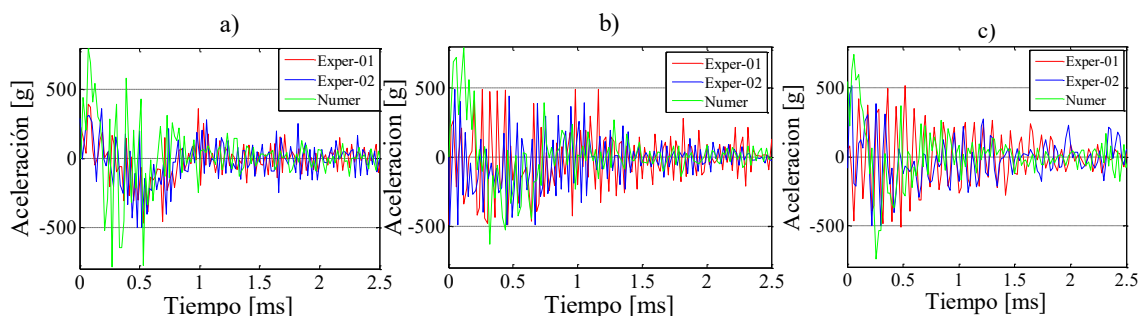


Figura 5.16: Aceleraciones de las vigas vs tiempo para una velocidad de impacto del proyectil de 1.21 mm/ms ($H = 100$ mm). a) Hormigón simple, b) HARRF con 40 kg/m³ de fibras, c) HARRF con 80 kg/m³ de fibras

Si se comparan los registros de aceleración experimentales de vigas de hormigón simple con los de vigas de HARRE, se puede observar que para una velocidad de 0.59 mm/ms ($H = 33.2$ mm), los registros son similares entre sí. Sin embargo, para velocidades mayores, la diferencia entre los registros de las aceleraciones de las vigas de hormigón simple y las de HARRE se hace notoria; ya que los registros de las vigas de hormigón simple son más suaves que los de las vigas de HARRE. En la tabla 5.1 se presenta un resumen de los valores pico promedio de los registros de aceleraciones mostrados en las figuras 5.14 a 5.16.

Cont. nominal de fibras [kg/m ³]	V [mm/ms]	Numérico		Experimental	
		a _{max} [g]	a _{min} [g]	a _{max} [g]	a _{min} [g]
0	0.59	357	-493	151	-160
40	0.59	280	-389	196	-143
80	0.59	460	-475	328	-272
0	1.08	500	-490	340	-211
40	1.08	530	-700	384	-382
80	1.08	533	-416	390	-340
0	1.22	801	-786	377	-485
40	1.22	792	-630	489	-489
80	1.22	782	-506	310	-449

Tabla 5.1: Resumen de los valores pico promedio de los registros de aceleraciones mostrados en las figuras 5.14 a 5.16.

5.4. FRECUENCIAS

Con el propósito de analizar los contenidos de frecuencia de los registros de las aceleraciones tanto numéricas como experimentales de las vigas ensayadas a cargas de impacto, en este apartado se presenta el análisis de los espectros de Fourier de algunos registros de aceleraciones. En el Anexo A5.4 se presenta el resto de los espectros y su comparación con los resultados numéricos.

En la figura 5.17 se comparan los espectros de Fourier de los registros de aceleraciones experimentales y numéricos de las vigas de hormigón simple para una velocidad de impacto de 0.59 mm/ms ($H = 33.2$ mm). Sobre los espectros se han superpuesto líneas verticales en correspondencia con las 5 primeras frecuencias flexionales calculadas analíticamente (Anexo A4.3). En el espectro de Fourier obtenido de los resultados experimentales se identifican frecuencias cercanas a las correspondientes a los primeros cuatro modos flexionales y luego una frecuencia alta muy marcada que podría corresponder a modos torsionales o flexionales altos pero también a algún modo de vibración de los apoyos. Por su parte, en el espectro de Fourier de las aceleraciones numéricas (figura 5.17b) se identifican frecuencias similares a los de los tres primeros modos flexionales pero, a diferencia del espectro correspondiente a los

resultados experimentales, no se identifica la frecuencia alta que aparecía en los registros experimentales.

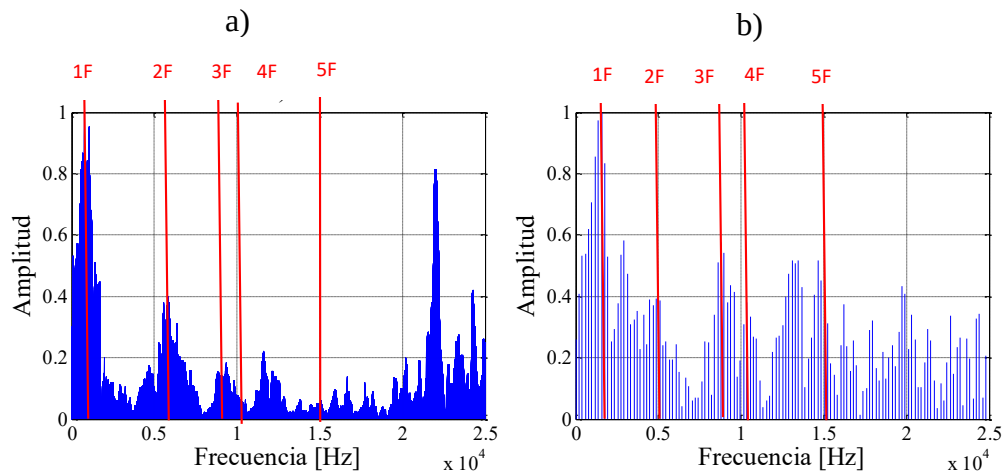


Figura 5.17: Espectros de Fourier de las aceleraciones de las vigas de hormigón simple para una velocidad de impacto del proyectil de 0.59 mm/ms ($H = 33.2$ mm) a) Frecuencias experimentales b) frecuencias numéricas.

Asimismo, en la figura 5.18 se comparan los espectros de Fourier tanto de los registros de aceleraciones experimentales como numéricas de las vigas de hormigón simple para una velocidad de impacto de 1.21 mm/ms ($H = 100$ mm). Tanto en el espectro de frecuencias experimentales como numéricas, se pueden identificar frecuencias cercanas a las de los cinco primeros modos flexionales y aparece nuevamente en los resultados experimentales la frecuencia alta similar a la de la figura 5.17. En ambos resultados (numéricos y experimentales), el primer y el quinto modo flexional son los más importantes.

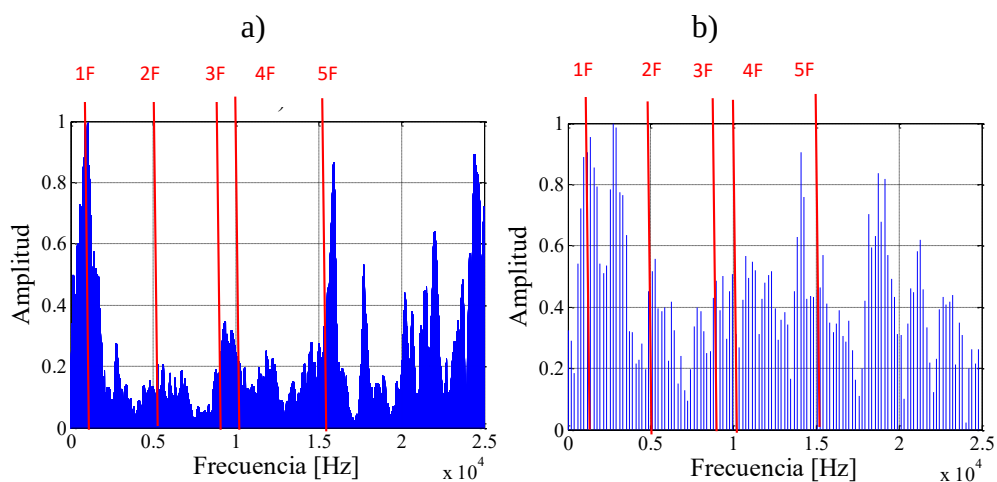


Figura 5.18: Espectros de Fourier de las aceleraciones de las vigas de hormigón simple para una velocidad de impacto del proyectil de 1.22 mm/ms ($H = 100$ mm) a) Frecuencias experimentales b) frecuencias numéricas.

A continuación, en las figuras 5.19 a 5.21 se presenta la comparación de los espectros de Fourier de las aceleraciones experimentales de las vigas de hormigón simple con los de las vigas de HARRF con 40 y 80 kg/m³ de fibras para diferentes velocidades de impacto del proyectil. Si bien se trata de velocidades para las que teóricamente el comportamiento debería ser similar, se incluyen los tres casos para analizar si se repiten las mismas frecuencias o aparecen algunas diferencias.

En principio, el agregado de 40 kg/m³ de fibras de acero prácticamente no altera las propiedades elásticas ni tiene mucha influencia en la densidad (1,7 % de aumento) por lo que el comportamiento bajo pequeñas velocidades de impacto debería ser similar para las vigas con los dos contenidos de fibras (40 kg/m³ y 80 kg/m³). En la figura 5.19 se aprecia que para una velocidad de impacto de 0.59 mm/ms ($H = 33.2$), el espectro de frecuencias de la viga de hormigón simple es similar al de la viga de HARRF con 40 kg/m³ de fibras, con la excepción de que en la viga de hormigón simple se excitan un modo de frecuencia alta como ya se observó. En la viga de HARRF con 80 kg/m³ de fibras aparece también muy marcada una frecuencia alta que podría corresponder a un modo torsional. La aparición de modos torsionales puede deberse a pequeñas excentricidades de la carga respecto del eje de la viga en los ensayos. Adicionalmente, se observa que la participación relativa de los primeros modos flexionales no es constante en todos los ensayos. Para todas las velocidades de impacto del proyectil, el primer modo flexional es el que más influye en la respuesta estructural de las vigas de hormigón simple. Sin embargo, en el caso de las vigas de HARRF no se observa el mismo resultado. Esto también puede deberse a pequeñas excentricidades de la carga respecto del centro de la viga.

Es claro que los registros de aceleraciones muestran muchos modos que podrían asociarse a los apoyos que son deformables: la barra transversal del marco sobre los extremos de las vigas, los perfiles y las varillas verticales, los extremos roscados con tuerca, los apoyos de acero y también la base de los mismos. En los espectros de Fourier de resultados numéricos no aparecen algunas de esas frecuencias porque el modelo presenta apoyos sobre base fija y los anclajes de los extremos se han simplificado (ver figura 4.7).

Por otro lado, resulta difícil identificar los modos torsionales y distinguir entre los modos altos si efectivamente son modos torsionales o si se trata de modos flexionales altos. Las excentricidades de la carga y la no uniformidad del ajuste manual de las varillas de los extremos pueden haber dado lugar a la aparición de modos torsionales de manera más notoria en algunos ensayos que en otros.

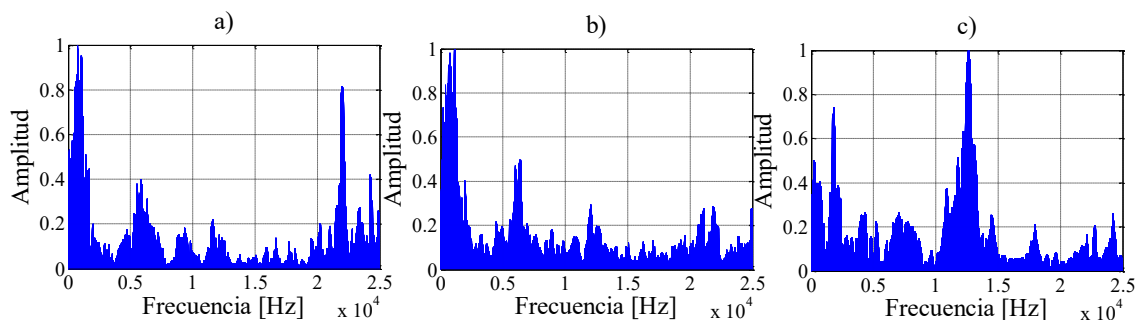


Figura 5.19: Comparación de los espectros de Fourier de las aceleraciones de las vigas ensayadas para una velocidad de impacto del proyectil de 0.59 mm/ms ($H = 33.2$ mm). a) Hormigón simple, b) HARRF con 40 kg/m³ de fibras, c) HARRF con 80 kg/m³ de fibras

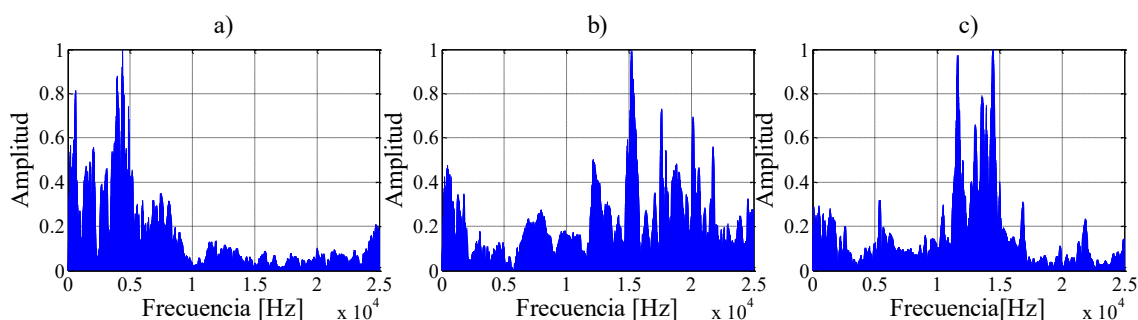


Figura 5.20: Comparación de los espectros de Fourier de las aceleraciones de las vigas ensayadas para una velocidad de impacto del proyectil de 1.08 mm/ms ($H = 79$ mm). a) Hormigón simple, b) HARRF con 40 kg/m³ de fibras, c) HARRF con 80 kg/m³ de fibras.

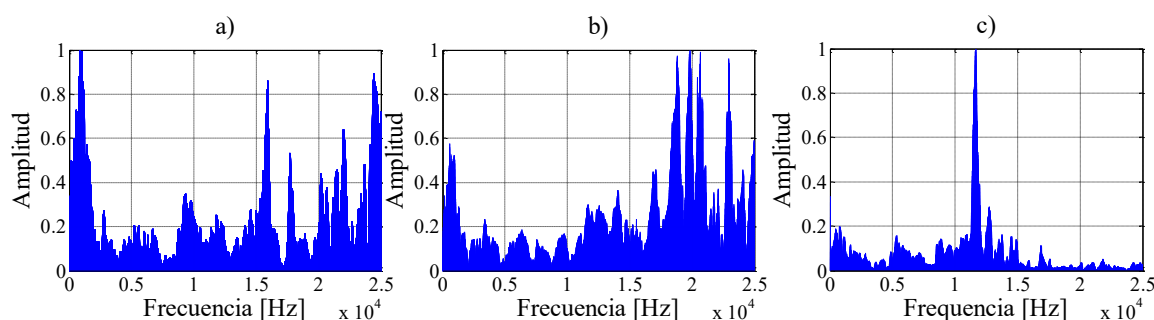


Figura 5.21: Comparación de los espectros de Fourier de las aceleraciones de las vigas ensayadas para una velocidad de impacto del proyectil de 1.22 mm/ms ($H = 100$ mm). a) Hormigón simple, b) HARRF con 40 kg/m³ de fibras c) HARRF con 80 kg/m³ de fibras.

5.5. FLECHAS REMANENTES Y FISURACIÓN DE LAS VIGAS

Con el equipamiento disponible no se podía medir directamente la evolución de las deflexiones durante los ensayos. Se podrían integrar los registros de aceleraciones, pero ya se observó que estos tienen valores espurios y al integrarlos se amplificarían estos errores. No obstante, se midieron las deflexiones remanentes al finalizar los ensayos y desmontar las vigas de la máquina de impacto. En el caso de las vigas de hormigón simple, no se obtuvieron flechas remanentes ya que eran muy pequeños hasta la carga de fisuración y, a partir de esa carga, las vigas se partían en dos al retirarlas de los apoyos. En consecuencia, para las vigas de hormigón

simple sólo dispone de valores numéricos de flechas remanentes para el primer golpe. En el caso de las vigas de HARRF, las flechas remanentes fueron determinadas luego de cada uno de los golpes consecutivos, a partir de las fotografías tomadas a cada una de las vigas después de ser ensayadas (ver apartado 3.2.2. del capítulo 3).

En la figura 5.22 se presentan las flechas remanentes obtenidas numéricamente para las vigas de hormigón simple. Se observa que las mismas aumentan con la velocidad de impacto del proyectil, pero sus valores son muy pequeños, imperceptibles a simple vista para velocidades de impacto menores a 1.22 mm/ms ($H=100\text{mm}$). El modelo numérico evidencia deformaciones inelásticas a partir de una velocidad 1.22 mm/ms ($H=100\text{mm}$). Las primeras fisuras en estas vigas fueron detectadas para velocidades de impacto del proyectil de 1.42 mm/ms ($H = 132\text{ mm}$). Para velocidades de 1.56 mm/ms ($H = 155\text{ mm}$) se produjo su rotura en dos partes y se observó incluso que el agregado grueso se fracturaba sin desprenderse de la matriz (ver figura 3.11). Sin embargo, debido a los dispositivos de apoyo, las vigas se mantenían en pie hasta desmontarlas. Como se verá, más adelante, en el punto 5.6, las simulaciones numéricas de las vigas de hormigón simple reproducen adecuadamente la fisuración y fractura de las mismas.

En la figura 5.23 se presentan los valores experimentales y numéricos de flecha remanente obtenidos para las vigas de HARRF. En el caso de las vigas de HARRF, para velocidades de impacto del proyectil menores de 2.30 mm/ms ($H = 300\text{ mm}$), no fue posible medir experimentalmente las flechas remanentes. Por tanto, fueron determinadas (sólo para el primer golpe) por medio del modelo numérico. Para velocidades de impacto mayores a la indicada, si fue posible medir experimentalmente las flechas remanentes para los distintos golpes. En general, se observa que las simulaciones numéricas reproducen aproximadamente el valor de flecha remanente luego del primer impacto, pero los cuadros de daño obtenidos numéricamente son menos severos que los obtenidos en los ensayos. Por esta razón, las deflexiones permanentes para velocidades de impacto altas son inferiores a las experimentales. Estas diferencias pueden atribuirse a que no es posible ajustar adecuadamente un único límite de erosión del HARRF en un modelo homogéneo equivalente como el que se está usando en esta tesis. Concretamente, es difícil simular la fractura de la matriz que permanece conectada por las fibras. Estas limitaciones han sido también puestas en evidencia en otros trabajos (Luccioni *et al*, 2018).

En la figura 5.23 se muestra que, para ambos tipos de HARRF, las flechas remanentes de las vigas aumentan con la velocidad de impacto del proyectil. Para velocidades de impacto inferiores a 1.42 mm/ms ($H=132\text{mm}$), que corresponde a la fisuración de la matriz, los valores de flecha remanente para HARRF con 40 y 80 kg/m³ son similares. Para velocidades mayores,

las flechas remanentes de las vigas de HARRF con 80 kg/m^3 de fibras son menores que las de las vigas de HARRF con 40 kg/m^3 de fibras. Esto es debido al mayor contenido de fibras que permite preservar mejor la integridad de las vigas frente a cargas de impacto que producen la fisuración de la matriz. Para velocidades de impacto de 4.21 mm/ms ($H = 1000 \text{ mm}$), las vigas de HARRF con 40 kg/m^3 de fibras ya presentaban un deterioro considerable, por lo cual no fueron sometidas a velocidades de impacto mayores. Es importante indicar que no se produjo su rotura en dos partes, debido a la acción de las fibras, que se arrancaban sin cortarse, debido a su alta resistencia. Por otra parte, las vigas de HARRF con 80 kg/m^3 de fibras, llegaron a ser ensayadas a velocidades de impacto de hasta 6.09 mm/ms ($H = 2000 \text{ mm}$). Para esta velocidad de impacto, estas vigas de HARRF tampoco llegaron a partirse en dos, pero si sufrieron un deterioro considerable por lo cual no se las sometió a velocidades de impacto mayores. Para este caso también se observó que las fibras se arrancaban sin cortarse.

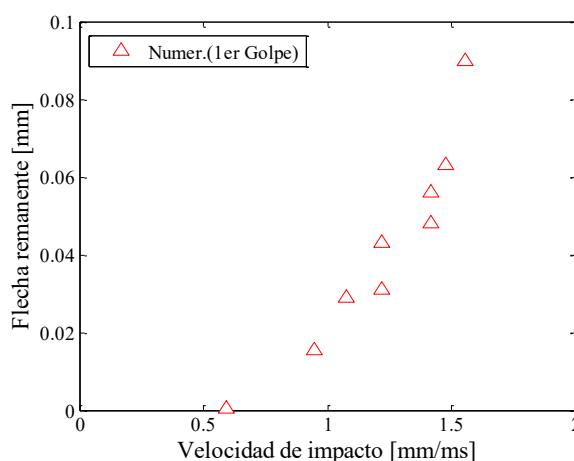


Figura 5.22: Flechas remanentes de las vigas de hormigón simple.

Para el caso de las vigas de hormigón sin fibras, las vigas se partían al producirse la fisuración de la matriz por lo que sólo pudo medirse el ancho de fisuras para el primer golpe correspondiente a una velocidad de impacto 1.56 mm/ms ($H=155 \text{ mm}$) resultando ser de 0.07 mm . En el caso de las vigas de HARRF, sí fue factible medir los anchos de fisura para los distintos golpes con diferentes velocidades de impacto ya que la apertura de las mismas estaba controlada por las fibras.

En la figura 5.24 se presentan los anchos de fisuración medidos en los ensayos de las vigas de HARRF para cada uno de los golpes a los que fueron sometidas. Debe tenerse en cuenta que en todos los casos las mediciones corresponden a anchos de fisura remanentes ya que fueron medidos al terminar el ensayo.

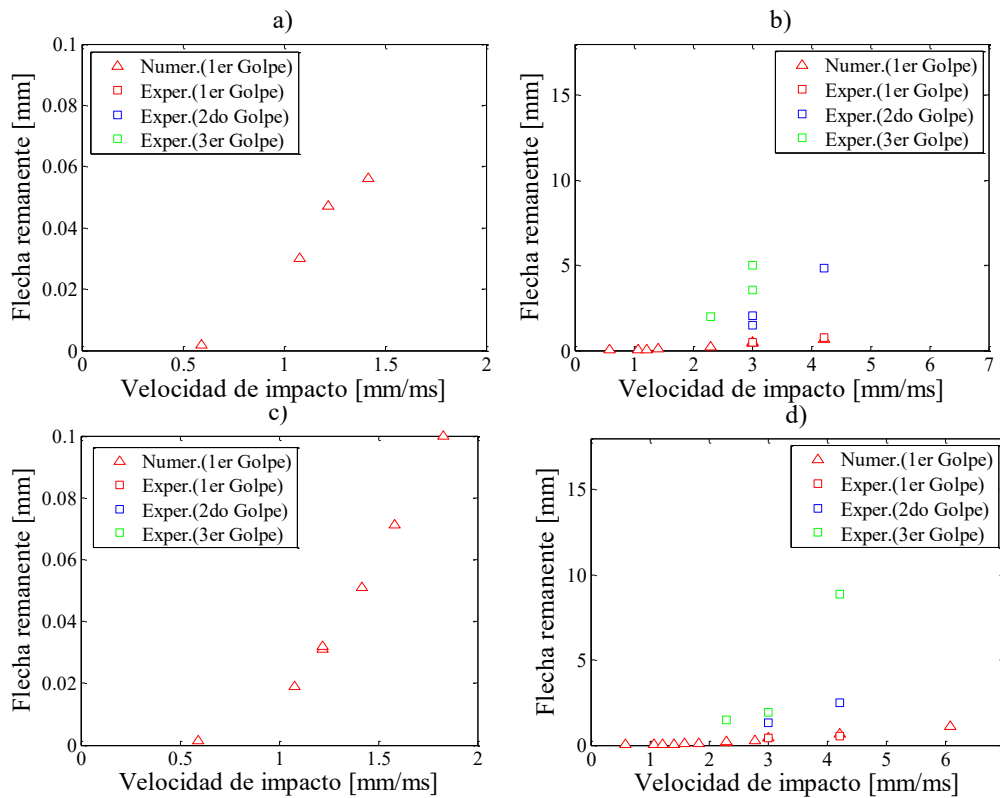


Figura 5.23: Comparación entre flechas remanentes numéricas y experimentales a) Vigas de HARRF con 40 kg/m³ de fibras de fibras (velocidades bajas), b) Vigas de HARRF con 40 kg/m³ de fibras de fibras (todo el rango de velocidades), c) vigas de HARRF con 80 kg/m³ de fibras de fibras (velocidades bajas), d) vigas de HARRF con 80 kg/m³ de fibras de fibras (todo el rango de velocidades).

En ambos tipos de vigas de HARRF, para una velocidad de impacto de 1.42 mm/ms ($H = 132$ mm) fueron detectadas y medidas las primeras fisuras. No obstante, es posible que para velocidades de impacto ligeramente menores ya se hayan presentado fisuras pero, por ser estas muy pequeñas (prácticamente imperceptibles), no fueron registradas. El ancho de las fisuras aumenta con la repetición de la carga proporcionalmente más entre el primer el segundo golpe que entre el segundo y el tercero. Al igual que en las flechas remanentes, los anchos de fisuración de las vigas de HARRF con 80 kg/m³ de fibras son menores a los de las vigas de HARRF con 40 kg/m³ de fibras.

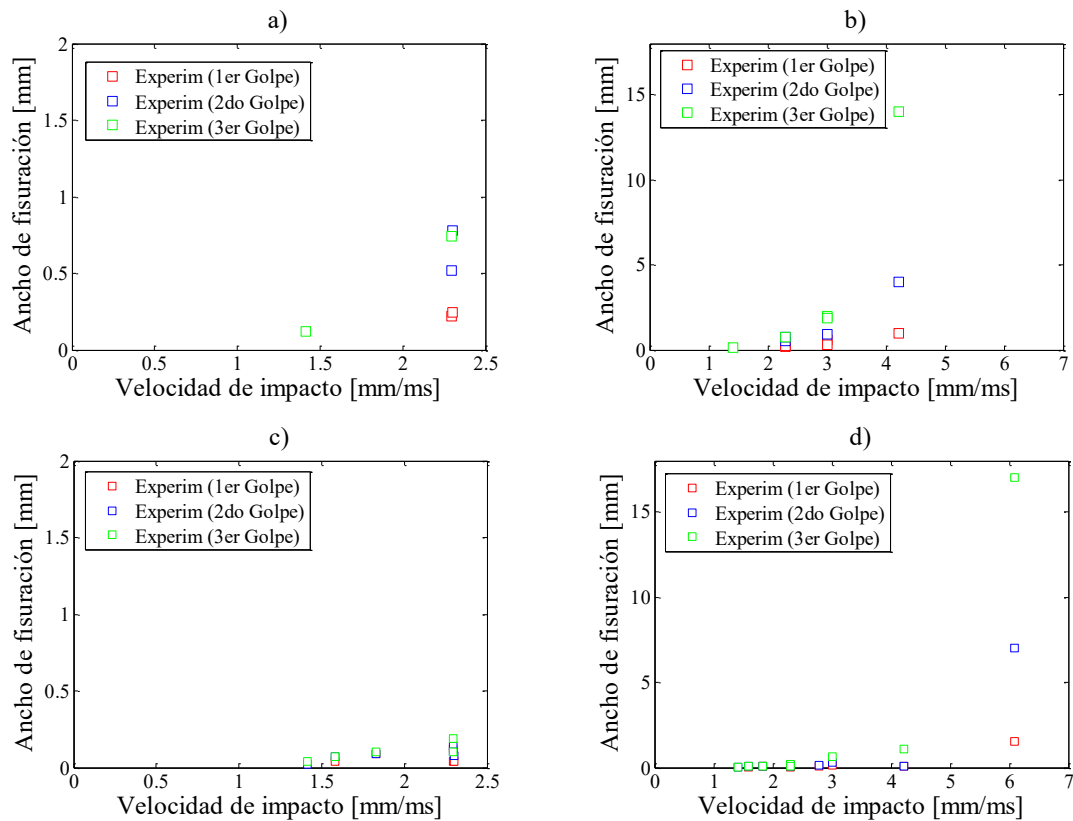


Figura 5.24: Ancho de fisuración a) Vigas de HARRF con 40 kg/m³ de fibras de fibras (velocidades bajas), b) Vigas de HARRF con 40 kg/m³ de fibras de fibras (todo el rango de velocidades, c) vigas de HARRF con 80 kg/m³ de fibras de fibras (velocidades bajas), d) vigas de HARRF con 80 kg/m³ de fibras de fibras (todo el rango de velocidades).

