



UNIVERSITAT
POLITÈCNICA
DE VALÈNCIA

TESIS DOCTORAL

INESTABILIDAD DE BARRAS COMPRIMIDAS DE
ACERO Y DE SMA EN ELEMENTOS DE HORMIGÓN
FABRICADOS CON NUEVOS MATERIALES.
RECOMENDACIONES DE DISEÑO

Javier Pereiro Barceló

Director:
Dr. José Luis Bonet Senach
Valencia, Junio 2017

AGRADECIMIENTOS

Quiero agradecer a José Luis Bonet Senach, director de esta tesis doctoral, todo su apoyo y confianza en mí para desarrollar esta tesis. Agradezco que me haya acompañado en todo momento durante el largo y complicado camino que supone el doctorado. He aprendido mucho de él tanto a nivel ingenieril, como investigador como humano. Ha sido una experiencia muy enriquecedora para mí trabajar codo a codo con él. He de destacar el amable trato que me ha dispensado cada vez que nos reuníamos, cada vez que clarificaba mis dudas y cada vez que me mostraba nuevas vías por donde continuar investigando cuando las actuales fallaban. Él ha sido imprescindible para que me sienta muy satisfecho del resultado final de esta tesis y, en general, de todo el periodo pre-doctoral.

Por supuesto, quiero agradecer a mi familia, Javier, Mari Carmen e Iñaki su apoyo incondicional para que terminase esta tesis y la tranquilidad que da saber que siempre están ahí, dispuestos a ayudar. Realizar esta tesis también habría sido muy duro sin mi novia Lucía, que hacía menos malos los peores días de la etapa del doctorado y es una fuente de motivación y fuerza para mí en todos los aspectos. Además, Juan Pedro y Lucía M. me han ayudado en todo lo que han podido en todo momento.

Quiero agradecer con cariño a mis compañeros del ICITECH por su ayuda: Carlos, Alberto, Juanan, Moises, Jaime, Agustín, Lucía, José, Manolo y muchos más. Entre todos nos hemos ayudado en la parte técnica y en la humana en “las conversaciones del ascensor” las cuales son más importantes de lo que parecen. También agradezco a Lino que me haya hecho fácil y agradable el tiempo que estuve en el laboratorio, a Tirso por enseñarme mucho y a Luis, mi primer profesor de matemáticas. Asimismo, agradezco a Vicente, Ángel y Carlos haberme dado facilidades para terminar esta tesis doctoral.

El ministerio de Economía, Industria y Competitividad también recibe mi agradecimiento por brindar la financiación necesaria con el proyecto BIA2012-32645. También el ministerio de Educación, Cultura y Deporte por otorgarme la beca FPU-2012.

RESUMEN

La capacidad de deformación de las estructuras depende del comportamiento de las rótulas plásticas. Para mejorar dicho comportamiento en estructuras de hormigón armado, en la literatura técnica se propone utilizar hormigón con fibras de acero en su masa, hormigón de muy altas prestaciones o sustituir en la zona crítica de la estructura las armaduras de acero por barras de aleación con memoria de forma y superelasticidad (en adelante SMA) entre otras soluciones.

Sin embargo, la capacidad de deformación de las rótulas está condicionada por el pandeo de la armadura comprimida, lo que supone una disminución drástica de la capacidad resistente y de la ductilidad. Este fenómeno se produce porque el recubrimiento del hormigón salta o se degrada, o por una insuficiente disposición de armadura transversal.

En las normativas de diseño se proponen requisitos acerca del diámetro y de la separación de la armadura transversal para asegurar la capacidad resistente o la deformación de la rótula sin que las armaduras comprimidas pandeen. Sin embargo, dichas expresiones no son válidas en elementos comprimidos fabricados con nuevos materiales (hormigón con fibras en su masa, hormigones de muy altas prestaciones o barras de SMA).

En esta tesis doctoral se analiza el comportamiento de barras comprimidas, de acero o de SMA en base NiTi, en elementos fabricados con hormigones convencionales, de alta resistencia o de muy altas prestaciones, con o sin fibras en su masa.

A tal efecto, se ha ejecutado un programa experimental para estudiar la inestabilidad local de las barras comprimidas (acero y NiTi) en elementos de hormigón. Se han analizado un total de 32 soportes sometidos a una sollicitación de flexo-compresión.

Se ha propuesto un modelo analítico para determinar la tensión y la longitud crítica de pandeo de barras comprimidas en elementos de hormigón. Este modelo ha sido calibrado con los ensayos experimentales.

Se ha realizado un estudio experimental y numérico para analizar el comportamiento de las barras de NiTi como barras aisladas. Se ha propuesto un modelo analítico para calcular la relación tensión – deformación de barras comprimidas que incluye el efecto del pandeo. Este modelo ha sido verificado tanto con los resultados experimentales como numéricos.

Finalmente, se ha propuesto una expresión para el cálculo de la separación máxima de la armadura transversal en función de la tensión límite requerida, tanto para barras de acero como de SMA. Para la definición de dicha tensión se proponen dos criterios: uno basado en tensiones y otro en deformaciones. En el caso de hormigón sin fibras, la expresión propuesta se ha comparado con la normativa actual.

RESUM

La capacitat de deformació de les estructures depèn del comportament de les ròtules plàstiques. Per a millorar dit comportament en estructures de formigó armat, en la literatura tècnica es proposa utilitzar formigó amb fibres d'acer en la seua massa, formigó de molt altes prestacions o substituir en la zona crítica de l'estructura les armadures d'acer per barres d'aliatge amb memòria de forma i superelasticitat (d'ara endavant SMA) entre d'altres solucions.

No obstant això, la capacitat de deformació de les ròtules està condicionada pel vincament de l'armadura comprimida, la qual cosa suposa una disminució dràstica de la capacitat resistent i de la ductilitat. Este fenomen es produeix perquè el recobriment del formigó salta o es degrada, o per una insuficient disposició de l'armadura transversal.

En les normatives de disseny es proposen requisits quant al diàmetre i a la separació de l'armadura transversal per assegurar la capacitat resistent o la deformació de la ròtula sense que les armadures comprimides vincen. No obstant això, estes expressions no son vàlides en elements comprimits fabricats amb nous materials (formigó amb fibres en la seua massa, formigons de molt altes prestacions o barres de SMA).

En esta tesis doctoral s'analitza el comportament de barres comprimides, d'acer o de SMA compost per NiTi, en elements fabricats amb formigons convencionals, d'alta resistència o de molt altes prestacions, amb o sense fibres en la seua massa.

A tal efecte, s'ha executat un programa experimental per estudiar la inestabilitat local de les barres comprimides (acer i NiTi) en elements de formigó. S'han analitzat un total de 32 soports sometos a una sollicitació de flexo-compresió.

S'ha proposat un model analític per determinar la tensió i longitud crítica de vincament de barres comprimides en elements de formigó. Este model ha sigut calibrat amb els assajos experimentals.

S'ha realitzat un estudi experimental i numéric per analitzar el comportament de les barres de NiTi com barres aïllades. S'ha proposat un model analític per calcular la relació tensió-deformació de barres comprimides que inclou l'efecte del vincament. Este model ha sigut verificat tant amb els resultats experimentals com numèrics.

Finalment, s'ha proposat una expressió per al càlcul de la separació màxima de l'armadura transversal en funció de la tensió límit requerida., tant per a barres d'acer com de SMA. Per a la definició de dita tensió es proposen dos criteris: uno basat en tensions i l'altre en deformacions. En el cas del formigó amb fibres, l'expressió proposada s'ha comparat amb la normativa actual.

ABSTRACT

The strain capacity of structures depends on the plastic hinge behaviour. There are different proposals in the scientific literature in order to improve this behaviour in reinforced concrete structures such as the following ones: proposals include the use of fiber reinforced concrete, very high performance concrete or replacing in the critical structure zone, the steel reinforcement with shape memory alloy and superelasticity bars (from this point forward SMA), among other solutions.

However, the strain capacity of hinges is dependent on the compressed reinforcement buckling, which means a drastic diminishing in the bearing capacity and ductility. This phenomenon happens due to the cover spalling or degradation, or due to an insufficient transverse reinforcement arrangement.

The design codes propose requirements related to the diameter of longitudinal bars and to the transverse reinforcement separation to assure the bearing capacity or to assure the hinge rotation without the compressed reinforcements buckle. Nevertheless, the aforementioned requirements are not valid in compressed elements made of new materials (fiber reinforced concrete, very high performance concrete or SMA bars).

This doctoral thesis analyzes the compressed steel or NiTi - SMA bars behaviour in elements made of conventional, high strength or very high performance concrete, with or without fibres.

Therefore, an experimental research has been carried out to study the local instability of the compressed bars (steel and NITI) in concrete elements. 32 columns subject to a bending-compression load have been analyzed.

An analytic model has been proposed to analyze the buckling critical stress and length in the compressed bars in concrete elements. This model has been calibrated based on experimental tests.

It has been performed an experimental and numerical research to analyze the behaviour of the NITI bars as isolated bars. It has been proposed an analytic model to calculate the relationship stress-strain of the compressed bars that includes the buckling effect. This model has been verified by both experimental and numerical results.

Finally, it has been proposed an expression to calculate the maximum separation of the transverse reinforcement according to the required limited stress, for both steel and SMA bars. In order to define that stress, two criteria have been proposed: one of them is based on stresses and the other one on strains. With respect to the concrete without fibres case, the proposed expression has been compared with the current code.

ÍNDICE GENERAL

I.	INTRODUCCIÓN.....	I-1
I.1	MOTIVACIÓN DE LA INVESTIGACIÓN	I-1
I.2	OBJETIVO GENERAL.....	I-3
I.3	ESTRUCTURA DEL DOCUMENTO.....	I-4
II.	ESTADO DEL CONOCIMIENTO	II-1
II.1	INTRODUCCIÓN.....	II-1
II.2	COMPORTAMIENTO DE LAS BARRAS DE ALEACIÓN CON MEMORIA DE FORMA.....	II-3
II.2.1	SMA's comúnmente utilizados	II-4
II.2.2	Propiedades del NiTi	II-6
II.3	HORMIGONES REFORZADOS CON FIBRAS DE ACERO	II-10
II.3.1	Consideraciones generales.....	II-10
II.3.2	Materiales y proporciones.....	II-12
II.3.3	Propiedades mecánicas.....	II-13
II.4	INESTABILIDAD DE LAS BARRAS COMPRIMIDAS.....	II-17
II.4.1	Modelos analíticos para determinar el inicio del pandeo de armaduras de acero en elementos de hormigón	II-17
II.4.2	Modelos constitutivos del acero incluyendo pandeo y comportamiento post-pandeo	II-34
II.4.3	Ensayos experimentales	II-45
II.5	RECOMENDACIONES DE DISEÑO.....	II-48
III.	PLANTEAMIENTO DE LA INVESTIGACIÓN	III-1
III.1	ANÁLISIS DEL ESTADO ACTUAL DEL CONOCIMIENTO	III-1
III.2	PLANTEAMIENTO DE OBJETIVOS	III-3
III.3	METODOLOGÍA	III-4
IV.	ESTUDIO EXPERIMENTAL DE LA INESTABILIDAD DE LAS BARRAS EN ELEMENTOS DE HORMIGÓN	IV-1
IV.1	INTRODUCCIÓN.....	IV-1
IV.2	PROGRAMA EXPERIMENTAL.....	IV-1
IV.3	CARACTERÍSTICAS DE LOS MATERIALES	IV-8
IV.4	INSTRUMENTACIÓN	IV-15
IV.4.1	Instrumentación de la ferralla.....	IV-16
IV.4.2	Galgas extensiométricas de hormigón.....	IV-18
IV.4.3	Transductores de desplazamiento	IV-20
IV.4.4	Transductor de carga	IV-21
IV.4.5	Equipo de adquisición de datos	IV-22
IV.4.6	Cámara fotográfica:.....	IV-22
IV.5	CONFIGURACIÓN DEL ENSAYO	IV-23
IV.5.1	Condicionantes físicos	IV-23
IV.6	FASES DE LA EJECUCIÓN DEL EXPERIMENTO	IV-25
IV.6.1	Revisión y reconfiguración de la ferralla	IV-25
IV.6.2	Instrumentación de la ferralla.....	IV-25
IV.6.3	Preparación y montaje de encofrados	IV-25

IV.6.4	Colocación de la ferralla en los encofrados	IV-26
IV.6.5	Preparación del material para el amasado	IV-27
IV.6.6	Amasado del hormigón	IV-28
IV.6.7	Puesta en obra y curado del hormigón	IV-29
IV.6.8	Desencofrado	IV-30
IV.6.9	Preparación del elemento	IV-31
IV.6.10	Colocación del elemento en el pórtico	IV-32
IV.6.11	Instrumentación durante el ensayo	IV-33
IV.6.12	Ensayo	IV-33
IV.6.13	Gestión de residuos	IV-33
IV.7	OBSERVACIONES (PATRONES DE FISURACIÓN).....	IV-34
IV.8	RESULTADOS Y DISCUSIÓN	IV-36
IV.8.1	Resultados concernientes a la carga máxima y ductilidad	IV-36
IV.8.2	Resultados concernientes al pandeo de las armaduras	IV-44
V.	MODELO ANALÍTICO PARA EL CÁLCULO DE LA CARGA CRÍTICA DE PANDEO DE BARRAS EN ELEMENTOS DE HORMIGÓN	V-1
V.1	PROPUESTA DE MODELO.....	V-1
V.1.1	Descripción general del modelo.....	V-2
V.1.2	Ecuación de equilibrio	V-3
V.1.3	Resolución del problema.....	V-8
V.1.4	Rigidez de la armadura transversal	V-13
V.1.5	Comparación del modelo propuesto con otros modelos.....	V-13
V.2	CALIBRACIÓN DEL MODELO ANALÍTICO CON LOS RESULTADOS EXPERIMENTALES	V-15
V.3	PROCEDIMIENTO PARA LA VALIDACIÓN DEL MODELO CON LOS RESULTADOS EXPERIMENTALES.....	V-18
V.3.1	Determinación de la carga de pandeo en barras de acero	V-18
V.3.2	Validación del modelo con resultados experimentales para barras de acero.....	V-21
V.3.3	Procedimiento y validación del modelo en barras de NiTi	V-21
VI.	ANÁLISIS DEL COMPORTAMIENTO POST-PANDEO DE BARRAS DE SMA AISLADAS	VI-1
VI.1	INTRODUCCIÓN	VI-1
VI.2	ESTUDIO EXPERIMENTAL.....	VI-1
VI.2.1	Propiedades de los materiales.....	VI-2
VI.2.2	Configuración del ensayo.....	VI-3
VI.2.3	Discusión de los resultados experimentales	VI-5
VI.3	SIMULACIÓN NUMÉRICA	VI-9
VI.3.1	Descripción del modelo numérico	VI-10
VI.3.2	Modelos constitutivos del material	VI-11
VI.3.3	Calibración y contraste de resultados	VI-12
VI.3.4	Estudio paramétrico	VI-15
VII.	MODELO ANALÍTICO PARA EL CÁLCULO DEL COMPORTAMIENTO POST-PANDEO DE BARRAS AISLADAS	VII-1
VII.1	INTRODUCCIÓN	VII-1
VII.2	MODELO ANALÍTICO	VII-1
VII.3	RESOLUCIÓN DEL PROBLEMA.....	VII-5
VII.4	VALIDACIÓN DEL MODELO	VII-8

VIII.	RECOMENDACIONES DE DISEÑO PARA LA SEPARACIÓN DE LA ARMADURA TRANSVERSAL.....	VIII-1
VIII.1	INTRODUCCIÓN.....	VIII-1
VIII.2	APLICACIÓN GENERAL DEL MODELO ANALÍTICO PARA EL CÁLCULO DE LA CARGA CRÍTICA DE PANDEO EN BARRAS COMPRIMIDAS EN ELEMENTOS DE HORMIGÓN.....	VIII-2
VIII.2.1	Determinación de la rigidez αc y de la deformación máxima que garantiza dicha αc	VIII-2
VIII.2.2	Simplificación de la línea crítica de pandeo	VIII-5
VIII.2.3	Cálculo simplificado del módulo reducido E_r	VIII-8
VIII.3	RECOMENDACIÓN DE DISEÑO PARA HORMIGÓN SIN FIBRAS	VIII-10
VIII.3.1	Criterios de diseño para la separación de la armadura transversal.....	VIII-10
VIII.3.2	Comparación con la normativa existente	VIII-18
VIII.3.3	Separación de armadura transversal para barras SMA y hormigón sin fibras.....	VIII-20
VIII.4	RECOMENDACIÓN DE DISEÑO PARA HORMIGÓN CON FIBRAS	VIII-20
VIII.4.1	Criterio para el cálculo de c_c para barras de acero	VIII-21
VIII.4.2	Cálculo de c_c para barras de SMA.....	VIII-23
IX.	CONCLUSIONES Y FUTURAS LÍNEAS DE INVESTIGACIÓN	IX-1
IX.1	SÍNTESIS.....	IX-1
IX.2	CONCLUSIONES.....	IX-3
IX.3	FUTURAS LÍNEAS DE INVESTIGACIÓN.....	IX-8
X.	REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS	X-1
X.1	REFERENCIAS	X-1

ANEJOS:

ANEJO A: Ensayos de soportes para el estudio del pandeo local de las armaduras comprimidas

ANEJO B: Planos

ANEJO C: Ensayos de barras aisladas de acero

ÍNDICE DE TABLAS

Tabla II-1 Propiedades del SMA-NiTi respecto al acero	II-9
Tabla II-2 Proporciones de los componentes para la fabricación de hormigones con fibras metálicas (Mármol P. (2010) [69])	II-12
Tabla II-3 Parámetros de la ecuación constitutiva basada en la propuesta por Popovics (1973) [80]	II-15
Tabla II-4 Autores que estudian el pandeo local de armaduras pasivas comprimidas en elementos de hormigón	II-18
Tabla II-5 Rigidez requerida de la armadura transversal para diferentes modos de pandeo (Dhakal y Maekawa (2002c) [83])	II-29
Tabla IV-1 Disposiciones constructivas de la armadura transversal según los códigos.....	IV-4
Tabla IV-2: Programa experimental. Características del Hormigón	IV-7
Tabla IV-3: Resultados de la campaña experimental.....	IV-43
Tabla V-1: Resultados de la campaña experimental y comparación con el modelo propuesto	V-20
Tabla VI-1: Especímenes ensayados	VI-5
Tabla VI-2: Comparación tensión crítica de Euler y experimental. Deformaciones residuales experimentales.....	VI-9
Tabla VI-3: Valores de los parámetros utilizados en el estudio paramétrico.....	VI-16
Tabla VIII-1 Aproximación del módulo reducido para un módulo Eh en tracción nulo	VIII-9
Tabla VIII-2 Limitaciones de separación de la armadura transversal según los códigos	VIII-18
Tabla VIII-3 Determinación de las rigideces α_c y α_s para barras de acero	VIII-21
Tabla VIII-4 Determinación de las rigideces α_c y α_s para armaduras de SMA	VIII-23

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura I.1 Pandeo en la armadura comprimida	I-2
Figura II.1: Relación tridimensional tensión, deformación, temperatura del comportamiento mecánico del NiTi [34]	II-4
Figura II.2 Resultados de ensayos cíclicos a tracción de alambres de Niti (Malecot et al., 2006) [47]	II-7
Figura II.3 Comparación del comportamiento tensión – deformación entre una barra de SMA y una barra de acero (a) En tracción (b) En compresión [elaboración propia]	II-9
Figura II.4 Hormigones reforzados con fibras. Características mecánicas y de ductilidad. Japan Society of Civil Engineers (2008) [67]	II-11
Figura II.5 Cosido de las fisuras por las fibras	II-13
Figura II.6 Diagramas tensión-deformación trilineal en tracción: (a) EHE-08 [7]; (b) Campione y Mangiavillano (2008) [72]	II-14
Figura II.7 Diagramas tensión-deformación para hormigones de altas prestaciones con resistencias superiores a los 100 MPa, Japan Society of Civil Engineers (2008) [67]	II-14
Figura II.8 Diagramas tensión-deformación en compresión para hormigón de resistencia convencional (C), de alta resistencia (HSC) y de ultra altas prestaciones (HHPFRC) (Spasojevic (2008) [74])	II-16
Figura II.9 Deformadas de pandeo teóricas (a) Modo 1 (b) Modo 2 (Bresler and Gilbert (1961) [86])	II-18
Figura II.10 Deformada de pandeo idealizada (Scribner (1986) [87])	II-20
Figura II.11 Deformadas de pandeo teóricas (a) Modo 1 (b) Modo 2 (Scribner (1986) [87])	II-21
Figura II.12 Modelo de análisis simplificado por simetría (a) Estribos pares (b) Estribos impares (Papia et al. (1988) [82])	II-22
Figura II.13 Curva $C_c - \gamma$ (Papia et al. (1988) [82])	II-24
Figura II.14 Esquema de equilibrio de la barra pandeada (Pantazopoulou (1998) [88])	II-25
Figura II.15 Modelización del problema según Dhakal y Maekawa (2002c) [83]	II-27
Figura II.16 Contribución del recubrimiento de hormigón con fibras frente al pandeo (Dhakal (2006) [84])	II-30
Figura II.17 Modelización Taalat y Mosalam (2007) [89]	II-30