5.6. DAÑO DE LAS VIGAS

5.6.1. Daño en vigas de HAR

A continuación, se presenta la modelación de la fisuración de vigas de hormigón simples para diferentes velocidades de impacto del proyectil. En la figura 5.25, correspondiente a una velocidad de impacto de 1.22 mm/ms ($H = 100$ mm), no se aprecia daños en la viga. Esto concuerda con lo observado experimentalmente, ya que, hasta velocidades de impacto de 1.42 mm/ms ($H = 132$ mm), no pudieron apreciarse fisuras en estas vigas.

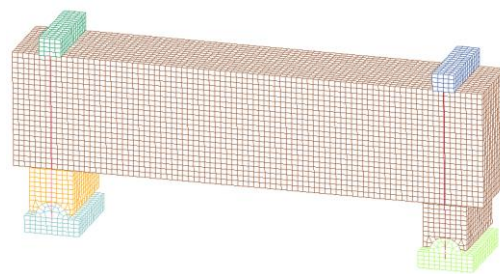


Figura 5.25: Viga de hormigón simple después de recibir el impacto del proyectil a 1.22 mm/ms ($H = 100$ mm) (resultado numérico).

Para una velocidad de impacto de 1.56 mm/ms ($H = 155$ mm) la viga se parte en dos (ver figura 5.26). Pero, los apoyos que fijan la viga a la máquina de impacto impiden que se desplace y que ambas partes caigan. En la figura 5.26a se aprecia el daño que sufre la viga después del ensayo experimental. Aparentemente, éste es mayor al que se produce en el modelo numérico (ver figura 5.26b). En ese sentido, debe indicarse que ambos daños son similares con la diferencia de que en la viga ensayada experimentalmente se produjo el desprendimiento de pedazos en la parte inferior de la cara frontal.

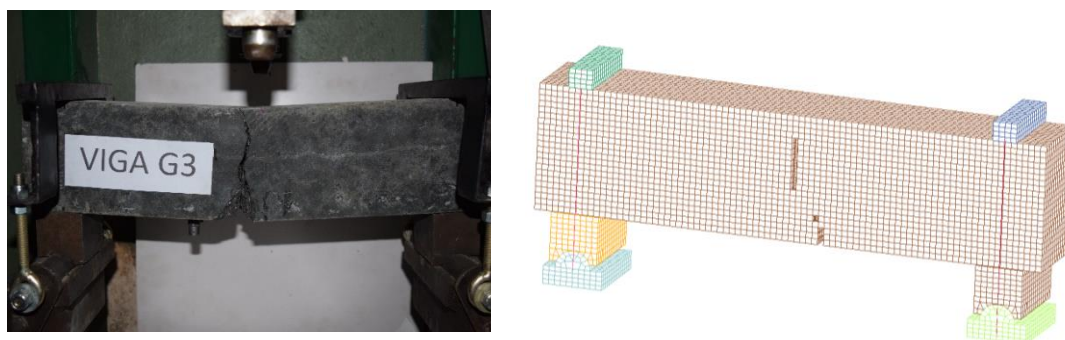


Figura 5.26: Viga de hormigón simple después de recibir el impacto del proyectil a 1.56 mm/ms ($H = 155$ mm)
a) Resultado experimental b) resultado numérico.

En las figuras 5.27 y 5.28 se aprecia el daño obtenido numéricamente, para velocidades de impacto de 2.29 mm/ms ($H = 300$ mm) y 4.21 mm/ms ($H = 1000$ mm) respectivamente. En ambas velocidades de impacto la viga queda partida en dos y, al igual a lo observado en los ensayos experimentales, los apoyos la mantienen unida.

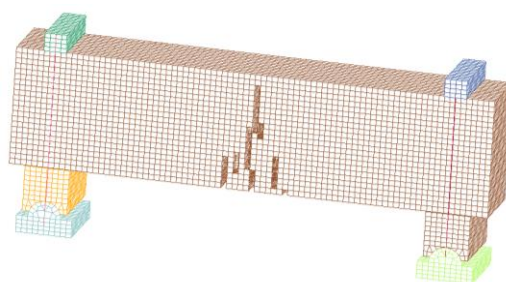


Figura 5.27: Viga de hormigón simple después de recibir el impacto del proyectil a 2.29 mm/ms ($H = 300$ mm)
(resultado numérico).

En particular, en la figura 5.28 se aprecia el daño por aplastamiento del hormigón que sufre la viga en uno de los apoyos. Se hace notar que las vigas de HAR no se ensayaron hasta esa velocidad de impacto por lo que no se puede comparar este daño con resultados experimentales.

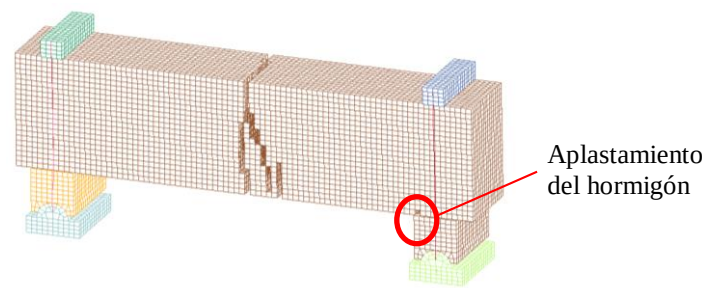


Figura 5.28: Viga de hormigón simple después de recibir el impacto del proyectil a 4.21 mm/ms ($H = 1000$ mm) (resultado numérico).

ANEXO A5.1

FUERZAS DE IMPACTO

A5.1.1.- INTRODUCCION

En este anexo se presentan todos los registros de carga de impacto en función del tiempo obtenidos experimentalmente. Debe observarse que dichos registros sólo pudieron obtenerse hasta velocidades de impacto del proyectil de 2.78 mm/ms ($H = 429$ mm), que corresponde a la capacidad máxima de la celda de carga. Como puede observarse, las mismas vigas fueron sometidas a impactos repetidos desde una misma altura cuyos registros se indican con líneas de distintos colores en las figuras. En rango elástico, estos ensayos repetidos permiten verificar la repetitividad de las mediciones, mientras que en rango inelástico dan idea del efecto de impactos repetidos en el comportamiento estructural. Mientras no se superaba el rango elástico, las mismas vigas fueron sometidas a impactos desde alturas crecientes. Una vez fisuradas, sólo se repitieron los ensayos para una misma altura y se utilizaron especímenes distintos para alturas mayores.

A5.1.2.- FUERZAS DE IMPACTO DE LAS VIGAS DE HORMIGÓN SIMPLE

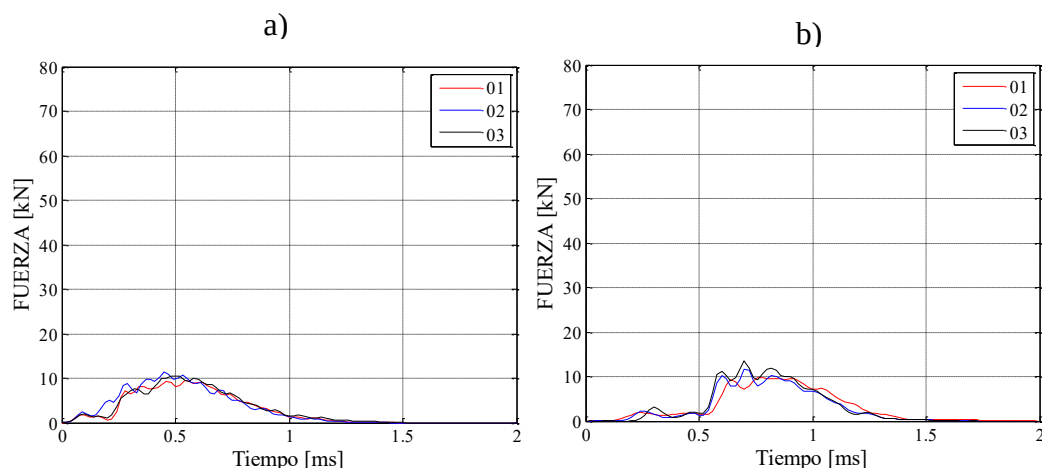


Figura A5.1.1: Fuerzas de impacto para una velocidad de impacto del proyectil de 0.59 mm/ms ($H = 33.2$ mm). a) Viga G2, b) Viga G4.

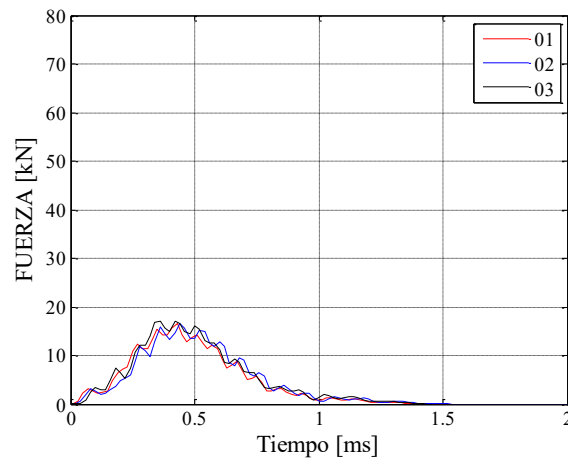


Figura A5.1.2: Fuerzas de impacto para una velocidad de impacto del proyectil de 0.95 mm/ms ($H = 63$ mm) (Viga G2).

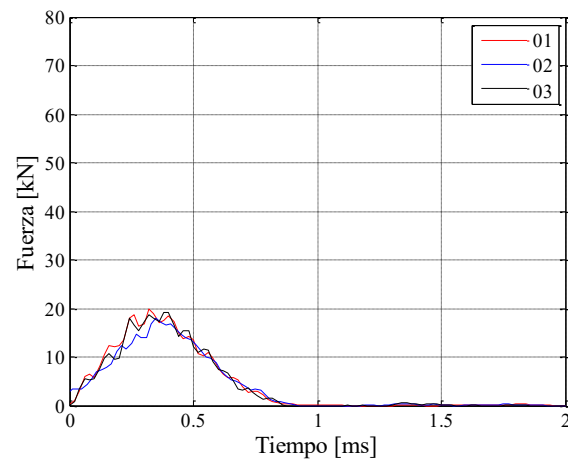


Figura A5.1.3: Fuerzas de impacto para una velocidad de impacto del proyectil de 1.08 mm/ms ($H = 79$ mm) (Viga G3).

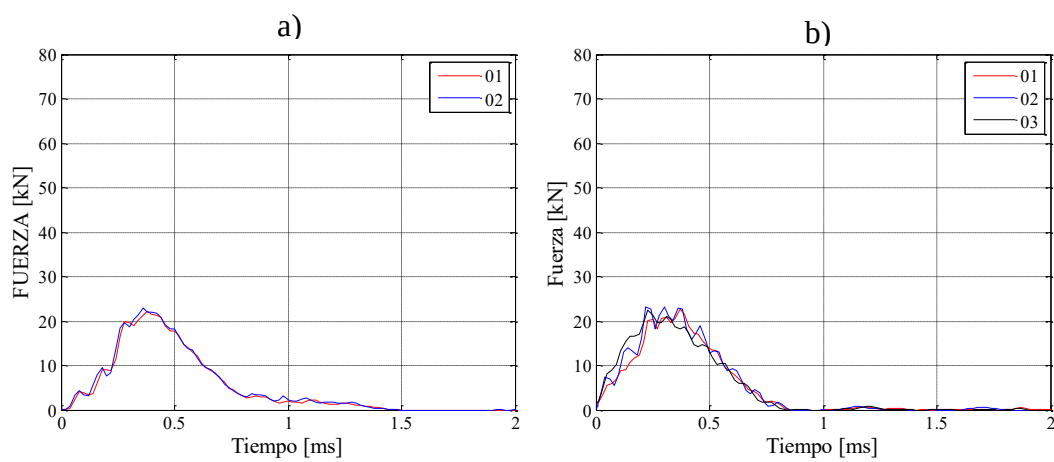


Figura A5.1.4: Fuerzas de impacto para una velocidad de impacto del proyectil de 1.22 mm/ms ($H = 100$ mm). a) Viga G2, b) viga G3, c) viga G4.

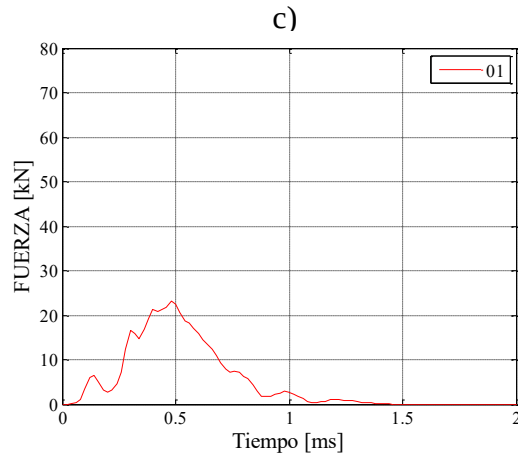


Figura A5.1.4: Fuerzas de impacto para una velocidad de impacto del proyectil de 1.22 mm/ms ($H = 100$ mm). a) Viga G2, b) Viga G3, c) Viga G4 (continuación).

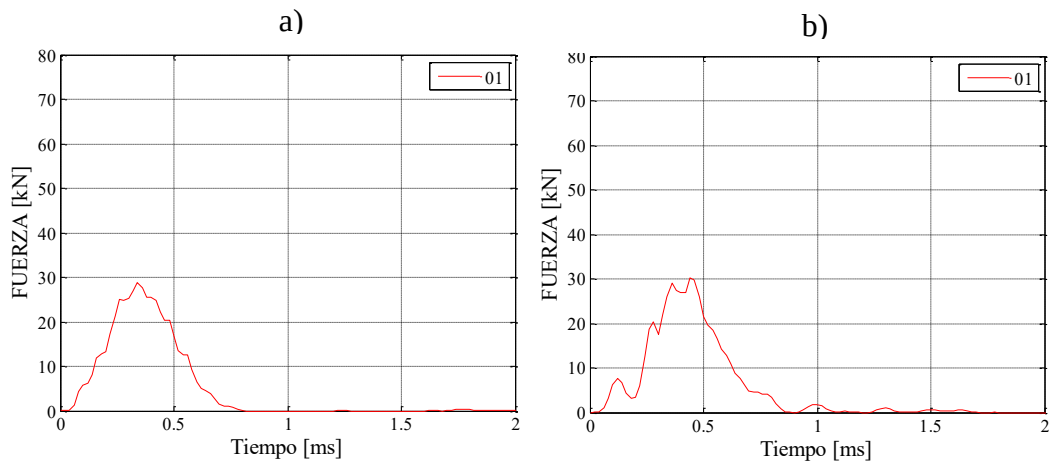


Figura A5.1.5: Fuerzas de impacto para una velocidad de impacto del proyectil de 1.42 mm/ms ($H = 132$ mm). a) Viga G2 b) Viga G4.

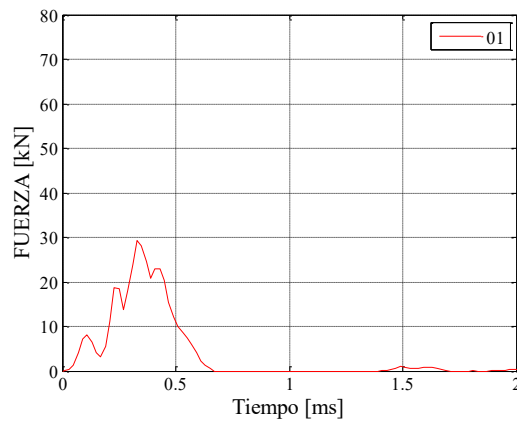


Figura A5.1.6: Fuerzas de impacto para una velocidad de impacto del proyectil de 1.48 mm/ms ($H = 142$ mm) (viga G4).

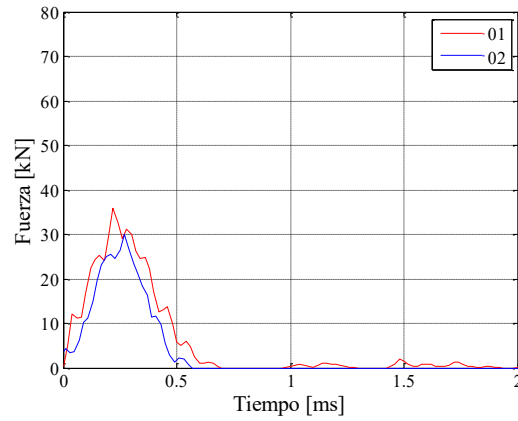


Figura A5.1.7: Fuerzas de impacto para una velocidad de impacto del proyectil de 1.56 mm/ms (H = 155 mm) (viga G3).

A5.1.3.- FUERZAS DE IMPACTO DE LAS VIGAS DE HARRF CON 40 kg/m³ DE FIBRAS DE ACERO

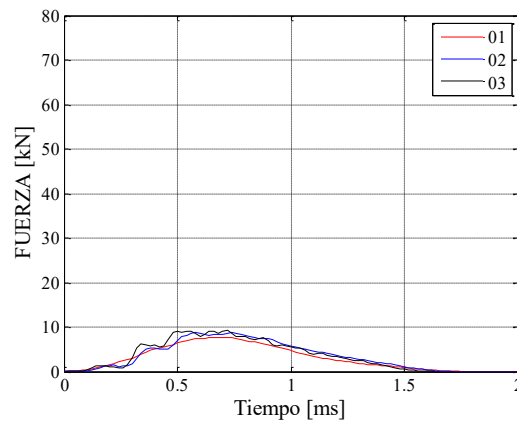


Figura A5.1.8: Fuerzas de impacto para una velocidad de impacto del proyectil de 0.59 mm/ms (H = 33.2 mm) (viga G10).

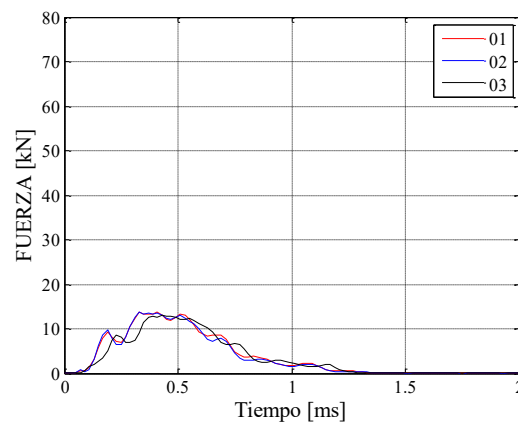


Figura A5.1.9: Fuerzas de impacto para una velocidad de impacto del proyectil de 0.92 mm/ms (H = 43 mm) (viga G9).

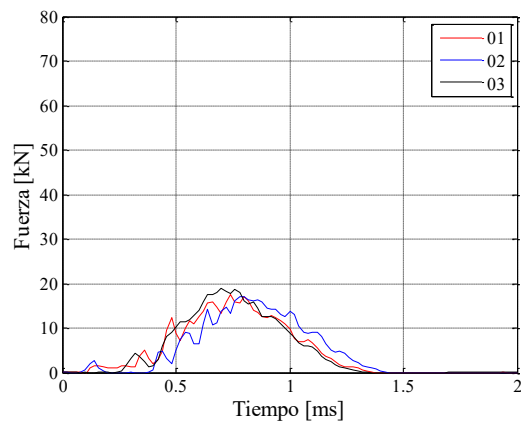


Figura A5.1.10: Fuerzas de impacto para una velocidad de impacto del proyectil de 1.08 mm/ms ($H = 79$ mm) (viga G8).

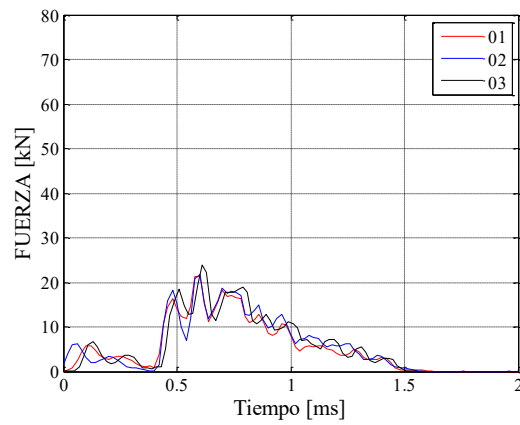


Figura A5.1.11: Fuerzas de impacto para una velocidad de impacto del proyectil de 1.14 mm/ms ($H = 88$ mm) (viga G9).

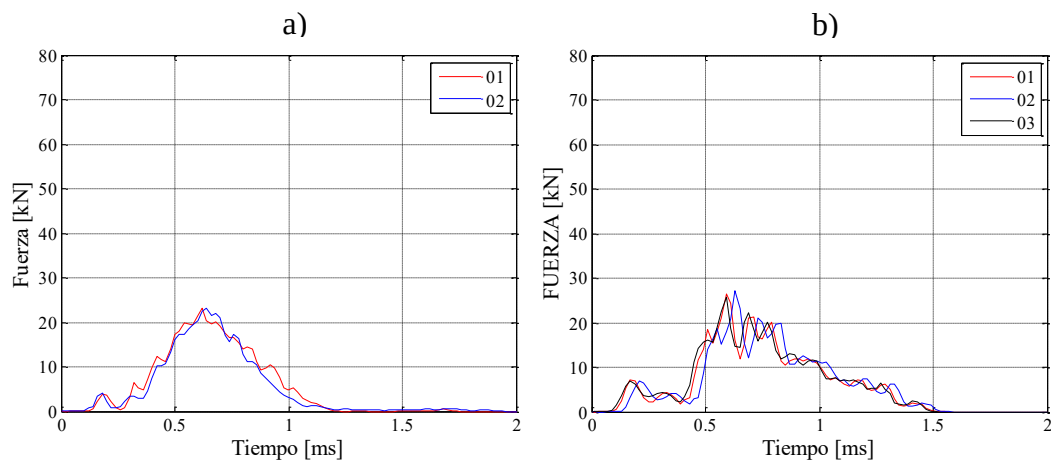


Figura A5.1.12: Fuerzas de impacto para una velocidad de impacto del proyectil de 1.22 mm/ms ($H = 100$ mm). a) Viga G8, b) Viga G9.

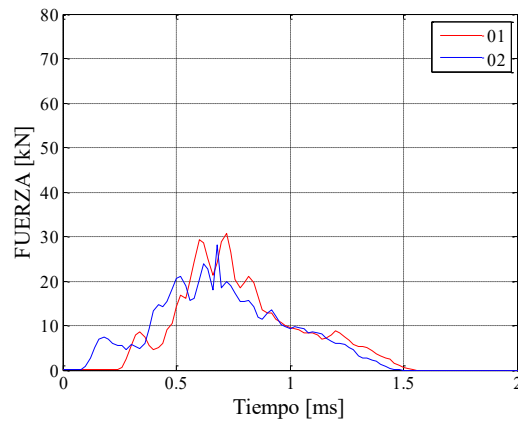


Figura A5.1.13: Fuerzas de impacto para una velocidad de impacto del proyectil de 1.42 mm/ms ($H = 132$ mm) (viga G9).

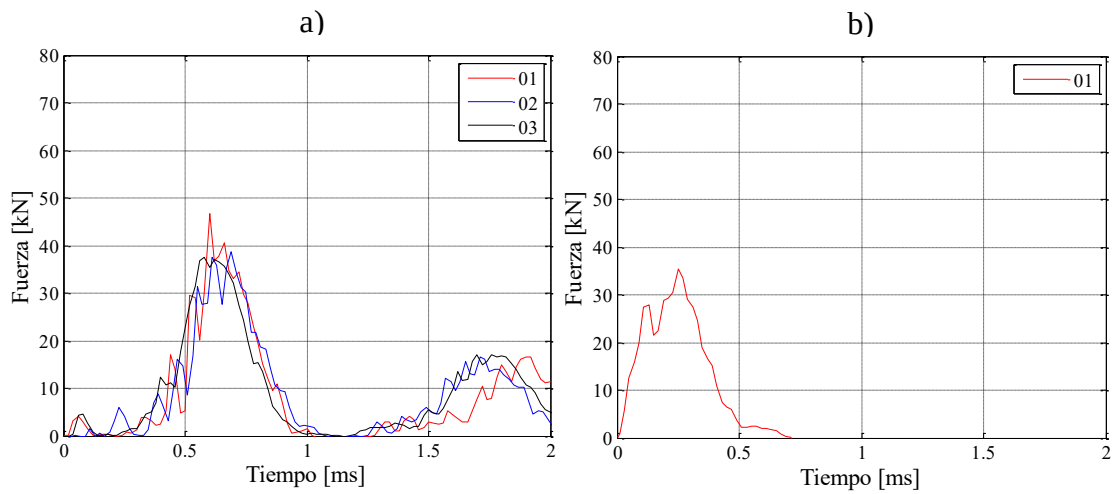


Figura A5.1.14: Fuerzas de impacto para una velocidad de impacto del proyectil de 2.30 mm/ms ($H = 300$ mm). a) Viga G8), b) Viga G10.

A5.1.4.- FUERZAS DE IMPACTO DE LAS VIGAS DE HARRF CON 80 kg/m³ DE FIBRAS DE ACERO

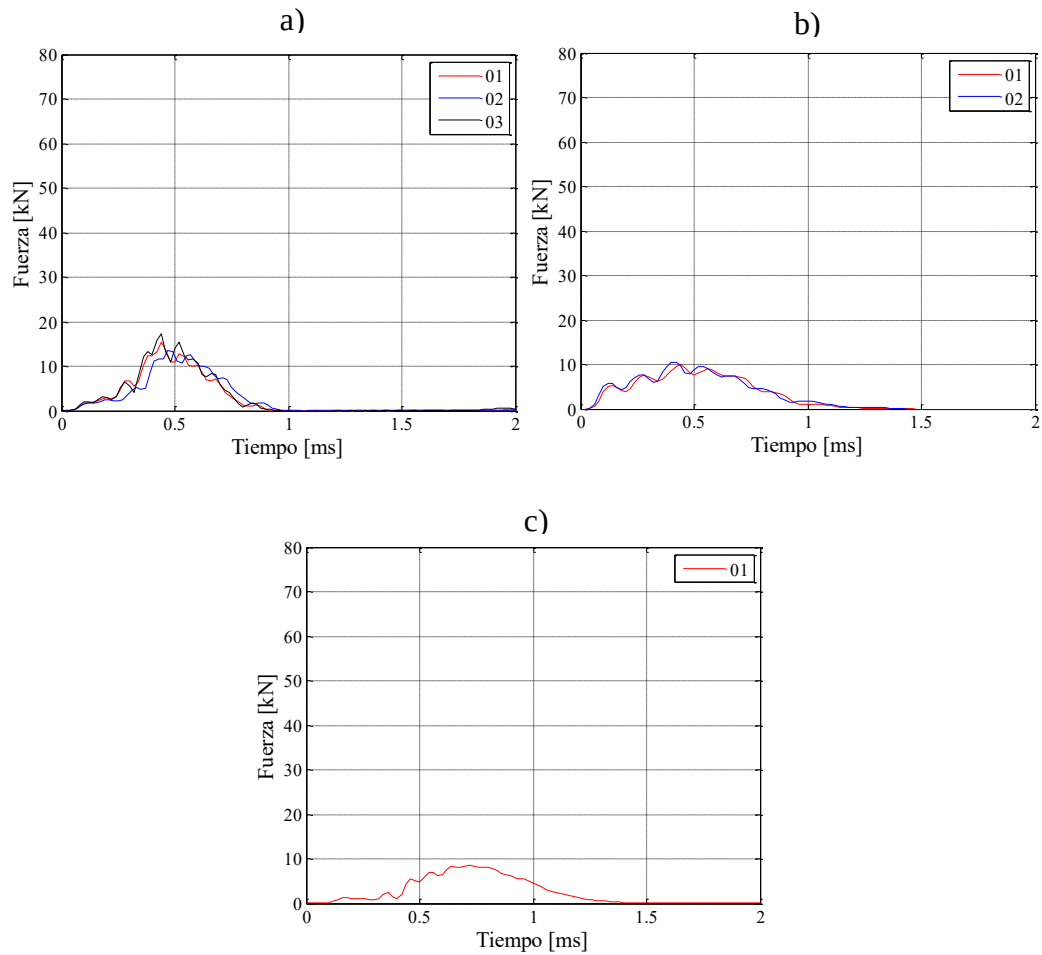


Figura A5.1.15: Fuerzas de impacto para una velocidad de impacto del proyectil de 0.59 mm/ms ($H = 33.2$ mm). a) Viga G14, b) Viga G15, c) Viga G16.

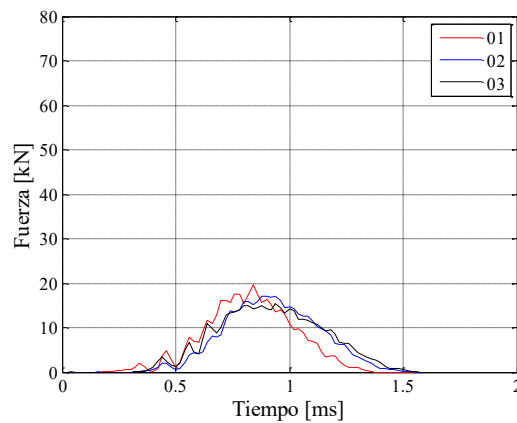


Figura A5.1.16: Fuerzas de impacto para una velocidad de impacto del proyectil de 1.08 mm/ms ($H = 79$ mm) (viga G12).

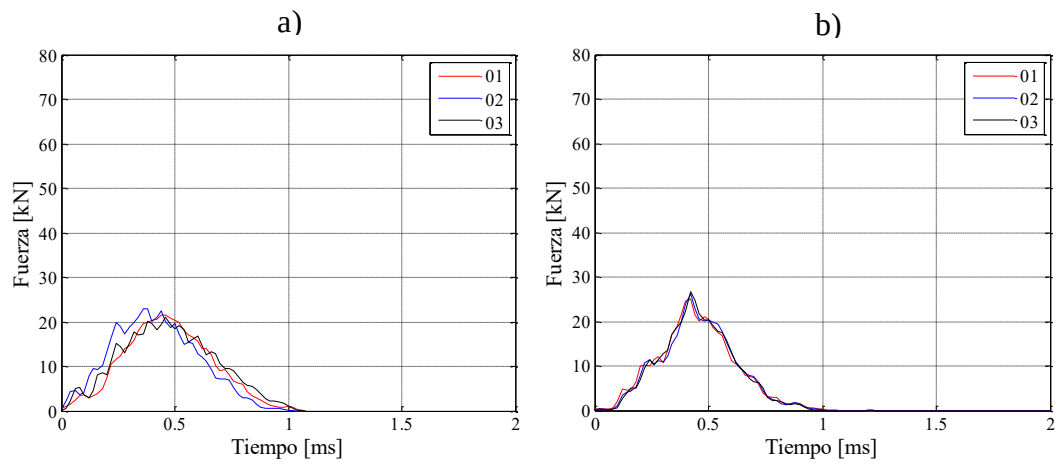


Figura A5.1.17: Fuerzas de impacto para una velocidad de impacto del proyectil de 1.22 mm/ms ($H = 100$ mm). a) Viga G12, b) viga G14.

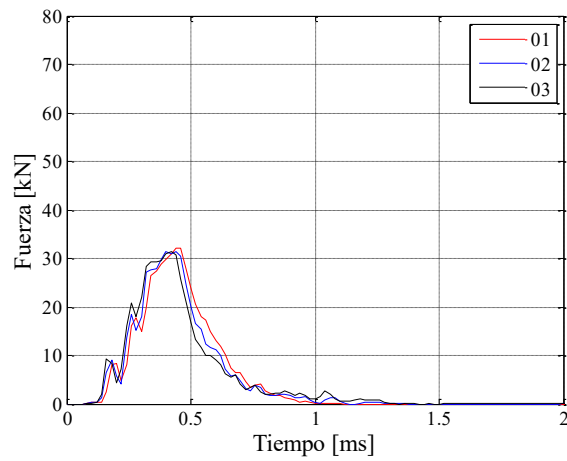


Figura A5.1.18: Fuerzas de impacto para una velocidad de impacto del proyectil de 1.42 mm/ms ($H = 132$ mm) (viga G12).

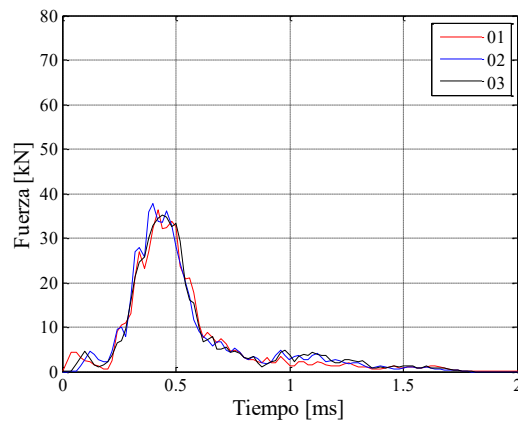


Figura A5.1.19: Fuerzas de impacto para una velocidad de impacto del proyectil de 1.58 mm/ms ($H = 161$ mm) (viga G14).

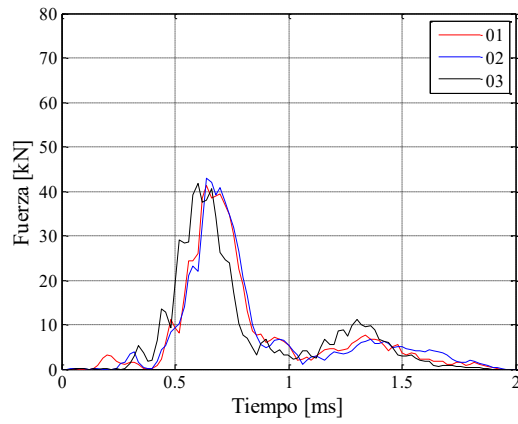


Figura A5.1.20: Fuerzas de impacto para una velocidad de impacto del proyectil de 1.83 mm/ms ($H = 202$ mm) (viga G14).

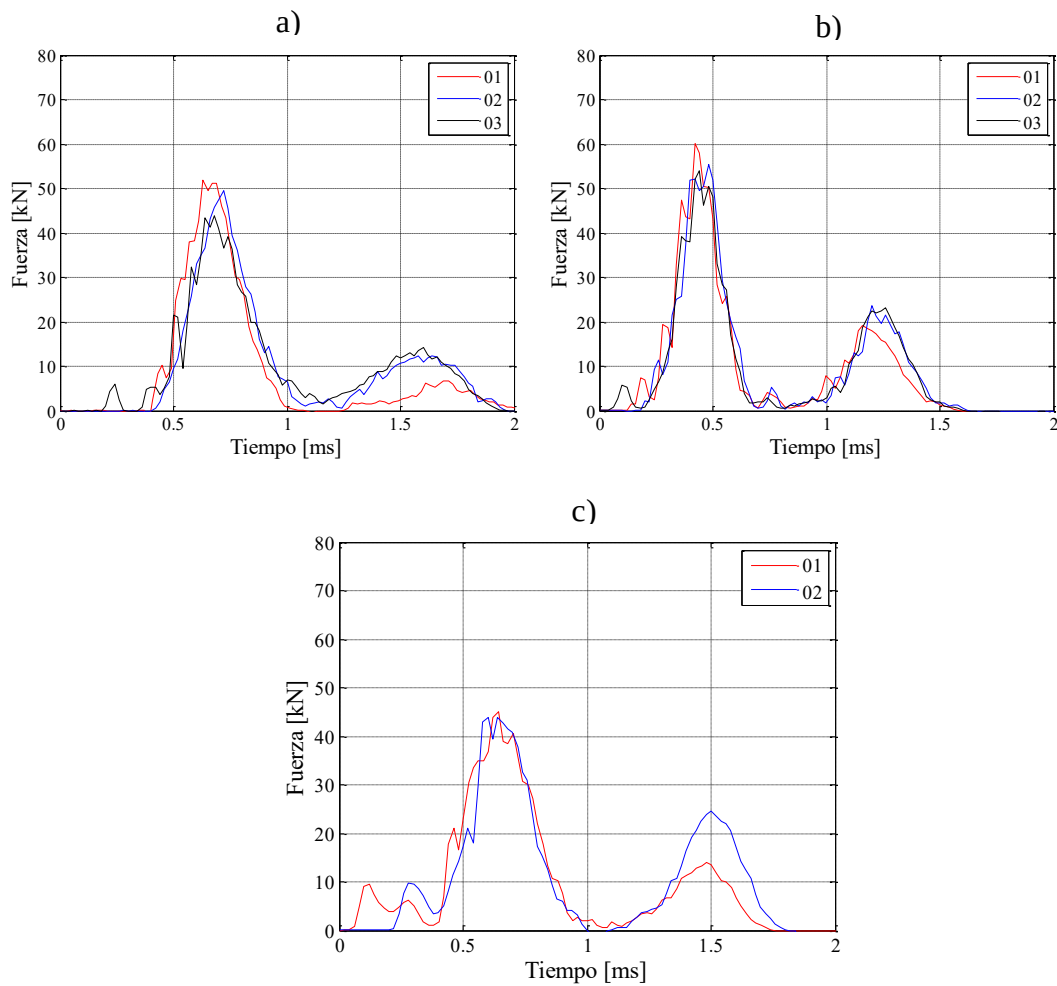


Figura A5.1.21: Fuerzas de impacto para una velocidad de impacto del proyectil de 2.30 mm/ms ($H = 300$ mm). a) Viga G12, b) viga G14, c) viga G15.

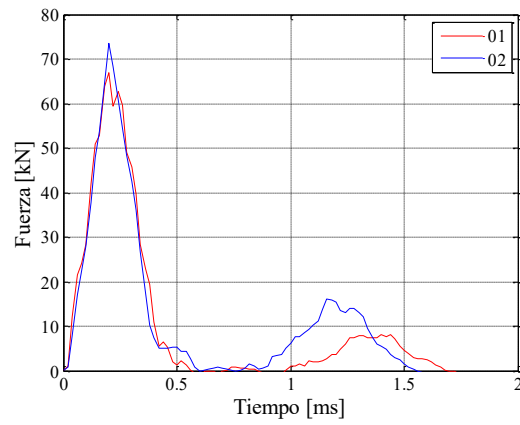


Figura A5.1.22: Fuerzas de impacto para una velocidad de impacto del proyectil de 2.78 mm/ms ($H = 429$ mm) (viga G16).

ANEXO A5.2

INFLUENCIA DE IMPERFECCIONES EN EL CONTACTO

A5.2.1.- DESCRIPCIÓN DEL ANÁLISIS REALIZADO

De acuerdo a lo indicado en el capítulo 3, el proyectil de la máquina de impacto es liberado de su posición de reposo y se desliza verticalmente en caída libre guiado por dos rieles engrasados. Tanto el diseño de la máquina de impacto empleada, como los cuidados que se tomaron al momento de ensayar las vigas permitieron suponer que el contacto entre el proyectil y el dispositivo empleado para medir la fuerza de impacto era adecuado, es decir, que el canto inferior del proyectil es perfectamente paralelo a la placa superior del dispositivo de medición de la carga y que se ejercía una presión uniforme y centrada sobre el anillo de fuerza. Sin embargo, algunos resultados de fuerzas de impacto determinadas experimentalmente, mostrados en el apartado 5.2 del capítulo 5, llevan a considerar la posibilidad de que en algunos casos el contacto no haya sido perfecto y se haya producido una pequeña rotación de la chapa superior. Una causa pudo ser que, en esos casos, el canto del proyectil no haya sido perfectamente paralelo a la chapa superior.

Para demostrar la influencia en la respuesta de ese tipo de imperfección se compararon los resultados numéricos del modelo descrito en el capítulo 4 utilizado para las simulación de los ensayos de impacto con los correspondientes a un modelo similar pero en el que proyectil tiene una inclinación de 2 grados con respecto al eje z del plano zy (ver figura A5.2.1). Es claro que lo más probable es que en los ensayos no se haya producido esta rotación sino que las superficies no hayan sido perfectas o la superficie superior de la placa que recibe el contacto no haya sido perfectamente horizontal. No obstante, este modelo numérico simplificado permite ver qué ocurre cuando el contacto no se produce simultáneamente a lo largo de una línea.

La viga modelada es de hormigón simple y el proyectil impacta con una velocidad de 0.72 mm/ms ($H = 42$ mm).

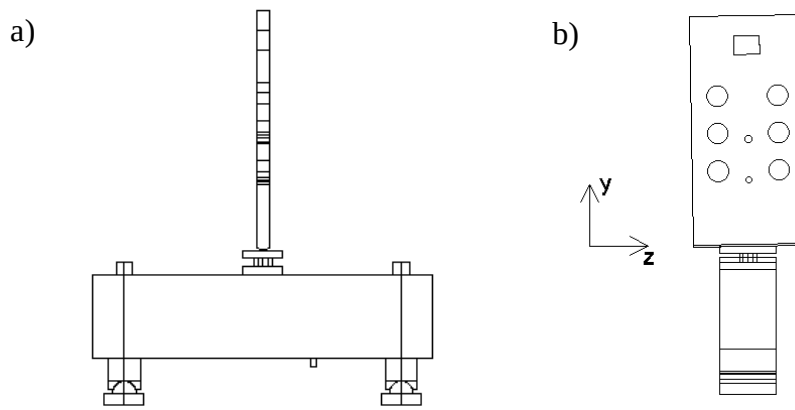


Figura A5.2.1: Viga y dispositivos empleados para los ensayos de impacto. a) Vista frontal, b) Vista lateral.

Los resultados obtenidos de este nuevo análisis son mostrados en la figura A5.2.2, en la que se comparan tanto las fuerzas de impacto obtenidas como las aceleraciones de la viga medidas a seis centímetros del centro de su cara inferior. Como se aprecia en la figura A5.2.2a, la inclinación del proyectil respecto de la chapa superior ocasiona, por una parte, una especie de falso contacto entre 0 y 0.45 ms, en el cual el anillo de fuerza no registra adecuadamente la fuerza de impacto debido a que no recibe una presión uniforme. Por otra parte, se produce tanto una reducción del pico de la fuerza impacto como una alteración de la rama postpico de la misma, pudiendo apreciarse una especie de oscilación en la respuesta. También, la inclinación de proyectil afecta a la aceleración de la viga, observándose en la figura A5.2.2b, que ambos registros de aceleraciones son bastante diferentes entre sí, no solo en su forma, sino también por los picos que son menores al principio pero después muestran valores mayores cuando el proyectil está inclinado.

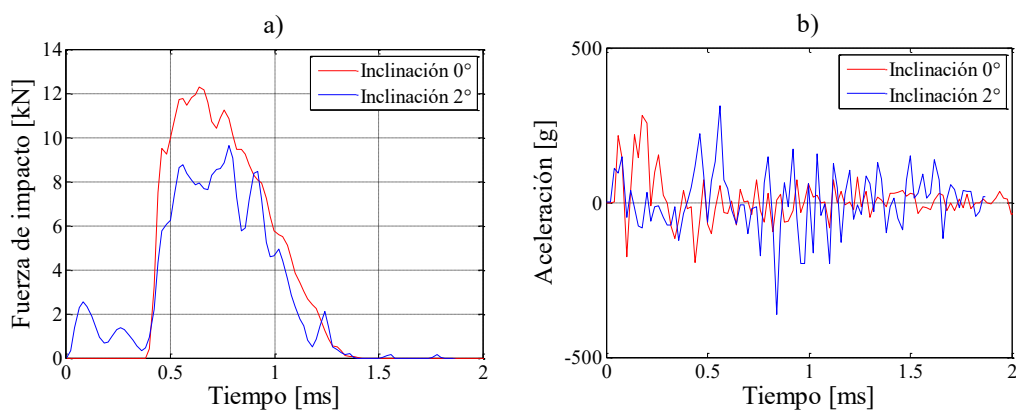


Figura A5.2.2: Comparación de resultados. a) Fuerzas de impacto, b) Aceleraciones.

El tipo de respuesta observada en las fuerzas guarda similitud con algunos de los registros experimentales por lo que se puede asociar este tipo de comportamiento a pequeñas imperfecciones en el contacto.

ANEXO A5.3

ACELERACIONES MEDIDAS EXPERIMENTALMENTE

A5.3.1.- INTRODUCCION

En este anexo se presentan las aceleraciones de las vigas medidas experimentalmente.

A5.3.2.- ACELERACIONES DE LAS VIGAS DE HORMIGÓN SIMPLE

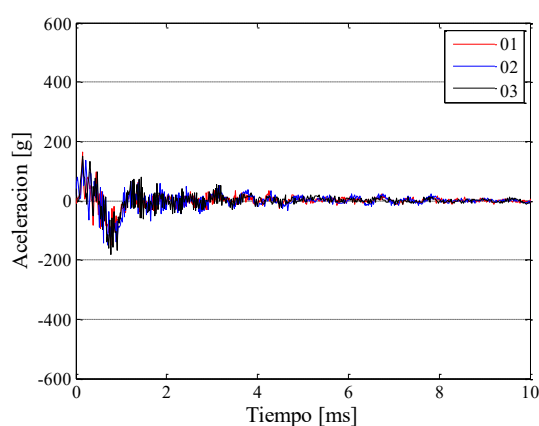


Figura A5.3.1: Aceleraciones para una velocidad de impacto del proyectil de 0.95 mm/ms (H = 63 mm) (Viga G2).

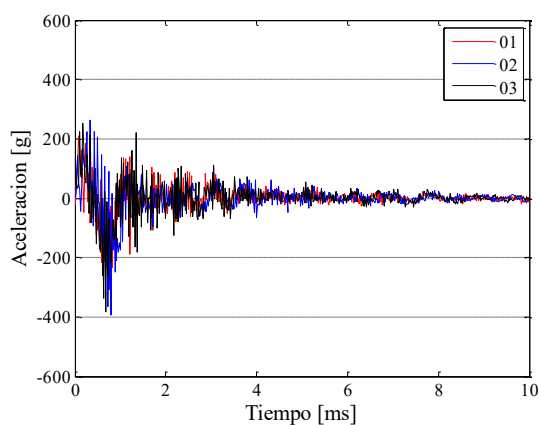


Figura A5.3.2: Aceleraciones para una velocidad de impacto del proyectil de 0.95 mm/ms (H = 63 mm) (Viga G2).

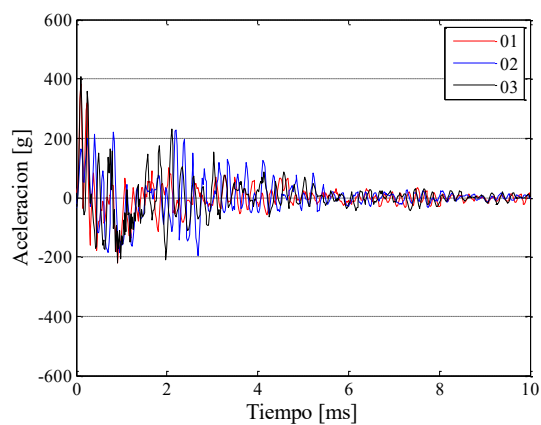


Figura A5.3.3: Aceleraciones para una velocidad de impacto del proyectil de 1.08 mm/ms (H = 79 mm) (Viga G3).

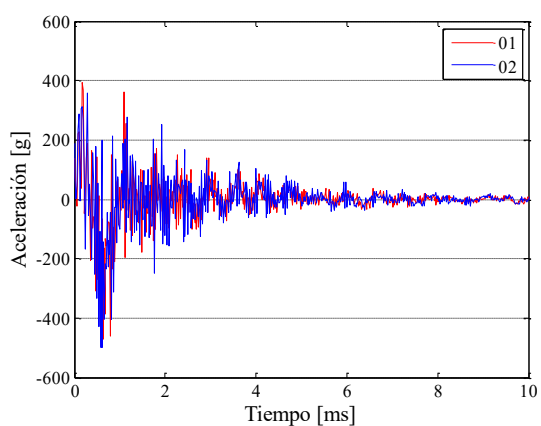


Figura A5.3.4: Aceleraciones para una velocidad de impacto del proyectil de 1.22 mm/ms (H = 100 mm) (Viga G2).

A5.3.3.- ACELERACIONES DE LAS VIGAS CON 40 kg/m³ DE ADICIÓN DE FIBRAS DE ACERO

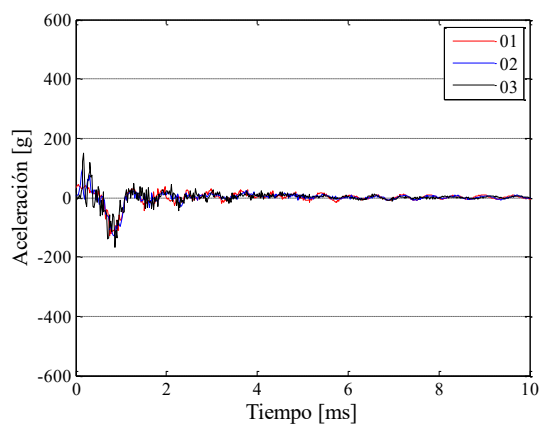


Figura A5.3.5: Aceleraciones para una velocidad de impacto del proyectil de 0.59 mm/ms (H = 33.2 mm) (Viga G10).

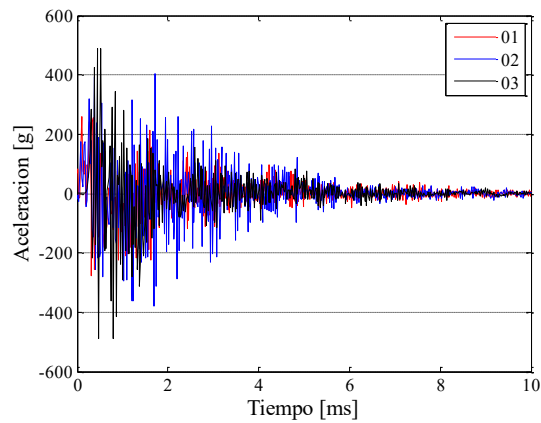


Figura A5.3.6: Aceleraciones para una velocidad de impacto del proyectil de 1.08 mm/ms (H = 79 mm) (Viga G8).

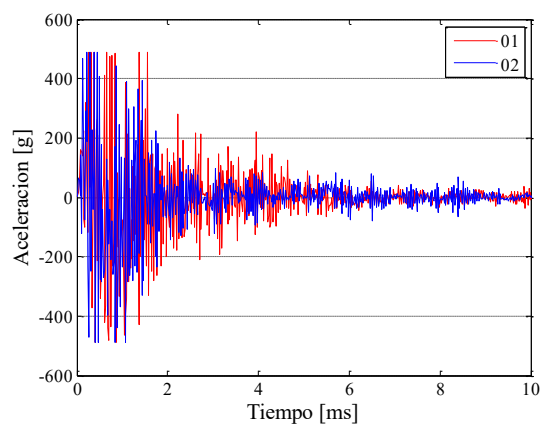


Figura A5.3.7: Aceleraciones para una velocidad de impacto del proyectil de 1.22 mm/ms (H = 100 mm) (Viga G8).

A5.3.4.- ACELERACIONES DE LAS VIGAS CON 80 kg/m³ DE ADICIÓN DE FIBRAS DE ACERO

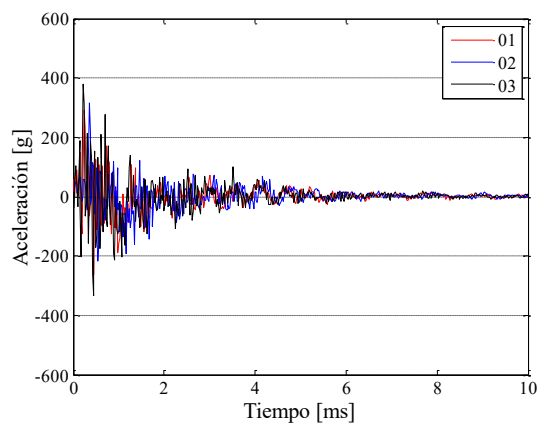


Figura A5.3.8: Aceleraciones para una velocidad de impacto del proyectil de 0.59 mm/ms (H = 33.2 mm) (Viga G14).

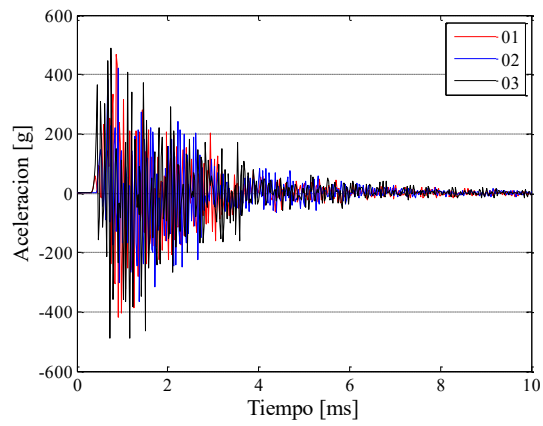


Figura A5.3.9: Aceleraciones para una velocidad de impacto del proyectil de 1.08 mm/ms ($H = 79$ mm) (Viga G12).

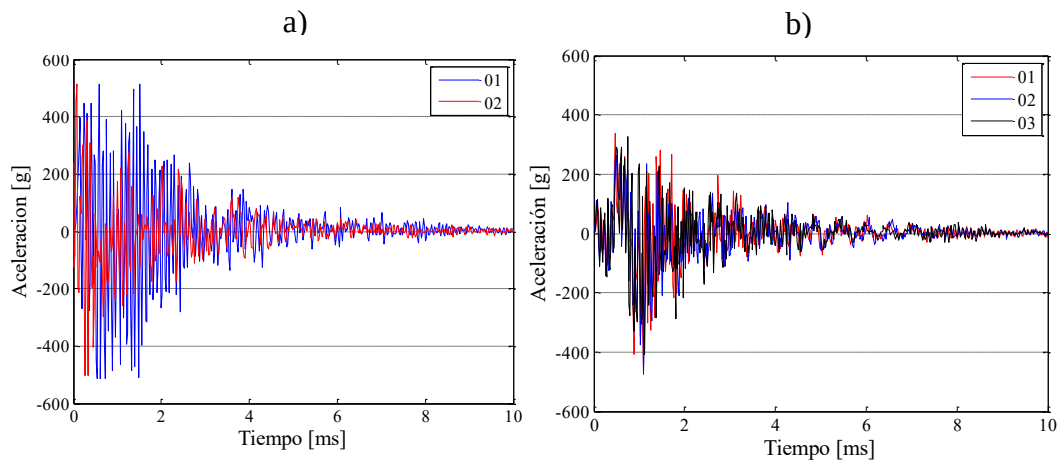


Figura A5.3.10: Aceleraciones para una velocidad de impacto del proyectil de 1.22 mm/ms ($H = 100$ mm). a) Viga G12, b) viga G14.

ANEXO A5.4

FRECUENCIAS EXPERIMENTALES Y NUMÉRICAS

A5.4.1.- INTRODUCCION

En este anexo se presentan los espectros de Fourier de las aceleraciones (experimentales y numéricas) para diferentes velocidades de impacto del proyectil. Cabe aclarar que para velocidad de impacto de 4.21 mm/ms ($H = 1000$ mm), solo se presentan los espectros de Fourier de las aceleraciones numéricas.

A5.4.2.- ESPECTROS DE FOURIER DE LAS ACELERACIONES DE LAS VIGAS DE HORMIGÓN SIMPLE

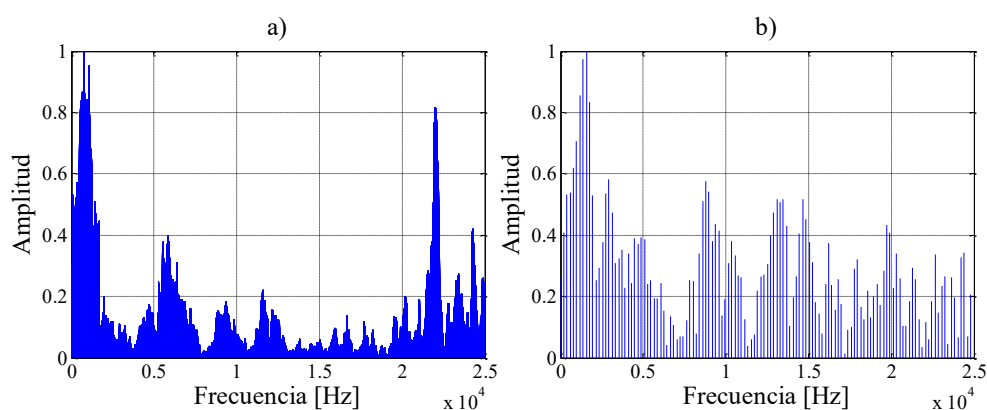


Figura A5.4.1: Velocidad de impacto del proyectil de 0.59 mm/ms ($H = 33.2$ mm). a) Frecuencias experimentales, b) Frecuencias numéricas.