Figura II.18 Inicio del pandeo (Taalat y Mosalam (2007) [89])	II-32
Figura II.19 Variación de la tensión crítica con s_t/L_{cr} (Campione (2011) [85])	II-34
Figura II.20 Modelo de Gomes y Appleton (1997) [93]	II-34
Figura II.21 Modelo de Dhakal y Maekawa (2002) [94]. Modelo esquemático para (a) Carga monotónica (b) Carga cíclica	II-35
Figura II.22 Modelo de Gomes y Appleton (1997) [93]	II-35
Figura II.23 Distribución de tensiones plásticas en una sección circular (Gomes y Appleton (1997) [93]).....	II-37
Figura II.24 Relaciones tensión-deformación: (a) elastoplástica; (b) pandeo asumiendo M independiente de N; (c) pandeo considerando la intreacción M, N (Gomes y Appleton (1997) [93])	II-37
Figura II.25 Relación tensión – deformación de barras de acero incluyendo pandeo (Dhakal y Maekawa (2002) [94])	II-39
Figura II.26 Resultados de la aplicación del modelo para un ejemplo concreto (Dhakal y Maekawa (2002) [94])	II-40
Figura II.27 Modelo de pandeo de Massone y Moroder (2009) [95]	II-40
Figura II.28 Modelo de pandeo de rótula plástica con imperfección inicial simplificado (Massone y Moroder (2009) [95])	II-41
Figura II.29 Modelo de pandeo: (a) Condición inicial, (b) modelización con axil pero sin pandeo, (c) modelización con axil con pandeo (Massone y López (2014) [96]).....	II-43
Figura II.30 Esquema de la barra pandeada: (a) N par, (b) N impar (Massone y López (2014) [96])	II-44
Figura II.31 Elección de la longitud de pandeo: (a) mínima tensión pico, (b) mínima tensión pico post-pandeo (Massone y López (2014) [96])	II-45
Figura II.32 Resultados de los ensayos de compresión de Rahman et al. (2001) [121]	II-47
Figura II.33 Ejemplo para la determinación de hx (se tomará el mayor valor de x_i)	II-50
Figura IV.1: Detalles y disposición de los especímenes: (a) Configuración exterior de los ensayos, (b) esquema de armado (cotas en mm).....	IV-2
Figura IV.2: Especímen correspondiente a la SERIE 1 - 3.....	IV-5
Figura IV.3: Especímen correspondiente a la SERIE 4 y 5.....	IV-6

Figura IV.4: Curva granulométrica del hormigón de resistencia normal predosificado	IV-8
Figura IV.5: LOTE 1.Propiedades mecánicas de las armaduras: (a) Comportamiento tensión-deformación de las armaduras (en tracción) (b) Curva constitutiva en tracción y en compresión de las armaduras longitudinales de diámetro 12 mm.....	IV-11
Figura IV.6: LOTE 2.Propiedades mecánicas de las armaduras: (a) Comportamiento tensión-deformación de las armaduras (en tracción) (b) Curva constitutiva en tracción y en compresión de las armaduras longitudinales de diámetro 12 mm.....	IV-12
Figura IV.7: LOTE 3.Propiedades mecánicas de las armaduras: (a) Comportamiento tensión-deformación de las armaduras (en tracción) (b) Curva constitutiva en tracción y en compresión de las armaduras longitudinales de diámetro 12 mm.....	IV-13
Figura IV.8: Ensayo de calorimetría diferencia de barrido (DSC) obtenida de acuerdo con la norma ASTM F2004-05 (2010) [135]: (a) tamaño de las muestras (b) resultados obtenidos.....	IV-14
Figura IV.9: Ensayo de la barra NiTi (a) Tracción (b) Compresión	IV-15
Figura IV.10: Propiedades mecánicas de la barra de NiTi.....	IV-15
Figura IV.11: Disposición de las galgas de acero y de hormigón en una sección transversal ...	IV-16
Figura IV.12: Metodología propuesta para la detección del pandeo en la barra comprimida...	IV-17
Figura IV.13: Zona pulida.....	IV-18
Figura IV.14: Fijación de la galga.....	IV-18
Figura IV.15: Aplicación del adhesivo	IV-18
Figura IV.16: Protector de galgas	IV-18
Figura IV.17: Galga protegida.....	IV-18
Figura IV.18: Galga sujeta	IV-18
Figura IV.19: Galgas etiquetadas.....	IV-18
Figura IV.20: Embolsado de galgas	IV-18
Figura IV.21: Posición de las galgas	IV-19
Figura IV.22: Adhesivo.....	IV-19
Figura IV.23: Dosificación el adhesivo	IV-19
Figura IV.24: Vertido del catalizador	IV-19
Figura IV.25: Mezcla del adhesivo	IV-20
Figura IV.26: Vertido del adhesivo	IV-20

Figura IV.27: Presión de la galga.....	IV-20
Figura IV.28: Galga pegada.....	IV-20
Figura IV.29: Transductores de desplazamiento.....	IV-20
Figura IV.30: Artilugio inicial para sostener los captadores.....	IV-21
Figura IV.31: Transductor de carga.....	IV-21
Figura IV.32: Conexión del transductor.....	IV-21
Figura IV.33: Toma de zeros y marcha.....	IV-22
Figura IV.34: Graficas de seguimiento.....	IV-22
Figura IV.35: Cámara fotográfica.....	IV-22
Figura IV.36: Montaje del soporte gráfico.....	IV-22
Figura IV.37: Pórtico de ensayo.....	IV-23
Figura IV.38: Gato hidráulico.....	IV-23
Figura IV.39: Placas de apoyo inferior y superior.....	IV-23
Figura IV.40: Disposición del ensayo.....	IV-23
Figura IV.41: Plancha de encofrar.....	IV-24
Figura IV.42: Turbo mezcladora de eje vertical.....	IV-24
Figura IV.43: Puente-grúa.....	IV-25
Figura IV.44: Ferralla aún sin modificar con todos los estribos.....	IV-25
Figura IV.45: Encofrado preparado.....	IV-26
Figura IV.46: Puesta de desencofrante final.....	IV-26
Figura IV.47: Colocación de los separadores.....	IV-26
Figura IV.48: Comprobando el recubrimiento.....	IV-26
Figura IV.49: Ferralla preparada.....	IV-27
Figura IV.50: Probetas de control.....	IV-27
Figura IV.51: Material preparado para el caso de hormigón de resistencia normal.....	IV-28
Figura IV.52: Vertido del cemento.....	IV-29
Figura IV.53: Vertido del agua.....	IV-29
Figura IV.54: Aspecto del hormigón previamente al vertido de fibras.....	IV-29
Figura IV.55: Vertido de fibras.....	IV-29

Figura IV.56: Preparación ensayo de escurrimiento	IV-29
Figura IV.57: Medición del diámetro del círculo de hormigón	IV-29
Figura IV.58: Vertido en cubilote	IV-30
Figura IV.59: Transporte del cubilote	IV-30
Figura IV.60: Llenado del encofrado	IV-30
Figura IV.61: Finalización del hormigonado	IV-30
Figura IV.62: Probetas de control	IV-30
Figura IV.63: Curado de las piezas	IV-30
Figura IV.64: Elemento desencofrado	IV-31
Figura IV.65: Placas de acero	IV-31
Figura IV.66: Apoyos	IV-31
Figura IV.67: Preparando el elemento	IV-32
Figura IV.68: Placas atornilladas	IV-32
Figura IV.69: Tornillo Ø10mm L100mm Broca Ø12mm	IV-32
Figura IV.70: Posicionando el elemento	IV-33
Figura IV.71: Contenedores para residuos	IV-34
Figura IV.72: Ejemplos de estado de los especímenes tras el ensayo.	IV-35
Figura IV.73: SERIE 1. Resultados experimentales de los especímenes fabricados con hormigón convencional y barras de acero. (a) Axil reducido –deformación en la armadura comprimida (b) Axil reducido – desplazamiento relativo en centro luz	IV-37
Figura IV.74: SERIE 2. Resultados experimentales de los especímenes fabricados con hormigón de alta resistencia y barras de acero. (a) Axil reducido –deformación en la armadura comprimida (b) Axil reducido – desplazamiento relativo en centro luz	IV-38
Figura IV.75: SERIE 3. Resultados experimentales de los especímenes fabricados con hormigón de muy altas prestaciones y barras de acero. (a) Axil reducido –deformación en la armadura comprimida (b) Axil reducido – desplazamiento relativo en centro luz.....	IV-39
Figura IV.76: SERIE 4 y 5. Resultados experimentales de los especímenes fabricados con barras de NiTi. (a) Axil reducido –deformación en la armadura comprimida (b) Axil reducido – desplazamiento relativo en centro luz.....	IV-40
Figura IV.77 Comparación entre especímenes con barras de acero y con barras de NiTi	IV-44

Figura IV.78 Ejemplo de comparación entre la deformación de la barra comprimida y la deformación en la armadura transversal (espécimen C80F40S05T2).....	IV-46
Figura V.1: Modelo de análisis: (a) Número par de armaduras transversales: j entre 0 y $2n$, (b) Número impar de armaduras transversales: j entre 0 y $2n-1$	V-2
Figura V.2: Situación de inestabilidad en la barra: (a) Diagrama tensión-deformación, (b) Diagrama de deformaciones y de tensiones en la sección transversal de la barra comprimida.....	V-4
Figura V.3: Simplificación por simetría del problema: (a) Número par n_0 de armaduras transversales, (b) Número impar n_0 de armaduras transversales	V-5
Figura V.4: Organigrama para resolver el sistema de ecuaciones diferenciales en la posición deformada.....	V-10
Figura V.5: Ábaco para la determinación de la carga crítica de pandeo : (a) $\gamma \leq 100$; (b) $\gamma \geq 100$	V-11
Figura V.6: Longitudes efectivas de estribos bajo configuraciones habituales	V-14
Figura V.7: Gráfica tensión crítica-separación entre estribos empleando varios métodos.....	V-15
Figura V.8: Deformación en la armadura comprimida vs $f_{R,1}$ (izquierda); α_c vs $f_{R,1}$	V-17
Figura V.9: Esquema de obtención de α_s y α_c	V-23
Figura V.10: División del recubrimiento en numerosas zonas	V-23
Figura VI.1: Diagrama tensión – deformación de las barras SMA tipo NiTi en tracción (—) y en compresión (- - -)	VI-2
Figura VI.2: Resultados del ensayo de calorimetría diferencia de barrido (DSC)	VI-3
Figura VI.3: Configuración del ensayo	VI-4
Figura VI.4: Comportamiento post-pandeo de la barra de SMA	VI-5
Figura VI.5: Resultados de tensión crítica de pandeo en relación con la esbeltez L/k de las barras de acero: resultados experimentales (•), curva de diseño CRC (—) y resultados del modelo de elementos finitos (-x-)	VI-6
Figura VI.6: Relación de barras de acero ensayadas	VI-6
Figura VI.7: Resultados experimentales para varias esbelteces L/k de barras de NiTi: (a) Carga (kN) – desplazamiento (mm); (b) Tensión (MPa) – Deformación (%).....	VI-8
Figura VI.8: Influencia del tamaño del elemento finito en la respuesta tensión-deformación de barra de NiTi comprimidas: (a) longitud de barra de 100 mm; (b) longitud de barra de 500 mm	VI-10

Figura VI.9: Condiciones de contorno aplicadas a la barra.....	VI-11
Figura VI.10: Curvas tensión – deformación de las barras de NiTi obtenidas de los ensayos de caracterización (—) y desde Abaqus (- - -): (a) tracción; (b) compresión	VI-12
Figura VI.11: Modelo de material para barras de SMA propuesta en Abaqus [144]	VI-13
Figura VI.12: Contraste del modelo numérico con los resultados experimentales. Curva carga – desplazamiento correspondiente a los datos experimentales de las barras de NiTi (—) Vs resultados obtenidos con el modelo de elementos finitos en ABAQUS (- - -)	VI-14
Figura VI.13: Distribución de tensiones normales en una barra de NiTi	VI-14
Figura VI.14: Resultados del estudio paramétrico	VI-18
Figura VII.1: Ejes y nomenclatura de referencia de la barra en su posición deformada	VII-2
Figura VII.2: Sección y plano de deformaciones de la barra para una coordenada x	VII-3
Figura VII.3: Acortamiento diferencial de la barra debido a la flexión (rb)	VII-5
Figura VII.4: Organigrama de resolución del modelo analítico.....	VII-7
Figura VII.5: Comparación del modelo propuesto (- - -) con los resultados del estudio paramétrico (—).....	VII-9
Figura VII.6: Comparación del modelo propuesto (- - -) con los resultados experimentales (—)	VII-10
Figura VIII.1 Determinación de la rigidez del recubrimiento α_c en función de la calidad del acero	VIII-3
Figura VIII.2 Cálculo de la tensión crítica ($\eta < 1$) para aceros de menor calidad que el de referencia.....	VIII-5
Figura VIII.3 Cálculo de la tensión crítica $\eta < 1$ para aceros de mayor calidad que el de referencia: (a) Material con bajo módulo plástico (b) Material con alto módulo plástico	VIII-6
Figura VIII.4 Aproximación de la línea crítica (a) Pandeo por ineficacia del recubrimiento (b) Pandeo por plastificación de la armadura transversal	VIII-8
Figura VIII.5 Aproximación del módulo reducido para un módulo Eh en tracción nulo y Es igual a 180000 MPa: Papia et al. (1988) [82] (■) Regresión lineal (—) Aproximación propuesta (- - -)	VIII-10
Figura VIII.6 Aplicación del modelo para hormigones sin fibras en su masa	VIII-11

Figura VIII.7 Cálculo de la separación de la armadura transversal en elementos sin fibras de acero (a) Armadura transversal sin plastificar (b) Armadura transversal plastificada	VIII-15
Figura VIII.8 Cálculo de la separación de la armadura transversal. Propuesta de definición de la tensión límite σ_{lim} para $\varepsilon_{Lu} = \varepsilon_{L,wy}$	VIII-16
Figura VIII.9 Ejemplo de separación mínima requerida para E_r (plástico) – acero: (a) $f_y, c= 400$, (b) $f_y, c= 500$, (c) $f_y, c= 600$. α_s en MN/m.....	VIII-17
Figura VIII.10 Ejemplo de separación mínima requerida para $E_r = E_s$ (elástico) – acero. α_s en MN/m	VIII-18
Figura VIII.11 Separación de la armadura transversal. Comparación entre normativas	VIII-19
Figura VIII.12 Cálculo de la separación de la armadura transversal en elementos con fibras de acero para $\varepsilon_{crit,\eta \leq 1} > \varepsilon_{L,wy}$	VIII-22
Figura VIII.13 Cálculo de la separación de la armadura transversal en elementos con fibras de acero para $\varepsilon_{crit,\eta \leq 1} < \varepsilon_{L,wy}$ (a) $\varepsilon_{Lu} = \varepsilon_{crit,\eta \leq 1}$ (b) $\varepsilon_{Lu} = \varepsilon_{L,wy}$	VIII-22
Figura VIII.14 Intersección de la línea de tensión crítica – deformación de la barra de SMA con la relación tensión – deformación del SMA por debajo del límite elástico del acero de referencia (545 MPa)	VIII-25
Figura VIII.15 Intersección de la línea de tensión crítica – deformación de la barra de SMA con la relación tensión – deformación del SMA por encima del límite elástico del acero de referencia (545 MPa)	VIII-25

Capítulo I. Introducción

1.1 Motivación de la investigación

El sismo es un fenómeno natural que por su gran poder devastador siempre ha preocupado a la humanidad. Cuando se produce un episodio sísmico se generan vibraciones en el terreno, que transmiten unas fuerzas horizontales a las estructuras y, por ende, a los elementos que las componen, dando lugar a esfuerzos que pueden alcanzar el agotamiento de las mismas. Un correcto diseño sísmico permite garantizar que la estructura no colapse, intentando evitar pérdidas de vidas humanas y disminuir el impacto económico producido por el siniestro.

En las últimas décadas han ocurrido importantes episodios sísmicos como son los de Italia (2016), Nepal (2015), China (2014), Filipinas (2013), Pakistán (2013), Irán (2012), Turquía (2011), Japón (2011), Lorca (2011), Haití (2010), L'Aquila (2009), China (2008), entre otros. Esto ha llevado a la comunidad científica a incrementar su interés en el estudio y mejora de los diseños sísmicos actuales, así como a la optimización y prestaciones de los materiales utilizados en las construcciones en zona sísmica.

Así, se concedió el proyecto BIA2012-32645 dentro del cual se enmarca esta tesis doctoral. En dicho proyecto el objetivo era analizar estrategias para mejorar la ductilidad entre elementos prefabricados de hormigón armado. Para ello, la intención era utilizar nuevos materiales, tanto en las armaduras como en el hormigón. Sin embargo, en anteriores proyectos de investigación, los cuales también versaban sobre la ductilidad de elementos de hormigón, se observó que la capacidad de deformación de los soportes estaba condicionada en muchas ocasiones por el pandeo de las armaduras comprimidas. En la Figura I.1 se muestra el pandeo de la armadura en un ensayo experimental de un proyecto previo (una vez arrancado el recubrimiento para poder ver la armadura). Por lo tanto, el objetivo del proyecto de investigación BIA2012-32645 de mejorar la ductilidad de elementos prefabricados de hormigón, se ve supeditado al pandeo de las armaduras comprimidas.



Figura I.1 Pandeo en la armadura comprimida

Existen recientes estudios acerca de la posibilidad de sustituir en las zonas críticas de la estructura las barras longitudinales de acero convencional por barras de aleación con memoria de forma y superelasticidad (SMA) con la finalidad de reducir los desplazamientos residuales así como disponer de un elemento disipador de energía (Saiidi et al. (2014) [5], Bonet et al. (2016) [6]). Por esta razón se escogió el SMA como un nuevo material para utilizarlo como armadura. Sin embargo, el módulo de elasticidad de este material es aproximadamente entre 3 y 4 veces inferior al del acero convencional (entre 40000 y 60000 MPa) y su comportamiento tensión – deformación difiere notablemente del acero convencional. En consecuencia, las recomendaciones acerca de la disposición de la armadura transversal para prevenir el pandeo propuestas en las normativas, no son válidas para este tipo de barras, ya que las normativas proponen disposiciones válidas únicamente para armaduras de acero.

No obstante, se ha constatado, tanto en los resultados propios como en otros autores (Caballero et al. (2012) [1], Caballero et al. (2013) [2], Paultre et al. (2010) [3], Campione (2010) [4]), que la existencia de fibras de acero en el hormigón retrasa tanto el salto del recubrimiento como el pandeo de las armaduras comprimidas. Con lo cual, si se emplea como otro nuevo material un hormigón con alto contenido de fibras, se podría retrasar el pandeo lo suficiente como para que no sea una limitación para dotar de alta ductilidad los elementos de hormigón. Sin embargo, nuevamente la normativa existente no ofrece recomendaciones de diseño para evitar el pandeo cuando se utiliza hormigón reforzado con fibras de acero en su masa.