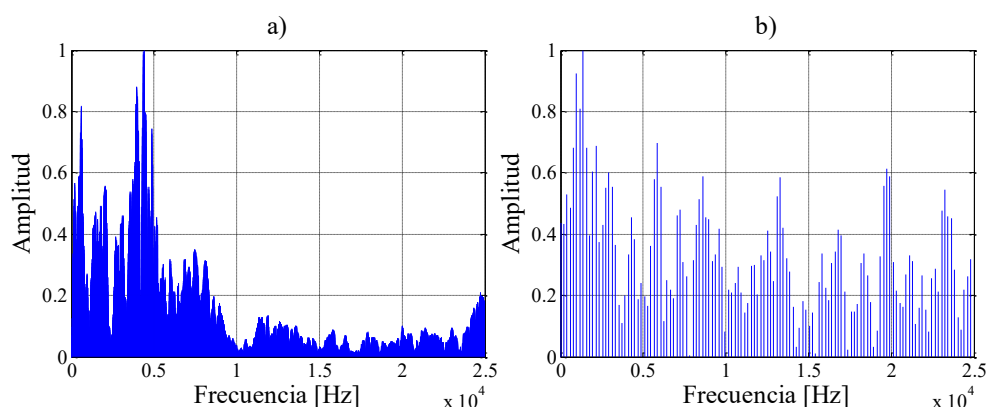


Figura A5.4.2: Velocidad de impacto del proyectil de 1.08 mm/ms ($H = 79$ mm). a) Frecuencias experimentales, b) Frecuencias numéricas.

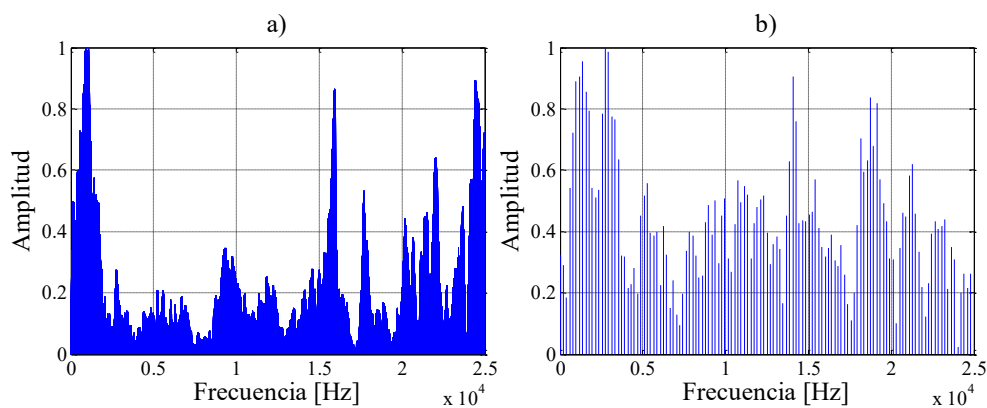


Figura A5.4.3: Velocidad de impacto del proyectil de 1.22 mm/ms ($H = 100$ mm). a) Frecuencias experimentales, b) Frecuencias numéricas.

A5.4.3.- ESPECTROS DE FOURIER DE LAS VIGAS DE HARRE CON 40 kg/m³ DE ADICIÓN DE FIBRAS DE ACERO

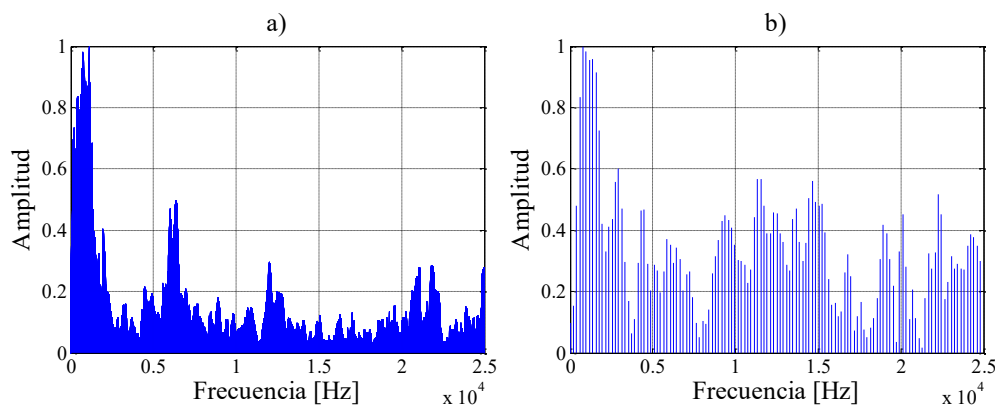


Figura A5.4.4: Velocidad de impacto del proyectil de 0.59 mm/ms ($H = 33.2$ mm). a) Frecuencias experimentales, b) Frecuencias numéricas.

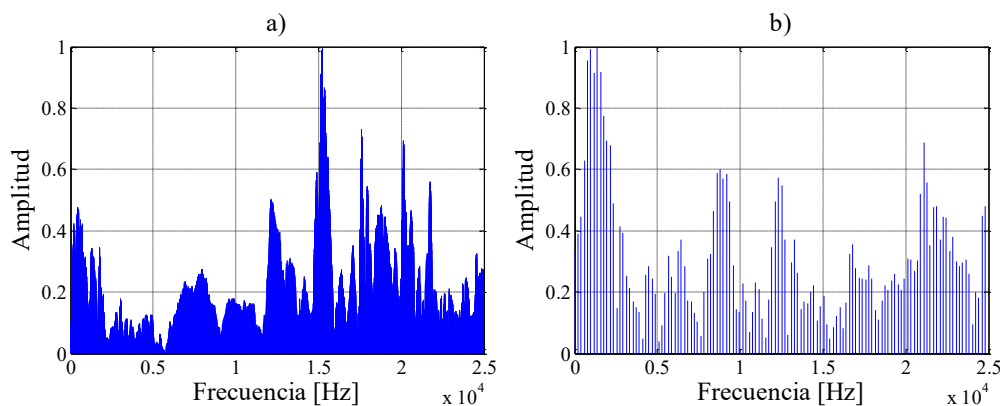


Figura A5.4.5: Velocidad de impacto del proyectil de 1.08 mm/ms ($H = 79$ mm). a) Frecuencias experimentales, b) Frecuencias numéricas.

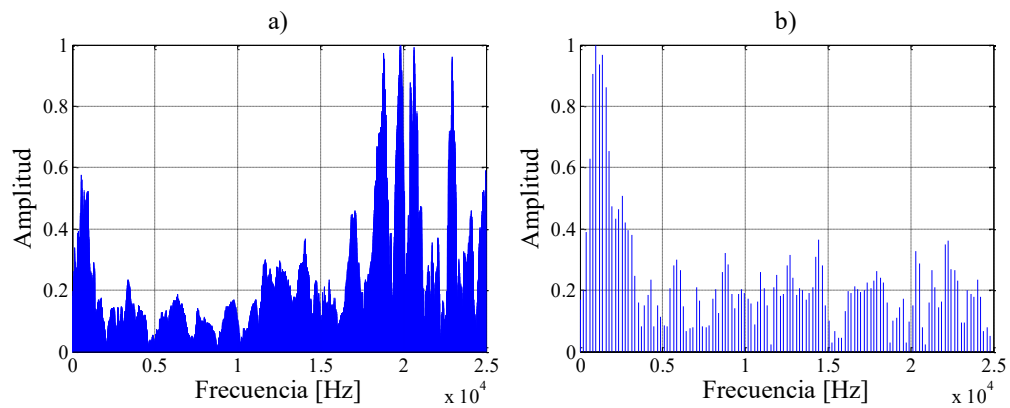


Figura A5.4.6: Velocidad de impacto del proyectil de 1.22 mm/ms ($H = 100$ mm.) a) Frecuencias experimentales, b) Frecuencias numéricas.

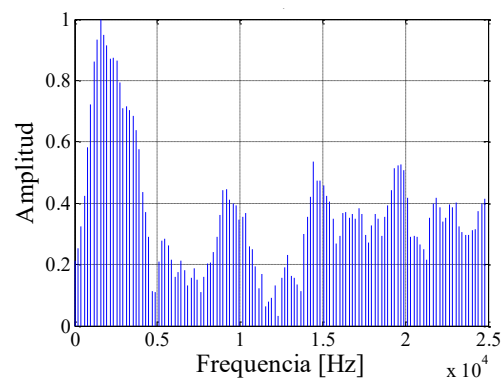


Figura A5.4.7: Frecuencias numéricas para una velocidad de impacto del proyectil de 4.21 mm/ms ($H = 1000$ mm)

A5.4.4.- ESPECTROS DE FOURIER DE LAS VIGAS DE HARRF CON 80 kg/m^3 DE ADICIÓN DE FIBRAS DE ACERO

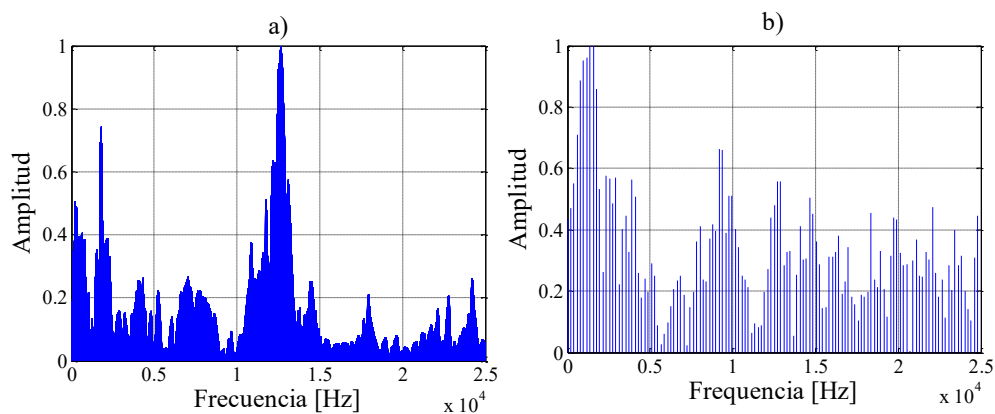


Figura A5.4.8: Velocidad de impacto del proyectil de 0.59 mm/ms ($H = 33.2$ mm). a) Frecuencias experimentales, b) Frecuencias numéricas.

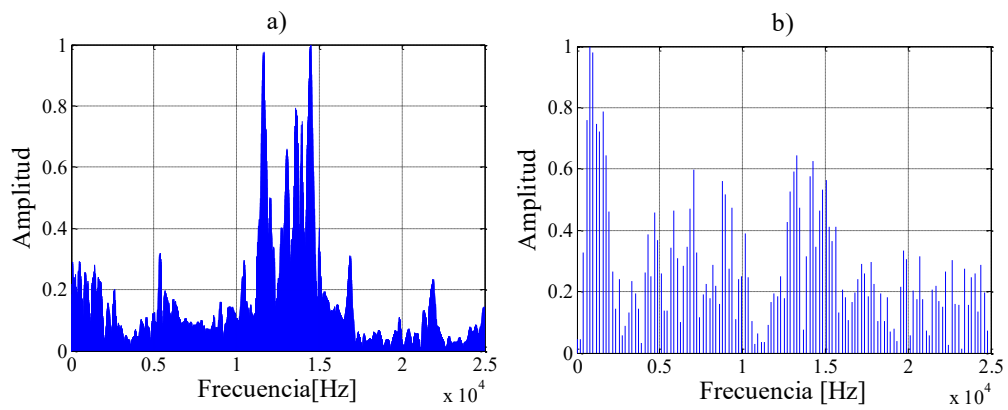


Figura A5.4.9: Velocidad de impacto del proyectil de 1.07 mm/ms ($H = 79$ mm). a) Frecuencias experimentales, b) Frecuencias numéricas.

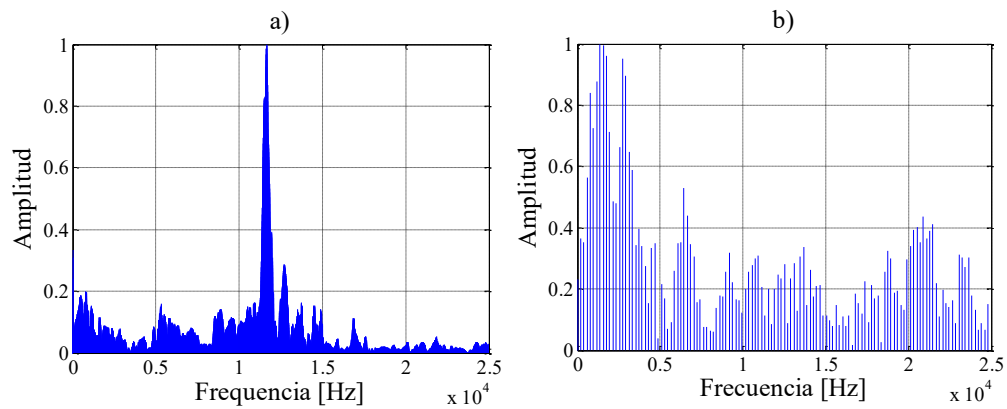


Figura A5.4.10: Velocidad de impacto del proyectil de 1.22 mm/ms ($H = 100$ mm). a) Frecuencias experimentales, b) Frecuencias numéricas.

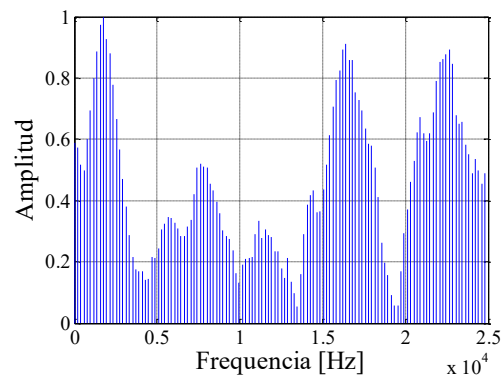


Figura A5.4.11: Frecuencias numéricas para una velocidad de impacto del proyectil de 4.21 mm/ms ($H = 1000$ mm)

CAPITULO 6

PREDICCIONES NUMÉRICAS

6.1. INTRODUCCIÓN

En este capítulo se explotan las capacidades del modelo numérico elaborado, no solo empleándolo como una herramienta de predicción sino también como una herramienta que permita comprender a fondo el problema bajo estudio, analizar críticamente las metodologías simplificadas propuestas para estudiar experimentalmente el problema de impacto y brindar resultados útiles, no sólo para el diseño de ensayos *tipo drop – weigth impact test*, sino también para analizar y procesar sus resultados. En el apartado 5.2 del capítulo 5, se presentaron las fuerzas de impacto medidas experimentalmente hasta una velocidad de impacto del proyectil de 2.78 mm/ms ($H = 429$ mm). No se realizaron mediciones de la fuerza de impacto para velocidades de impacto mayores porque los valores excedían el rango de medición del equipo empleado y no se quería dañar el anillo de fuerza. Habiendo probado que los modelos numéricos reproducen aproximadamente el comportamiento de las vigas de hormigón simple y hormigón de alta resistencia reforzado con fibras (HARRF) bajo cargas de impacto, en este capítulo se utilizan predicciones numéricas para un rango de velocidades mayores para analizar en detalle el comportamiento de las vigas y observar qué ocurre con distintos parámetros que no pudieron ser registrados en los ensayos experimentales por no disponer del equipo adecuado o porque no resultaba factible hacerlo.

Por otro lado, a la luz de los resultados numéricos, se analizan las distintas hipótesis simplificativas que se realizan en la mayoría de los trabajos experimentales sobre el tema para sacar conclusiones a partir de las mediciones experimentales. Este análisis resulta de utilidad para la interpretación de los resultados de este tipo de ensayos que, como lo observaron muchos investigadores, combina el comportamiento estructural con el del material, siendo difícil extraer directamente de los resultados conclusiones sobre el comportamiento del material.

Por medio del modelo numérico descrito en el capítulo 4, se simulaban ensayos de impacto tanto para las vigas de hormigón simple como para las de HARRF (con 40 y 80 kg/m³ de fibras de acero), para velocidades de impacto de hasta 9.73 mm/ms ($H = 5000$ mm).

6.2. DISTRIBUCIÓN DE DESPLAZAMIENTOS Y ACELERACIONES

Muchos de los trabajos existentes en la bibliografía hacen ciertas suposiciones respecto de la distribución de los desplazamientos y aceleraciones a lo largo de la viga sometida a impacto, para poder estimar las fuerzas de inercia. Por ejemplo, afirman que para vigas de hormigón simple y en las de hormigón reforzado con fibras podría considerarse una distribución lineal de las aceleraciones a lo largo de la viga mientras que para vigas de hormigón armado esta distribución podría considerarse como senoidal (Banthia, 1987 y Banthia, 1989). En general, se simplifica el problema considerándolo como un problema de un grado de libertad asociado al primer modo y en los ensayos sólo se miden desplazamientos y/o aceleraciones en uno o dos puntos, por lo que resulta necesario hacer este tipo de hipótesis. Es por ello que resulta interesante obtener la distribución de los desplazamientos y aceleraciones a lo largo de la viga mediante el modelo numérico para verificar hasta qué punto esas hipótesis son válidas. En las figuras 6.1 a 6.3 se muestran los desplazamientos de las vigas para tres instantes de tiempo: antes que se produzca el pico de las fuerzas de impacto ($t = 0.1 \text{ ms}$), durante el pico ($t = 0.2 \text{ ms}$) y luego del pico ($t = 0.5 \text{ ms}$). Los resultados mostrados en estas figuras fueron obtenidos para una velocidad de impacto del proyectil de 1.22 mm/ms ($H = 100 \text{ mm}$). Antes de que se produzcan los picos de las fuerzas de impacto de las vigas analizadas (ver figura 6.1), el desplazamiento en la mitad de la viga de hormigón simple es mayor a los desplazamientos de las vigas de HARRF. Este mismo comportamiento se aprecia cuando se produce el pico de las fuerzas de impacto (ver figura 6.2). Por el contrario, para un instante de tiempo posterior al del pico de la fuerza de impacto (ver figura 6.3), el desplazamiento de la viga de HARRF con 80 kg/m^3 de fibras es mayor al de la viga de HARRF con 40 kg/m^3 de fibras y, a su vez, este es mayor que el de la viga de hormigón simple. Esto no indica que los desplazamientos sean mayores para las vigas de HARRF que para las vigas de hormigón simple, sino que para ese tiempo son mayores. Probablemente los picos de fuerza de impacto están desplazados levemente en el tiempo y además la combinación de modos flexionales que se excitan de manera distinta en uno y otro caso (ver punto 5.4 y Anexo A5.4), hace que la variación del desplazamiento en el tiempo no sea la misma para las vigas de distintos materiales. Lo que sí puede observarse es que la distribución de los desplazamientos a lo largo de la viga es aproximadamente lineal hacia los apoyos, pero no en la zona central de la viga. Probablemente para cargas de impacto que fracturan las vigas sí se obtiene una distribución aproximadamente lineal de los desplazamientos

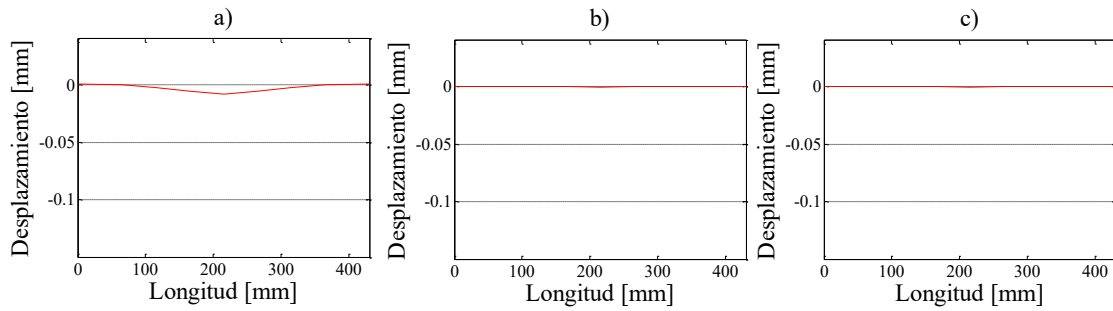


Figura 6.1: Desplazamientos de las vigas para un instante de tiempo previo al pico de la fuerza de impacto. a) Viga de hormigón simple, b) viga de HARRF con 40 kg/m³ de fibras; c) Viga de HARRF con 80 kg/m³ de fibras.

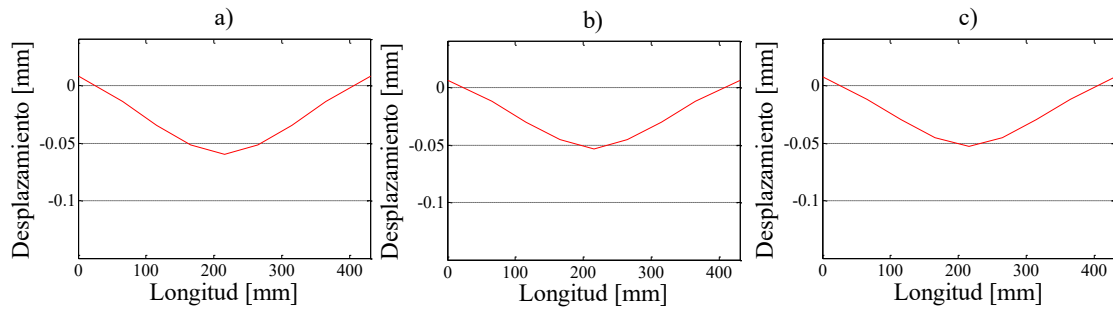


Figura 6.2: Desplazamientos de las vigas para un instante de tiempo correspondiente al pico de la fuerza de impacto. a) Viga de hormigón simple, b) Viga de HARRF con 40 kg/m³ de fibras, c) Viga de HARRF con 80 kg/m³ de fibras.

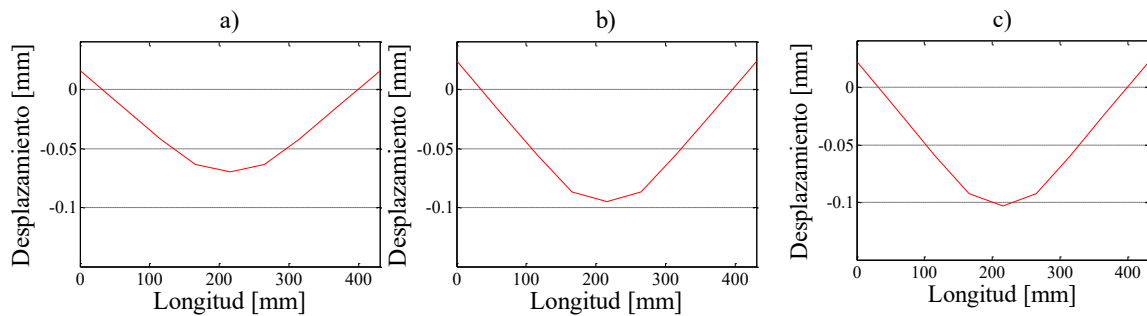


Figura 6.3: Desplazamientos de las vigas para un instante de tiempo posterior al pico de la fuerza de impacto. a) Viga de hormigón simple, b) Viga de HARRF con 40 kg/m³ de fibras, c) Viga de HARRF con 80 kg/m³ de fibras.

En las figuras 6.4 a 6.6 se muestran las aceleraciones de las vigas para los mismos instantes de tiempo considerados para la obtención de los desplazamientos (estos resultados también fueron obtenidos para una velocidad de impacto del proyectil de 1.22 mm/ms). Las diferencias entre estas aceleraciones son bastante marcadas. En la figura 6.16, que corresponde a un instante de tiempo anterior a que se produzca el pico de la fuerza de impacto, la distribución de las aceleraciones a lo largo de la viga de hormigón simple se aproxima bastante a la distribución lineal de aceleraciones supuesta por Banthia (1987 y 1989) (ver figura 2.11 del capítulo 2). Sin embargo, la distribución de las aceleraciones de las vigas para las demás vigas y los demás instantes de tiempo mostrados en las figuras 6.4 a 6.6, no siguen una forma definida. Nuevamente, es difícil comparar entre sí las distribuciones correspondientes a un mismo

tiempo. Pero sí queda claro que, para esta velocidad de impacto en la que material se comporta de manera elástica, la distribución de aceleraciones no sigue la forma del primer modo de vibración, sino que se localiza en el centro. Probablemente, para una viga fracturada, la hipótesis de Banthia (1989) se aproxime más a la realidad.

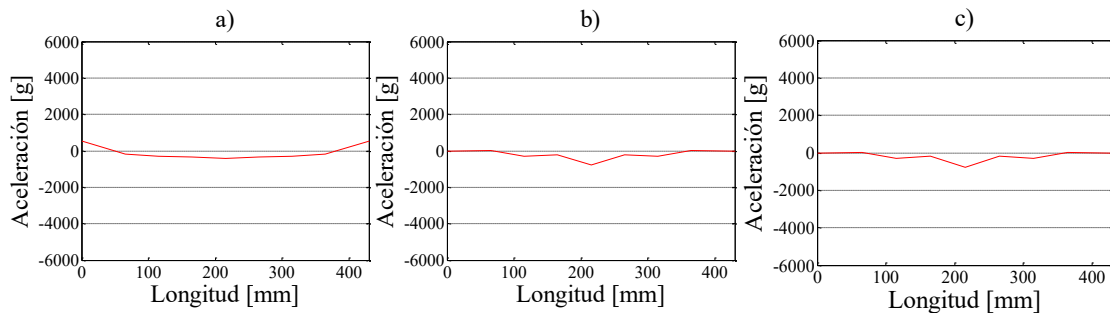


Figura 6.4: Aceleraciones de las vigas para un instante de tiempo previo al pico de la fuerza de impacto. a) Viga de hormigón simple, b) Viga de HARRF con 40 kg/m³ de fibras, c) Viga de HARRF con 80 kg/m³ de fibras.

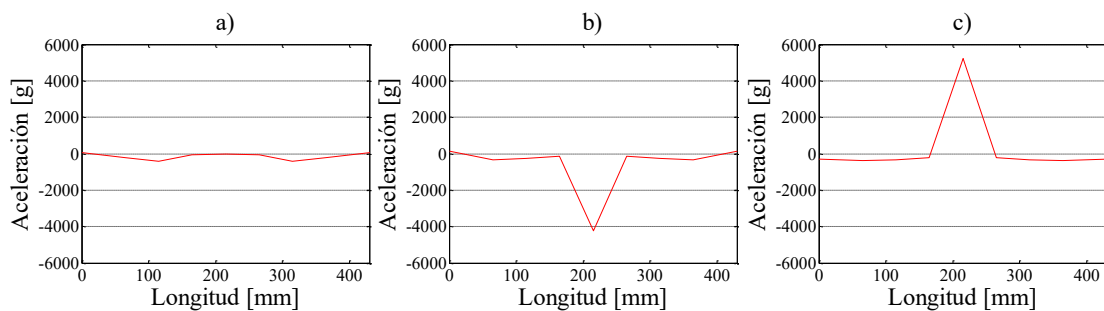


Figura 6.5: Aceleraciones de las vigas para un instante de tiempo correspondiente al pico de la fuerza de impacto. a) Viga de hormigón simple, b) Viga de HARRF con 40 kg/m³ de fibras, c) Viga de HARRF con 80 kg/m³ de fibras.

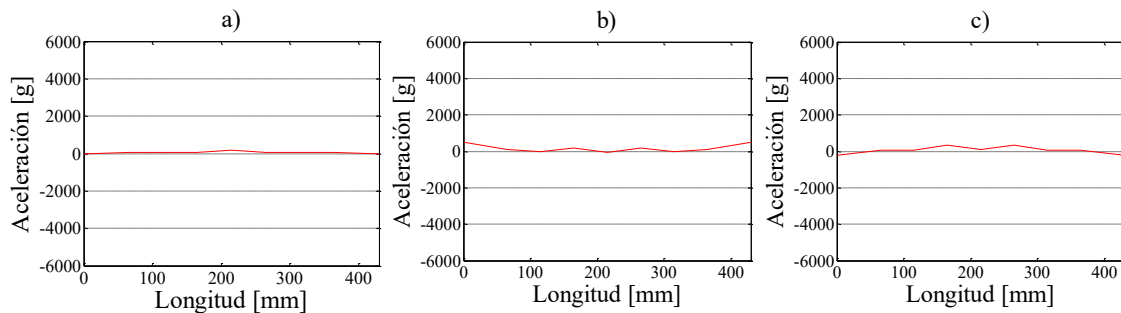


Figura 6.6: Aceleraciones de las vigas para un instante de tiempo posterior al pico de la fuerza de impacto. a) Viga de hormigón simple, b) Viga de HARRF con 40 kg/m³ de fibras, c) Viga de HARRF con 80 kg/m³ de fibras.

6.3. CARGAS DE IMPACTO

En la figura 6.7 se muestran las curvas de carga de impacto en función del tiempo resultantes de las simulaciones con velocidades de impacto de hasta 9.73 mm/ms ($H=5000$ mm). Se incluyen las respectivas cargas de fisuración estática (CFE) y dinámica (CFD) para los tres tipos de hormigones considerados. La CFE fue determinada a partir de la resistencia a flexo - tracción de la matriz de hormigón empleada y equivale a la carga que produce la falla en una viga

simplemente apoyada con una carga puntual en la mitad de su luz libre. Por su parte, la CFD se determinó a partir de los ensayos experimentales mostrados previamente y su valor corresponde al pico de la fuerza de impacto que ocasiona el inicio de la aparición de fisuras en las vigas. Es importante destacar que los picos de las fuerzas de impacto aumentan con la velocidad de impacto hasta valores muy superiores que sus respectivas CFE y CFD.