En la literatura técnica existen numerosos estudios acerca del pandeo de la armadura comprimida de acero como elemento aislado, modelos constitutivos post-pandeo para la armadura de acero así como distintos métodos para calcular la carga crítica de pandeo de la armadura comprimida de acero en elementos de hormigón convencional. Sin embargo, no se han realizado estudios experimentales específicos del pandeo de la armadura comprimida en elementos de hormigón; los modelos analíticos para el cálculo de la tensión crítica de pandeo no son válidos para hormigón con fibras de acero en su masa; existen muy pocos ensayos experimentales acerca del comportamiento post-pandeo de las barras de SMA; no existe ningún modelo simplificado o aproximado que caracterice el comportamiento de las barras de SMA comprimidas; y las propuestas de disposición de armadura transversal existentes en las normativas no son válidas para elementos fabricados con nuevos materiales (hormigón con fibras de acero en su masa, hormigones de muy altas prestaciones o barras tipo SMA).

El vacío en el conocimiento anteriormente mostrado limita el empleo de nuevos materiales en las zonas críticas de estructuras sometidas a acciones sísmicas, tanto por la limitación en los modelos numéricos, en cuanto a que no pueden reproducir adecuadamente el comportamiento post-pandeo de las barras comprimidas, como por la inexistencia de reglas de diseño para evitar el pandeo de las barras comprimidas en función de la prestación requerida.

1.2 Objetivo General

El objetivo general de esta tesis doctoral es analizar el comportamiento de barras comprimidas, de acero o de SMA-NiTi, en elementos fabricados con hormigones convencionales, de alta resistencia y de muy altas prestaciones con o sin fibras de acero en su masa con carga monótonamente creciente. Analizar el comportamiento de barras comprimidas supone, por una parte, conocer la tensión o deformación de pandeo de las armaduras (acero o NiTi) de un elemento de hormigón (con o sin fibras y con un alto rango de resistencias) para evitar el pandeo. Con este

conocimiento, se pueden proponer recomendaciones de diseño para evitar el pandeo de armaduras de acero y de SMA con cualquier tipo de hormigón. Por otra parte, analizar el comportamiento de barras comprimidas supone conocer la respuesta de las barras de acero y de SMA- NiTi cuando el pandeo no se ha podido evitar; es decir, conocer el comportamiento post-pandeo. De esta forma, si el pandeo local de las armaduras es inevitable, se puede predecir el comportamiento de la estructura.

1.3 Estructura del Documento

Esta tesis doctoral ha sido organizada en diez capítulos. En el capítulo I se describen los antecedentes, la motivación de la tesis doctoral, se define el objetivo general y se describe la estructura del documento.

En el capítulo II, se realiza una revisión del estado del conocimiento centrándose en los nuevos materiales (hormigón con fibras, hormigón de muy altas prestaciones y SMA) y sobre todo, en los métodos analíticos para el cálculo de la tensión crítica de pandeo de las armaduras comprimidas en elementos de hormigón.

En el capítulo III se analiza el estado del conocimiento mostrado en el capítulo II, se justifican los objetivos y se describe la metodología empleada.

En el capítulo IV se describe el estudio experimental de la inestabilidad de barras comprimidas en elementos de hormigón realizado en esta tesis doctoral. Este capítulo consta de los siguientes apartados: descripción del programa experimental, características de los materiales, instrumentación, configuración del ensayo, observaciones y, por último, resultados y discusión.

En el capítulo V se propone un modelo analítico para el cálculo de la carga crítica de pandeo de barras comprimidas en elementos de hormigón basado en una formulación mixta de problema. Se realiza la propuesta del modelo, se calibra el modelo con los resultados experimentales procedentes del capítulo IV y finalmente se expone el procedimiento para la determinación de la carga crítica de las barras comprimidas en elementos de hormigón.

En el capítulo VI se analiza el comportamiento post-pandeo de la barra de NiTi comprimida, realizándose un estudio experimental y una simulación numérica con el objetivo de realizar un estudio paramétrico.

En el capítulo VII se propone un modelo analítico para el análisis del comportamiento de barras de NiTi sometidas a compresión que incluye el comportamiento post-pandeo.

En el capítulo VIII se proponen recomendaciones de diseño de la separación de la armadura transversal para contener el pandeo de las barras comprimidas en elementos de hormigón fabricados con nuevos materiales.

En el capítulo IX se resumen las principales conclusiones y se indican las futuras líneas de investigación.

Finalmente, en el capítulo X se muestra la relación de referencias bibliográficas de esta tesis doctoral.

Capítulo II.

Estado del Conocimiento

II.1 Introducción

La capacidad de las estructuras de hormigón para resistir fuertes terremotos depende principalmente de la formación de las rótulas plásticas y su capacidad de absorber y disipar energía sin significantes pérdidas de resistencia. En las distintas normativas, EHE-08 (2008) [7], EN 1998-1:2004 (2004) [8], EN 1992-1-1:2004 (2004) [9], EN 1998-2:2005 (2005) [10], ACI 318-14 (2014) [11] se contempla una cuantía geométrica de armadura transversal a disponer en las zonas críticas de la estructura susceptibles de albergar la rótula plástica. En general, esta cuantía es proporcional a la resistencia del hormigón y al nivel de axil aplicado, entre otros parámetros, e inversamente proporcional al límite elástico del acero. En el caso de niveles de axil importantes o soportes de alta resistencia puede suponer problemas de puesta en obra. Sin embargo, existen otras posibilidades para mejorar el comportamiento de las rótulas plásticas como la utilización de hormigones con fibras de acero en su masa (Caballero et al. (2012) [1], Caballero et al. (2013) [2], hormigón de muy altas prestaciones (Castro (2016) [12]) o sustituir las barras de acero convencional por barras de aleación con memoria de forma (Saiidi et al. (2014) [5]) o la utilización conjunta de ambos materiales (Bonet et al. (2016) [6]). En la actualidad, el incremento de la demanda de estos materiales está reduciendo su coste aunque lejos aún de los materiales convencionales.

El diseño sísmico de estructuras de hormigón busca plastificar la armadura con la finalidad de tener una adecuada capacidad de disipación de energía. En consecuencia, las estructuras quedan afectadas por grandes desplazamientos permanentes e importantes daños tras un terremoto severo. Dichos daños afectan negativamente a las operaciones de recuperación/reconstrucción y económicamente a la sociedad. La mejora de la ductilidad mediante el empleo de nuevos materiales puede minimizar el daño en la zona crítica (Saiidi et al. (2009) [13], Saiidi et al. (2014) [5], Bonet et al. (2016) [6]). Además, la utilización de barras de SMA permite alcanzar grandes deformaciones pudiéndose recuperar la forma original a través de una modificación de la temperatura (efecto de memoria de forma) o anulando la tensión aplicada (efecto súper-elástico) (Wilson y Wesolowsky (2005)[14]).

La capacidad de deformación de las rótulas plásticas se ve condicionada por el pandeo de la armadura comprimida, lo que supone una disminución drástica de la capacidad resistente y de la ductilidad. Este efecto tiene especial importancia para predecir el comportamiento de elementos sometidos a una acción sísmica importante, donde la deformación se concentra en las secciones críticas y está controlada principalmente por la deformación de las barras después de la fisuración (Filippou et al (1983) [15]). El fenómeno del pandeo puede ser debido bien por la insuficiente cantidad o incorrecta disposición de la armadura transversal o bien por la degradación del recubrimiento del hormigón. Con el objetivo de evitar el pandeo de las armaduras, los códigos estructurales (EHE-08 (2008) [7], EN 1992-1-1:2004 (2004) [9], EN 1998-1:2004 (2004) [8], EN 1998-2:2005 (2005) [10], ACI 318-14 (2014) [11]) proponen relaciones entre los diámetros de las armaduras transversales y longitudinales, y separaciones máximas de las armaduras transversales. Dichos códigos no tienen en cuenta el efecto favorable de las fibras de acero (Caballero et al. (2012) [1], Caballero et al. (2013) [2], Paultre et al. (2010) [3]). Dichas relaciones no son válidas ni para elementos fabricados con hormigones especiales (con fibras de acero en su masa o hormigones de muy altas prestaciones) o para barras tipo SMA.

Este capítulo se divide en cuatro partes. Las dos primeras partes describen los nuevos materiales empleados en esta tesis. En la primera parte, se describe el comportamiento de las barras de aleación con memoria de forma (SMA) por su singularidad respecto al acero. En la segunda parte, se describen los hormigones reforzados con fibras de acero, entre los que se incluye el hormigón de altas prestaciones, y se analiza su resistencia y ductilidad. En la tercera parte, referente a la inestabilidad de las barras comprimidas, se analiza en primer lugar los modelos para obtener la tensión crítica de armaduras en elementos de hormigón; en segundo lugar, se analizan los modelos de comportamiento de barras de acero aisladas incluyendo el pandeo y, en

tercer lugar, se analizan los ensayos experimentales de pandeo, haciendo especial hincapié en las barras tipo SMA. Finalmente, en la cuarta parte se relacionan las disposiciones de armado relacionadas en los códigos de diseño.

II.2 Comportamiento de las barras de aleación con memoria de forma

Las aleaciones con memoria de forma (SMA - Shape Memory Alloys) fueron descubiertas en 1932, pero no fue hasta treinta años más tarde cuando las primeras aplicaciones prácticas del SMA empezaron a surgir. El SMA es un material capaz de sufrir grandes deformaciones recuperables del 5-6% sin exhibir deformaciones plásticas. Sus bajas limitaciones de durabilidad (problemas de mantenimiento o sustitución por corrosión), gran capacidad de disipación, alta resistencia a la fatiga y la recuperación de deformaciones han hecho del SMA un material con grandes posibilidades de aplicación en diversos campos, como la aeronáutica, la automoción, la medicina o la ingeniería de la construcción (FEMA (2006) [16], Branco et al. (2012) [17], Cladera et al. (2014) [18], Fang et al. (2015) [19]), concretamente en diseño sísmico (Nakashima et al. (1998) [20], Sabelli et al. (2003) [21], Sun (2011) [22], Billah and Alam (2012) [23], Gencturk et al. (2014) [24], Qiu and Zhu (2014) [25]) y en pretensado y confinamiento activo (Czaderski et al. (2014) [26], Chen et al. (2014) [27], Leet et al. (2015) [28], Kim et al. (2016) [29], Shahverdi et al. (2016) [30]).

El SMA posee dos estructuras cristalinas diferenciadas. La estructura cristalina que prevalece depende de la temperatura y la tensión externa aplicada. La fase estable a alta temperatura es conocida como austenita, mientras que la fase estable a baja temperatura y alto nivel de tensiones es conocida como martensita (Osteraas and Krawinkler (1989) [31] y Kim and Goel (1992) [32]). El comportamiento mecánico que hace único a estas aleaciones está íntimamente relacionado con la transformación entre ambas fases. Puede darse como referencia que la martensita en las variedades más corrientes de NiTi es estable entre los -30 a -40°C y la austenita entre los -10°C y 10°C; aunque hay que subrayar que el rango de posibilidades es muy amplio y varía con mínimas variaciones de proporción entre Ni y Ti (hasta del orden de 0.01%), y de tratamientos térmicos y mecánicos posteriores.

El efecto de memoria de forma (SME - Shape Memory Effect) y el efecto superelástico son dos propiedades exclusivas de estos materiales. La primera es la capacidad de recobrar su forma original mediante calentamiento, y la segunda la capacidad de recuperar grandes deformaciones tras la retirada de la carga aplicada (Tremblay et al. (1995) [33]). La Figura II.1 representa el comportamiento mecánico del NiTi como función de la temperatura, deformación y tensión.

Por debajo de la temperatura de finalización de la transformación martensítica M_f ($T < M_f$), el NiTi exhibe el efecto de memoria de forma. Las deformaciones debidas a una carga externa aplicada son recuperadas mediante el calentamiento del material por encima de la temperatura de finalización de la transformación austenítica A_f . Si el NiTi se encuentra en su fase austenita (A) ($M_f < A_f < T$), se produce martensita (M) cuando se le somete a un estado tensional, y, tras la descarga, el material se revierte a austenita (A) recuperando su deformación, efecto que se conoce como de superelasticidad. A una temperatura aún más alta (superior a M_d , a partir de la cual no es posible inducir martensita por tensión y no se produce superelasticidad) el material sufre deformaciones plásticas ordinarias a muy altas tensiones (DesRoches et al. (2004) [34]).

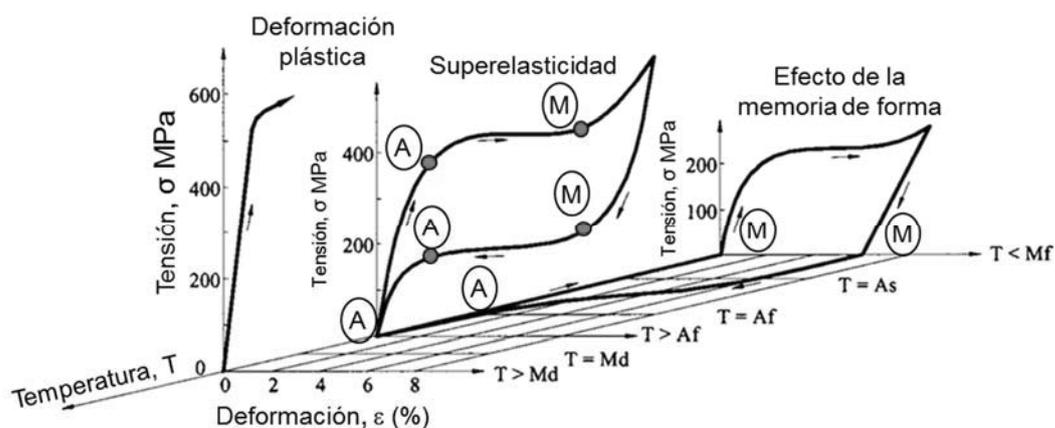


Figura II.1: Relación tridimensional tensión, deformación, temperatura del comportamiento mecánico del NiTi [34]

Como inconvenientes, los SMA pueden resultar caros, si bien el aumento de la demanda y la mejora de las técnicas de producción ha conducido a una reducción del coste de los 1100\$/kg en 1996 a los 100\$/kg en 2006 (Lagoudas et al. (2006) [35]).

II.2.1 SMA's comúnmente utilizados

Desde el descubrimiento del níquel-titanio (NiTi) en 1963, se ha investigado un gran número de aleaciones para el comportamiento de memoria de forma. Sin embargo, las aleaciones a base de NiTi y las aleaciones a base de cobre (Cu), se han utilizado principalmente en aplicaciones comerciales en las últimas décadas.

II.2.1.1 Aleaciones basadas en NiTi

Entre las diversas composiciones de SMA, la aleación NiTi ha sido la más estudiada y se ha convertido en el material más importante para aplicaciones comerciales. Es la aleación que se ha utilizado en el desarrollo del programa experimental de esta tesis doctoral. Este sistema binario se

basa en un compuesto casi equiatómico de níquel y titanio. El aumento de la composición de níquel por encima del porcentaje atómico 50 disminuye la temperatura de transformación. Por lo tanto, la gama de temperaturas de transformación de fase se puede ajustar alterando la composición de las aleaciones. El NiTi puede alcanzar deformaciones totalmente recuperables de hasta un 8% y puede obtenerse en diversas formas, tales como alambres, barras, tubos y placas. Una de las características importantes de la aleación de NiTi es su excelente resistencia a la corrosión Melton y Harrison (1994) [36]. Esta característica de las aleaciones de NiTi junto con sus aspectos de biocompatibilidad, ha llevado al uso de NiTi en varias aplicaciones médicas (Duerig et al. (1999) [37] y Feninat et al. (2002) [38]).

La adición de un tercer metal a NiTi puede dar lugar a propiedades deseables para aplicaciones específicas. Por ejemplo, NiTiCu tiene una histéresis menor asociada con transformaciones de fase, lo que la convierte en una mejor opción para aplicaciones de actuadores (Bassani y Besseghini (2001) [39]). Por otro lado, la adición de Niobio (Nb) al NiTi da lugar a una histéresis térmica más amplia (Melton et al. (1986) [40]). La aleación NiTiNb muestra una respuesta mínima a grandes cambios de temperatura. También es posible obtener SMA para aplicaciones que operan a altas temperaturas añadiendo un tercer elemento como paladio, platino, hafnio y oro. De esta manera, las temperaturas de transformación pueden estar entre 100 y 800°C (Lagoudas (2008) [41]).

II.2.1.2 Aleaciones basadas en cobre

Las aleaciones a base de cobre tienen la ventaja de que están compuestas de materiales relativamente baratos y es más fácil mecanizarlas. Sin embargo, debido a la mayor demanda de aleaciones de NiTi de la industria, especialmente para dispositivos biomédicos, el precio del NiTi ha disminuido considerablemente durante la última década. Además, las deformaciones recuperables para aleaciones basadas en Cu se limitan a valores de 2-4% y tienen un problema de envejecimiento a largo plazo a temperatura ambiente debido a la estabilización de la martensita.

Las principales aleaciones a base de Cu se basan en las aleaciones binarias CuAl y CuZn. Entre las aleaciones basadas en Cu disponibles en el mercado, CuZnAl tiene la mayor ductilidad, mientras que CuZnNi es menos sensible al efecto de envejecimiento. Las temperaturas de transformación de estas aleaciones pueden ser alteradas variando el contenido de aluminio o níquel. Aunque las temperaturas de transformación de las aleaciones NiTi también pueden ajustarse mediante tratamientos de aleación y termomecánica, las aleaciones a base de Cu tienden a tener un margen de temperatura algo más elevado. Por ejemplo, la aleación CuAlBe

presenta un comportamiento superelástico a un rango de temperatura de -65 a 180°C, lo que los hace atractivos para aplicaciones sísmicas al aire libre en regiones frías. Recientemente, se ha realizado varios estudios de SMAs basados en CuAlMn para mejorar el comportamiento dúctil y las propiedades de memoria de forma (Sutou et al. (2008) [42]).

II.2.2 Propiedades del NiTi

Las aleaciones de NiTi tienen características mecánicas atractivas, como una capacidad considerable de disipación de energía, excelente capacidad de re-centrar, alta resistencia, buena resistencia a la fatiga y alta resistencia a la corrosión. Sin embargo, hay una serie de parámetros que influyen en las propiedades mecánicas de los SMA NiTi. A continuación, se describen los efectos de la carga cíclica, la velocidad de deformación, comportamiento mecánico a temperatura constante y la influencia de la temperatura en la respuesta mecánica del NiTi, así como su envejecimiento (DesRoches (2011) [43]).

II.2.2.1 Cargas cíclicas

Debido a la naturaleza cíclica de las cargas sísmicas, es importante caracterizar el comportamiento del SMA en condiciones de carga repetidas. Algunos investigadores han estudiado el efecto de la carga cíclica sobre los cables de NiTi con un diámetro de 1-2 mm (Wolons et al. (1998) [44], Dolce y Cardone (2001) [45], Tamai y Kitagawa (2002) [46], DesRoches et al. (2004) [34], Malecot et al. (2006) [47]). Ellos descubrieron que hay una disminución considerable en la tensión de transformación de fase con el número de ciclos de carga. Específicamente, se observó la mayor variación entre el primer y el segundo ciclo. Por lo tanto, el área del bucle de histéresis, es decir, la energía disipada se reduce al aumentar el número de ciclos de carga.

Otro efecto de la carga cíclica es el aumento de la deformación residual. Sin embargo, el NiTi tiende a tener un comportamiento estabilizado después de un número dado de ciclos. La Figura II.2 muestra las curvas tensión-deformación para ensayos de tracción cíclica sobre alambres de NiTi de 2 mm de diámetro (Malecot et al. (2006) [47]). En ella se puede ver el efecto del “adiestramiento” del NiTi, necesario para eliminar las deformaciones residuales al cargarlo cíclicamente. El comportamiento cíclico de las barras NiTi de gran diámetro ha sido también estudiado por varios investigadores. DesRoches et al. (2004) [34] probaron muestras de 1,8, 7,1, 12,7 y 25,4 mm para evaluar el efecto del tamaño de la barra sobre el comportamiento superelástico del NiTi. Encontraron que tanto los alambres como las barras exhiben propiedades superelásticas casi ideales. Sin embargo, se observó menor resistencia y capacidad de

amortiguación para las barras. Se encontró que la capacidad de recentrado era independiente del tamaño. McCormick et al. (2007) [48] también realizaron ensayos experimentales en barras de NiTi con diámetros diferentes y se obtuvieron resultados similares a los discutidos anteriormente.

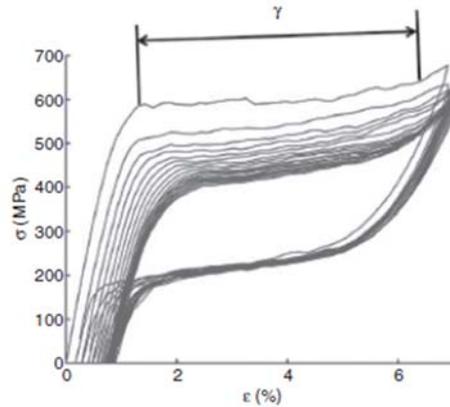


Figura II.2 Resultados de ensayos cíclicos a tracción de alambres de Niti (Malecot et al., 2006) [47]

II.2.2.2 Influencia de la velocidad de deformación

Dado que el material SMA empleado en aplicaciones sísmicas será sometido a efectos dinámicos, es importante evaluar el efecto de la velocidad de deformación sobre el material utilizado antes de la aplicación real.

Aunque las transformaciones de la fase martensítica son fenómenos independientes del tiempo, las pruebas experimentales realizadas a diferentes velocidades de carga han revelado que la tasa de deformación tiene una influencia significativa en el comportamiento mecánico de los SMAs NiTi. La razón del comportamiento dependiente de la velocidad es el acoplamiento complejo entre la tensión, la temperatura y la velocidad de generación de calor durante las transformaciones de fase inducidas por tensión (Azadi et al. (2006) [49]). Durante las transformaciones de fase directa (durante el ciclo de carga), el material libera energía en forma de calor, mientras que absorbe energía en caso de descarga. El material puede no tener suficiente tiempo para transferir calor latente al ambiente durante la carga con altas tasas de deformación. Como resultado, la temperatura del material cambia y esto, a su vez, altera la forma de los bucles de histéresis y las tensiones de transformación (Wu et al. (1996) [50]), Schmidt y Lammering (2004) [51]). En los estudios anteriores, se llegaron a diferentes conclusiones sobre el efecto de la tasa de carga sobre las tensiones de transformación y la energía disipada. Wolons et al. (1998) [44] y Ren et al. (2007) [52] observaron un aumento en la tensión de transformación inversa sin un cambio significativo en el esfuerzo de transformación directa y una disminución en la energía disipada con las mayores tasas de deformación. Dolce y Cardone (2001) [45] y DesRoches et al. (2004) [34] observaron un

incremento en las tensiones de transformación directa e inversa con tasas de deformación crecientes. Dado que se observaron incrementos menores en la tensión de transformación directa, se informó una reducción en la energía disipada. Por otro lado, Tobushi et al. (1998) [53] observaron una disminución en la tensión de transformación inversa y un aumento en la tensión de transformación directa, lo que dio como resultado una mayor disipación de energía para mayores tasas de deformación. Dayananda y Rao (2008) [54] observaron que el bucle de histéresis se desplaza hacia arriba y la energía disipada aumenta con tasas de deformación crecientes de hasta 0,25 Hz. Soul et al. (2010) [55] informó que la energía disipada aumenta ligeramente para bajas frecuencias (inferiores a 0,05 Hz), mientras que disminuye considerablemente para altas frecuencias (para un rango de frecuencia de 0,05-3 Hz). Ozbulut y Hurlebaus (2010) [56] estudiaron el efecto de la frecuencia de carga en el rango de 0,05-2 Hz, que es el rango de frecuencias de la mayoría de los eventos sísmicos, sobre el comportamiento de los hilos NiTi superelásticos. Observaron que el amortiguamiento viscoso equivalente y la energía disipada disminuyen hasta un 47% a medida que la frecuencia aumenta de 0,05 a 2 Hz. Sin embargo, cuando la frecuencia se incrementa de 0,5 a 2 Hz, observaron que las mismas disminuciones son sólo alrededor del 15% y el efecto de la tasa de carga sobre el comportamiento del SMA es más moderado.

Según Desroches 2011 [43], la inconsistencia en los hallazgos de los estudios anteriores con respecto a los efectos de la tasa de deformación sobre el comportamiento superelástico de las SMA de NiTi se puede atribuir a factores tales como el uso de materiales con diferentes composiciones, ensayos a diversos rangos de velocidades de deformación y condiciones experimentales.

II.2.2.3 Comportamiento mecánico a temperatura constante

En la Tabla II-1 se resumen las principales características de una barra de SMA de NiTi respecto a las del acero. En la Figura II.3 se compara el comportamiento tensión – deformación en tracción y en compresión de una barra de SMA-NiTi con una barra de acero, ambas de diámetro nominal 12 mm. Esta figura ha sido obtenida experimentalmente por el autor de esta tesis doctoral.

Propiedades	SMA NiTi	Acero
Densidad (g/cm ³)	6.45	7.85
Módulo elasticidad (MPa)	40 000-60 000	185 000 – 210.000
Límite elástico	200-700	250-600
Tensión última	900-2000	450-650
Deformación recuperable (%)	8-10	0.2
Deformación última (%)	25-50	20

Tabla II-1 Propiedades del SMA-NiTi respecto al acero

Tal y como observarse (Figura II.3), el comportamiento tensión - deformación es asimétrico en las barras de SMA (Auricchio and Sacco (1997) [57], Orgeas and Favier (1995) [58]). Tanto en tracción como en compresión existe superelasticidad. El hecho que la rama de tracción se muestre relativamente plana en tracción asegura que se produzcan deformaciones de plastificación importantes en la armadura sin que se incrementen las tensiones o deformaciones de compresión en el hormigón. Si bien el hecho de la asimetría en el comportamiento en compresión puede ser beneficioso tanto para el hormigón, puesto que la tensión en el hormigón se reduce al incrementar la capacidad mecánica la armadura de SMA comprimida, como para evitar el posible pandeo de la propia armadura comprimida, debido a que el módulo de elasticidad reducido aumenta con la deformación local en la barra (esta última afirmación está desarrollada en capítulos posteriores).

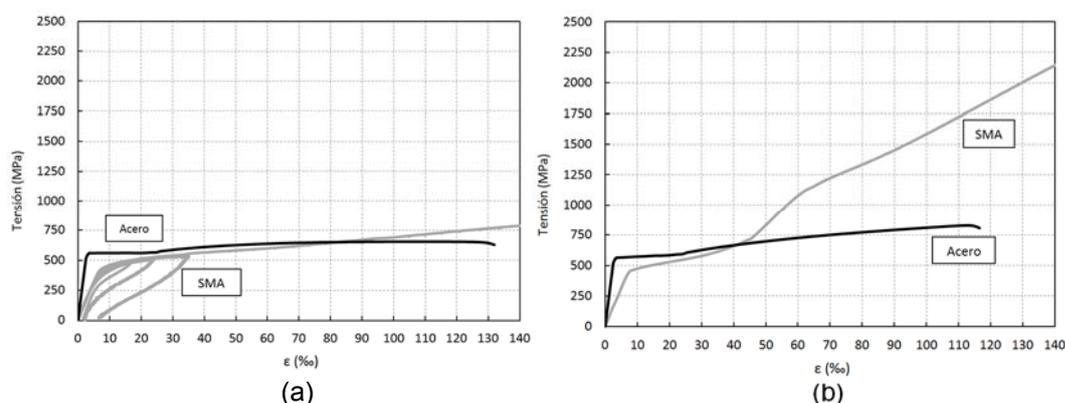


Figura II.3 Comparación del comportamiento tensión – deformación entre una barra de SMA y una barra de acero (a) En tracción (b) En compresión [elaboración propia]

II.2.2.4 Efectos de la temperatura

Dado que las transformaciones de fase del SMA no sólo dependen de la carga mecánica sino también de la temperatura, el cambio en la temperatura afecta significativamente al comportamiento superelástico del NiTi.

Se han llevado a cabo varios estudios experimentales para investigar los efectos de la temperatura en el SMA superelástico (Piedboeuf et al. (1998) [59], Dolce y Cardone (2001) [45], Chang et al. (2006) [60], Chen y Bo (2006) [61], Churchill et al. (2009) [62], Ozbulut y Hurlebaus (2010) [56]). Se concluyó que la tensión que inicia la transformación de fase cambia notablemente con la temperatura. En particular, un aumento de temperatura corresponde a un incremento lineal en el esfuerzo de transformación. Un valor de 8 MPa/°C es un valor medio en el caso del NiTi.

Además, se observó que la rigidez inicial y la deformación residual no se vieron afectadas por la variación de la temperatura en el rango superelástico.

II.2.2.5 Corrosión y envejecimiento

La resistencia a la corrosión del NiTi es generalmente mayor que la de otros SMA y aceros inoxidable. Tienen un buen comportamiento frente a la corrosión debido a la presencia de una película pasiva que actúa como capa protectora (Rondelli (1996) [63]). También se sabe que las barras de NiTi son menos propensas a la degradación que las de Cu.

II.3 Hormigones reforzados con fibras de acero

II.3.1 Consideraciones generales

El hormigón como material presenta una baja resistencia a tracción y una gran fragilidad, más acusada con el aumento de la resistencia. Una posible solución a esta fragilidad, es la adición de fibras de acero en la masa del hormigón. Como se ha mencionado anteriormente, una posibilidad para mejorar el comportamiento de las rótulas plásticas generadas en un sismo, es la utilización de hormigones con fibras de acero en su masa (Caballero et al. (2012) [1], Caballero et al. (2013) [2], o incluso hormigón de muy altas prestaciones (Castro (2016) [12]). Se ha observado que el hormigón reforzado con fibras de acero mejora la capacidad de deformación de los soportes, para todos los rangos de resistencia (Foster (2001) [64], Aoude et al. (2009) [65], Campione et al. (2010) [4], Paultre et al. (2010) [3]).

De acuerdo con Rodríguez et al. (1984) [66], la adición de fibras de acero aporta las siguientes características al hormigón:

- Las fibras cosen las fisuras, actuando como un puente entre los áridos gruesos, confiriendo una ductilidad post-fisura al hormigón.
- Mejoran la resistencia a tracción, flexo-tracción y cortante.
- Permiten redistribuir las sollicitaciones localizadas que generan un momento plástico.

En los ensayos experimentales de esta tesis doctoral se utilizaron diversos tipos de hormigones reforzados con fibras de acero: hormigón reforzado con fibras de resistencia normal (FRNSC), hormigón reforzado con fibras de alta resistencia (FRHSC) y hormigón de muy altas prestaciones (VHPC). En cuanto a este último tipo de hormigón, existe una gran variedad de hormigones que se denominan de "altas prestaciones". Japan Society of Civil Engineers (2008) [67] redactó unas recomendaciones de diseño donde se encuentra el diagrama mostrado en la Figura II.4. En ella, se recogen una gran variedad de hormigones existentes en base a su ductilidad y resistencia.

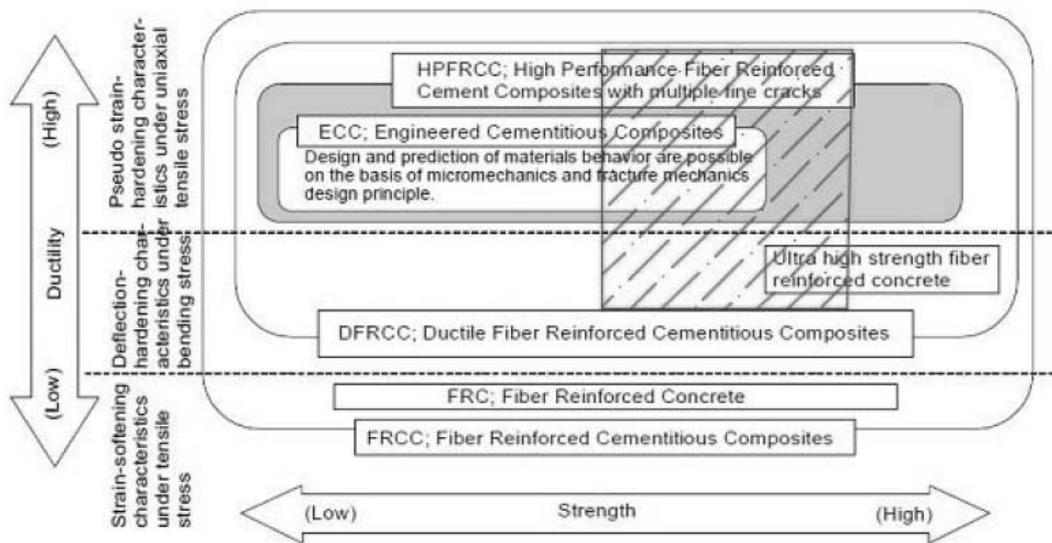


Figura II.4 Hormigones reforzados con fibras. Características mecánicas y de ductilidad. Japan Society of Civil Engineers (2008) [67]

En general, los hormigones de altas prestaciones cuyas resistencias oscilan entre los 100 y los 150 MPa no han sido el objeto principal de los estudios a nivel mundial, contrariamente a lo que ocurrió con los hormigones de resistencia inferiores a 100 MPa y a los que superan los 150 MPa (Walraven (2009) [68]). Lo que diferencia los hormigones de resistencias entre 100 y 150 MPa de los que superan esta resistencia es que se pueden fabricar sin necesidad de una tecnología especial. Es decir, cualquier empresa que fabrique hormigón puede ser capaz de fabricarlo con sus instalaciones y maquinaria actual. Esto provoca que los hormigones entre 100 y 150 MPa puedan aplicarse a numerosas estructuras sin necesidad de una adaptación tecnológica.

II.3.2 Materiales y proporciones

Los materiales que se utilizan para la fabricación del hormigón reforzado con fibras de acero son los mismos que se utilizan para el hormigón convencional, a excepción de la adición de las fibras metálicas y del aditivo plastificante para darle trabajabilidad al hormigón y ayudar a distribuir las fibras uniformemente en la masa durante el amasado. Esto no es así en el caso de los hormigones de altas prestaciones, los cuales poseen más componentes diferenciados de los hormigones convencionales.

La Tabla II-2 ofrece un rango de las proporciones de los componentes para la fabricación de hormigones con fibras metálicas según (Mármol P. (2010) [69]).

Componentes de la mezcla	Tamaño máximo de árido (mm)		
	10	20	30
Cemento	350-600	300-530	280-415
Agua/Cemento	0.35-0.45	0.35-0.50	0.35-0.55
% árido fino/grueso	45-60	45-55	40-55
% de contenido de aire	4-8	4-6	4-5
% de contenido de fibras deformadas	0.4-1.0	0.3-0.8	0.2-0.7
% de contenido de fibras lisas	0.8-2.0	0.6-1.6	0.4-1.4

Tabla II-2 Proporciones de los componentes para la fabricación de hormigones con fibras metálicas (Mármol P. (2010) [69])

Se ha observado que la relación entre el tamaño máximo de árido y la longitud de las fibras es importante, según Cuenca E. (2008) [70]. Se sugiere que el óptimo se encuentra cuando el tamaño máximo del árido es igual a la mitad de la longitud de la fibra (Japan Society of Civil Engineers (1988) [71]).

En lo que respecta a los hormigones de altas prestaciones, los hormigones que superan una resistencia a compresión simple de 100 MPa son hormigones compuestos por una matriz con una granulometría de áridos baja por lo general, reforzada con fibras cortas (total o combinadas con fibras más largas) y con otros componentes (filler, humo de sílice y aditivos de altas prestaciones). Esta combinación de materiales les permite alcanzar altas resistencias tanto en tracción como en compresión y altas ductilidades también en tracción y en compresión.

II.3.3 Propiedades mecánicas

II.3.3.1 Comportamiento a tracción

La adición de fibras en la masa del hormigón provoca que se incremente la capacidad resistente tras la fisuración. Las fibras cosen estas fisuras, otorgando ductilidad en tracción (

Figura II.5). La fisura se mantendrá cosida mientras no se supere la adherencia de las fibras con la masa de hormigón.

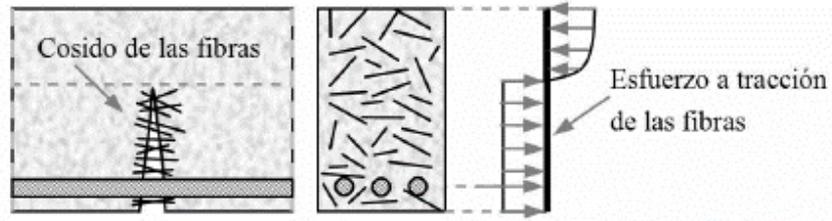


Figura II.5 Cosido de las fisuras por las fibras

La instrucción (EHE-08 [7]) proporciona dos diagramas tensión-deformación en tracción de los hormigones reforzados con fibras. Uno rectangular para estado límite último (ELU) y otro trilineal (Figura II.6.a) para cálculos más precisos. En el diagrama tensión-deformación de la Figura II.6.a, los valores del eje de ordenadas son el resultado de expresiones que dependen de los valores del ensayo de flexotracción.

Por otra parte, Campione y Mangiavillano (2008) [72] también proponen un diagrama trilineal tensión-deformación en tracción de los hormigones reforzados con fibras (Figura II.6.b). Este diagrama fue una modificación del de Mansur (1991) [73]. En el diagrama tensión-deformación de la Figura II.6.b, f_{ctf} es la resistencia a tracción máxima, f_r es la resistencia residual, ε_t es la deformación a tracción del hormigón, ε_{ctf} es la deformación correspondiente a la resistencia de tracción máxima, ε_{ctu} es la deformación correspondiente a la resistencia residual, E_{ctf} es el módulo de deformación a tracción y RI_v es el índice de cuantía volumétrica de fibras.

En lo que respecta a las propiedades mecánicas en tracción de los hormigones de altas prestaciones, éstas no se pueden modelizar como un diagrama tensión-deformación con la forma de los mostrados en la Figura II.6.

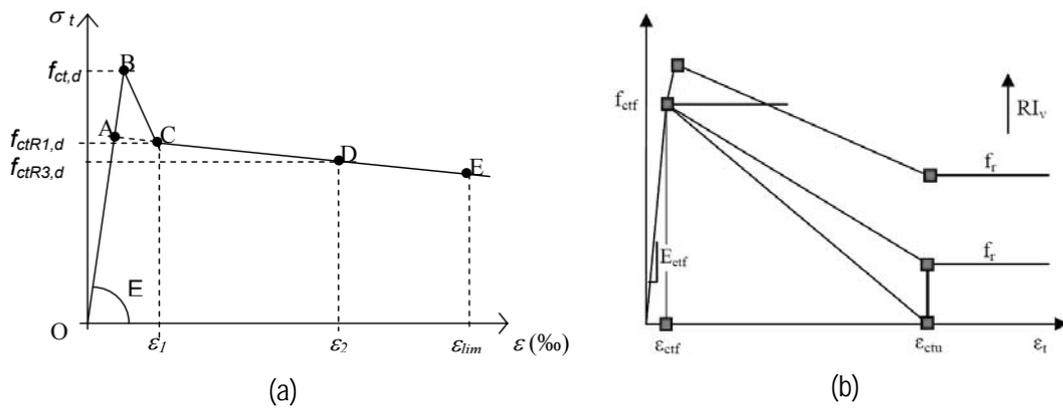


Figura II.6 Diagramas tensión-deformación trilineal en tracción: (a) EHE-08 [7]; (b) Campione y Mangiavillano (2008) [72]

Acorde a Japan Society of Civil Engineers (2008) [67] y a Spasojevic (2008) [74], las curvas tensión-deformación esperables de los hormigones de muy altas o ultra altas prestaciones experimentan un endurecimiento tras producirse la fisuración. Por ese motivo, la forma del diagrama tensión-deformación es la que muestra la Figura II.7.