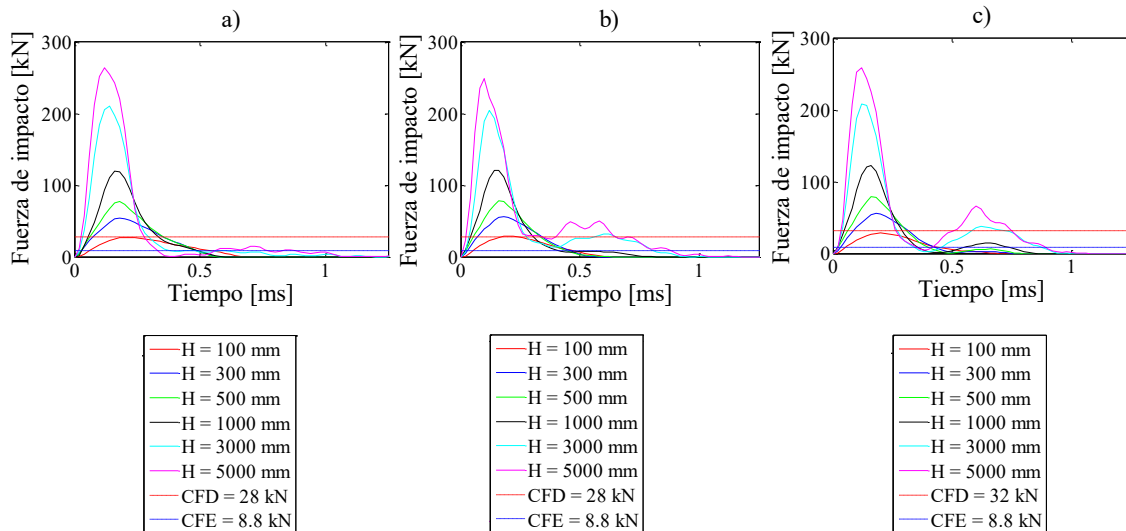


Figura 6.7: Cargas de impacto. a) Vigas de hormigón simple, b) vigas de HARRF con 40 kg/m³ de fibras, c) vigas de HARRF con 80 kg/m³ de fibras.

En la figura 6.8 se comparan los picos de las fuerzas de impacto, los impulsos y los tiempos de contacto correspondientes a las curvas presentadas en la figura 6.7. Aparentemente, la fuerza de impacto aumenta indefinidamente con la velocidad de impacto del proyectil. En parte, eso puede deberse al aumento de resistencia del material con la velocidad de deformación. Pero, por otro lado, la fuerza de impacto involucra también efectos inerciales. Además, hay que tener en cuenta que, como se observó en los ensayos de las vigas sin fibras, aunque las vigas se fracturen totalmente, los apoyos siguen manteniéndolas en pie. Por estas razones, el aumento de la fuerza de impacto para las velocidades más altas, no debería ser considerado como indicativo únicamente del aumento de la resistencia del material.

Hasta una velocidad de impacto de 4 mm/ms, los valores de las fuerzas máximas de impacto y de los impulsos son similares para los tres materiales (hormigón simple y HARRF con 40 y 80 kg/m³ de fibras). Para mayores velocidades de impacto, ya se aprecia cierta diferencia entre estos resultados, especialmente en lo que respecta a los impulsos. Los impulsos de las vigas de HARRF con 80 kg/m³ de fibras son mayores a los de las vigas de HARRF con 40 kg/m³ de fibras y estos, a su vez, mayores a los de las vigas de hormigón simple. Esto es debido a la mayor resistencia residual de las vigas de HARRF con 80 kg/m³ de fibras que las de HARRF con 40 kg/m³ de fibras y que las de hormigón simple. Este mismo comportamiento, tanto en los

picos de las fuerzas de impacto como en los impulsos, también es observado en los resultados experimentales.

Con respecto a los tiempos de contacto (ver figura 6.8c), los resultados de las vigas de hormigón simple son diferentes a los de las vigas de HARRF. A diferencia de los tiempos de contacto experimentales presentados en el apartado 5.2, si bien al comienzo hay una disminución de los tiempos de contacto, para las velocidades de impacto más altas como las que se consideran en este análisis, los tiempos de contacto aumentan con la velocidad de impacto. Esto se debe principalmente a que en los modelos realizados las vigas sufren mayores deformaciones y daños al recibir los impactos del proyectil y, por tanto, los tiempos en que las vigas y el proyectil están contacto son mayores.

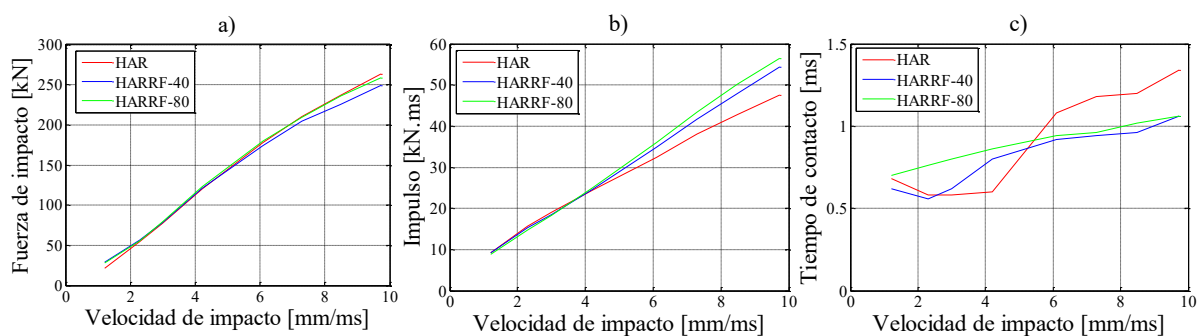


Figura 6.8: Análisis de resultados en función de la velocidad de impacto del proyectil. a) Fuerzas de impacto b) Impulsos, c) Tiempos de contacto.

6.4. REACCIONES

Como el problema analizado es un problema dinámico, la fuerza de impacto resulta distinta a la suma de las reacciones ya que en el equilibrio intervienen las fuerzas de inercia. Justamente son las reacciones y no las fuerzas de impacto las que generalmente se utilizan para caracterizar el comportamiento material porque tienen descontadas las fuerzas de inercia. A continuación, se analizan los distintos términos que intervienen en el equilibrio dinámico y a la vez se compara la solución numérica con las expresiones aproximadas propuestas por Bantia (1989) descriptas en el capítulo 2 de esta tesis y utilizadas en la mayoría de los trabajos de impacto para extraer conclusiones de los ensayos.

6.4.1. Fuerzas de inercia

En las figuras 6.9 y 6.10 se comparan las fuerzas de impacto con la fuerza de inercia equivalente para dos velocidades de impacto del proyectil (1.22 y 4.21 mm/ms). La fuerza de inercia equivalente se calcula con la ecuación (2.9) del capítulo 2 y la aceleración $\ddot{u}_o(t)$ obtenida de la simulación). De acuerdo con la figura 2.10 y a la ecuación (2.9) el signo positivo de las fuerzas de inercia indica que las mismas están dirigidas hacia arriba (sentido opuesto a la carga). Se observa que, a diferencia de las fuerzas de impacto, los valores de las fuerzas de inercia

equivalentes son oscilantes siguiendo la variación de aceleración del centro de la viga que interviene en la ecuación (2.9). Ni bien se produce el impacto del proyectil sobre la viga, las fuerzas de inercia tienen signo negativo, o sea que tienen el mismo sentido que la fuerza de impacto debido a que la aceleración es negativa (hacia arriba). Esta zona corresponde al tiempo en que la viga no se deforma por flexión. Las aceleraciones corresponden a las deformaciones verticales de la viga por el impacto como si fuera una barra impactada y por ello son pequeñas. Posteriormente, los signos de las fuerzas de inercia alternan entre positivos y negativos, siguiendo los signos de la aceleración.

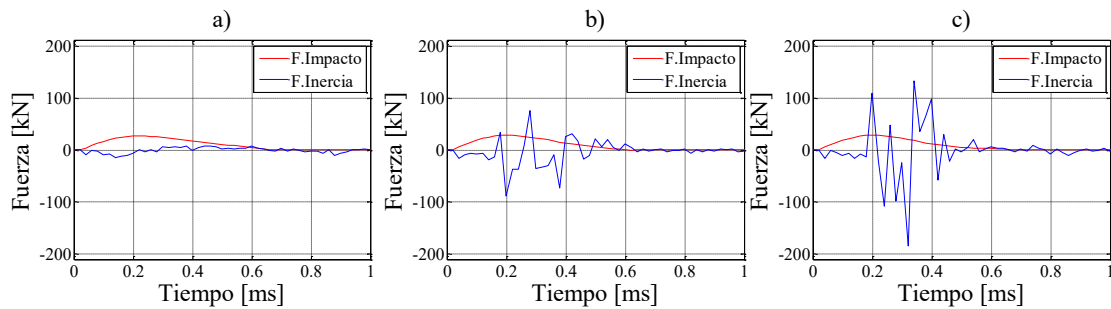


Figura 6.9: Comparación entre fuerzas de impacto y fuerzas de inercia para una velocidad de impacto de 1.22 mm/ms ($H = 100$ mm). a) Viga de hormigón simple, b) Viga de HRRF con 40 kg/m^3 de fibras, c) Viga de HRRF con 80 kg/m^3 de fibras.

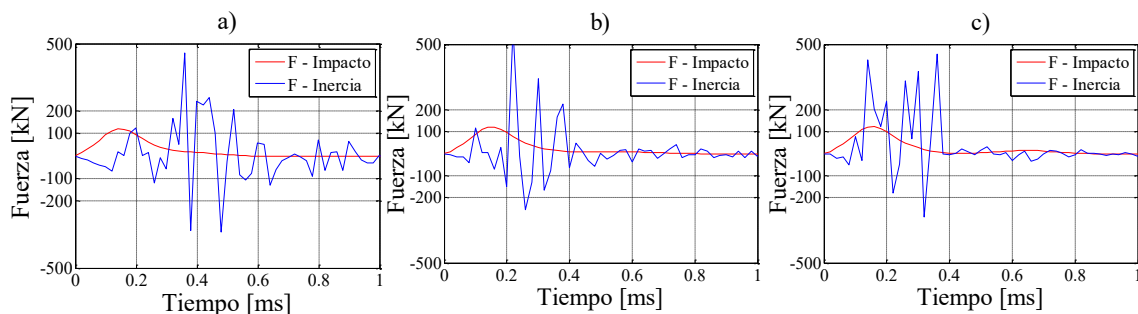


Figura 6.10: Comparación entre fuerzas de impacto y fuerzas de inercia para una velocidad de impacto de 4.21 mm/ms ($H = 1000$ mm). a) Viga de hormigón simple, b) Viga de HRRF con 40 kg/m^3 de fibras, c) Viga de HRRF con 80 kg/m^3 de fibras.

En general el pico de la carga coincide aproximadamente con un pico de fuerza de inercia positiva (hacia arriba) cuando la aceleración alcanza un valor máximo en el sentido del impacto (hacia abajo). Se observan algunos picos de las fuerzas de inercia mayores incluso que la fuerza de impacto. Debe tenerse en cuenta, sin embargo, que este último efecto puede ser debido a picos espurios de los registros numéricos de aceleración que ya se observaron en el capítulo 5. Para una velocidad de impacto de 1.22 mm/ms, en la que ya comienza a dañarse el hormigón, la fuerza de inercia de la viga de hormigón simple (figura 6.9a) es menos pronunciada que las fuerzas de inercia de las vigas de HRRF. Por otra parte, en la figura 6.10, para una velocidad de impacto de 4.21 mm/ms, en la cual el comportamiento de las vigas es marcadamente

inelástico, las fuerzas de inercia de la viga de hormigón simple y de las vigas de HARRF son similares.

6.4.2. Comparación de fuerza de impacto con reacciones

En las figuras 6.11 a 6.13 se comparan resultados numéricos de evolución en el tiempo de las fuerzas de impacto y de la suma de las reacciones de los apoyos correspondientes a distintas velocidades de impacto del proyectil tanto para vigas de hormigón simple (figura 6.11) como para las de HARRF (figuras 6.12 y 6.13).

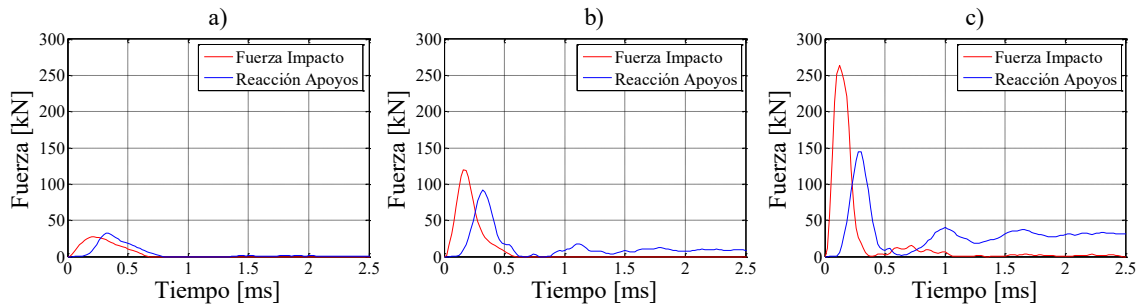


Figura 6.11: Fuerzas de impacto y reacciones en los apoyos de las vigas de hormigón simple. a) Velocidad de impacto de 1.22 mm/ms ($H = 100$ mm), b) Velocidad de impacto de 4.21 mm/ms ($H = 1000$ mm), c) Velocidad de impacto de 9.73 mm/ms ($H = 5000$ mm).

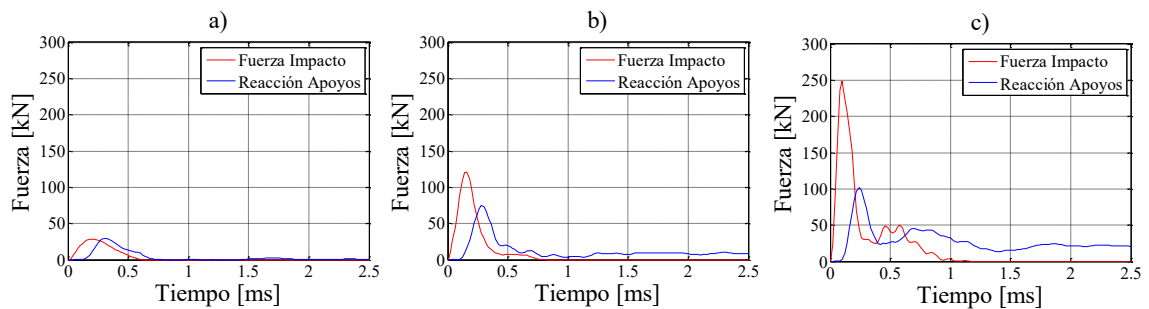


Figura 6.12: Fuerzas de impacto y reacciones en los apoyos de las vigas de HARRF con 40 kg/m³ de fibras. a) Velocidad de impacto de 1.22 mm/ms ($H = 100$ mm), b) Velocidad de impacto de 4.21 mm/ms ($H = 1000$ mm), c) Velocidad de impacto de 9.73 mm/ms ($H = 5000$ mm).

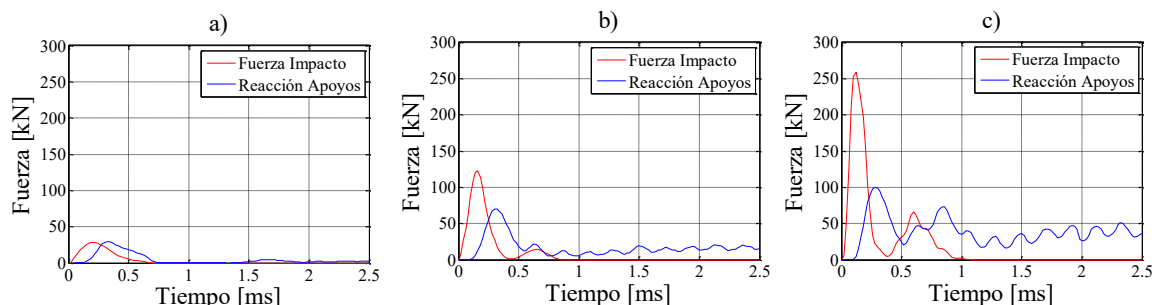


Figura 6.13: Fuerzas de impacto y reacciones en los apoyos de las vigas de HARRF con 80 kg/m³ de fibras. a) Velocidad de impacto de 1.22 mm/ms ($H = 100$ mm), b) Velocidad de impacto de 4.21 mm/ms ($H = 1000$ mm), c) Velocidad de impacto de 9.73 mm/ms ($H = 5000$ mm).

Se observa que para una velocidad de impacto de 1.22 mm/ms ($H = 100$ mm), tanto en las vigas de hormigón simple como en las de HARRF, las reacciones en los apoyos son ligeramente mayores a las fuerzas de impacto. Un comportamiento similar entre las reacciones de los apoyos y las fuerzas de impacto, fue observado en las mediciones experimentales realizadas por Zhang *et al* (2014). Para estas velocidades bajas en las que la viga se deforma poco por flexión, la viga se comporta como un borde fijo y de acuerdo a la teoría de propagación de ondas, el pico de las reacciones es superior al de las fuerzas de impacto. Para velocidades de impacto del proyectil mayores (4.21 y 9.73 mm/ms) que pueden llegar a deformar las vigas sin que las mismas pierdan su integridad estructural, una parte de la fuerza de impacto se destina a equilibrar las fuerzas de inercia y, por tanto, las reacciones son menores que la fuerza de impacto. La diferencia entre la fuerza de impacto y las reacciones, es más notoria en las vigas de HARRF que en las de hormigón simple. Esto puede atribuirse al hecho de que estas velocidades producen fractura de las vigas de hormigón simple y, por tanto, una parte considerable de las fuerzas de impacto es destinada a fracturar las vigas y una parte menor a equilibrar las fuerzas de inercia (Zhang *et al* 2014). Si las fuerzas de inercia son menores en el caso del HAR que en el caso de HARRF, entonces también la diferencia entre las fuerzas de impacto y las reacciones es menor.

6.4.3. Desfasaje en el tiempo entre reacciones y fuerza de impacto

Se puede apreciar en las figuras 6.11 a 6.13 que las reacciones tienen un tiempo de retraso con respecto a las fuerzas de impacto. En el ensayo simulado, las fuerzas de impacto son registradas por medio de un anillo de fuerza apenas se produce el contacto entre el proyectil y el anillo de fuerza. Sin embargo, debe tenerse en cuenta que las ondas deben propagarse desde el sitio donde impacta la carga hasta los apoyos y, recién entonces, es posible registrar las reacciones en los apoyos en el modelo numérico o por medio de los anillos de fuerza montados en los mimos en los ensayos. En la figura 6.14 se marcan los tiempos de retraso entre las fuerzas de impacto y las reacciones en los apoyos tanto para vigas de hormigón simple como para vigas de HARRF con 40 y 80 kg/m³ de fibras, obtenidos numéricamente para una velocidad de impacto del proyectil de 1.22 mm/ms ($H = 100$ mm). Estos tiempos de retraso se pueden medir sobre los registros obtenidos numéricamente y resultan aproximadamente 0.0471 ms para las vigas de hormigón simple, y de 0.0463 ms y 0.0473 ms para las vigas de HARRF con 40 y 80 kg/m³ de fibras respectivamente. Son bastante similares para los distintos materiales. Debe tenerse en cuenta que el tiempo de retraso entre las fuerzas de impacto y las reacciones en los apoyos no depende de la velocidad de impacto del proyectil, sino de las propiedades mecánicas del material y de la geometría de las vigas. Una forma de estimar con bastante precisión este tiempo

de retraso es a través del tiempo que necesita una onda elástica para llegar desde el punto de aplicación de la carga hasta el apoyo.

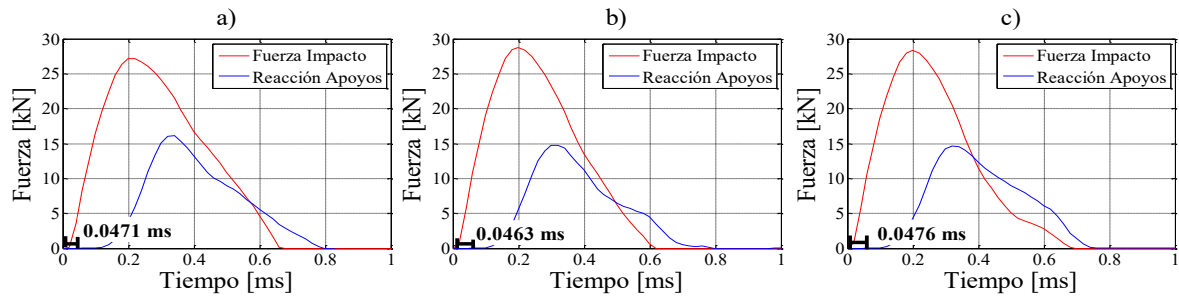


Figura 6.14: Tiempos de retraso existente entre las fuerzas de impacto y las reacciones en los apoyos para una velocidad de impacto del proyectil de 1.22 mm/ms ($H = 100$ mm). a) Viga de hormigón simple, b) Viga de HARRF con 40 kg/m³ de fibras, c) Viga de HARRF con 80 kg/m³ de fibras.

En la tabla 6.1 se presentan las velocidades de propagación de las ondas P calculadas con la ecuación (2.12) tanto para el hormigón simple como para los hormigones reforzados con fibras empleados en esta tesis y la estimación del tiempo que tarda la onda en llegar a los apoyos.

Se puede ver que los valores son muy cercanos al desfase en el tiempo entre los registros de fuerza de impacto y reacciones obtenidos numéricamente e indicados en la figura 6.14.

Algunos autores midieron estos desfases experimentalmente porque dispusieron celdas de carga en la zona de impacto y en los apoyos. En general obtuvieron tiempos de desfase bastantes mayores a los calculados a partir de la velocidad de propagación de ondas y atribuyeron ese retardo a la existencia de pequeñas luces en los contactos de los apoyos (Zhang *et al.* 2014).

El tiempo de retraso entre las reacciones y la fuerza de impacto permite considerar que las condiciones de borde de las vigas (forma en que está apoyada en los extremos) no influyen en la fuerza de impacto; ya que las ondas elásticas que se propagan hacia los apoyos llegan poco antes de que el impacto haya finalizado y retornan al sitio de impacto después de finalizado el mismo (Schwieger, 1965).

Cont. de fibras [kg/m ³]	E [MPa]	ρ [kg/m ³]	c [m/s]	Δt [ms]
0	43.10×10^3	2200	4426.16	0.043
40	44.50×10^3	2200	4497.47	0.042
80	42.10×10^3	2200	4374.51	0.043

Tabla 6.1: Velocidades de propagación de las ondas P y tiempo que demora la onda en llegar a los apoyos.

6.4.4. Comparación entre reacciones numéricas y aproximadas

En las figuras 6.15 y 6.16 se comparan las sumas de las reacciones en los apoyos calculadas analíticamente, en base a ciertas hipótesis simplificativas (ecuación 2.10 del capítulo 2), con las obtenidas numéricamente para dos velocidades de impacto del proyectil (1.22 y 4.21 mm/ms). Se puede observar cierta similitud entre los resultados, especialmente en el caso de la figura 6.15a correspondiente a la viga de hormigón simple. Se destaca que las reacciones analíticas dependen de la aceleración de las vigas, ya que son deducidas a partir de las fuerzas de inercia; lo cual explica que estas reacciones analíticas tengan una especie de oscilación.

Eliminando estas oscilaciones por medio de la aplicación de una ecuación en diferencias de la forma $y_k = \frac{1}{3}x_{k-1} + \frac{1}{3}x_k + \frac{1}{3}x_{k+1}$, tal como se explica en el apartado 15-6 de Etter (1992), estas reacciones son prácticamente coincidentes con las numéricas, a pesar de las simplificaciones realizadas en su obtención. Esto muestra que, en caso de que no se puedan medir las reacciones en los apoyos y sí se puedan registrar las aceleraciones de la viga, se puede utilizar de la ecuación (2.10) con una adecuada suavización para estimar las reacciones.

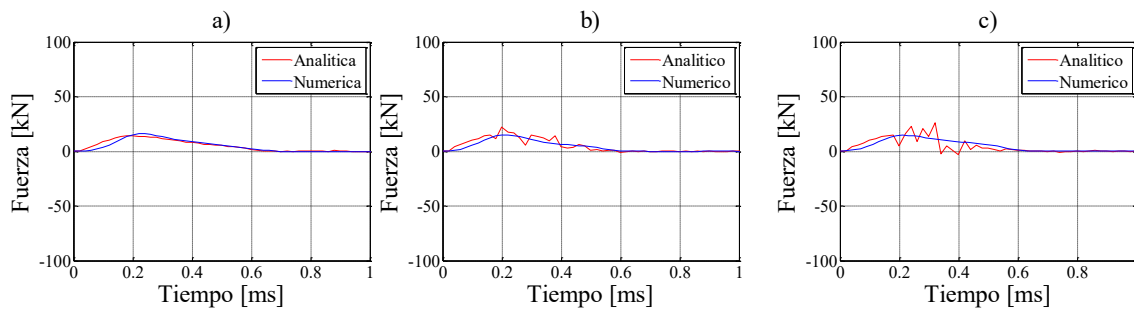


Figura 6.15: Comparación entre la suma de las reacciones en los apoyos obtenidas analítica y numéricamente para una velocidad de impacto de 1.22 mm/ms ($H = 100$ mm). a) Viga de hormigón simple, b) Viga de HARRF con 40 kg/m^3 de fibras, c) Viga de HARRF con 80 kg/m^3 de fibras.

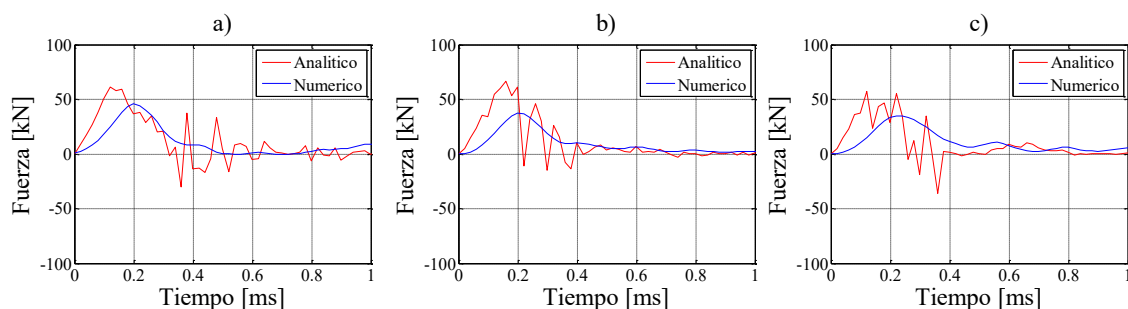


Figura 6.16: Comparación entre la suma de las reacciones en los apoyos obtenidas analítica y numéricamente para una velocidad de impacto de 4.21 mm/ms ($H = 1000$ mm). a) Viga de hormigón simple, b) Viga de HARRF con 40 kg/m^3 de fibras, c) viga de HARRF con 80 kg/m^3 de fibras.

6.5. FUERZA DE FLEXION EFECTIVA

Como se mencionó en el capítulo 2, no toda la fuerza de impacto se utiliza para deformar y fracturar el material ya que parte de la misma se utiliza para acelerar la viga. Es por ello que

normalmente para caracterizar los materiales se utiliza la fuerza de impacto efectiva que resulta de descontar las fuerzas inerciales. En esta sección se analiza la diferencia entre calcular la fuerza de flexión efectiva como lo sugiere Banthia (1987) (ver ecuaciones 2.9 y 2.10) o directamente como la suma de las reacciones como lo hacen otros investigadores. En las figuras 6.17 y 6.18 se comparan ambos enfoques para velocidades de impacto del proyectil de 1.22 y 4.21 mm/ms. Las reacciones se obtienen directamente de la simulación numérica y en las ecuaciones (2.9) se utiliza la aceleración del centro de la viga obtenida numéricamente. Salvo en el caso de la figura 6.17a, correspondiente a la viga de hormigón simple y en la que las fuerzas de inercia son muy pequeñas, en el resto de los casos la fuerza de flexión efectiva tiene una forma oscilante (debida a la variación en el tiempo de la aceleración y las fuerzas de inercia efectivas) muy distinta a las reacciones en los apoyos. Sin embargo, se observa que la suma de las reacciones de apoyo representa una forma suavizada de la fuerza de flexión efectiva, por lo cual, es factible y resulta conveniente utilizarlas para caracterizar el comportamiento material.