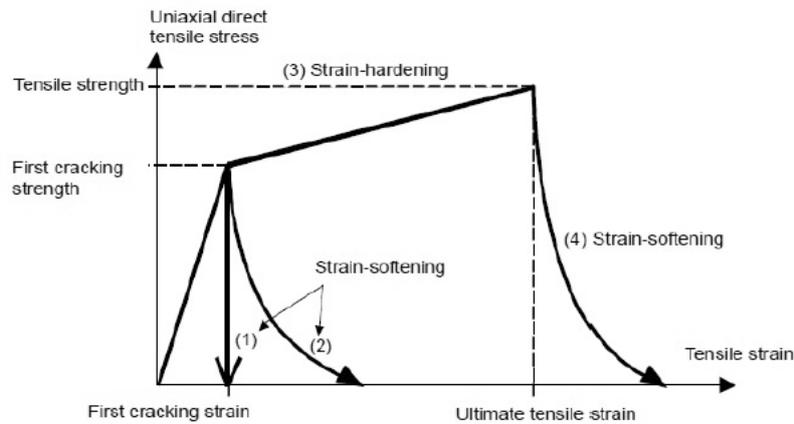


Figura II.7 Diagramas tensión-deformación para hormigones de altas prestaciones con resistencias superiores a los 100 MPa, Japan Society of Civil Engineers (2008) [67]

II.3.3.2 Comportamiento a compresión

La adición de fibras metálicas en el hormigón puede aumentar la resistencia pico a compresión de forma leve. Según el ACI 544, 1R (1996) [75], se puede llegar a obtener un incremento de entre un 0 y un 15%.

En los estudios realizados por diversos autores sobre probetas cilíndricas, se ha observado que la curva tensión-deformación en compresión libre de hormigones reforzados con fibras, posee una pendiente de la rama de descenso menor en valores absolutos (más plana).

(Fanella y Naaman (1985) [76], Ezeldin y Balaguru (1992) [77], Nataraja et al. (1999) [78] y Barros y Figueiras (1999) [79]). Las curvas de los distintos autores se pueden agrupar en una gran familia, expresada en las expresiones (II-1). Esta curva parte de la propuesta por Popovics (1973) [80] para hormigones sin fibras y es modificada con los parámetros β_1 y ϵ_{of} para tenerlas en cuenta:

$$\frac{\sigma_c}{f_{cf}} = \frac{\beta_1 \left(\frac{\epsilon_c}{\epsilon_{of}} \right)}{\beta_1 - 1 + \left(\frac{\epsilon_c}{\epsilon_{of}} \right)^{\beta_1}} \quad (II-1)$$

donde:

f_{cf} : Resistencia a compresión del hormigón con fibras

ϵ_c : Deformación del hormigón

ϵ_{of} : Deformación para tensión pico del hormigón con fibras

β_1 : Parámetro propuesto por cada autor

E_c : Módulo de deformación tangente inicial ($E_c = 6900 + 3320 \cdot \sqrt{f_c}$ (MPa) según Razvi y Saatcioglu (1999) [])

La Tabla II-3 muestra los diversos valores de los parámetros f_{cf} , ϵ_{of} y β_1 de la expresión (II-1) hallados por distintos autores:

Autores	Tipo de hormigón	Propuestas
Ezeldin y Balaguru (1992) [77]	Hormigón convencional y de alta resistencia con fibras	$f_{cf} = f_c + 3.51(RI_w)(MPa)$ $\epsilon_{of} = \epsilon_0 + 446 \cdot 10^{-6}(RI_w)$ $\beta_1 = 1.093 + 0.7132(RI_w)^{-0.926}$
Nataraja et al. (1999) [78]	Hormigón convencional y de alta resistencia con fibras	$f_{cf} = f_c + 2.1604(RI_w)(MPa)$ $\epsilon_{of} = \epsilon_0 + 0.0006(RI_w)$ $\beta_1 = 0.5811 + 1.93(RI_w)^{-0.926}$
Yu et al. (2012) [81]	Hormigón convencional y de alta resistencia con fibras	$f_{cf} = f_c + 2.35(RI_w)(MPa)$ $\epsilon_{of} = \epsilon_0 + 0.0007(RI_w)$ $\beta_1 = 0.71(RI_w)^2 - 2(RI_w) + 3.05$ $f_{cf} = f_c + 6.913(RI_v)(MPa)$
Campione (2010) [4]	Hormigón con fibras	$\epsilon_{of} = \epsilon_0 + 0.00192(RI_w)$ $\beta_1 = \frac{E_c}{E_c - \frac{f_{cf}}{\epsilon_{of}}} + 0.175(RI_w)^{-0.926}$

donde:

f_c Resistencia a compresión del hormigón

ϵ_0 Deformación para tensión pico del hormigón

Tabla II-3 Parámetros de la ecuación constitutiva basada en la propuesta por Popovics (1973) [80]

Por otra parte, los hormigones de altas prestaciones poseen un diagrama tensión-deformación en compresión que adopta formas distintas dependiendo de la dosificación, de la cantidad y del tipo de fibras, así como del proceso de curado. Como el en caso del resto de hormigones, el hormigón de altas prestaciones mantiene su rama elástica con una pendiente constante hasta un determinado nivel de carga. Cuando se sobrepasa la tensión pico, la rama de descenso del hormigón de altas prestaciones puede sufrir una caída drástica o bien puede comportarse de forma dúctil, dependiendo de las prestaciones del hormigón. En la Figura II.8 se recoge un diagrama genérico del hormigón de ultra altas prestaciones en comparación con uno de hormigón de alta resistencia y otro de resistencia normal, creado por Spasojevic (2008) [74].

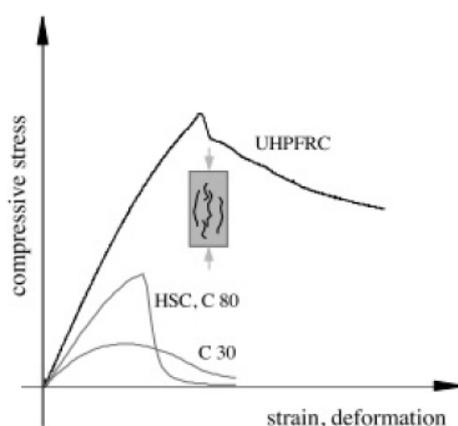


Figura II.8 Diagramas tensión-deformación en compresión para hormigón de resistencia convencional (C), de alta resistencia (HSC) y de ultra altas prestaciones (HHPFRC) (Spasojevic (2008) [74])

Como se ha mencionado anteriormente, la rama de descenso depende altamente de las características del hormigón de altas prestaciones. Ésta se ve altamente influenciada por el contenido de fibras, la geometría de las mismas, la orientación (condicionada por la forma de verter el hormigón), la adherencia entre las fibras, la matriz cementante y la rigidez de las fibras.

Es importante señalar que la contribución de las fibras a la resistencia a compresión del hormigón no resulta relevante para contenidos de fibras superiores al 2% del volumen. Por otro lado, el módulo de elasticidad inicial a compresión de este tipo de hormigones es más elevado que los hormigones convencionales, situándose entre 45 y 55 GPa.

II.4 Inestabilidad de las barras comprimidas

II.4.1 Modelos analíticos para determinar el inicio del pandeo de armaduras de acero en elementos de hormigón

Los modelos analíticos para la caracterización de la barra a pandeo en elementos de hormigón se clasifican en discretos y en distribuidos (Tabla II-4), en función de cómo consideren la armadura transversal y/o el recubrimiento de hormigón. En general, los modelos que tienen en cuenta únicamente la armadura transversal de forma discreta o puntual (Papia et al. (1988) [82], Dhakal y Maekawa (2002c) [83]), obtienen una cota inferior de la carga crítica. Tanto los modelos discretos como los distribuidos son válidos para separaciones de armadura transversal reducidas, y únicamente los modelos distribuidos que consideran el recubrimiento de hormigón son válidos para separaciones grandes. En consecuencia, no existe ningún modelo analítico válido para separaciones intermedias.

Es importante señalar que sólo Dhakal (2006) [84] y Campione (2011) [85] tienen en cuenta en sus modelos la contribución de las fibras de acero en el recubrimiento de hormigón. El hormigón con fibras otorga una mayor ductilidad en los elementos al aumentar la deformación correspondiente a la tensión pico, al reducirse la pendiente en la rama de reblandecimiento y al retrasar el salto del recubrimiento y; por lo tanto, su utilización mejora el comportamiento de elemento frente a cargas cíclicas. Por retrasar el salto del recubrimiento, el hormigón reformado con fibras es potencialmente adecuado para retrasar el pandeo de la armadura. Sin embargo el recubrimiento del hormigón con fibras también se degrada con el aumento de la deformación que sufre. Dhakal (2006) [84] no consideró la progresiva pérdida de rigidez del recubrimiento de hormigón, lo cual conllevó una sobreestimación de la tensión de pandeo y además consideró el recubrimiento de forma puntual, a la misma cota que la armadura transversal.

A la vista de los modelos analíticos existentes, se puede observar que no existe ningún modelo que considere la armadura transversal de forma discreta y el hormigón de forma continua, las cuales son hipótesis más cercanas al comportamiento real.

Autores	Consideraciones del modelo				Hormigón con fibras
	Armadura transversal		Recubrimiento del hormigón		
	Discreto	Distribuido	Discreto	Distribuido	
Bresler and Gilbert (1961) [86]		x			No
Scribner (1986) [87]		x			No
Pantazopoulou (1998) [88]		x			No
Dhakal y Maekawa (2002c) [83]	x				No
Dhakal (2006) [84]	x		x		Sí
Campione (2011) [85]		x		x	Sí
Taalat y Mosalam (2007) [89]		x			No
Papia et al. (1988) [82]	x				No

Tabla II-4 Autores que estudian el pandeo local de armaduras pasivas comprimidas en elementos de hormigón

A continuación, se explica de forma más detallada cada uno de los métodos de los autores de la Tabla II-4, por orden cronológico:

▪ **Bresler and Gilbert (1961) [86]**

Bresler and Gilbert (1961) [86] propusieron un método analítico para determinar la carga de pandeo y la rigidez requerida de los estribos. Se asumió que la barra pandeaba movilizando dos separaciones de estribos (Figura II.12), los cuales eran modelados como muelles laterales. No consideraba el efecto del recubrimiento de hormigón ya que asumía que el hormigón no estaba reforzado con fibras y que el recubrimiento había saltado.

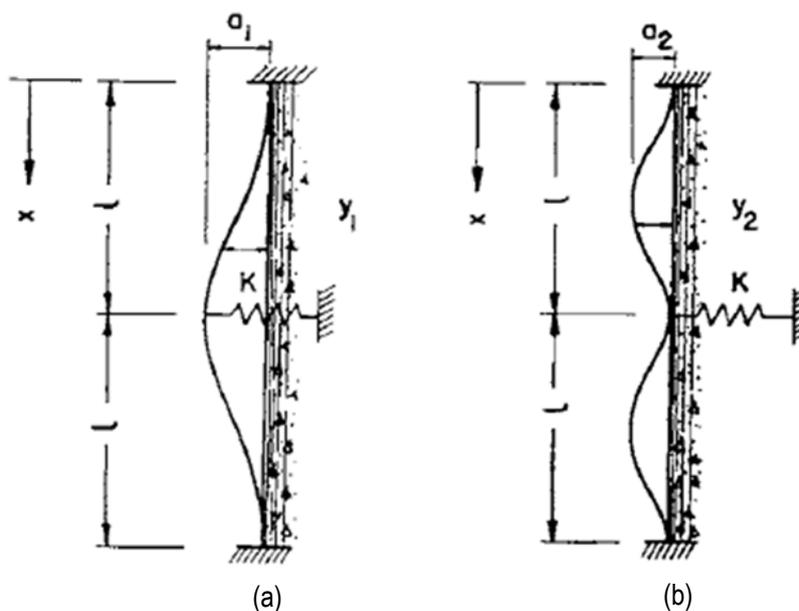


Figura II.9 Deformadas de pandeo teóricas (a) Modo 1 (b) Modo 2 (Bresler and Gilbert (1961) [86])

El procedimiento analítico se basaba en minimizar la energía del sistema para obtener la carga crítica y la rigidez crítica de los estribos. Asumía que la forma de una barra pandeada a lo largo de dos separaciones de estribos (Figura II.12), es igual a la suma de las deformadas de dos modos de pandeo acorde con las expresiones (II-2), (II-3) y (II-4). La nomenclatura utilizada en las expresiones sigue a la mostrada en la Figura II.12.

$$y_1 = \frac{a_1}{2} \left(1 - \cos \frac{2\pi x}{L_b} \right) \quad (II-2)$$

$$y_2 = \frac{a_2}{2} \left(1 - \cos \frac{2\pi x}{3L_b} \right) \quad (II-3)$$

$$y = y_1 + y_2 \quad (II-4)$$

La expresión de la energía potencial del sistema es (II-5) y sustituyendo los valores de y en (II-5) se obtiene la expresión (II-6).

$$U = \int_0^{2l} \frac{EI}{2} \left(\frac{d^2 y}{dx^2} \right)^2 dx + \frac{1}{2} k a_1^2 - \frac{P}{2} \int_0^{2l} \left(\frac{dy}{dx} \right)^2 dx \quad (II-5)$$

$$U = \frac{EI a_1^2 \pi^4}{8l^3} + \frac{2EI a_2^2 \pi^4}{l^3} + \frac{1}{2} k a_1^2 - \frac{P \pi^2 a_1^2}{8l} - \frac{P a_2^2 \pi^2}{2l} \quad (II-6)$$

Si se minimiza respecto a las dos amplitudes se tiene que:

$$\frac{\partial U}{\partial a_1} = 0 \Rightarrow \frac{\pi^4 EI a_1}{4l^3} + k a_1 - \frac{P \pi^2 a_1}{4l} = 0 \quad (II-7)$$

$$\frac{\partial U}{\partial a_2} = 0 \Rightarrow \frac{4\pi^4 EI a_2}{l^3} - \frac{P \pi^2 a_2}{l} = 0 \quad (II-8)$$

El resultado de esto son los valores de carga y de rigidez crítica:

$$P = \frac{4EI^2}{l^2} \quad (II-9)$$

$$k = \frac{3EI\pi^4}{4l^3} \quad (II-10)$$

- **Scribner (1986) [87]**

Scribner (1986) [87], al igual que Bresler and Gilbert (1961) [86], propuso un método analítico para determinar la carga de pandeo y la rigidez requerida de los estribos. En este caso, se asumió que la barra pandeaba movilizándose tres separaciones de estribos (Figura II.12), los cuales eran modelados como muelles laterales. No consideraba tampoco el efecto del recubrimiento ya que asumía que el hormigón no estaba reforzado con fibras y que había saltado el recubrimiento.

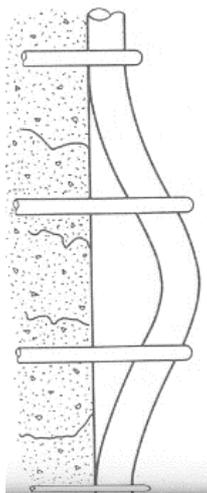


Figura II.10 Deformada de pandeo idealizada (Scribner (1986) [87])

Scribner (1986) [87] asumió que la longitud de pandeo era de 3 veces la separación entre estribos por los siguientes motivos: debido a que el salto del recubrimiento se producía a lo largo de un canto de la sección y a que la distancia típica entre los estribos era igual a un cuarto del canto de la viga dentro de las rótulas plásticas. El procedimiento analítico es similar al seguido por Bresler and Gilbert (1961) [86], por lo tanto, se basa en minimizar la energía del sistema para obtener la carga crítica y la rigidez crítica de los estribos. Asume que la forma de una barra pandeada a lo largo de tres separaciones de estribos (Figura II.12), es igual a la suma de las deformadas de dos modos de pandeo acorde con las expresiones (II-11) y (II-12) y la Figura II.11. La nomenclatura utilizada en las expresiones obedece a la mostrada en la Figura II.11.

$$y_1 = \frac{a_1}{2} \left(1 - \cos \frac{2\pi x}{L_b} \right) \quad (II-11)$$

$$y_2 = \frac{a_2}{2} \left(1 - \cos \frac{2\pi x}{3L_b} \right) \quad (II-12)$$

$$y = y_1 + y_2 \quad (II-13)$$

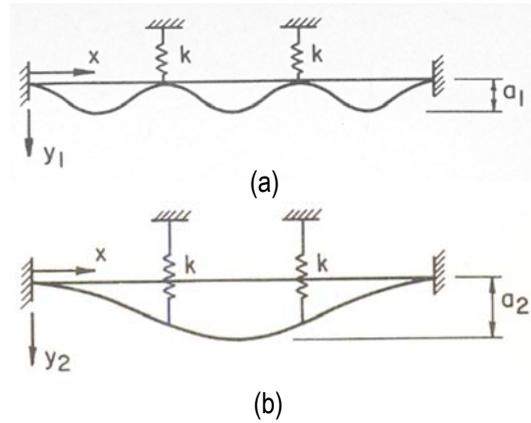


Figura II.11 Deformadas de pandeo teóricas (a) Modo 1 (b) Modo 2 (Scribner (1986) [87])

La expresión de la energía potencial del sistema es (II-14) y sustituyendo los valores de y en (II-14) se obtiene la expresión (II-15).

$$U = \int_0^{3L_b} \frac{EI}{2} \left(\frac{d^2 y}{dx^2} \right)^2 dx + \frac{9}{16} k a_2^2 - \frac{P}{2} \int_0^{3L_b} \left(\frac{dy}{dx} \right)^2 dx \quad (II-14)$$

$$U = \frac{3EI a_1^2 \pi^4}{L_b^3} + \frac{EI a_2^2 \pi^4}{27L_b^3} + \frac{9}{16} k a_2^2 - \frac{3P \pi^2 a_1^2}{4L_b} - \frac{P a_2^2 \pi^2}{12L_b} \quad (II-15)$$

Si se minimiza respecto a las dos amplitudes se tiene que:

$$\frac{\partial U}{\partial a_1} = 0 \Rightarrow \frac{6\pi^4 EI a_1}{L_b^3} - \frac{3P \pi^2 a_1}{2L_b} = 0 \quad (II-16)$$

$$\frac{\partial U}{\partial a_2} = 0 \Rightarrow \frac{2\pi^4 EI a_2}{27L_b^3} + \frac{9}{8} k a_2 - \frac{P \pi^2 a_2}{6L_b} = 0 \quad (II-17)$$

El resultado de esto son los valores de carga y de rigidez crítica:

$$P = \frac{4EI^2}{L_b^2} \quad (II-18)$$

$$k = \frac{128 EI \pi^4}{243 L_b^3} \quad (II-19)$$

▪ **Papia et al. (1988) [82]**

Papia et al. (1988) [82] crearon un método para calcular la tensión de pandeo de armaduras pasivas insertas en una sección de hormigón con armadura transversal. No consideraban el efecto positivo del recubrimiento de hormigón frente al pandeo, aunque sí el efecto de la armadura transversal de forma discreta. El modelo de la barra es el que muestra la Figura II.12.a. Para desarrollar el procedimiento analítico simplificaron el problema por simetría, en función de si el número de estribos que ataban a la armadura en la zona de pandeo era par o impar (Figura II.12).

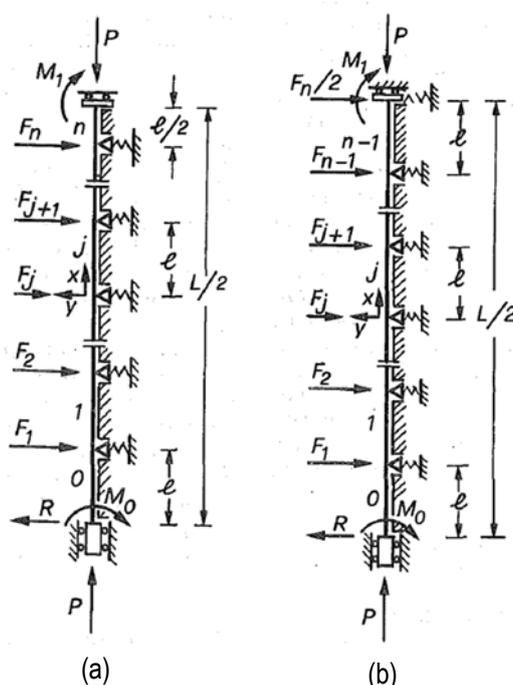


Figura II.12 Modelo de análisis simplificado por simetría (a) Estribos pares (b) Estribos impares (Papía et al. (1988) [82])

El procedimiento analítico parte de la ecuación de equilibrio en la posición deformada (II-20), acorde con la nomenclatura mostrada en la Figura II.12:

$$E_r \cdot I \cdot \frac{d^2 y_j(x)}{dx^2} = -(P \cdot y_j(x) - M_0 - M_{S_j}(x) - M_{C_j}(x)) \quad (II-20)$$

donde:

E_r : Módulo de elasticidad reducido de la armadura longitudinal en sección circular propuesto por Papia et al. (1988) [82]. Este módulo tiene en cuenta que, cuando se produce el pandeo, una parte de la sección aumenta su compresión y otra parte la disminuye. La parte que aumenta su compresión lo hace con un módulo tangente E_h mucho menor que el lineal, ya que el pandeo se produce normalmente en la zona plástica o de endurecimiento de la curva tensión-

deformación de la barra. La parte que disminuye la compresión lo hace con un módulo igual al inicial. El desarrollo del cálculo de módulo reducido se explica en detalle en el capítulo V.

- $y_j(x)$: Coordenada de desplazamiento y del segmento j en función de x
- P : Fuerza axial aplicada en los extremos de la barra
- I : Momento de inercia de la barra longitudinal
- M_0 : Momento flector de empotramiento en los extremos de la barra de la región envuelta en la inestabilidad
- $M_{Sj}(x)$: Momento flector debido a cargas laterales generadas por la armadura transversal en cualquier punto x de un segmento j

La solución de la ecuación diferencial (II-20) para cada uno de los segmentos j es:

$$y_j(x) = A_j \sin\left(\beta \frac{x}{s}\right) + B_j \cos\left(\beta \frac{x}{s}\right) + \frac{M_0 + M_{Sj}(x) + M_{Cj}(x)}{P} \quad (II-21)$$

donde:

- A_j, B_j : Constantes para cada segmento j . Los valores de estas constantes se obtienen haciendo uso de las ecuaciones de compatibilidad entre los desplazamientos $y_j(x)$ en cada segmento j

$$\beta: \quad \beta = s \sqrt{\frac{P}{E_r I}}$$

La expresión de $y_j(x)$ (II-21) ya es conocida y depende de las reacciones F_j de los estribos y del momento M_0 . Si se particulariza el valor de $y_j(x)$ para los puntos en los que existen estribos, se tiene que $y_j(x = 0) = F_j/\alpha_s$, siendo α_s la rigidez axial de los estribos. Con estas condiciones y las que se derivan del giro en mitad de la barra, se obtiene un sistema de $n+1$ ecuaciones homogéneo donde las variables independientes son F_j y M_0 . Los miembros del sistema de ecuaciones pueden agruparse de tal forma que sólo dependan de dos parámetros: β y γ , siendo $\gamma = \alpha_s s^3 / E_r I$. Para encontrar la solución no trivial del sistema, el determinante de la matriz del sistema debe ser nulo. Además, puesto que $y_j(x) \geq 0$, el menor que resulta de eliminar la fila y la columna del sistema de ecuaciones correspondientes a M_0 , también debe ser nulo. Con estas dos condiciones se puede obtener los valores de β y γ para los cuales se produce el pandeo y, consecuentemente, la carga crítica de pandeo y el valor de γ asociado a esa carga. La Figura II.13

presenta el resultado en una curva, donde C_c es la carga crítica adimensionalizada con la carga crítica adoptando que la longitud de pandeo es la separación entre estribos.

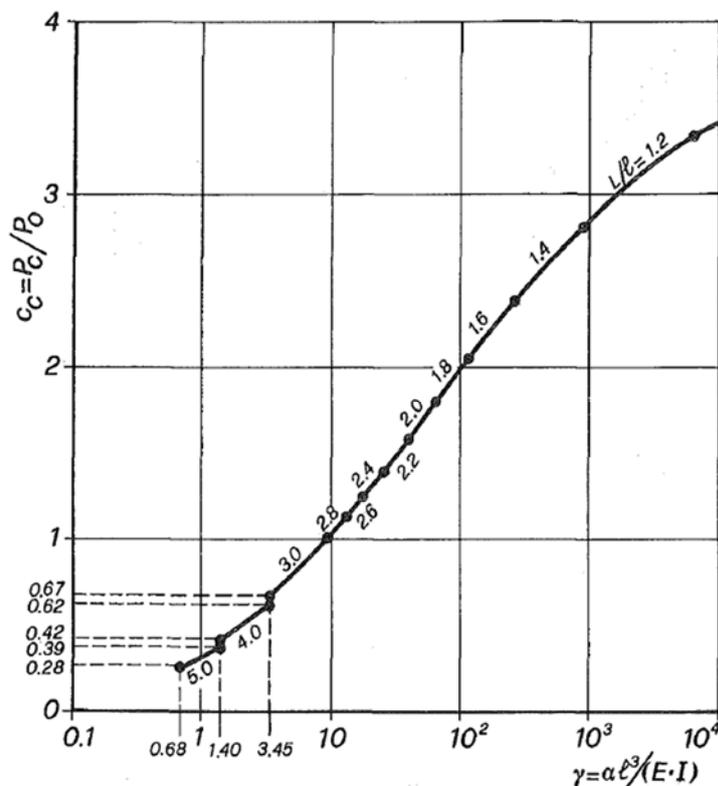


Figura II.13 Curva $C_c - \gamma$ (Papia et al. (1988) [82])

▪ **Pantazopoulou (1998) [88]**

Pantazopoulou (1998) [88] propuso un método para calcular la carga de pandeo y la longitud crítica. Supuso que la ecuación de la deformada de una barra pandeada se adaptaba a la expresión (II-22). Siguiendo el esquema de la Figura II.14, planteó el equilibrio de momentos (II-24). Estos momentos son igual a EIc , donde c es la curvatura de cualquier sección transversal y cuya expresión surge de derivar (II-22) siendo el resultado la expresión (II-23). La nomenclatura empleada en las expresiones es la misma que la mostrada en la Figura II.14.

$$w(s) = \frac{A}{2} \left(1 - \cos \frac{2\pi s}{L_b} \right) \tag{II-22}$$

donde:

L_b : Longitud crítica

A : Amplitud de la deformada en tu punto máximo

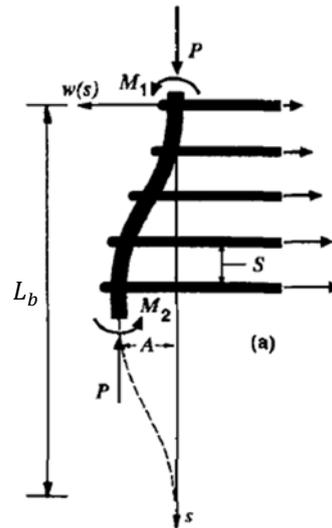


Figura II.14 Esquema de equilibrio de la barra pandeada (Pantazopoulou (1998) [88])

$$c(s) = 2 \frac{A\pi^2}{L_b^2} \left(1 + \frac{A\pi^2}{2L_b^2} - \sin^2 \frac{2\pi s}{L_b} \right) \cos \frac{2\pi s}{L_b} \quad (II-23)$$

$$P \frac{A}{2} \left(1 - \cos \frac{2\pi s}{L_b} \right) - 2EIA \frac{\pi^2}{L_b^2} - 2EIA \frac{\pi^2}{L_b^2} - \sum_{n=0}^N K \frac{A}{2} \left(1 - \cos \frac{2\pi n s}{L_b} \right) s_n = 0 \quad (II-24)$$

donde:

K : Rigidez axial de la armadura transversal

S : Separación entre la armadura transversal

N : Número total de estribos movilizados en la mitad de la longitud crítica

s_n : Coordenada s a la altura del estribo

De la ecuación de momentos se puede extraer la ecuación de la carga crítica (II-25). En ella se ha tenido en cuenta la rigidez de los estribos de forma distribuida k en función de la longitud crítica L_b . Para conocer el valor de la longitud crítica es necesario minimizar la ecuación (II-25) con respecto a L_b . El resultado de esta operación se muestra en la ecuación (II-26).

$$P_{cr} = Area f_{cr} = 4EIA \frac{\pi^2}{L_b^2} + \beta k L_b^2 \quad (II-25)$$

donde:

k : K/S

β : $(\pi^2 + 4)/(16\pi^2)$

$$L_b = \sqrt[4]{\frac{4\pi^2 EI}{\beta k}} \quad (II-26)$$

Pantazopoulou (1998) [88] señala que el módulo de elasticidad de la armadura longitudinal a utilizar depende de si la armadura ha alcanzado el límite elástico o no. Si no se ha alcanzado se emplea el módulo de elasticidad inicial y si lo ha alcanzado, el módulo reducido. Para conocer el estado de los estribos, es decir, para saber qué módulo de elasticidad se debe utilizar cuando se procede al cálculo de su rigidez, Pantazopoulou (1998) [88] propuso el siguiente procedimiento, sólo válido para hormigones de resistencia normal sin fibras:

1. Dado una disposición de armado y espaciamiento de estribos, se calcula el coeficiente de efectividad de confinamiento k_e . (Mander et al. (1988a) [90]), y la deformación correspondiente a la tensión máxima, ε_{cc} (el valor de este parámetro se encuentra expresado en (II-27)).

$$\varepsilon_{cc} = 6\varepsilon_0 \left(\frac{f_{cc}}{f_c} - 0.83 \right) = \varepsilon_0 \left(1 + \frac{24.6k_e \rho_s f_{yt}}{f'_c} \right) \quad (II-27)$$

donde:

- ε_0 : Deformación para tensión pico del hormigón sin confinar
- ρ_s : Cuantía volumétrica de armadura transversal
- f_c : Resistencia del hormigón no confinado
- f_{cc} : Resistencia del hormigón confinado
- f_{yt} : Límite elástico de la armadura transversal

2. Usando (II-28), se calcula la deformación lateral debida a la expansión del núcleo para cualquier nivel de deformación axial. Suponiendo compatibilidad de deformaciones entre el hormigón y los estribos, se calcula la rigidez axial de los estribos del diagrama tensión-deformación adoptado.

$$\varepsilon_2 = -v\varepsilon_c + (1 - 2v) \frac{k_e \rho_s f_{yt}}{E_c} - \varepsilon_{cc} \frac{1 - 2v}{2} \left(\frac{\varepsilon_c - 0.00015/v}{\varepsilon_{cc} - 0.00015/v} \right)^2 \quad (II-28)$$

donde:

- E_c : Módulo de elasticidad
- v : Coeficiente de Poisson
- ε_{cc} : Deformación del hormigón confinado para la tensión pico (II-27)

▪ **Dhakal y Maekawa (2002c) [83]**

Dhakal y Maekawa (2002c) [83] utilizaron un método energético en su procedimiento analítico, aunque el objetivo no era conocer la tensión crítica ni la longitud de pandeo, sino que era conocer la rigidez requerida de la armadura transversal para que la armadura longitudinal no pandeese. Sigue el mismo esquema analítico en términos generales que Bresler and Gilbert (1961) [86] o que Scribner (1986) [87]. No tiene en cuenta el recubrimiento de hormigón.

La deformada de la barra longitudinal se aproxima como una curva cosenoidal para cada modo de pandeo (II-29). Dhakal y Maekawa (2002c) [83] definieron modo de pandeo como la longitud de pandeo entre la separación de estribos. La armadura transversal es modelizada como unos muelles elasto-plásticos, de tal forma que la rigidez tangencial axial disminuye a cero tras superar el límite elástico. Los estribos cercanos a la mitad de la longitud de pandeo son más propensos a entrar en la zona plástica que los más alejados (Figura II.15). Por este motivo Dhakal y Maekawa (2002c) [83] llevan a cabo un estudio paramétrico donde los estribos en la región central de longitud $L/2$, $L/3$ y $L/4$ son eliminados, siendo L la longitud de pandeo (Figura II.15).

$$y_n = \frac{a_n}{2} \left(1 - \cos \frac{2\pi x}{ns} \right) \quad (II-29)$$

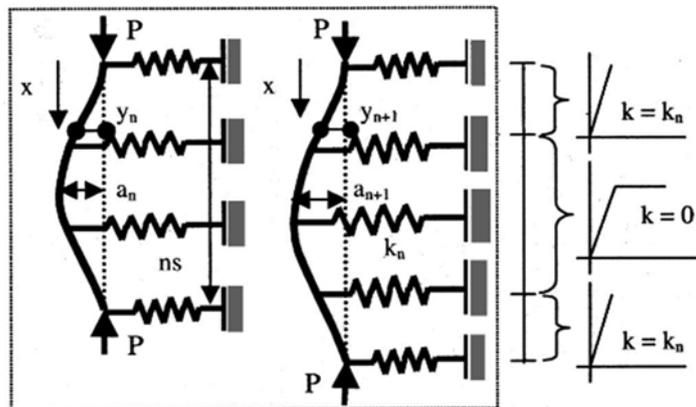


Figura II.15 Modelización del problema según Dhakal y Maekawa (2002c) [83]

Como se muestra en la Figura II.15, la rigidez de muelle requerida k_n correspondiente a un modo arbitrario n debería referirse a dos modos consecutivos de deformación n y $n+1$, ya que trata de evitar el modo $(n+1)$ y de soportar el modo n . No es necesario considerar los modos inferiores porque ya se han comprobado en los pasos anteriores. En primer lugar, un término U es introducido en la expresión (II-30), que se expresa como la suma de las energías U_n y U_{n+1} asociados con los dos modos de pandeo n y $n+1$. Como se muestra en las ecuaciones (II-31) y

(II-32), la energía correspondiente a cada modo de pandeo incluye la energía de deformación, la energía almacenada en los muelles y la energía debida al acortamiento de la barra.

$$U = U_n + U_{n+1} \quad (II-30)$$

$$U_n = \int_0^{n \cdot s_t} \frac{EI}{2} \left(\frac{d^2 y_n}{dx^2} \right)^2 dx + c_i \sum_{i=1}^n \frac{k_n}{2} \cdot y_n^{i \cdot s^2} - \int_0^{n \cdot s_t} \frac{P_n}{2} \left(\frac{d^2 y_n}{dx^2} \right)^2 dx \quad (II-31)$$

$$U_{n+1} = \int_0^{(n+1) \cdot s_t} \frac{EI}{2} \left(\frac{d^2 y_{n+1}}{dx^2} \right)^2 dx + c_i \sum_{i=1}^{n+1} \frac{k_n}{2} \cdot y_{n+1}^{i \cdot s^2} - \int_0^{(n+1) \cdot s_t} \frac{P_n}{2} \left(\frac{d^2 y_{n+1}}{dx^2} \right)^2 dx \quad (II-32)$$

donde:

c_i : Coeficiente para incorporar la plasticidad de los estribos. Su valor es 0 para los estribos eliminados y 1 para el resto

k_n : Rigidez crítica del modo n

P_n : Carga axial del modo n

Minimizando U con respecto a cada amplitud máxima a_n y a_{n+1} (Figura II.15), se obtienen las expresiones (II-33) y (II-34). Estas dos ecuaciones ofrecen el valor requerido de la rigidez de los estribos k_n y la correspondiente carga P_n . La rigidez requerida, calculada para diferentes modos de pandeo correspondientes a las tres configuraciones de estribos eliminados mencionadas anteriormente, se muestra en la Tabla II-5. La rigidez equivalente k_{eq} mostrada en la tabla es un parámetro adimensional y al multiplicarla por $\pi^4 EI / s^3$ da la rigidez de muelle k_n necesaria para estabilizar la barra longitudinal en el correspondiente modo de pandeo. Como era de esperar, la rigidez requerida se hace más pequeña para modos de pandeo altos. Se puede notar que el rango de muelles eliminados no influye en el resultado excepto en algunos modos de pandeo, lo cual es provocado por la ambigüedad surgida por la existencia de un muelle exactamente en el límite de la zona de pandeo asumida. Se recomienda utilizar los valores medios de la rigidez de las dos primeras columnas (muelles dentro de L/2 y L/3 central eliminados) de la Tabla II-5.

$$\frac{\partial U}{\partial a_n} = 0 \Rightarrow \frac{2\pi^4 EI}{n^3 s_t^3} + \frac{c_i k_n}{4} \sum_{i=1}^n \left(1 - \cos \frac{2i\pi}{n} \right) - \frac{P_n \pi^2}{2n s_t} = 0 \quad (II-33)$$

$$\frac{\partial U}{\partial a_{n+1}} = 0 \Rightarrow \frac{2\pi^4 EI}{(n+1)^3 s_t^3} + \frac{c_i k_n}{4} \sum_{i=1}^{n+1} \left(1 - \cos \frac{2i\pi}{n+1}\right) - \frac{P_n \pi^2}{2(n+1)s_t} = 0 \quad (II-34)$$

Modo de pandeo estable, n	Rigidez requerida equivalente k_{eq}			k_{eq} media de los casos de eliminación a L/2 y L/3
	Estribos eliminados en:			
	L/2 central	L/3 central	L/4 central	
1	0.7500	0.7500	0.7500	0.7500
2	0.1649	0.1649	0.1649	0.1649
3	0.0976	0.0976	0.0371	0.0976
4	0.0758	0.0137	0.0137	0.0448
5	0.0084	0.0084	0.0084	0.0084
6	0.0063	0.0063	0.0032	0.0063
7	0.0052	0.0022	0.0022	0.0037
8	0.0046	0.0016	0.0016	0.0031
9	0.0013	0.0013	0.0008	0.0013
10	0.0011	0.0006	0.0006	0.0009

Tabla II-5 Rigidez requerida de la armadura transversal para diferentes modos de pandeo (Dhakal y Maekawa (2002c) [83])

▪ **Dhakal (2006) [84]**

Dhakal (2006) [84] amplía el método propuesto por Dhakal y Maekawa (2002c) [83] para que tenga en cuenta el recubrimiento hormigón reforzado con fibras de acero. Para ello, la suma de las rigideces normalizadas aportadas por los estribos y por el recubrimiento de hormigón debe ser superior a la rigidez equivalente requerida (Tabla II-5). En el caso de hormigón con fibras, se considera que las fibras cosen el recubrimiento al núcleo. La rigidez del recubrimiento de hormigón (k_c) la estimó Dhakal (2006) [84] según la expresión (II-35). Ésta tiene en cuenta una distribución aleatoria de las fibras. Por lo tanto, la rigidez del recubrimiento de hormigón (k_c) se concentra de forma discreta o puntual a la altura de los estribos, tal y como se ha explicado en el método propuesto por Dhakal y Maekawa (2002c) [83].

$$k_c = \frac{E_{fb} \cdot n \cdot s_t \cdot b}{l_{fb} \cdot n_b} \left(\frac{V_f}{3}\right)^{\frac{2}{3}} \quad (II-35)$$

donde:

E_{fb} : Módulo de elasticidad de las fibras

- l_{fb} : Longitud de las fibras
- b : Longitud de la cara de la pieza donde se encuentra la barra analizada frente a pandeo
- n_b : Número de barras longitudinales dispuestas en la cara en la que se encuentra la barra analizada frente a pandeo
- V_f : Volumen de fibras en relación con el volumen total de hormigón
- s_t : Separación de armadura transversal
- n : Modo de pandeo que se analiza (longitud de pandeo entre la separación de estribos)

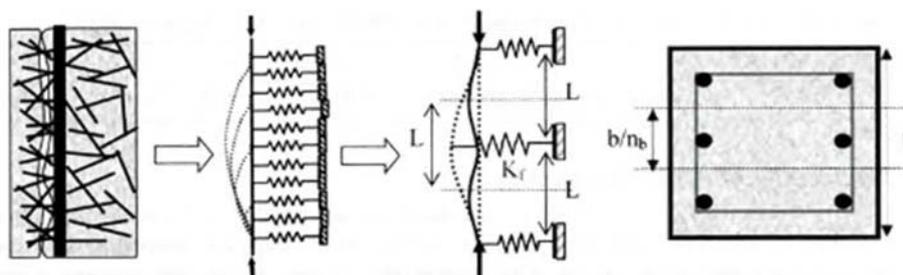


Figura II.16 Contribución del recubrimiento de hormigón con fibras frente al pandeo (Dhakar (2006) [84])

▪ Taalat y Mosalam (2007) [89]

Estos autores evalúan la carga o tensión crítica de pandeo mediante un tratamiento energético. El esquema del modelo se muestra en la Figura II.17.