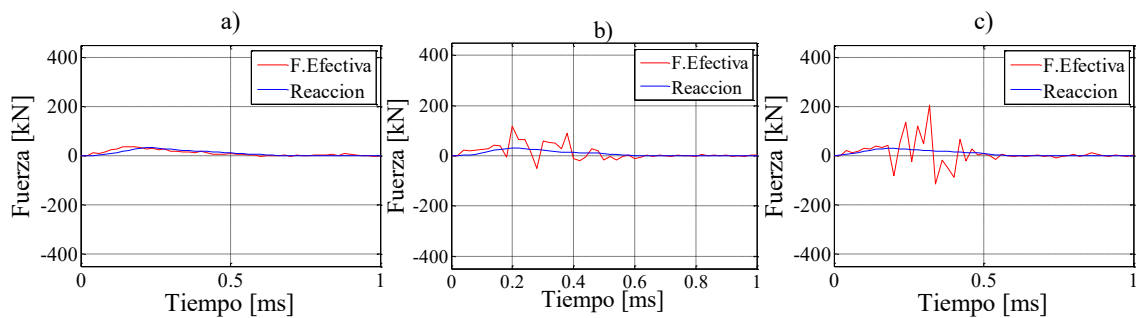


Figura 6.17: Comparación entre fuerzas de flexión efectivas y reacción en los apoyos para una velocidad de impacto de 1.22 mm/ms ($H = 100$ mm). a) Viga de hormigón simple, b) Viga de HARRF con 40 kg/m^3 de fibras, c) Viga de HARRF con 80 kg/m^3 de fibras.

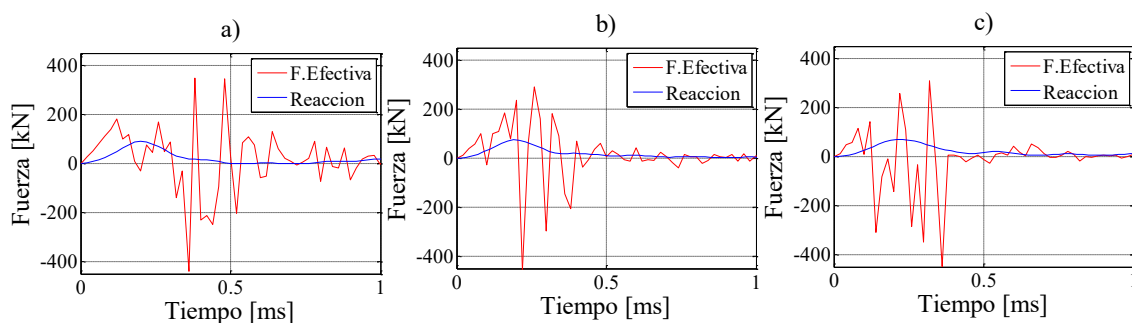


Figura 6.18: Comparación entre fuerzas de flexión efectivas y reacción en los apoyos para una velocidad de impacto de 4.21 mm/ms ($H = 1000$ mm). a) Viga de hormigón simple, b) Viga de HARRF con 40 kg/m^3 de fibras, c) Viga de HARRF con 80 kg/m^3 de fibras.

6.6. ENERGÍA ABSORBIDA

Una forma de medir la energía absorbida por las vigas durante el impacto es a través de las curvas de variación de las reacciones, que ya se mostró que representan de manera aproximada la fuerza efectiva de flexión, en función de la deflexión del centro de la viga.

En las figuras 6.19 y 6.20 se presentan las curvas reacciones en los apoyos vs. desplazamiento vertical (flecha) del centro de la viga de hormigón simple y de HARRF (40 y 80 kg/m³) correspondientes a dos velocidades de impacto: 1.22 mm/ms y 2.30 mm/ms. En el caso de que las vigas se rompan, a partir del cálculo del área bajo estas curvas puede determinarse la energía que absorben las vigas para romperse por efecto de las cargas de impacto. En la figura 6.19 correspondiente a una velocidad de impacto de 1.22 mm/ms ($H = 100$ mm), se aprecia que luego de alcanzado el pico de las reacciones, las fuerzas disminuyen y también los desplazamientos. La curva de descarga es prácticamente coincidente con la curva de carga, lo cual indica que para esta velocidad de impacto el comportamiento de las vigas es prácticamente elástico. Dicho de otra forma, para esta velocidad de impacto las vigas sólo sufren un pequeño daño que es el responsable de la pequeña disipación de energía representada por el área encerrada por las curvas de carga y descarga. Esto está en coincidencia con los resultados numéricos que muestran las primeras deformaciones permanentes para esta velocidad y los resultados experimentales que indican la detección de la primera fisura a una velocidad de impacto de 1.42 mm/ms ($H=132$ mm). Adicionalmente, se observa en la figura 6.19 que las respuestas de las vigas de distintos materiales son prácticamente coincidentes, lo cual también se justifica por el hecho de que en el rango elástico el comportamiento en flexión del hormigón simple es similar al de los HARRF estudiados.

Por su parte, en la figura 6.20 se muestra que para una velocidad de impacto de 2.30 mm/ms ($H = 300$ mm), las curvas no presentan prácticamente reducción de la deformación al disminuir la carga sino que las vigas quedan con una deformación permanente. Para esta velocidad de impacto, la viga de hormigón simple (figura 6.20a) se parte en dos; mientras que las vigas de HARRF (figuras 6.20b y 6.20c) presentan deformaciones permanentes pero no han perdido su integridad. En el caso de la viga de hormigón sin fibras la reacción cae a cero. Las vigas emplean la mayor parte de la energía absorbida tanto para deformarse como para agrietarse. Las curvas de las vigas de HARRF aparecen cortadas ya que para desplazamientos mayores, aparecen oscilaciones en las reacciones que hacen que se formen bucles. Probablemente, esto se debe a la vibración de los apoyos debido a la forma que se restringió el desplazamiento hacia arriba en los mismos y su análisis no resulta simple por lo que se omitió esta parte de la representación en las figuras 6.20b y 6.20c.

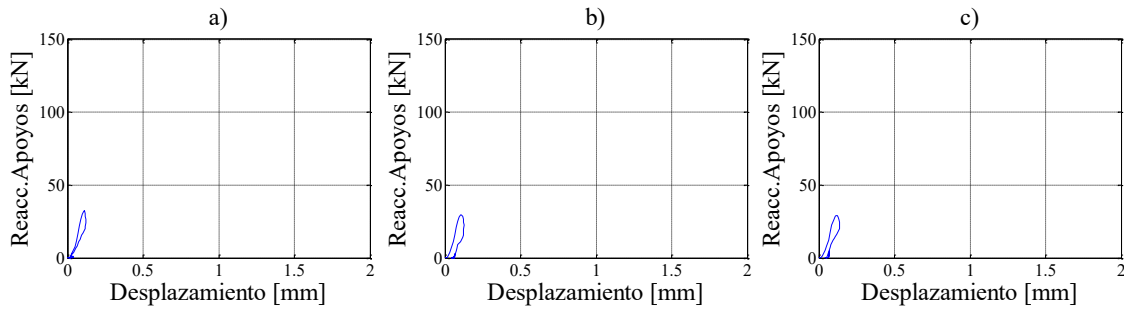


Figura 6.19: Curvas reacciones en los apoyos – desplazamiento para una velocidad de impacto del proyectil de 1.22 mm/ms ($H = 100$ mm). a) Viga de hormigón simple, b) Viga de HARRF con 40 kg/m^3 de fibras, c) Viga de HARRF con 80 kg/m^3 de fibras.

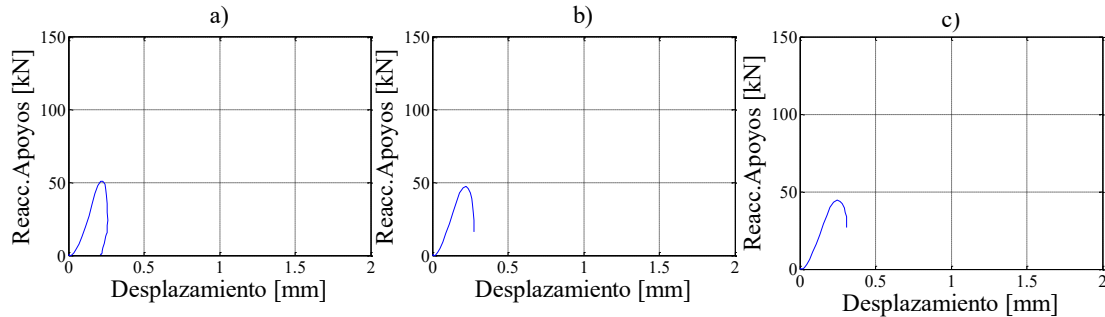


Figura 6.20: Curvas reacciones en los apoyos – desplazamiento para una velocidad de impacto del proyectil de 2.30 mm/ms ($H = 300$ mm). a) Viga de hormigón simple, b) Viga de HARRF con 40 kg/m^3 de fibras, c) Viga de HARRF con 80 kg/m^3 de fibras.

Por medio del cálculo de las áreas bajo las curvas de la figura 6.20 se determinó que la viga de hormigón simple requiere una energía de 6.230 J para partirse en dos por efecto del impacto que recibe. Eso equivale, de acuerdo a la ecuación A6.1.2 a una energía de fractura dinámica de 791 N/m que representa 6.6 veces la energía de fractura del material bajo cargas estáticas (120 N/m). Por su parte, las vigas de HARRF de 40 y 80 kg/m^3 absorben 7.183 J y 7.846 J de energía respectivamente pero su capacidad portante no está agotada.

6.7. EFECTO DE LA VELOCIDAD DE DEFORMACIÓN

Cuando se estudian problemas dinámicos es importante conocer cómo se modifican las propiedades del material con la velocidad de carga. Es relativamente sencillo obtener este tipo de resultado a partir del ensayo del tipo barra de Hopkinson. En el caso de los ensayos de impacto como el estudiado en esta tesis no resulta tan directo obtener este tipo de conclusiones. Esto se debe a que la velocidad de deformación no es constante en el tiempo ni en toda la viga. Teniendo en cuenta que en los ensayos tipo *Drop - Weight Impact Test* la sección central de la viga se encuentra sometida a flexión y que la mayor deformación se produce en el borde traccionado, Mobasher (2011), sugiere el uso de la siguiente ecuación para caracterizar la velocidad de deformación de los ensayos:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{6h}{L^2} \dot{\delta} \quad (6.1)$$

Donde h y L son la altura y la luz de cálculo de la viga respectivamente, y $\dot{\delta}$ es la velocidad vertical del centro de la viga o velocidad de la deflexión central. Mayores detalles sobre la deducción de la ecuación (6.1) son proporcionados en el Anexo A6.1.

Es claro que la ecuación (6.1), basada en conceptos elásticos estáticos, brinda un valor de referencia para la velocidad de deformación de los ensayos pero, puede distar bastante de la velocidad de deformación real en el borde inferior de la sección central. Adicionalmente, en el caso de los materiales frágiles en los que se produce una fractura como la ilustrada en figura 3.11 o figura 3.12, el concepto de deformación específica pierde sentido y, lo mismo ocurre, con la velocidad $\dot{\varepsilon}$. Otra dificultad que plantea la utilización de la ecuación (6.1) es que muchas veces en los ensayos no se miden los desplazamientos δ ni las velocidades $\dot{\delta}$ sino las aceleraciones. Ya se comentó la sensibilidad de los registros de aceleración y adicionalmente al integrarlos se introduce nuevos errores. En trabajos como los de Dey *et al* (2014), Yoo *et al* (2016a) y Ulzurum y Zanuy (2017) se considera $\dot{\delta}$ igual a la velocidad de impacto del proyectil. A partir del modelo numérico, se puede obtener la velocidad de deformación en el extremo inferior de la sección de la viga directamente si el programa lo permite o derivando el registro de deformaciones en el tiempo $\varepsilon(t)$. Al tratarse de datos discretos, para ciertos valores del tiempo, se requiere aplicar una ecuación en diferencias como la que se presenta a continuación:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\varepsilon(i+1) - \varepsilon(i)}{\Delta t} \quad (6.2)$$

Donde $\varepsilon(i+1)$ y $\varepsilon(i)$ son las deformaciones unitarias efectivas en los pasos de tiempo $(i+1)$ e (i) respectivamente y Δt es el paso de tiempo de la integración numérica. En el caso particular de las simulaciones realizadas se tomó un paso de tiempo en correspondencia con la tasa de adquisición de datos utilizada (0.02 ms).

En las figuras 6.21 y 6.22 se comparan las velocidades de deformación $\dot{\varepsilon}$ calculadas a partir de la flecha utilizando la ecuación (6.1) con los obtenidos directamente de las deformaciones específicas utilizando la ecuación (6.2). En ambos casos se parte de resultados numéricos, de flecha en el centro de la luz y deformación específica en la fibra inferior en el centro de la luz. Se incluye una comparación adicional que surge de utilizar la ecuación (6.1) considerando que $\dot{\delta}$ es directamente la velocidad de impacto del proyectil. La comparación se realiza para dos velocidades de impacto del proyectil: 1.22 mm/ms ($H = 100$ mm) y 4.21 mm/ms ($H = 1000$ mm) que corresponden a un comportamiento cuasi-elástico y marcadamente inelástico respectivamente. En las figuras 6.21 y 6.22 se observa que solo para la viga de hormigón simple,

los resultados de la ecuación (6.1) obtenidos asignando a δ la velocidad vertical del centro de la viga, son similares a los obtenidos considerando la velocidad de deformación por medio de la ecuación (6.2). En lo que respecta a los resultados de las vigas de HARRF, las diferencias son bastante marcadas, la velocidad de deformación calculada con la ecuación (6.2) tiene una oscilación con un pico mucho mayor que el obtenido con la ecuación (6.1) utilizando la velocidad de la viga. Cuando se utiliza la ecuación (6.1) considerando δ igual a la velocidad de impacto del proyectil se obtiene un valor constante porque la velocidad de impacto del proyectil es un dato que no varía en el tiempo. No obstante, representa un valor promedio del valor de la velocidad de deformación obtenida con la ecuación (6.2). Como lo que se busca es un valor de velocidad de deformación de referencia para asociar a él los resultados, parecería adecuado trabajar con la ecuación (6.1) y la velocidad de impacto.

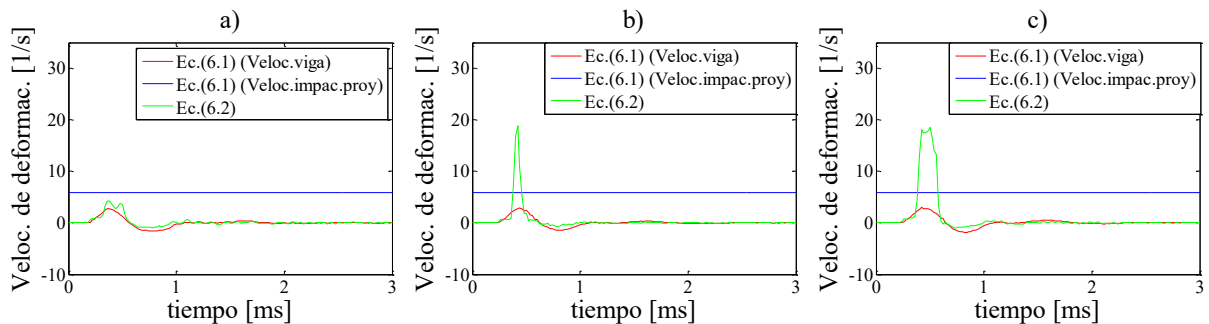


Figura 6.21: Velocidades de deformación calculadas tanto con la ec.(6.1) como con la ec.(6.2) para una velocidad de impacto de 1.22 mm/ms ($H = 100$ mm). a) Viga de hormigón simple, b) Viga de HARRF con 40 kg/m³ de fibras, c) Viga de HARRF con 80 kg/m³ de fibras.

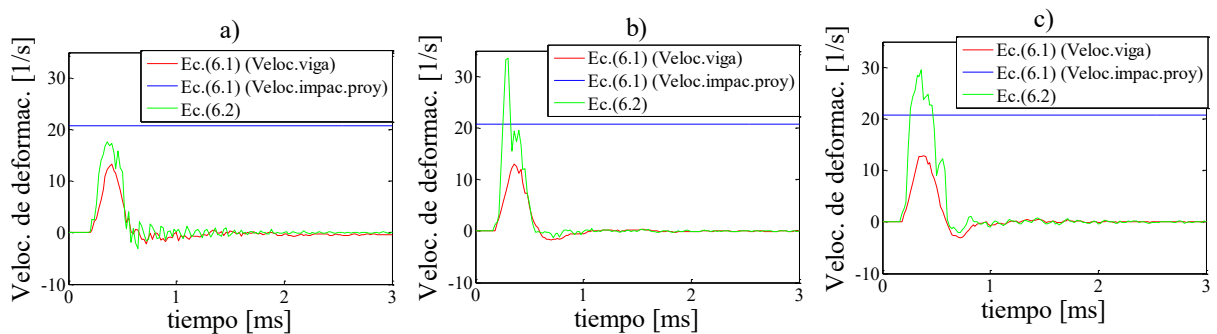


Figura 6.22: Velocidades de deformación calculadas tanto con la ec.(6.1) como con la ec.(6.2) para una velocidad de impacto de 4.21 mm/ms ($H = 1000$ mm). a) Viga de hormigón simple, b) Viga de HARRF con 40 kg/m³ de fibras, c) Viga de HARRF con 80 kg/m³ de fibras.

6.7.1. Variación de las reacciones con la velocidad de deformación

Teniendo en cuenta que la suma de las reacciones representa de alguna forma aproximada la carga de flexión, se analiza en esta sección la evolución de los valores máximos de la suma de las reacciones de apoyo en el problema dinámico con la velocidad de deformación.

En todos los casos se los refiere al pico estático que representaría la resistencia estática cuyo valor fue obtenido a partir de la resistencia a tracción por flexión de la matriz de hormigón (5.10 MPa) y resulta (2.822 kN). Los resultados obtenidos de este análisis se presentan en las tablas 6.2 a 6.4 y se grafican en la figura 6.23 en escala semilogarítmica, pudiendo apreciarse que las reacciones aumentan con la velocidad de deformación. Debe tenerse en cuenta que a mayores velocidades de impacto, el daño en las vigas es mayor y sin embargo, las reacciones siguen creciendo.

V [mm/ms]	$\dot{\epsilon}$ [1/s]	Pico fuerza de impacto [kN]	Pico fuerza /Resistencia estática	Pico suma reacciones [kN]	Pico suma reacciones /Resistencia estática
0.01*	0.00005	2.82	1	2.82	1
1.22	5.930	27.180	9.638	32.300	11.474
2.30	11.180	54.226	19.229	50.940	18.096
3.00	14.583	77.550	27.50	65.596	23.302
4.21	20.465	119.791	42.479	91.525	32.513

* Velocidad de carga en el ensayo cuasi-estático

Tabla 6.2: Variación de los picos de las fuerzas máximas de impacto y las reacciones en los apoyos con la velocidad de deformación para el caso de hormigón sin fibras.

V [mm/ms]	$\dot{\epsilon}$ [1/s]	Pico fuerza de impacto [kN]	Pico fuerza /Resistencia estática	Pico suma reacciones [kN]	Pico suma reacciones /Resistencia estática
0.01*	0.00005	2.82	1	2.82	1
1.22	5.930	28.756	10.197	29.584	10.491
2.30	11.180	56.38	19.993	47.232	16.749
3.00	14.583	78.595	27.870	57.446	20.371
4.21	20.465	121.123	42.951	74.798	26.524

* Velocidad de carga en el ensayo cuasiestático

Tabla 6.3: Variación de los picos de las fuerzas máximas de impacto y las reacciones en los apoyos con la velocidad de deformación para un HARRF con 40 kg/m³.

V [mm/ms]	$\dot{\epsilon}$ [1/s]	Pico fuerza de impacto [kN]	Pico fuerza /Resistencia estática	Pico suma reacciones [kN]	Pico suma reacciones /Resistencia estática
0.01*	0.00005	2.82	1	2.82	1
1.22	5.930	28.327	10.045	29.298	10.389
2.30	11.180	55.995	19.856	44.409	15.748
3.00	14.583	79.133	28.061	54.970	19.493
4.21	20.465	122.548	43.457	69.779	24.744

* Velocidad de carga en el ensayo cuasiestático

Tabla 6.4: Variación de los picos de las fuerzas máximas de impacto y las reacciones en los apoyos con la velocidad de deformación para un HARRF con 80 kg/m³.

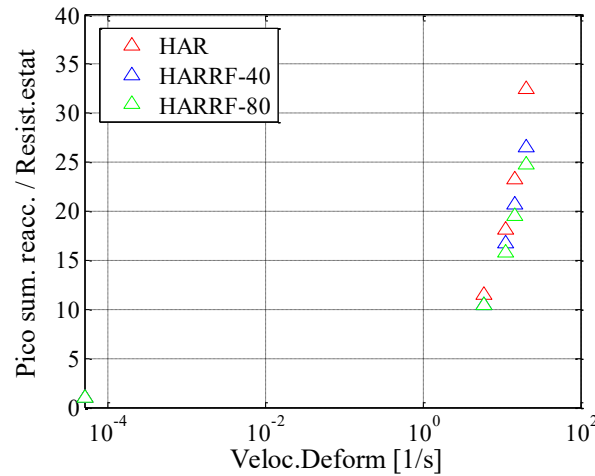


Figura 6.23: Variación de la relación Pico suma reacciones / Resistencia estática con la velocidad de deformación.

6.7.2. Variación de la energía absorbida con la velocidad de deformación

Como ya se hizo notar, las comparaciones de los resultados numéricos con los resultados experimentales muestran que el modelo material no tiene capacidad para simular adecuadamente las deformaciones del HARRF una vez que se fisura la matriz. Es por ello que el análisis siguiente, que está basado en resultados puramente numéricos, se realiza únicamente para el caso de hormigón simple para el cual el modelo reproduce aceptablemente el daño y la propagación de la fractura. En la figura 6.24 se presenta la curva reacción en los apoyos vs. desplazamiento para una viga de hormigón simple sometida a una velocidad de impacto comprendidas de 4.21 mm/ms ($H = 1000$ mm). Se destaca en esta figura que, a pesar que las vigas de hormigón simple se partían en dos para una velocidad de impacto de 2.30 mm/ms ($H = 300$ mm), para velocidades mayores como las que se consideran en este caso, tanto los picos de las reacciones en los apoyos como las áreas encerradas por estas curvas siguen aumentando y esto puede atribuirse al aumento de la velocidad de carga. Un comportamiento similar fue observado por Bentur y Mindness (2007).

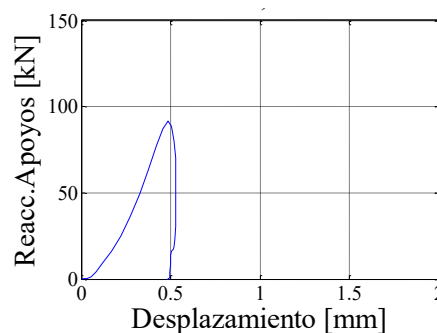


Figura 6.24: Curva reacción en los apoyos – desplazamiento para una viga de hormigón simple correspondiente a una velocidad de impacto de 4.21 mm/ms ($H = 1000$ mm)

En la tabla 6.5 se resumen los resultados más relevantes relativos al análisis del balance de energías. En esta tabla se consignan, para distintas velocidades de impacto, los valores de energía cinética del proyectil al momento de impactar con la viga, la velocidad de deformación (promedio) de las vigas determinada por medio de la ecuación (6.1), la energía absorbida por la viga en el proceso de fractura dinámica y la relación con la energía necesaria para fracturar la viga bajo carga estática (0.945J) determinada como se indica en el Anexo A6.1, a partir de la energía de fractura estática Gf del hormigón analizado cuyo valor es 0.12 N/mm (ver apartado 3.2). Solo parte de la energía cinética del proyectil es transmitida a la viga, una parte se usa para acelerar la viga y otra parte para fracturarla. El resto de la energía impartida a la viga se disipa en los apoyos y placas de aplicación de carga debido al impacto. La comparación de las energías absorbidas por las vigas con la energía necesaria para fracturarlas en carga estática muestra un franco incremento de la energía absorbida con la velocidad de impacto.

V [mm/ms]	$\dot{\epsilon}$ [1/s]	$\frac{1}{2}mv^2$ [J]	Energ.Absorb. [J]	E.Absorb/E.Estat
0.01	0.00005	---	0.945	1.
2.30	11.180	15.250	6.230	6.592
3.00	14.583	25.418	10.872	11.505
4.21	20.465	50.835	20.461	21.652

Tabla 6.5: Resumen de los resultados obtenidos del análisis de las energías absorbidas por las vigas de hormigón simple para diferentes velocidades de impacto.

En la figura 6.25, se muestra la variación de la relación entre la energía absorbida y la energía de fractura estática con respecto a la velocidad de deformación, en escala semilogarítmica. Hasta una velocidad de deformación de 30 s^{-1} se aprecia que los valores tienen una pendiente suave; por el contrario, para velocidades de deformación mayor a 30 s^{-1} se aprecia que la pendiente en la tendencia de los resultados es más pronunciada.

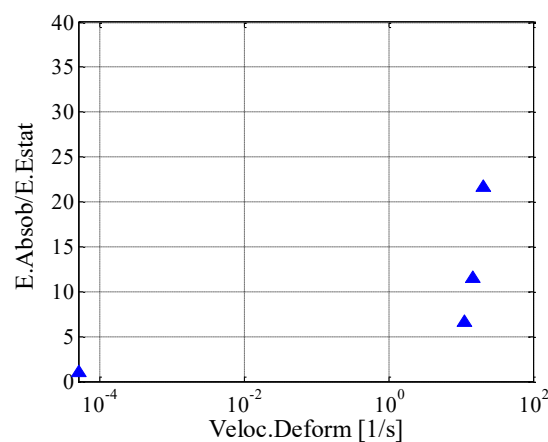


Figura 6.25: Variación de la relación Energía absorbida/Energía estática con la velocidad de deformación.

En lo que se mostró previamente, se empleó el área bajo las curvas reacciones en los apoyos vs. desplazamiento para determinar la energía total absorbida para fracturar las vigas. Para este fin, se hicieron distintas hipótesis simplificativas cuya validez se fue analizando en los puntos anteriores. Dicha energía se podría vincular con una energía por unidad de área necesaria para fracturar el material bajo cargas de impacto utilizando la fórmula (A6.1.2) del Anexo A6.1 como lo hacen autores tales como Yang *et al* (2018), Zhang *et al* (2014), y Ulzurum y Zany (2017) para obtener energías de fractura de vigas de HARRF bajo cargas cuasi estáticas. La idea es analizar ahora de qué manera representa esa magnitud así calculada el trabajo por unidad de área realizado por las tensiones de tracción en la parte inferior de la viga sobre el desplazamiento relativo entre los lados de la fisura. Para medir este último se considera el desplazamiento horizontal relativo de dos nodos de la malla de elementos finitos ubicados en la cara inferior de la viga entre los cuales se desarrolla la fractura. En la figura 6.26 se muestran las curvas tensión vs. desplazamiento relativo obtenidas para diferentes velocidades de impacto del proyectil. Se puede observar que las tensiones crecen hasta una cierta velocidad de impacto y luego no crecen más. Por otro lado, los desplazamientos medidos en el eje horizontal no siguen creciendo con la velocidad de la carga lo cual puede deberse a las restricciones impuestas por los apoyos. De hecho, eso es lo que mantenía la integridad de las vigas en los ensayos y a ello se debe que aparezcan fuerzas de confinamiento que de alguna manera reducen la tensión registrada.

Asimismo, en la tabla 6.6 se presenta un resumen de las energías por unidad de área absorbidas por las vigas calculadas por medio de los dos métodos indicados. La variación de los valores relativos a la energía de fractura estática en función de la velocidad de deformación se representa en la figura 6.27. Los valores obtenidos con ambos enfoques no son similares pero, hasta una velocidad de impacto de 4.21 mm/ms ($H = 1000$ mm) ambas energías aumentan con la velocidad de impacto. Sin embargo, para velocidades de impactos mayores, la tendencia de los valores de las energías calculadas por medio de las curvas tensión vs. desplazamiento relativo (método 2) presenta una especie de plafón que puede deberse a efecto de confinamiento provisto por los apoyos que hace que no pueda evaluarse la energía de fractura con el segundo enfoque. También esto pone en duda los resultados obtenidos con el primer enfoque ya que los mismos corresponden a una serie de hipótesis basadas en la teoría elástica de flexión estática y una cinemática idealizada con el primer modo de vibración que no serían válidos sobre todo para las velocidades de deformación más elevadas. El hecho de que los valores de incremento dinámico de la energía obtenidos de esta forma son mayores que los que normalmente se encuentran en otros trabajos y mayores a los que se obtiene con el modelo constitutivo utilizado

para estas velocidades de deformación, puede deberse a la fijación impuesta por los apoyos utilizados que hace que el mecanismo con el cual resisten las vigas no sea de flexión pura.