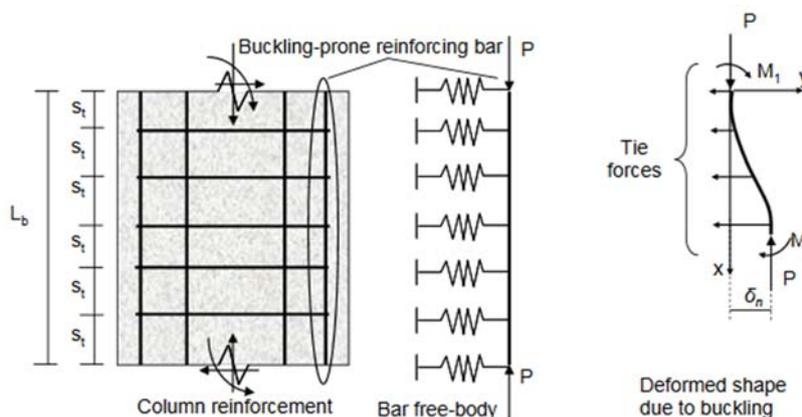


Figura II.17 Modelización Taalat y Mosalam (2007) [89]

Taalat y Mosalam (2007) [89] parten de la hipótesis de que la deformada de la barra pandeada se asemeja a una serie infinita de funciones de forma cosenoidales armónicas de la forma:

$$y(x) = \sum_{n=1}^{\infty} (\delta_n/2)[1 - \cos(2\pi nx/L_b)] \tag{II-36}$$

donde:

L : Longitud de pandeo

δ_n : Desplazamiento infinitesimal de la serie n en la mitad de la longitud de pandeo, que representa una imperfección inicial de la barra.

Teniendo en cuenta la última expresión, la curvatura de la barra a lo largo de su longitud se puede hallar mediante la siguiente expresión:

$$c(x) = \frac{\partial^2 y(x)}{\partial x^2} = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2(n\pi)^2}{L_b^2} \cdot \delta_n \cdot \cos(2\pi n x / L_b) \quad (II-37)$$

La energía almacenada por la barra, debida a al aumento de carga axial se puede expresar de la siguiente forma, teniendo en cuenta que el momento flector que sufre la barra es $M(x) = E \cdot I \cdot c(x)$:

$$\begin{aligned} \Delta U_{bar} &= \frac{1}{2} \int_0^{L_b} M \cdot c \cdot dx = \frac{EI}{2} \int_0^{L_b} \left(\frac{\partial^2 y(x)}{\partial x^2} \right)^2 \cdot dx = \frac{EI}{2} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{4(n\pi)^4}{L_b^4} \cdot \delta_n^2 \cdot \frac{L_b}{2} \\ &= \frac{EI}{L_b^3} \pi^4 \sum_{n=1}^{\infty} n^4 \cdot \delta_n^2 \end{aligned} \quad (II-38)$$

Por otra parte, suponiendo que los estribos se comportan de forma distribuida a lo largo de toda la longitud de pandeo, la expresión de la energía almacenada por la deformación de los estribos es:

$$\Delta U_{estr} = \frac{\beta_t}{2} \int_0^{L_b} y^2 dx = \frac{\beta_t}{2} \sum_{n=1}^{\infty} \delta_n^2 \cdot \frac{3L_b}{8} = \frac{3\beta_t}{16} L_b \sum_{n=1}^{\infty} \delta_n^2 \quad (II-39)$$

donde:

β_t : Rigidez a axil distribuida por unidad de longitud del estribo ($\beta_t = \alpha_t / s_t$)

La energía debida al trabajo de las fuerzas externas (II-40) será la carga axial P aplicada, por el acortamiento que experimenta la barra (II-41):

$$\Delta L = \int_0^L \left[\sqrt{1 + \left(\frac{dy}{dx} \right)^2} - 1 \right] dx \approx \frac{1}{2} \int_0^L \left(\frac{dy}{dx} \right)^2 dx = \frac{1}{2} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(\pi \delta_n)^2}{L_b^2} \cdot \frac{L_b}{2} = \frac{\pi^2}{4L_b} \sum_{n=1}^{\infty} \delta_n^2 \quad (II-40)$$

$$\Delta W = P \Delta L \approx \frac{P \pi^2}{4L_b} \sum_{n=1}^{\infty} \delta_n^2 \quad (II-41)$$

Igualando las fuerzas internas con las externas, particularizando para $n=1$ y sustituyendo el módulo de elasticidad E por el módulo reducido de Papia et al. (1988) [82] E_r , la expresión de la carga crítica es la siguiente:

$$P_{cr} = \frac{4\pi^2 E_r I}{L_{cr}^2} \left(1 + \frac{3\beta_t L_{cr}^4}{16\pi^4 E_r I} \right) \quad (II-42)$$

Esta ecuación ofrece una función de P con respecto a L . Para saber cuál es la $L_{cr,min}$ y su $P_{cr,min}$ asociada se deriva la expresión anterior:

$$L_{cr,min} = \left\{ \frac{\partial P_{cr}}{\partial L_{cr}} = \frac{-8\pi^2 E_r I}{L_{cr}^3} - \frac{3\beta_t L_{cr}}{2\pi^2} = 0 \right\} = 2\pi \sqrt[4]{\frac{E_r I}{3\beta_t}} \geq s_t \quad (II-43)$$

$$P_{cr,min} = P_{cr}(L_{cr,min}) = \begin{cases} \frac{8\pi^2 E_r I}{L_{cr}^2} & \text{si } L_{cr,min} > s_t \\ \frac{4\pi^2 E_r I}{s_t^2} & \text{si } L_{cr,min} = s_t \end{cases} \quad (II-44)$$

La tensión crítica se obtiene dividiendo la expresión (II-44) entre el área de la sección de la barra. La Figura II.18 muestra el momento en que se produce el pandeo de la armadura: cuando la curva tensión-deformación interseca con la curva crítica de pandeo. En esta figura la curva crítica disminuye al aumentar la deformación. Esto es debido a que el comportamiento real de la barra es no lineal, por ello, la rigidez $E_r I$ disminuye cuanto mayor es la deformación a la que está sometida. Esto provoca que la tensión crítica disminuya. También disminuye la rigidez axial distribuida de los estribos β_t por el mismo motivo. Esto resulta en que la longitud de pandeo aumenta y la tensión crítica disminuye.

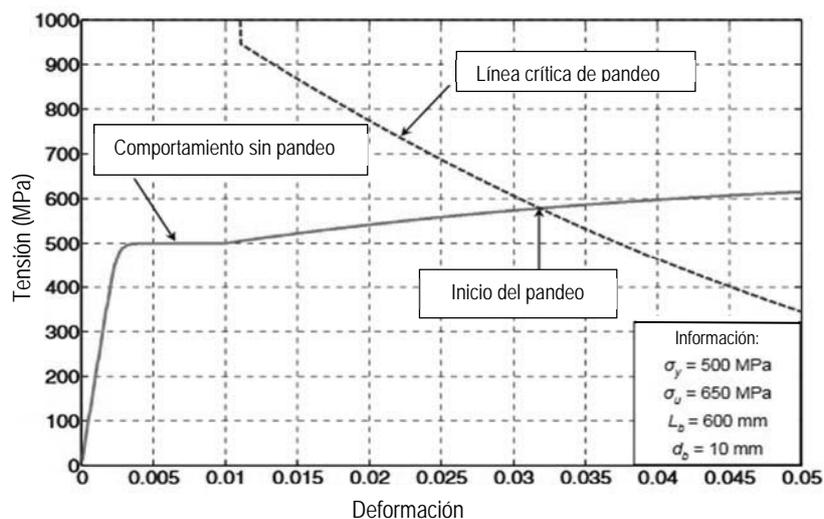


Figura II.18 Inicio del pandeo (Taalat y Mosalam (2007) [89])

▪ **Campione (2011) [85]**

Campione (2011) [85] también utiliza un método energético para la determinación de la carga crítica de pandeo, así como de la longitud de pandeo. Tanto la armadura transversal como el recubrimiento de hormigón poseen un comportamiento distribuido a lo largo de la longitud de pandeo. El procedimiento analítico es igual que el realizado por Taalat y Mosalam (2007) [89], excepto que en el parámetro β_t (rigidez a axil distribuida por unidad de longitud del estribo) se añade también la rigidez por unidad de longitud del recubrimiento de hormigón. Esta rigidez del recubrimiento llamada β_{rec} se determina considerando que el recubrimiento forma un tirante trabajando a tracción de longitud la mitad del lado de la pieza (b) con una sección transversal rectangular donde uno de los lados es la separación de estribos (s_t) y el otro el recubrimiento geométrico al estribo (δ). Con estas hipótesis la expresión de β_{rec} queda de la siguiente forma:

$$\beta_{rec} = \left(2 \cdot E_{sec} \cdot \frac{\delta \cdot s_t}{b} \right) / s_t \quad (II-45)$$

donde:

E_{sec} : Módulo secante del hormigón reforzado con fibras en tracción. Su valor varía de acuerdo con la siguiente expresión:

$$E_{sec} = \frac{f_r}{v \cdot \varepsilon} \quad (II-46)$$

siendo:

- f_r : Resistencia post-fisura
- v : Coeficiente de Poisson

Finalmente, las expresiones de la longitud pandeo y de la carga crítica que obtiene Campione (2011) [85], tras realizar el mismo desarrollo energético mostrado en la descripción del método de Taalat y Mosalam (2007) [89], son (II-47) y (II-48). Ambas expresiones son análogas a (II-43) y a (II-44) sustituyendo β_t por k .

$$L_{cr} = 2 \cdot \pi \cdot \sqrt[4]{\frac{E_r I}{3k}} \quad (II-47)$$

$$P_{cr} = \sqrt{12E_r I k} \quad (II-48)$$

donde:

- k : $\beta_t + \beta_{rec}$

La Figura II.19 muestra la variación de la tensión crítica con la variación del ratio s_t/L_{cr} , para un ejemplo con barras de 12 mm de diámetro, con estribos de 8 mm de diámetro.

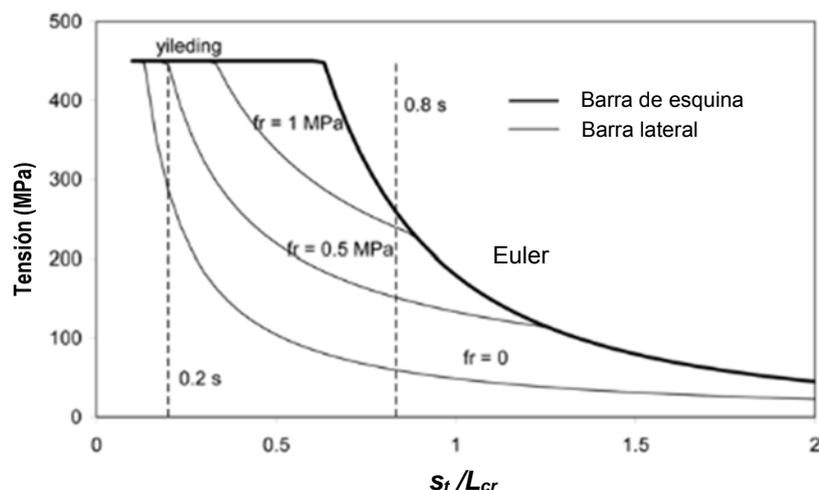


Figura II.19 Variación de la tensión crítica con s_t/L_{cr} (Campione (2011) [85])

II.4.2 Modelos constitutivos del acero incluyendo pandeo y comportamiento post-pandeo

Los modelos propuestos de barra aislada para el acero modifican la relación tensión – deformación para carga cíclica propuesta por Menegotto-Pinto (Giuffré and Pinto (1970) [91] y Menegotto and Pinto (1973) [92]). Entre ellas, cabe destacar las modificaciones de Gomes y Appleton (1997) [93] y Dhakal y Maekawa (2002) [94]. Así, Gomes y Appleton (1997) [93] propusieron a un modelo de post-pandeo basado en un mecanismo plástico de la barra pandeada (Figura II.20). Mientras que Dhakal y Maekawa (2002) [94] propusieron una ecuación constitutiva de las barras de acero que incluye el pandeo, basado en un modelo de elementos finitos (Figura II.21).

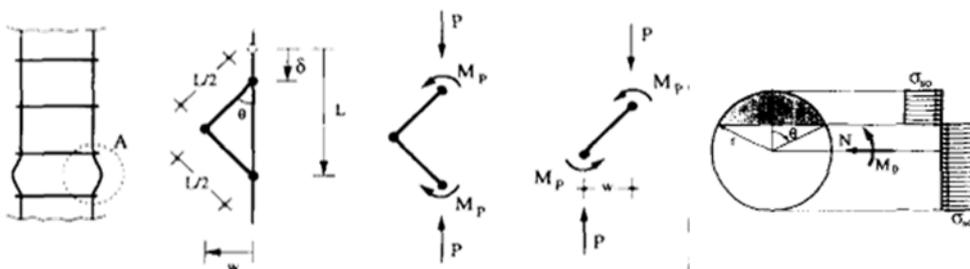


Figura II.20 Modelo de Gomes y Appleton (1997) [93]

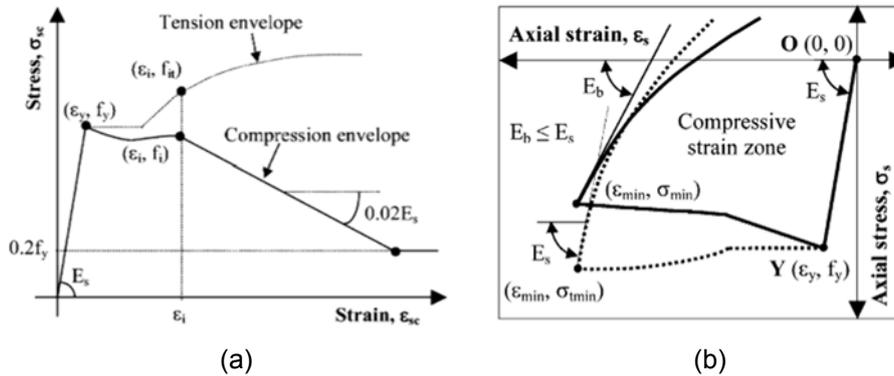


Figura II.21 Modelo de Dhakal y Maekawa (2002) [94]. Modelo esquemático para (a) Carga monotónica (b) Carga cíclica

Por otra parte, Massone y Moroder (2009) [95] propusieron un modelo del acero pandeado basado en la concentración de plasticidad en rótulas plásticas como Gomes y Appleton (1997) [93], con la capacidad de añadir una imperfección inicial. Massone y López (2014) [96] extendió el modelo anterior teniendo en cuenta el efecto de los estribos y la expansión del núcleo de hormigón, en el caso de barras insertas en una sección de hormigón.

A continuación se explican de forma más detallada los autores nombrados anteriormente en relación a los modelos propuestos tensión-deformación incluyendo el pandeo:

- **Gomes y Appleton (1997) [93]**

Gomes y Appleton (1997) [93] propusieron una relación tensión-deformación de barras de acero sometidas a compresión, incluyendo el pandeo. El modelo se basa en suponer que se forman tres rótulas plásticas en la barra una vez se produce el pandeo, tal como se muestra en Figura II.22. Cada una de estas rótulas transmite un momento plástico constante M_p , de tal forma que la relación entre la carga axial P , el momento M_p y el desplazamiento transversal w sigue la ecuación (II-49) (la nomenclatura adoptada es la misma que la mostrada en la Figura II.22).

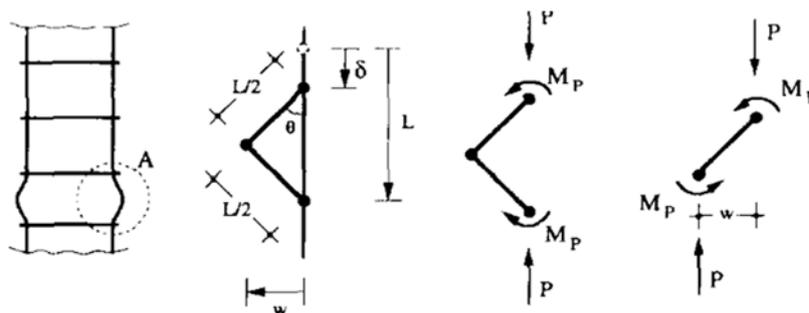


Figura II.22 Modelo de Gomes y Appleton (1997) [93]

$$P = \frac{2M_p}{w} \quad (II-49)$$

El momento plástico de una sección circular de acero es: $M_p = 0.424\pi R^3 f_y$, siendo R el radio de la barra y f_y el límite elástico del acero. La compatibilidad entre el desplazamiento transversal w , el desplazamiento longitudinal δ y el giro de sólido rígido θ , puede ser expresado por:

$$w = \frac{L}{2} \sin\theta \quad (II-50)$$

$$\delta = L(1 - \cos\theta) \quad (II-51)$$

donde:

L : Longitud libre de la barra biempotrada

Realizando la expansión en series y quedándose únicamente con los dos primeros términos, se tiene que:

$$w = \sqrt{\frac{\delta L}{2}} \quad (II-52)$$

De las ecuaciones (II-49) y (II-52) se obtiene:

$$P = \frac{2\sqrt{2}M_p}{\sqrt{L\delta}} \quad (II-53)$$

Considerando que la deformación media longitudinal entre dos estribos es $\varepsilon_s = \frac{\delta}{L}$, la ecuación (II-54) muestra la relación tensión - deformación de una barra incluyendo el pandeo.

$$\sigma_s = \frac{P}{A_s} = \frac{2\sqrt{2}M_p}{A_s L \sqrt{\varepsilon_s}} \quad (II-54)$$

El Modelo propuesto por no tiene en cuenta la interacción entre el axil y el momento flector. El axil y el flector de una sección circular basado en la distribución de tensiones plásticas mostrada en la Figura II.23 pueden ser expresados por las siguientes ecuaciones:

$$P = R^2(\pi - 2\theta + \sin 2\theta)f_y \quad (II-55)$$

$$M_p = \frac{4}{3}R^3 \sin^3\theta f_y \quad (II-56)$$

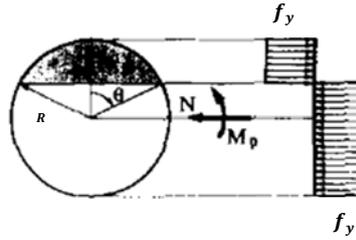


Figura II.23 Distribución de tensiones plásticas en una sección circular (Gomes y Appleton (1997) [93])

Reemplazando las expresiones (II-55) y (II-56) en (II-54), la siguiente expresión es obtenida:

$$\sigma_s = \frac{2\sqrt{2}4}{A_s L 3\sqrt{\epsilon_s}} R^3 \sin^3 \theta f_y \quad (II-57)$$

Los resultados de la aplicación del modelo de Gomes y Appleton (1997) [93] se pueden apreciar en la Figura II.24.. Para pequeñas deformaciones hay una diferencia significativa entre considerar la interacción axil - momento o no. Para grandes deformaciones esto no ocurre. Sin embargo, Gomes y Appleton (1997) [93] afirman que ellos adoptan el modelo sin interacción axil - momento debido a que no hay que realizar cálculos complejos.

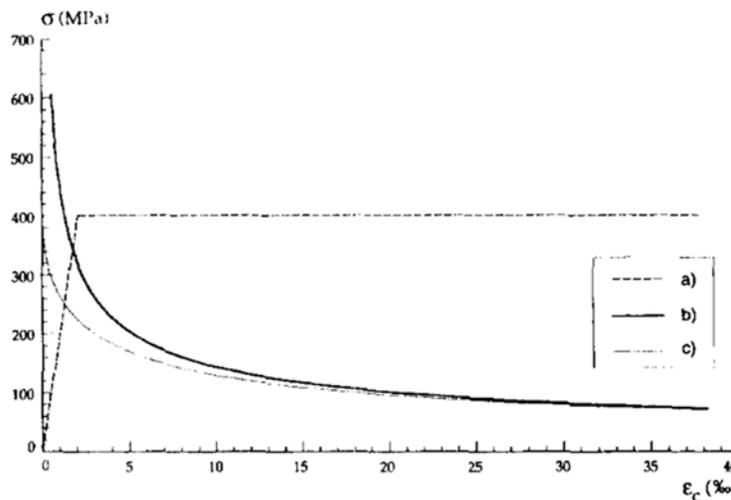


Figura II.24 Relaciones tensión-deformación: (a) elastoplástica; (b) pandeo asumiendo M independiente de N; (c) pandeo considerando la interacción M, N (Gomes y Appleton (1997) [93])

▪ **Dhakar y Maekawa (2002) [94]**

Dhakar y Maekawa (2002) [94] proporcionaron una ecuación tensión – deformación para barras de acero que tenía en cuenta el pandeo. Obtuvieron la ecuación en base a resultados de un estudio paramétrico realizado gracias a un modelo numérico de elementos finitos, calibrado con ensayos de compresión de barras.