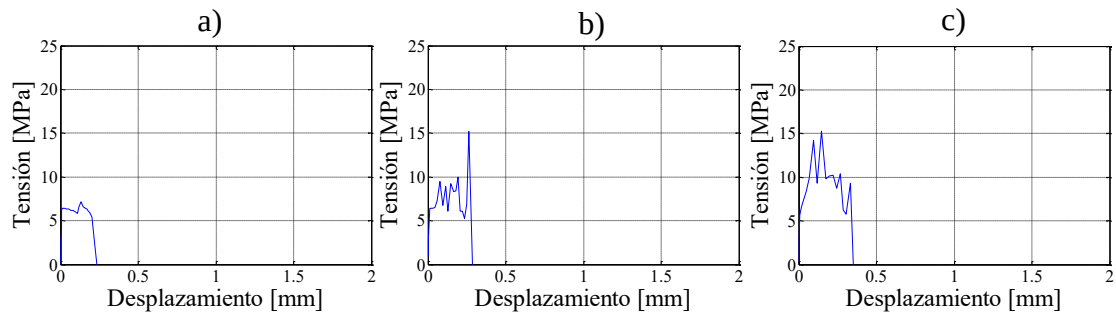


Figura 6.26: Curva tensión de flexión vs. desplazamiento horizontal relativo a) Velocidad de impacto de 2.30 mm/ms (H = 300 mm) b) velocidad de impacto de 3 mm/ms (H = 500 mm) c) velocidad de impacto de 4.21 mm/ms (H = 1000 mm)

V [mm/ms]	$\dot{\epsilon}$ [1/s]	Energía (1) ^(*) [N/mm]	Método 1 Energía (1)/Gf estático	Energía (2) ^(**) [N/mm]	Método 2 Energía 2 /Gf estático
0.01	0.00005	0.12	1	0.12	1
2.30	11.180	0.791	6.592	1.336	11.133
3.00	14.583	1.381	11.508	2.132	17.767
4.21	20.465	2.598	21.650	3.257	27.142

(*) Energía (1) = (Área bajo la cura reacciones en los apoyos vs. desplazamiento) / (área de la sección transversal de las vigas).

(**) Energía (2) = Área bajo curva tensión de flexión vs. desplazamiento horizontal relativo.

Tabla 6.6: Resumen de las energías absorbidas por las vigas de hormigón simple, calculadas por medio de los dos procedimientos considerados para este fin.

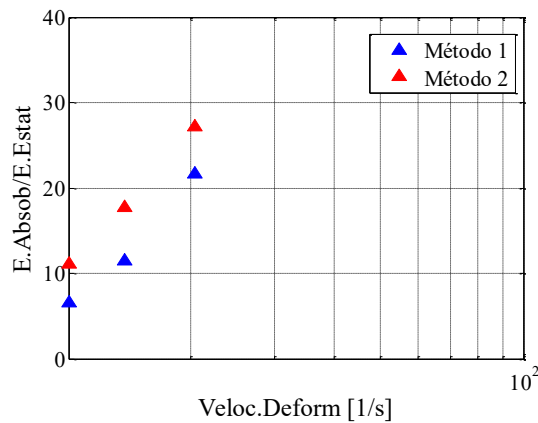


Figura 6.27: Variación de la relación Energía absorbida/Energía estática con la velocidad de deformación para los dos métodos cuyos valores se presentan en la tabla 6.6.

6.8. EFECTO DEL CONTENIDO DE FIBRAS EN LA RESPUESTA A IMPACTO

Los resultados experimentales del capítulo 5 muestran claramente el efecto beneficioso de las fibras en la respuesta a impacto, manteniendo la integridad de las vigas y controlando la apertura

de las fisuras. Es evidente el mejor desempeño de las vigas de HARRF con 80 kg/m^3 de fibras respecto de las vigas con 40 kg/m^3 de fibras, ya que muestran menor daño, deformaciones permanentes y apertura de fisura.

Interesa cuantificar el efecto de duplicar el porcentaje de fibras en la respuesta a impacto y compararlo con el beneficio que se obtiene en la respuesta estática. En el caso estático, de acuerdo al fib Model Code 2010 (Fédération Internationale du Béton, 2013), la performance del hormigón reforzado con fibras se valora en base a la capacidad residual correspondiente a distintos anchos de fisura. Utilizando esa misma idea se construyen, a continuación, las curvas carga máxima en función de flecha y carga máxima en función del ancho de fisura para las vigas de HARRF.

Una de las limitaciones de los ensayos fue la imposibilidad de medir las fuerzas de impacto para las velocidades de impacto del proyectil superiores a 2.78 mm/ms ($H = 429 \text{ mm}$) por limitaciones del equipamiento. Por otro lado, como se comentó y analizó, en el caso dinámico, no toda la carga de impacto es utilizada para deformar y fisurar las vigas y correspondería tomar la carga de flexión efectiva o la suma de las reacciones como indicativa de lo que resiste el material. Como no se dispone de registros experimentales completos de carga de impacto y no se midieron las reacciones, en el análisis que sigue se utilizan valores numéricos de la fuerza de impacto y de las reacciones, en combinación con los resultados experimentales de deformación permanente y ancho de fisura remanente. Los valores de fuerza de impacto y reacciones se toman como indicativos y no se tiene en cuenta la pequeña disminución por golpes repetidos. Se hace notar que, si bien los modelos numéricos no pudieron representar las deformaciones y flechas con adecuada precisión, sí pudieron simular adecuadamente las fuerzas de impacto. Por otro lado, lo que interesa es hacer una comparación entre la respuesta para dos contenidos de fibras. El análisis se hace sólo para las vigas de HARRF ya que en el caso de las vigas de HAR (sin fibras) la respuesta es muy frágil.

En la figura 6.28 se muestran las curvas valor pico de carga de impacto (P) versus deflexiones remanentes y valor pico de reacciones (R) vs. deflexiones remanentes para los dos HARRF ensayados. Los resultados para cada velocidad corresponden a un espécimen distinto. Desde ese punto de vista, no deben ser comparados con las curvas carga-desplazamiento o reacciones-desplazamiento que se presentaron en la figura 6.24 ya que conceptualmente tienen otra interpretación. Para cada velocidad de impacto se tienen tres resultados que corresponden a los tres golpes sucesivos sobre una misma viga.

En la figura 6.29 se presentan los valores pico de la carga de impacto y de las reacciones versus los anchos de fisura remanentes.

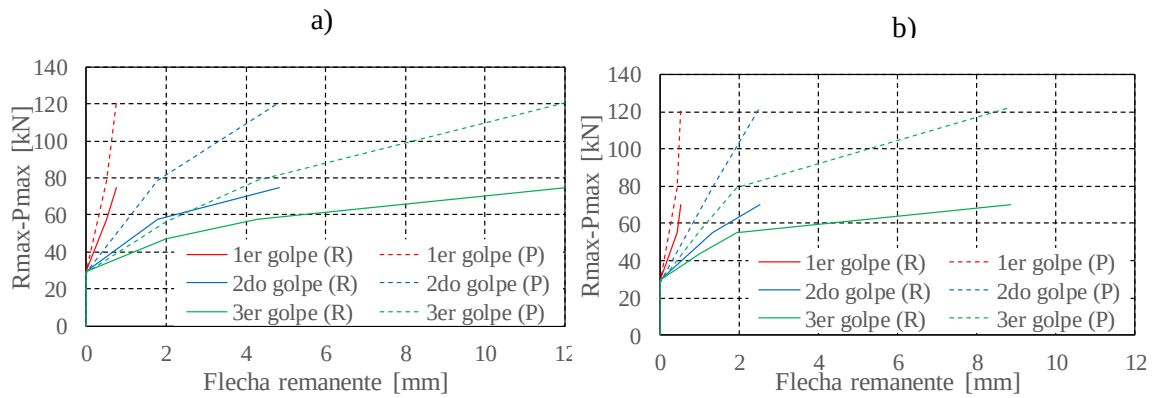


Figura 6.28: Valores pico de fuerza de impacto y reacciones vs deflexión remanente. a) HARRF con 40 kg/m³; b) HARRF con 80 kg/m³.

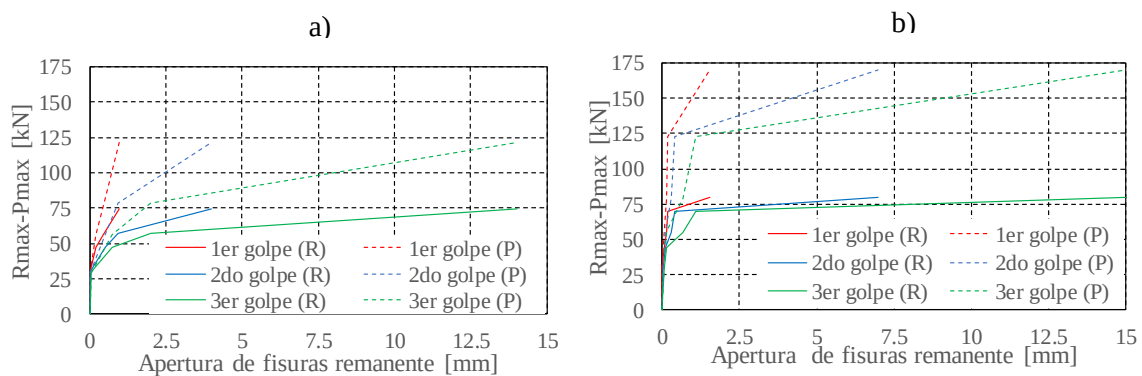


Figura 6.29: Valores pico de fuerza de impacto y reacciones vs ancho de fisura remanente. a) HARRF con 40 kg/m³; b) HARRF con 80 kg/m³.

Estas figuras ponen en evidencia la diferencia entre considerar la carga de impacto y las reacciones. Por otro lado, se aprecia claramente que al aumentar la velocidad de impacto del proyectil aumentan la carga de impacto, las reacciones, las deflexiones y anchos de fisura pero no lo hacen en la misma proporción. Se puede ver también que la repetición de los golpes va degradando las vigas y haciendo que tanto las deflexiones permanentes como los anchos de fisura crezcan más rápidamente con la carga de impacto y las reacciones. Se observa también que las vigas de HARRF con 80 kg/m³ de fibras pueden resistir fuerzas dinámicas mayores con menores deflexiones permanentes y menores anchos de fisuras remanentes.

A los efectos de comparar el desempeño de ambos HARRF y evaluar el efecto de duplicar el contenido de fibras, en las figuras 6.30 y 6.31 se representa la relación entre el pico de las fuerzas de impacto y reacciones de las vigas de HARRF con 80 kg/m³ de fibras y el correspondiente a las vigas de HARRF con 40 kg/m³ (P80max/P40max ó R80máx/R40 máx) a igual deflexión permanente y ancho de fisura permanente respectivamente. Se observa que tanto las deflexiones como los anchos de fisuras permanentes van creciendo con el número de repeticiones de los golpes, los rangos de los resultados de deflexiones permanentes y anchos de

fisuras correspondientes al primer golpe son menores que para el segundo y, a su vez, estos son menores que los del tercer golpe. En la figura 6.31 se incluyen los resultados correspondientes a la relación de cargas residuales estáticas de las vigas de HARRF con 80 kg/m^3 de fibras y las de HARRF con 40 kg/m^3 de fibras, para las aperturas de fisuras remanentes dentro del rango en el que se dispone resultados experimentales (Zerbino *et al.* 2018).

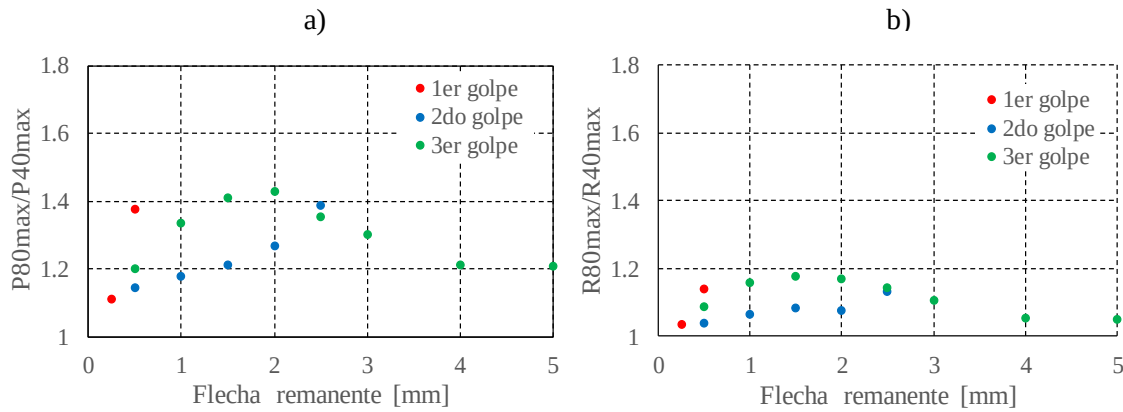


Figura 6.30: Comparación de resistencias de vigas de HARRF con 80 kg/m^3 y HARRF con 40 kg/m^3 a igual deflexión remanente. a) Relación de fuerzas de impacto máximas, b) Relación de reacciones máximas.

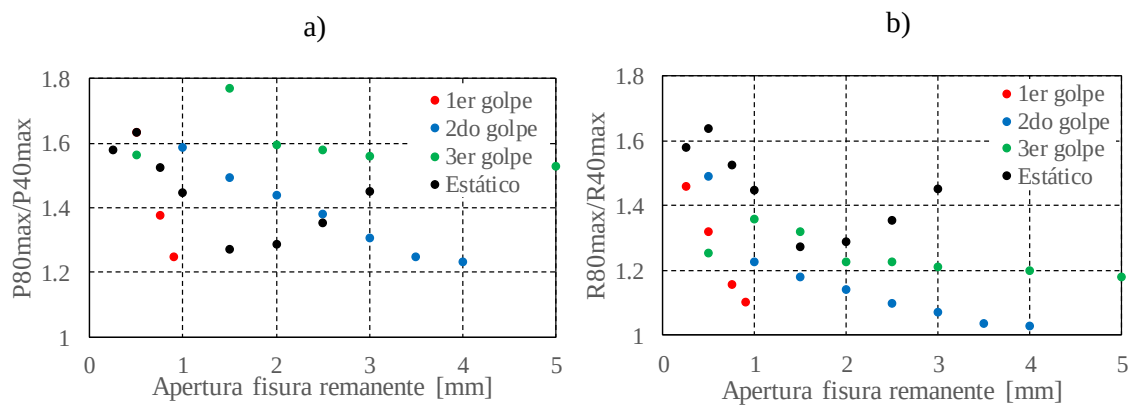


Figura 6.31: Comparación resistencia de vigas de HARRF con 80 kg/m^3 y HARRF con 40 kg/m^3 a igual ancho de fisuras remanentes. a) Relación de fuerzas de impacto máximas, b) Relación de reacciones máximas.

Las figuras 6.30 y 6.31 muestran que las relaciones de fuerzas de impacto máximas de HARRF con 80 kg/m^3 y HARRF con 40 kg/m^3 son siempre mayores que las relaciones de reacciones. Teniendo en cuenta lo desarrollado en este capítulo, las relaciones de fuerzas de impacto están relacionadas con la resistencia dinámica de las vigas (comportamiento estructural que incluye efectos de inercia), mientras que la de las reacciones está relacionada con la resistencia dinámica del material.

La figura 6.30b muestra que, al incrementar el contenido de fibras de 40 kg/m^3 a 80 kg/m^3 las reacciones a igual flecha crecen entre 3% y 18%, siendo, en general, mayor el incremento para el tercer golpe que para el segundo. Sin embargo, si se relacionan las resistencias residuales a

igual ancho de fisura, como en la figura 6.31a, se puede ver que la relación toma valores más elevados con porcentajes de incremento que van desde 7% a 49% para velocidades de impacto bajas y luego va decreciendo. En general, las relaciones son mayores para el tercer impacto que para el segundo impacto. Se puede ver que, aún para el caso del tercer impacto, el aumento de las reacciones al duplicar el contenido de fibras es algo menor que para el caso estático. Si se relacionan las cargas de impacto de las vigas de ambos tipos de hormigón (figura 6.31a), se puede ver que el incremento al duplicar el contenido de fibras es mayor y, en promedio, similar al que se observa en el comportamiento estático.

Estos resultados muestran que al duplicar el contenido de fibras de 40 kg a 80 kg/m³ la performance dinámica de las vigas mejora en la misma forma que su desempeño estático. Sin embargo, a nivel de comportamiento material, parecería ser que el incremento es menor. No obstante, hay que tener en cuenta que los resultados experimentales en los que se basa este análisis son reducidos en número y corresponden a especímenes individuales o, en el mejor de los casos, a dos especímenes. Es por ello que no se pueden sacar conclusiones finales de este análisis. Por otro lado, todos los resultados corresponden a los especímenes y configuración de carga analizados y no deberían extrapolarse a otras configuraciones.

ANEXO A6.1

VELOCIDAD DE DEFORMACIÓN Y ENERGÍA DE FRACTURA

A6.1.1. INTRODUCCIÓN

A continuación, se presenta la deducción de la ecuación (6.1) que se utiliza en el análisis de los resultados del capítulo 6. Además, se presenta la relación entre la energía de fractura y el área bajo la curva carga – desplazamiento.

A6.1.2. ECUACIÓN (6.1)

La ecuación (6.1) es deducida a partir del comportamiento estático de una viga elástica simplemente apoyada, como la mostrada en la figura A6.1.1, sobre la que actúa una carga puntual P en la mitad de su luz, que tiene una sección transversal rectangular de dimensiones b y h , y sufre una deflexión vertical δ .

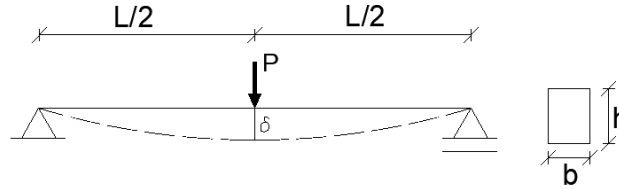


Figura A6.3.1: Fuerzas de inercia, fuerza de impacto y reacciones en los apoyos que actúan sobre una viga

El momento flector en la mitad de la luz de esta viga es $M = PL/4$. Por su parte, el módulo resistente de la sección transversal es $W = bh^2/6$ y su momento de inercia tiene un valor de $I = bh^3/12$. Aceptando la hipótesis de Bernoulli, la deformación axial en el borde inferior de la viga vale:

$$\varepsilon_x(y) = -\frac{d^2w}{dx^2}y \quad (\text{A6.1.1})$$

Considerando el material elástico lineal, la tensión de tracción en la dirección longitudinal es:

$$\sigma_x = -E \frac{d^2w}{dx^2}y. \quad (\text{A6.1.2})$$

Integrando la ecuación anterior en el espesor se obtiene el momento flector.

$$M = -EI \frac{d^2 w}{dx^2}. \quad (\text{A6.1.3})$$

Integrando dos veces esta ecuación con las condiciones de borde en los extremos se puede encontrar la variación de la flecha $w(x)$ que resulta una función cúbica de x con su valor máximo en el centro dado por:

$$\delta = \frac{PL^3}{48EI} = \frac{PL^3}{4Ebh^3} \quad (\text{A6.1.4})$$

Además, combinando las ecuaciones (A6.1.1) y (A6.1.3)

$$\varepsilon_x(x, y) = -\frac{M(x)}{EI} y \quad (\text{A6.1.5})$$

Particularizando en el borde inferior de la sección central da:

$$\varepsilon_x(x, y) = \frac{PL}{4EW} = \frac{3PL}{2Ebh^2} \quad (\text{A6.1.6})$$

Combinando la ecuación (A4.1.6) con la (A6.1.4) se obtiene

$$\varepsilon_x = \frac{6h}{L^2} \delta \quad (\text{A6.1.7})$$

Derivando ambos miembros con respecto al tiempo se obtiene la ecuación (6.1):

$$\dot{\varepsilon}_x = \frac{6h}{L^2} \dot{\delta} \quad (\text{A6.1.8})$$

Debe observarse que además de la hipótesis de comportamiento elástico la misma supone que la deformada de la viga en régimen dinámico tiene la misma forma que bajo carga estática.

A6.1.3. RELACIÓN ENTRE LA ENERGÍA DE FRACTURA Y EL ÁREA BAJO LA CURVA CARGA DESPLAZAMIENTO

Zhang *et al.* (2014), como otros investigadores, utilizan el área bajo la curva suma de reacciones vs. desplazamiento para calcular la energía de fractura G_f dinámica mediante la siguiente expresión dada por RILEM 50-FMC Committee (Fracture Mechanics of Concrete, 1985) para el cálculo de la energía de fractura en un ensayo de flexión estático de una viga con entalla cuya curva carga-flecha se ilustra en la figura 6.1.2:

$$G_f = \frac{W_0 + mg(L/S)\delta_s}{b(h-a)} \quad (\text{A6.1.9})$$

Donde W_0 es el área bajo la curva fuerza aplicada P_a versus flecha medida en el ensayo δ_m , m es la masa de la viga, g la aceleración de la gravedad, L la luz libre, S la longitud total, b el ancho, h la altura, a la profundidad de la entalla y δ_s es el desplazamiento en el que la fuerza externa se anula por la falla de la viga (como se indica en la figura A6.1.2) o el desplazamiento hasta el cual se calcula el área bajo la curva carga vs. desplazamiento cuando la carga no cae a

cero como en el caso de los hormigones con fibras . El primer término W_0 se debe a la carga P aplicada y el segundo a las fuerzas gravitacionales y corresponde al área W_1 como se esquematiza en figura A6.1.2.

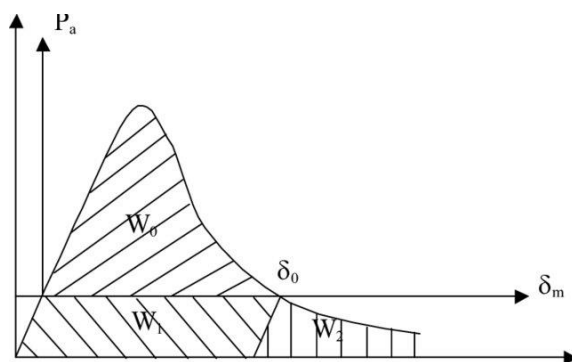


Figura A6.1.2: Energía de fractura calculada como área bajo la curva fuerza vs. desplazamiento.

CAPITULO 7

CONCLUSIONES Y SUGERENCIAS PARA FUTURAS INVESTIGACIONES

7.1. INTRODUCCIÓN

En esta tesis se estudió el comportamiento de vigas de hormigón de alta resistencia con diferentes contenidos de fibras de acero (0, 40 y 80 kg/m³ de adición de fibras) bajo cargas de impacto. Para este fin, se llevó a cabo tanto una campaña experimental por medio del *Drop – Weight Impact Test* como modelaciones numéricas con el hidrocódigo LS-Dyna y el modelo constitutivo para hormigón Karagozian y Case. En la literatura concerniente a este tema es posible encontrar numerosos trabajos en los que se realizan ensayos experimentales y modelaciones numéricas.

Los ensayos experimentales de estos trabajos se enfocan principalmente en la determinación de la energía que absorben las vigas en ensayos de impacto de un solo golpe y el planteamiento de modelos matemáticos $DIF - \dot{\epsilon}$ para las energías calculadas. A pesar de todos los aportes que vienen realizado diferentes autores, a la fecha el uso del *Drop – Weight Impact Test* para caracterizar hormigones reforzados con fibras bajo cargas de impacto presenta aún muchos puntos que plantean interrogantes y los resultados del mismo no se pueden aprovechar como debieran para extraer conclusiones sobre el comportamiento material y estructural. Esto se debe, por una parte, a que los ensayos y las máquinas de impacto empleados no están estandarizadas con respecto al tamaño de los especímenes, la forma y el tamaño del proyectil, protocolos de ensayo, entre otros, lo que dificulta la comparación de los resultados obtenidos en trabajos diferentes. Por este motivo, la influencia en los resultados obtenidos de parámetros tales como la rigidez de los apoyos, la velocidad y la masa del proyectil, y el contacto entre la punta del proyectil y el espécimen no están del todo comprendidos. Por otro lado, los distintos autores han trabajado con distintas matrices, tipos y contenidos de fibras y muchas veces no han considerado más que una combinación de las mismas. Adicionalmente, aún no está definido el parámetro que mejor caracteriza la respuesta de los hormigones reforzados con fibras bajo cargas de impacto.

En las modelaciones numéricas llevadas a cabo por otros autores, no se logró incluir en los modelos constitutivos para hormigón empleados la ductilidad que aportan las fibras en la respuesta postpico. Tampoco fueron empleadas estas modelaciones para analizar el ensayo.

En este capítulo se presentan los aportes, conclusiones y recomendaciones para trabajos futuros que se desprenden del desarrollo de la presente tesis.

7.2. APORTES DE LA TESIS

En esta tesis se realizan los siguientes aportes:

1. Se presentan resultados experimentales de vigas de HAR y HARRF con dos contenidos de fibras de acero sometidas a impacto que contribuyen al estado del conocimiento sobre el tema y completan el rango de velocidades de carga de estudio de estos materiales, aportando resultados experimentales útiles para el estudio de este tema.
2. Se desarrolla un modelo numérico detallado del problema que, en conjunto con los resultados experimentales, contribuyen a entender el comportamiento y la falla de las vigas de HARRF bajo cargas de impacto y relacionarlo con las propiedades del material.
3. Se desarrolla un procedimiento que permite calibrar del modelo de HARRF teniendo en cuenta explícitamente el efecto del contenido de fibras en las curvas de endurecimiento en tracción y compresión uniaxial estática.
4. Se presenta un estudio de sensibilidad del modelo numérico a los distintos parámetros y condiciones del mismo presentando conclusiones que resultan de utilidad para la modelación numérica de este tipo de problemas.
5. Se realiza un análisis numérico detallado del comportamiento de las vigas bajo cargas de impacto que permite entender el comportamiento bajo cargas de impacto y verificar la validez de las hipótesis simplificativas que se usan normalmente para interpretar los resultados de dichos ensayos. No se ha encontrado este tipo de análisis en la bibliografía por lo que resulta una contribución original en el tema.
6. Se propone una forma sencilla de evaluar el desempeño en impacto que permite cuantificar el aporte de las fibras y constituye un aporte original.

7.3. CONCLUSIONES

7.3.1. Resultados de la campaña experimental

1. Antes de producirse la fisuración de las vigas (rango elástico), las magnitudes de los picos de las fuerzas de impacto y de los impulsos aumentan de forma prácticamente lineal con el incremento de la velocidad de impacto del proyectil. Además, estos valores son similares tanto para el hormigón simple como para los HARRF con 40 y 80 kg/m³ de adición de fibras. De forma posterior a la fisuración de las vigas (rango inelástico), ya se aprecian diferencias en los valores pico de las fuerzas de impacto y en los impulsos correspondientes a los diferentes hormigones considerados. Las vigas de HARRF con 80 kg/m³ de adición de fibras tienen mayores valores pico. Esto se debe a que estas vigas, por tener un mayor contenido de fibras, pueden ofrecer una mayor resistencia a las cargas de impacto (se deterioran menos).
2. Para las velocidades de impacto del proyectil consideradas en la campaña experimental, el tiempo de contacto entre las vigas y el proyectil disminuye con el aumento de la velocidad de impacto del proyectil.
3. En el rango elástico, tanto para el hormigón simple como para los HARRF, no se aprecian diferencias significativas en los valores pico de las fuerzas de impacto obtenidas en los ensayos de impactos repetidos ya que los golpes no alteran el comportamiento del material. Pero, en el rango inelástico, tanto los valores pico de las fuerzas de impacto como de los impulsos disminuyen levemente con los golpes consecutivos. Los valores del tercer golpe son menores a los del segundo, y estos a su vez, menores a los del primer golpe. Esto es un poco más notorio en las vigas de HARRF con 40 kg/m³ que en las vigas con 80 kg/m³ de adición de fibras, ya que sufren mayor deterioro.
4. Las aceleraciones de las vigas registradas en los ensayos corresponden a velocidades de impacto del proyectil en las que no se produjo fisuración. Sin embargo, los registros de las aceleraciones de las vigas de los tres hormigones analizados son diferentes; excepto para una velocidad de impacto de 0.59 mm/ms ($H = 33.2$ mm). Para esta velocidad, los registros de las aceleraciones tanto de la viga de hormigón simple como de la viga de HARRF con 40 kg/m³ de adición de fibras son similares.
5. En los espectros de Fourier de las aceleraciones se pueden distinguir los cinco primeros modos flexionales. En las vigas de hormigón simple el primer modo flexional es el que más influye en su respuesta estructural. Pero, en general, la participación relativa de los

- modos no es la misma en todos los ensayos. Aparecen algunos modos que podrían atribuirse a vibraciones de los apoyos y modos torsionales probablemente debidos a pequeñas excentricidades de la carga
6. Las velocidades de impacto a las que se producen las primeras fisuras son las mismas en HAR y en HARRF independientemente del contenido de fibras, ya que las mismas se inician cuando se supera la resistencia a tracción de la matriz. Para el caso de una matriz de hormigón de menor resistencia, las primeras fisuras aparecen para una velocidad mucho menor.
 7. A pesar de no tener entalla, en el caso de las vigas sin fibras, si bien en algunos casos se produce más de una fisura, luego prospera una sola, generando una fractura que parte la viga en dos mitades. En el caso de las vigas de HARRF, también aparecen fisuras múltiples pero las mismas siguen abriéndose simultáneamente, lo cual puede atribuirse al endurecimiento que presenta este HARRF en tracción bajo deformaciones crecientes.
 8. A partir de la velocidad de impacto a la que se fisuran, las vigas de hormigón simple se parten en dos y la fractura atraviesa los agregados. En contraposición, aún para velocidades de impacto mayores las vigas de HARRF preservan su integridad. Las fisuras quedan cosidas por las fibras que se arrancan sin fallar mostrando el adecuado trabajo de las mismas.
 9. Los valores de las flechas remanentes de las vigas de HARRF, cuando su comportamiento es elástico, son similares. Sin embargo, cuando el comportamiento de estas vigas es inelástico, tanto los valores de las flechas remanentes como de los anchos de fisuras aumentan con la velocidad de impacto del proyectil pero, debido al mayor contenido de fibras ese aumento es menor en el caso de HARRF con 80 kg/m^3 que en el caso de HARRF con 40 kg/m^3 de adición de fibras.
 10. En los ensayos de impactos repetidos tanto los valores de las flechas remanentes como de los anchos de fisuras aumentan con el número de golpes que reciben las vigas. Ese aumento es más evidente entre el primero y el segundo golpe que entre el segundo y el tercero y es más importante en las vigas con menor contenido de fibras mostrando el efecto beneficioso de las mismas.
 11. El dispositivo utilizado para la medición de las fuerzas de impacto no altera el comportamiento de las vigas ni la forma en que estas fallan.
 12. Puede considerarse que el tipo de apoyos empleados en los ensayos realizados, al estar provistos de varillas que fijan las vigas a la máquina de impacto, aportan a las vigas ensayadas una rigidez adicional que les ayuda a resistir las cargas de impacto cuando

estas se fisuran. Pero, este aporte de rigidez no es significativo para velocidades que no producen una fractura total de las vigas.

7.3.2. Conclusiones obtenidas de los resultados del estudio numérico

1. Se aprecia un buen desempeño del modelo numérico elaborado, ya que se tiene un buen ajuste entre los valores numéricos y los obtenidos experimentalmente.
2. Para las velocidades de impacto consideradas en las modelaciones numéricas llevadas a cabo, los picos de las fuerzas de impacto tanto de las vigas de hormigón simple como de las de HARRF, aumentan con la velocidad de impacto hasta valores muy superiores que sus respectivas cargas de fisuración estática y dinámica. Aparentemente, la fuerza de impacto aumenta indefinidamente con la velocidad de impacto, pero este efecto no puede atribuirse sólo al efecto del aumento de la resistencia del material por la velocidad de deformación. Parte de la fuerza de impacto es resistida por las fuerzas de inercia y para velocidades altas el efecto de los apoyos restringiendo la deformación de las vigas es importante. Asimismo, los impulsos de las vigas de HARRF con 80 kg/m^3 de adición de fibras son mayores a los de las vigas de HARRF con 40 kg/m^3 de adición de fibras, y estos a su vez, mayores a los de las vigas de hormigón simple.
3. No se observa que los valores pico de las fuerzas de impacto de las vigas de HARRF sean afectados por la falta de fidelidad en la reproducción del daño que sufren estas vigas como resultado de los impactos que reciben. En cambio, esta limitación dificulta la medición del tiempo de contacto entre el proyectil y las vigas de HARRF. Este valor depende del daño que sufren las vigas. Las modelaciones numéricas de las vigas de hormigón simple permiten apreciar que el tiempo de contacto entre las vigas y el proyectil aumenta en los casos en los que el daño en las vigas es de consideración.
4. La distribución de flechas sigue una distribución parecida a la del primer modo flexional, aproximadamente lineal, salvo en el centro de las vigas
5. La distribución de las aceleraciones de las vigas tanto de hormigón simple como de HARRF no sigue una forma definida (lineal o parabólica) como sugieren otros autores con fines de estimar el valor de la fuerza de inercia. Sin embargo, la distribución de las aceleraciones de las vigas de hormigón simple, para instantes de tiempo previos al correspondiente a la fuerza de impacto pico, es muy similar a la distribución lineal de aceleraciones propuesta por Banthia (1987 y 1989).
6. Para el caso de vigas simplemente apoyadas que trabajan a flexión es factible determinar analíticamente los valores de las velocidades de deformación en los ensayos tipo *Drop*

- *Weight Impact Test* por medio de la ecuación (6.1) utilizando la velocidad de impacto del proyectil.
- 7. El equilibrio dinámico incluye a la de fuerza de impacto, la fuerza de inercia (que es una fuerza distribuida que sigue el perfil de las aceleraciones) y a las reacciones. Las magnitudes relativas de estas fuerzas varían durante el ensayo y dependiendo de la severidad del impacto.
- 8. Para analizar el comportamiento del material, ya sea en lo que hace a su resistencia o capacidad de absorción de energía, se deben descontar las fuerzas de inercia para trabajar con una fuerza de inercia efectiva o directamente las sumas de las reacciones.
- 9. Las expresiones analíticas para determinar las magnitudes tanto de las fuerzas de inercia como de las reacciones en los apoyos asumiendo una distribución de las aceleraciones a lo largo de la viga (lineal tanto para hormigón simple como para el HARRF) no representan exactamente lo que ocurre en las vigas.

Esto se debe, por una parte, a que la distribución de las aceleraciones a lo largo de la viga no sigue una forma determinada. Por otra parte, se producen en la cara inferior de la viga, justo debajo de donde el proyectil impacta la misma, picos de aceleraciones muy altos que influyen notoriamente en los resultados. Si no se cuenta con registros experimentales de las reacciones y sí con registros de aceleraciones se puede trabajar con estas expresiones pero se requiere suavizar los resultados.
- 10. Tanto las expresiones de la velocidad de deformación como las fórmulas para calcular las reacciones suponen que la viga está simplemente apoyada y que trabaja en el primer modo flexional con lo cual deben ser utilizadas con cuidado si los ensayos no se corresponden con estas hipótesis.
- 11. Las curvas de reacciones en los apoyos vs. desplazamiento vertical de las vigas de hormigón simple obtenidas para las velocidades de impacto consideradas en el análisis, permiten apreciar que, por efecto de la velocidad de la carga, tanto los picos de las reacciones en los apoyos como las áreas encerradas por estas curvas siguen aumentando; a pesar de que para esas velocidades las vigas se parten en dos. La comparación de las energías absorbidas por estas vigas con la energía cinética del proyectil al momento de producirse el impacto muestra que sólo una parte de la energía cinética del proyectil es transmitida a la viga. Una parte de esa energía es empleada para acelerar la viga, otra para fracturarla y parte se disipa en los apoyos y contactos. También, la comparación de las energías absorbidas por estas vigas con la energía necesaria para fracturarlas en carga

estática muestra un incremento significativo con la velocidad de deformación que puede atribuirse no sólo al material sino también al efecto de los apoyos.

12. Los resultados disponibles muestran que, para las vigas y tipo de carga analizada, el efecto beneficioso en la resistencia estructural dinámica de duplicar del contenido de fibras de 40kg a 80 kg/m³ es similar al que tiene en la respuesta estática, mientras que, a nivel material, es menor.

7.4. SUGERENCIAS PARA FUTURAS INVESTIGACIONES

Las sugerencias para futuras investigaciones son las siguientes:

- Diseñar y realizar una serie de ensayos mayor, con mayor número de especímenes y repetición de los ensayos en los que se consideren no sólo distintos contenidos sino también tipos de fibras de acero de alta resistencia.
- Registrar aceleraciones en diferentes posiciones de los especímenes.
- Diseñar dispositivos que permitan controlar velocidad del proyectil y medir deflexiones mediante sistemas ópticos.
- Estudiar y controlar más la influencia de los apoyos y los sistemas de medición de carga para eliminar registros espurios de los resultados.
- Continuar con el estudio del efecto de las distintas variables (tipo y contenido de fibras) en el desempeño del HARRF sometido a impacto, tratando de vincular el comportamiento material con el comportamiento estructural.

REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Abid, S. R., Abdul-Hussein, M. L., *et al.* (2020a) ‘Repeated drop-weight impact tests on self-compacting concrete reinforced with micro-steel fiber’, *Heliyon*. Elsevier Ltd, 6(1), p. e03198. doi: 10.1016/j.heliyon.2020.e03198.

Abid, S. R., Abdul Hussein, M. L., *et al.* (2020b) ‘Suggested modified testing techniques to the ACI 544-R repeated drop-weight impact test’, *Construction and Building Materials*. Elsevier Ltd, 244, p. 118321. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2020.118321.

Abirami, T. *et al.* (2019) ‘Experimental research on impact response of novel steel fibrous concretes under falling mass impact’, *Construction and Building Materials*. Elsevier Ltd, 222, pp. 447–457. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2019.06.175.

ASTM C231 (2014) ‘Standard Test Method for Air Content of Freshly Mixed Concrete by the Pressure Method. Book of Standards. Volume 04.02’. doi: 10.1520/C0231_C0231M-17.

ASTM C39/C39M-15 (2015) ‘Standard Test Method for Compressive Strength of Cylindrical Concrete Specimens. Book of Standards. Volumen 04.02’. doi: 10.1520/C0039_C0039M.

ASTM C469/C469M-14 (2014) ‘Standard Test Method for Static Modulus of Elasticity and Poisson’s Ratio of Concrete in Compression. Book of Standards. Volume 04.02’. doi: 10.1520/C0469_C0469M.

Attard, M. M. and Setunge, S. (1994) *UNICIV Report No.R-341: The stress - strain relationship of confined and unconfined normal and high strength concretes*. Sidney, Australia.

Autodesk Inc. (2019) ‘Autocad 2020 User’s Guide’.

Badr, A. and Ashour, A. (2005) ‘Modified ACI Drop-Weight Impact Test for Concrete.’, *ACI*

Materials Journal, 102, pp. 249–255.

Banthia, N. *et al.* (1989) ‘Impact testing of concrete using a drop-weight impact machine’, *Experimental Mechanics*, 29(1), pp. 63–69. doi: 10.1007/BF02327783.

Banthia, N. P. (1987) *Impact resistance of concrete, PhD Thesis*. The University of British Columbia, Vancouver, Canada.

Bentur, A. and Mindness, S. (2007) *Fibre reinforced cementitious composites*. Second. New York, USA.: Taylor and Francis.

Branston, J. *et al.* (2016) ‘Mechanical behaviour of basalt fibre reinforced concrete’, *Construction and Building Materials*. Elsevier Ltd, 124, pp. 878–886. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2016.08.009.

Chopra, A. (2014) *Dinámica de estructuras*. Cuarta Edición. Ciudad de México, México: Pearson, México.

Crawford, J. E. *et al.* (2016) ‘Modeling of Pristine and Damaged Uhpfrc Materials for Use in Performing Blast and Projectile Penetration Analyses’, *4th International Conference on Protective Structures (ICPS4)*, (July), p. 10.

Dey, V., Bonakdar, A. and Mobasher, B. (2014) ‘Low-velocity flexural impact response of fiber-reinforced aerated concrete’, *Cement and Concrete Composites*. Elsevier Ltd, 49, pp. 100–110. doi: 10.1016/j.cemconcomp.2013.12.006.

Elavarasi, D. and Saravana Raja Mohan, K. (2018) ‘On low-velocity impact response of SIFCON slabs under drop hammer impact loading’, *Construction and Building Materials*, 160, pp. 127–135. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2017.11.013.

EN 14651 (2005) ‘Test Method for Metallic Fibered Concrete - Measuring the Flexural Tensile Strength (limit of proportionality (LOP), residual). CEN - European Committee for Standardization’. Brussels, Belgium, pp. 1–17.

Etter, D. M. (1992) *Fortran 77 with numerical methods for engineers and scientists*. First Edition. Edited by E. Renner Brown and L. Kenney. Redwood, California: The Benjamin/Cummings Publishing Co. Inc.

Ewins, D. J. (2000) *Modal Testing: Theory, practice and application*. Second edi. Edited by E. Roberts, J.B.(University of Sussex. Exeter, Great Britain: SRP Ltd.

Fan, W., Guo, W., *et al.* (2018a) ‘Experimental and numerical investigations of a novel steel-UHPFRC composite fender for bridge protection in vessel collisions’, *Ocean Engineering*. Elsevier Ltd, 165(March), pp. 1–21. doi: 10.1016/j.oceaneng.2018.07.028.

Fan, W., Xu, X., *et al.* (2018b) ‘Performance and sensitivity analysis of UHPFRC-strengthened bridge columns subjected to vehicle collisions’, *Engineering Structures*. Elsevier, 173(January), pp. 251–268. doi: 10.1016/j.engstruct.2018.06.113.

Fédération Internationale du Béton (2013) *fib Model Code for Concrete Structures 2010*. Lausanne, Switzerland: Ernst & Sohn.

Fehling, E. *et al.* (2014) *Ultra-High Performance Concrete UHPC*. First, *Ultra-High Performance Concrete UHPC*. First Edition. Berlin, Germany: Ernst & Sohn. doi: 10.1002/9783433604076.

Fiengo Pérez, F. *et al.* (2019) ‘Análisis de Vigas de Hormigón de Alta Resistencia Reforzadas con Fibras Sometidas a Impacto’, *Mecánica Computacional*, 37(19), pp. 725–734.

Fujikake, K. (2013) ‘Impact performance of ultra-high performance fiber reinforced concrete beam and its analytical evaluation’, *10th International Conference on Shock and Impact Loads on Structures 2013*, 5(2), pp. 125–140.

Fujikake, K. *et al.* (2006) ‘Study on impact response of reactive powder concrete beam and its analytical model’, *Journal of Advanced Concrete Technology*, 4(1), pp. 99–108. doi: 10.3151/jact.4.99.

Giaccio, G., Tobes, J. M. and Zerbino, R. (2008) ‘Use of small beams to obtain design

parameters of fibre reinforced concrete', *Cement and Concrete Composites*, 30(4), pp. 297–306.

Graff, K. F. (1991) *Wave motion in elastic solids*. First Edit. New York: Dover.

Grogoriev, I. S., Meilikhov, E. Z. and Radzig, A. A. (1996) *Handbook of Physical Quantities*. First. Edited by I. S. Grigoriev and E. Z. Meilikhov. Boca Ratón, Florida, USA: CRC press.

Guo, W. *et al.* (2018) 'Constitutive model of ultra-high-performance fiber-reinforced concrete for low-velocity impact simulations', *Composite Structures*. Elsevier, 185(November 2017), pp. 307–326. doi: 10.1016/j.compstruct.2017.11.022.

Kennedy, R. P. (1976) 'A review of procedures for the analysis and design of concrete structures to resist missile impact effects', *Nuclear Engineering and Design*, 37(2), pp. 183–203. doi: 10.1016/0029-5493(76)90015-7.

Kong, X. *et al.* (2017) 'Modified K&C model for cratering and scabbing of concrete slabs under projectile impact', *International Journal of Impact Engineering*, 108, pp. 217–228. doi: 10.1016/j.ijimpeng.2017.02.016.

Li, J. and Zhang, Y. X. (2011) 'Evolution and calibration of a numerical model for modelling of hybrid-fibre ECC panels under high-velocity impact', *Composite Structures*, 93(11), pp. 2714–2722. doi: 10.1016/j.compstruct.2011.05.033.

Li, J. and Zhang, Y. X. (2012) 'Evaluation of constitutive models of hybrid-fibre engineered cementitious composites under dynamic loadings', *Construction and Building Materials*, 30, pp. 149–160. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2011.11.031.

Li, P. P. and Yu, Q. L. (2019) 'Responses and post-impact properties of ultra-high performance fibre reinforced concrete under pendulum impact', *Composite Structures*, 208(September 2018), pp. 806–815. doi: 10.1016/j.compstruct.2018.10.071.

Lin, X. (2018) 'Numerical simulation of blast responses of ultra-high performance fibre reinforced concrete panels with strain-rate effect', *Construction and Building Materials*. Elsevier Ltd, 176, pp. 371–382. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2018.05.066.

Liu, J., Wu, C. and Chen, X. (2017) 'Numerical study of ultra-high performance concrete under non-deformable projectile penetration', *Construction and Building Materials*. Elsevier Ltd, 135, pp. 447–458. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2016.12.216.

LSTC (2018) 'LS-Dyna Theory manual - Livermore Software Tech. Corp.'

Luccioni, B. and Isla, F. (2016) 'Simulación de Hormigones de Alta Resistencia Reforzados con Fibras bajo Cargas Cuasiestáticas', *Mecánica Computacional*, XXXIV, pp. 2583–2598.

Luccioni, B. *et al.* (2017) 'Effect of steel fibers on static and blast response of high strength concrete', *International Journal of Impact Engineering*, 107, pp. 23–37.

Luccioni, B. *et al.* (2018) 'Experimental and numerical analysis of blast response of high strength fiber reinforced concrete slabs', *Engineering Structures*, 175, pp. 113–122.

Luccioni, B. M., Aráoz, G. F. and Labanda, N. A. (2013) 'Defining erosion limit for concrete', *International Journal of Protective Structures*, 4(3), pp. 315–340. doi: 10.1260/2041-4196.4.3.315.

Mahakavi, P. and Chithra, R. (2019) 'Impact resistance, microstructures and digital image processing on self-compacting concrete with hooked end and crimped steel fiber', *Construction and Building Materials*. Elsevier Ltd, 220, pp. 651–666. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2019.06.001.

Malvar, L. J. *et al.* (1997) 'A plasticity concrete material model for DYNA3D', *International Journal of Impact Engineering*, 19(9–10), pp. 847–873. doi: 10.1016/s0734-743x(97)00023-7.

Mao, L. and Barnett, S. J. (2017) 'Investigation of toughness of ultra high performance fibre reinforced concrete (UHPFRC) beam under impact loading', *International Journal of Impact Engineering*. Elsevier Ltd, 99, pp. 26–38. doi: 10.1016/j.ijimpeng.2016.09.014.

Mao, L. *et al.* (2014) 'Numerical simulation of ultra high performance fibre reinforced concrete panel subjected to blast loading', *International Journal of Impact Engineering*. Elsevier Ltd,

64, pp. 91–100. doi: 10.1016/j.ijimpeng.2013.10.003.

Markovich, N., Kochavi, E. and Ben-Dor, G. (2011) ‘An improved calibration of the concrete damage model’, *Finite Elements in Analysis and Design*. Elsevier, 47(11), pp. 1280–1290. doi: 10.1016/j.finel.2011.05.008.

Mobasher, B. (2011) *Mechanics of fiber and textile reinforced cement composites*, *Mechanics of Fiber and Textile Reinforced Cement Composites*. doi: 10.1201/b11181.

Murray, Y. (2007) ‘Users Manual for LS-DYNA Concrete Material Model 159’, *Federal Highway Administration*, (May), p. 77.

Nasrin, S. and Ibrahim, A. (2019) ‘Numerical study on the low-velocity impact response of ultra-high-performance fiber reinforced concrete beams’, *Structures*. Elsevier, 20(May), pp. 570–580. doi: 10.1016/j.istruc.2019.06.011.

Ngo, T., Mendis, P. and Krauthammer, T. (2007) ‘Behavior of ultrahigh-strength prestressed concrete panels subjected to blast loading’, *Journal of Structural Engineering*, 133(11), pp. 1582–1590. doi: 10.1061/(ASCE)0733-9445(2007)133:11(1582).

Noble, C. *et al.* (2005) ‘Concrete Model Descriptions and Summary of Benchmark Studies for Blast Effects Simulations’, (UCRL-TR-215024), p. 118.

Othman, H. and Marzouk, H. (2016) ‘Strain rate sensitivity of fiber-reinforced cementitious composites’, *ACI Materials Journal*, 113(2), pp. 143–150. doi: 10.14359/51688461.

Othman, H. and Marzouk, H. (2018) ‘Applicability of damage plasticity constitutive model for ultra-high performance fibre-reinforced concrete under impact loads’, *International Journal of Impact Engineering*. Elsevier, 114(December 2017), pp. 20–31. doi: 10.1016/j.ijimpeng.2017.12.013.

Othman, H., Marzouk, H. and Sherif, M. (2019) ‘Effects of variations in compressive strength and fibre content on dynamic properties of ultra-high performance fibre-reinforced concrete’, *Construction and Building Materials*. Elsevier Ltd, 195, pp. 547–556. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2018.11.093.

Park, S. H., Kim, D. J. and Kim, S. W. (2016) 'Investigating the impact resistance of ultra-high-performance fiber-reinforced concrete using an improved strain energy impact test machine', *Construction and Building Materials*. Elsevier Ltd, 125, pp. 145–159. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2016.08.027.

Rao, C. L., Narayanamurthy, V. and Simha, K. R. Y. (2016) *Applied Impact Mechanics*. First Edition. Chichester, West Sussex: John Wiley and Sons. doi: 10.1002/9781119241829.

Schwieger, H. (1965) 'A simple calculation of the transverse impact on beams and its experimental verification', *Experimental Mechanics*, 5(11), pp. 378–384. doi: 10.1007/bf02326086.

Soufeiani, L. *et al.* (2016) 'Influences of the volume fraction and shape of steel fibers on fiber-reinforced concrete subjected to dynamic loading – A review', *Engineering Structures*. Elsevier Ltd, 124, pp. 405–417. doi: 10.1016/j.engstruct.2016.06.029.

Thai, D. K. and Kim, S. E. (2016) 'Prediction of UHPFRC panels thickness subjected to aircraft engine impact', *Case Studies in Structural Engineering*. Elsevier Ltd, 5, pp. 38–53. doi: 10.1016/j.csse.2016.03.003.

Thomas, R. J. and Sorensen, A. D. (2017) 'Review of strain rate effects for UHPC in tension', *Construction and Building Materials*, 153, pp. 846–856. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2017.07.168.

Thomas, R. J. and Sorensen, A. D. (2018) 'Charpy Impact Test Methods for Cementitious Composites: Review and Commentary', *Journal of Testing and Evaluation*, 46(6), p. 20170057. doi: 10.1520/jte20170057.

Ulzurun, G. and Zanuy, C. (2017) 'Flexural response of SFRC under impact loading', *Construction and Building Materials*. Elsevier Ltd, 134, pp. 397–411. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2016.12.138.

Unosson, M. (2000) *Numerical simulations of penetration and perforation of high performance*

concrete with 75mm steel projectile Numerical simulations of penetration and perforation of high performance concrete with 75mm steel projectile, Defense Research Establishment. Springfield, USA.

Verma, M. *et al.* (2016) ‘On low-energy impact response of ultra-high performance concrete (UHPC) panels’, *Materials and Design*, 92(February), pp. 853–865. doi: 10.1016/j.matdes.2015.12.065.

Vivas Montes, J. (2019) ‘Ensayo para el estudio de la resistencia al impacto de hormigones con fibras’, *Memorias de la primera jornada de jóvenes investigadores en tecnología del cemento y el hormigón.*, 1, pp. 5–8.

Walley, S. M. and Field, J. E. (2016) ‘Elastic Wave Propagation in Materials’, *Reference Module in Materials Science and Materials Engineering*, (April), pp. 0–8. doi: 10.1016/b978-0-12-803581-8.02945-3.

Wang, N., Mindness, S. and Ko, K. (1996) ‘Fibre reinforced concrete beams under impact loading’, *Cement and Concrete Research*, 26(3), pp. 363–376.

Wongmatar, P. *et al.* (2017) ‘The effect of shear and bending capacities on impact behavior of RC beams’, in Hao, H. and Zhang, C. (eds) *Mechanics of Structures and Materials: advancements and challenges*. Pert, Australia: Taylor and Francis, pp. 561–566.

Wu, Y. and E.Crawford, J. (2015) ‘Numerical modeling of concrete using a partially associative plasticity model’, *Journal of Engineering Mechanics*, 141(12), pp. 1–24. doi: 10.1061/(ASCE)EM.1943-7889.0000952.

Xu, M. and Wille, K. (2015) ‘Calibration of K&C concrete model for uhpc in ls-dyna’, *Advanced Materials Research*, 1081, pp. 254–259. doi: 10.4028/www.scientific.net/amr.1081.254.

Yang, L. *et al.* (2019) ‘A new constitutive model for steel fibre reinforced concrete subjected to dynamic loads’, *Composite Structures*. Elsevier, 221(February), p. 110849. doi: 10.1016/j.compstruct.2019.04.021.

Yang, L., Lin, X. and Gravina, R. J. (2018) 'Evaluation of dynamic increase factor models for steel fibre reinforced concrete', *Construction and Building Materials*. Elsevier Ltd, 190, pp. 632–644. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2018.09.085.

Yoo, D. Y. and Banthia, N. (2017) 'Size-dependent impact resistance of ultra-high-performance fiber-reinforced concrete beams', *Construction and Building Materials*. Elsevier Ltd, 142, pp. 363–375. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2017.03.080.

Yoo, D. Y. and Banthia, N. (2019) 'Impact resistance of fiber-reinforced concrete – A review', *Cement and Concrete Composites*. Elsevier, 104(August), p. 103389. doi: 10.1016/j.cemconcomp.2019.103389.

Yoo, D., Banthia, N. and Yoon, Y. (2016a) 'Impact resistance of ultra - high - performance fiber - reinforced concrete with different steel fibers.', in *9th. Rilem International Symposium on Fiber Reinforced Concrete - BEFIB 2016*. Vancouver, Canada.

Yoo, D. Y. *et al.* (2016b) 'Effect of fiber orientation on the rate-dependent flexural behavior of ultra-high-performance fiber-reinforced concrete', *Composite Structures*. Elsevier Ltd, 157, pp. 62–70. doi: 10.1016/j.compstruct.2016.08.023.

Yu, R. *et al.* (2016) 'Impact resistance of a sustainable Ultra-High Performance Fibre Reinforced Concrete (UHPFRC) under pendulum impact loadings', *Construction and Building Materials*, 107, pp. 203–215. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2015.12.157.

Yu, R., Spiesz, P. and Brouwers, H. J. H. (2014) 'Static properties and impact resistance of a green Ultra-High Performance Hybrid Fibre Reinforced Concrete (UHPHFRC): Experiments and modeling', *Construction and Building Materials*, 68, pp. 158–171. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2014.06.033.

Zerbino, R. *et al.* (2018) 'Respuesta frente a cargas estáticas y frente a explosiones en hormigones de alta resistencia reforzados con fibras', in *V Congreso Iberoamericano de Hormigón Autocompactable y Hormigones Especiales*. Valencia, España. doi: 10.4995/HAC2018.2018.5240.

Zhang, L. (2008) *Impact Resistance of High Strength Fiber Reinforced Concrete*, PhD Thesis. The University of the British Columbia, Vancouver, Canada.

Zhang, X. X. *et al.* (2009) 'Fracture behaviour of high-strength concrete at a wide range of loading rates', *International Journal of Impact Engineering*. Elsevier Ltd, 36(10–11), pp. 1204–1209. doi: 10.1016/j.ijimpeng.2009.04.007.

Zhang, X. X. *et al.* (2014) 'Fracture behaviour of steel fibre-reinforced concrete at a wide range of loading rates', *International Journal of Impact Engineering*, 71, pp. 89–96. doi: 10.1016/j.ijimpeng.2014.04.009.

Zhang, X. X., Ruiz, G. and Yu, R. C. (2010) 'A new drop-weight impact machine for studying fracture processes in structural concrete', *Strain*, 46(3), pp. 252–257. doi: 10.1111/j.1475-1305.2008.00574.x.