A través del estudio paramétrico, se revelaron diversos hechos relacionados con el comportamiento promedio de las barras de acero en compresión. Algunos de ellos son: 1) La relación tensión - deformación media en compresión depende únicamente del producto de la relación de esbeltez y del límite elástico. 2) La tensión de compresión media disminuye después del inicio del pandeo, y la degradación cambia su tendencia en un punto que depende de la relación tensión – deformación sin considerar el pandeo. 3) La disminución de la tensión para altas deformaciones es casi constante con una pendiente negativa aproximadamente igual al 2% del módulo de Young. 4) La tensión de compresión media se hace constante después de alcanzar el valor igual al 20% de la resistencia elástica.

Guiado por estas características, Dhakal y Maekawa (2002) [94] propusieron un modelo de tensión-deformación en compresión, cuyo aspecto general se ilustra en la Figura II.25. Se establece un punto intermedio $(\varepsilon^*, \sigma^*)$, después del cual se asume una rigidez negativa constante igual a $0.02E_s$ hasta que la tensión media sea igual a $0.02f_y$. Aquí, E_s y f_y son el módulo de Young y el límite de elasticidad, respectivamente. Para representar los mecanismos mencionados anteriormente, se proponen las siguientes ecuaciones que relacionan la tensión de compresión media absoluta con la deformación de compresión media absoluta de la barra:

$$\frac{\sigma}{\sigma_l} = 1 - \left(1 - \frac{\sigma^*}{\sigma_l^*}\right) \left(\frac{\varepsilon - \varepsilon_y}{\varepsilon^* - \varepsilon_y}\right) \quad \text{para } \varepsilon_y < \varepsilon \leq \varepsilon^* \quad (II-58)$$

$$\sigma = \sigma^* - 0.02E_s(\varepsilon - \varepsilon^*) \quad \text{siendo } \sigma \geq 0.02f_y \quad \text{para } \varepsilon > \varepsilon^* \quad (II-59)$$

donde:

- E_s : Módulo de elasticidad del acero
- f_y : Límite elástico del acero
- ε_y : Deformación correspondiente al límite elástico
- ε : Deformación de la barra
- σ : Tensión correspondiente a la deformación ε
- ε^*, σ^* : Coordenadas del punto intermedio
- σ_l : Tensión correspondiente a la deformación ε tomando como curva constitutiva la que no tiene en cuenta el efecto del pandeo
- σ_l^* : Tensión correspondiente a la deformación ε^* tomando como curva constitutiva la que no tiene en cuenta el efecto del pandeo

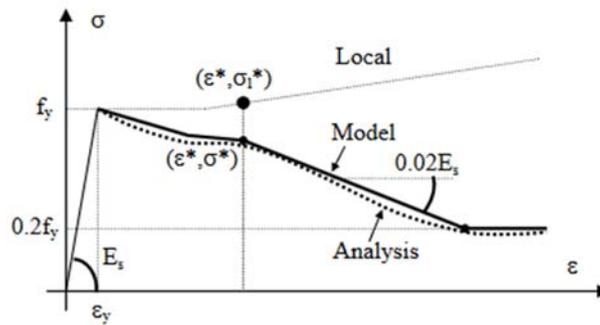


Figura II.25 Relación tensión – deformación de barras de acero incluyendo pandeo (Dhakal y Maekawa (2002) [94])

Las coordenadas del punto intermedio $(\varepsilon^*, \sigma^*)$ se obtienen con las siguientes expresiones:

$$\frac{\varepsilon^*}{\varepsilon_y} = 55 - 2.3 \sqrt{\frac{f_y L}{100 D}} \quad \text{siendo } \varepsilon^*/\varepsilon_y \geq 7 \quad (II-60)$$

$$\frac{\sigma^*}{\sigma_l^*} = \alpha \left(1.1 - 0.016 \sqrt{\frac{f_y L}{100 D}} \right) \quad \text{siendo } \sigma^* \geq 0.2f_y \quad (II-61)$$

donde:

- L : Longitud libre de la barra biempotrada
- D : Diámetro de la barra
- α : Coeficiente con valor 1 para barras con endurecimiento lineal y 0.75 para barras perfectamente elasto-plásticas

Los resultados de la aplicación del modelo así como su bondad para ajustarse a los datos experimentales se pueden observar en la Figura II.26.

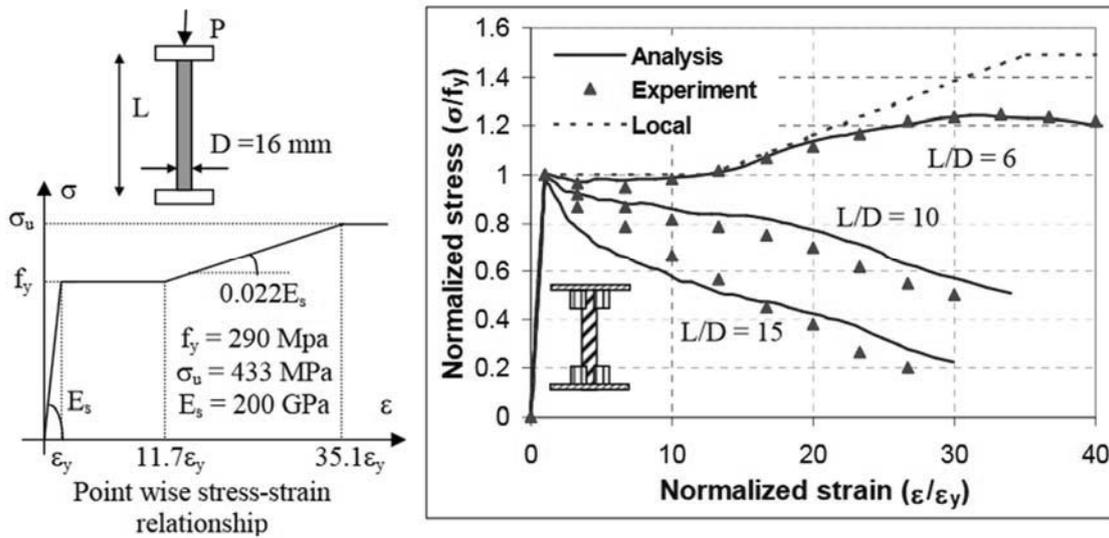


Figura II.26 Resultados de la aplicación del modelo para un ejemplo concreto (Dhakal y Maekawa (2002) [94])

▪ Massone y Moroder (2009) [95]

Massone y Moroder (2009) [95] propusieron un modelo del acero pandeado basado en la concentración de plasticidad en rótulas plásticas como Gomes y Appleton (1997) [93], con la capacidad de añadir una imperfección inicial (Figura II.27).

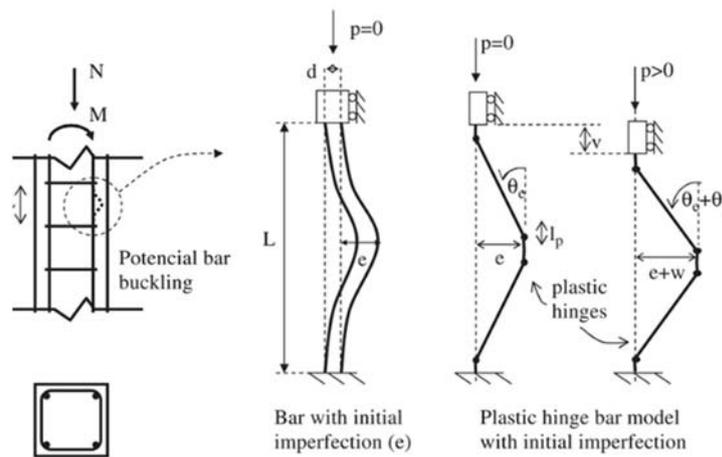


Figura II.27 Modelo de pandeo de Massone y Moroder (2009) [95]

La imperfección inicial e puede ser impuesta mediante una curvatura c_e a lo largo de la longitud de la rótula plástica:

$$c_e = \frac{\tan^{-1}\left(\frac{e}{\frac{L}{2} - l_p}\right)}{l_p} \quad (II-62)$$

donde:

- L : Longitud libre de la barra biempotrada
- l_p : Longitud de la rótula plástica

La aplicación de un axil provoca un momento flector en la rótula plástica. La simetría del problema permite analizar sólo un cuarto de la barra entre dos estribos. La Figura II.28 muestra el elemento de análisis. El extremo superior recae en un punto de inflexión, por lo cual no está sometido a momento, sólo a axil. En el otro extremo sí que existe un momento cuya expresión es la siguiente:

$$m = p \frac{(e + w)}{2} \quad (II-63)$$

donde:

- w : Desplazamiento transversal adicional en el centro de la barra

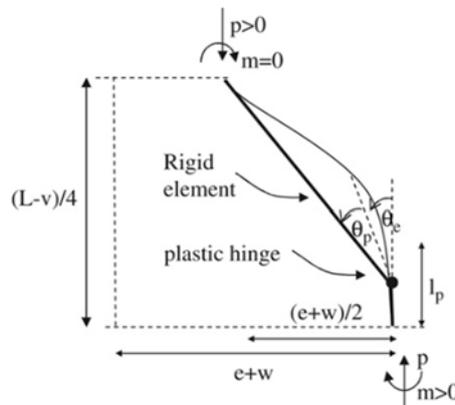


Figura II.28 Modelo de pandeo de rótula plástica con imperfección inicial simplificado (Massone y Moroder (2009) [95])

El desplazamiento transversal se determina en base a la geometría deformada del mecanismo plástico asumiendo que todos los desplazamientos transversales se deben al giro de las rótulas plásticas. El desplazamiento transversal total en el centro de la barra se determina por:

$$e + w = \frac{\sin(\theta_e + \theta_p)}{\cos\theta_e} \left(\frac{e}{\frac{L}{2} - l_p} \right) \quad (II-64)$$

donde:

θ_e : Giro debido a la imperfección inicial

θ_p : Giro provocado tras aplicar la carga axial

Suponiendo que se produce una distribución de curvaturas constante a lo largo de la rótula plástica:

$$\theta_e = c_e l_p = \tan^{-1} \left(\frac{e}{\frac{L}{2} - l_p} \right) \quad (II-65)$$

$$\theta_p = c_p l_p \quad (II-66)$$

donde:

c_e : Curvatura debida a la imperfección inicial

c_p : Curvatura provocada tras aplicar la carga axial

Para calcular el desplazamiento vertical v se asume que la deformación axial ε y la curvatura c pueden estar desacopladas en v_ε y v_c . Por lo tanto, el desplazamiento vertical posee la siguiente expresión:

$$v = v_c + v_\varepsilon = (L - 2l_p) \left[1 - \frac{\cos(\theta_e + \theta_p)}{\cos\theta_e} \right] + 4l_p \varepsilon_p \quad (II-67)$$

donde:

ε_p : Deformación axial en la rótula plástica

Finalmente, la relación tensión - deformación de la barra viene dada por:

$$\sigma = \frac{p}{A} \quad (II-68)$$

$$\varepsilon = \frac{v}{L} \quad (II-69)$$

▪ **Massone y López (2014) [96]**

Massone y López (2014) [96] extendieron el modelo anterior teniendo en cuenta el efecto de los estribos y la expansión del núcleo de hormigón, en el caso de barras insertas en una sección de hormigón.

La longitud de pandeo L , está asociada a modos discretos de pandeo, donde se utiliza un índice i para identificar cuántos espacios entre estribos cubre la forma de pandeo de la barra longitudinal.

Así, el modo i corresponde a una longitud de pandeo: $L_{modo\ i} = i \cdot s$, con s la distancia entre estribos. El número total de estribos considerados para el análisis es $N = i + 1$. Para los modos $i > 1$, el modelo requiere, considerando que el recubrimiento de hormigón salta para deformaciones relativamente bajas, el efecto de contención del pandeo de los estribos.

La barra que es susceptible de pandeo está inicialmente en contacto con el núcleo de hormigón (Figura II.33.a), pero una vez que comienza el pandeo se reduce el confinamiento lateral facilitando la expansión del núcleo, de manera que se puede mantener el contacto entre la armadura y el hormigón. De este modo, las fuerzas se transmiten desde los estribos al núcleo de hormigón, así como a tensiones internas en la barra longitudinal. Con el fin de introducir la fuerza en los estribos, inicialmente se considera una etapa intermedia, donde para una deformación axial impuesta, la barra no padea (Figura II.33.b) y las deformaciones en los estribos sólo se deben a la expansión lateral del núcleo de hormigón, idéntica para todos los estribos. En estas condiciones, las fuerzas de los estribos sólo son debidas a la expansión del núcleo.

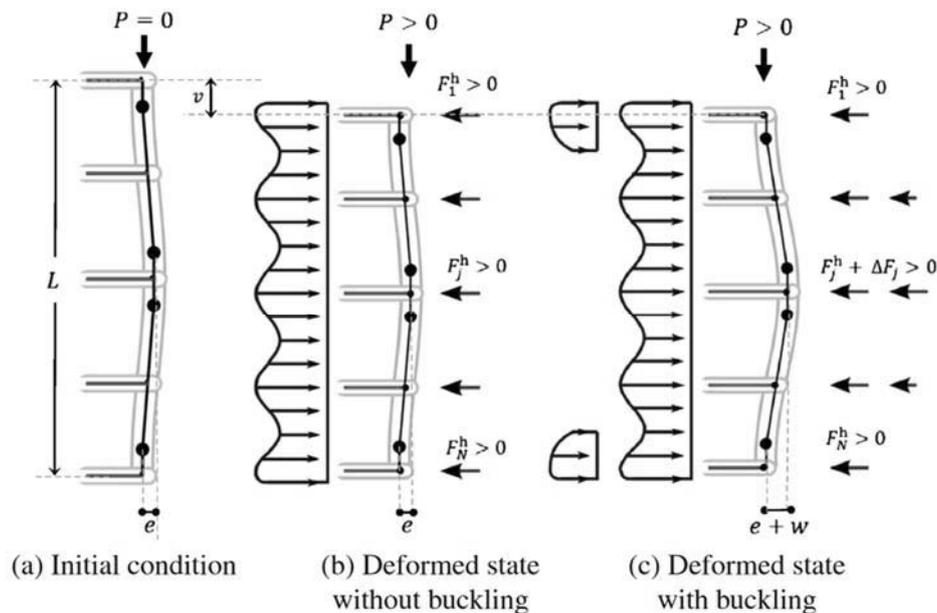


Figura II.29 Modelo de pandeo: (a) Condición inicial, (b) modelización con axil pero sin pandeo, (c) modelización con axil con pandeo (Massone y López (2014) [96])

Cuando se considera el pandeo de la armadura, se introduce una deformación adicional en cada estribo ϵ_{w_j} , que está asociado a un incremento de fuerza ΔF_j , como se muestra en la Figura II.33.c. Estas fuerzas adicionales se equilibran con los momentos internos en las rótulas, independientemente de la expansión del núcleo. El momento interno de una rótula M , es idéntico para todas las rótulas, porque comparten el mismo giro. El momento M equilibra las fuerzas

adicionales en los estribos ΔF_j , y el momento generado por la excentricidad de la fuerza axial, $P(e + w)$. Dada la simetría, sólo se considera la mitad de la longitud total de la barra, como se muestra en la Figura II.30. Por lo tanto, el problema considera los estribos de 1 a N' , donde N' depende de si N (número de separaciones entre estribos dentro de la longitud de la barra pandeada) es par ($N' = N / 2$, Figura II.30.a) o impar ($N' = (N + 1)/2$, Figura II.30.b). Entonces la ecuación de equilibrio de la barra pandeada viene dada por la siguiente expresión:

$$n_l \cdot P \cdot (e + w) + n_t \cdot \sum_{j=2}^{N'} \Delta F_j \cdot x_j - n_l \cdot 2M = 0 \quad (II-70)$$

donde:

- x_j : Distancia x (Figura II.30) desde la rótula inicial hasta el estribo j .
- n_l : Número de barras longitudinales envueltas en el pandeo.
- n_t : Número de ramas de estribos que contienen el pandeo.

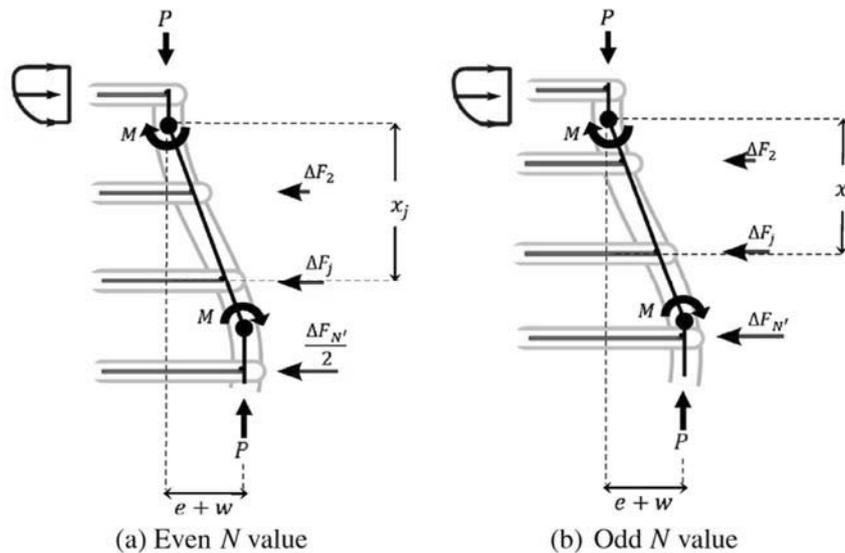


Figura II.30 Esquema de la barra pandeada: (a) N par, (b) N impar (Massone y López (2014) [96])

De la expresión (II-70) se puede extraer la relación constitutiva tensión – deformación. La longitud de pandeo debe ser conocida para aplicar este método. Massone y López (2014) [96] selecciona la longitud de pandeo que menos tensión pico post-pandeo arroje. Este hecho se puede apreciar en la Figura II.31.

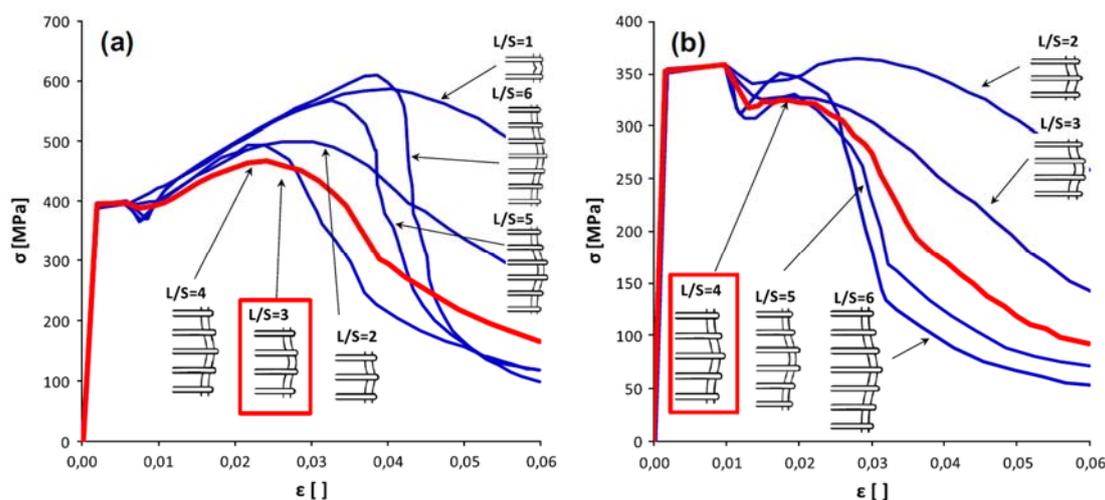


Figura II.31 Elección de la longitud de pandeo: (a) mínima tensión pico, (b) mínima tensión pico post-pandeo (Massone y López (2014) [96])

- **Modelos constitutivos que incluyan el pandeo y el comportamiento post-pandeo para barras de SMA**

En literatura científica existen modelos de comportamiento tensión-deformación cíclicos para barras aisladas de SMA (Bekker and Brinson (1998) [97], Tanaka et al. (1995) [98] y Lagoudas et al. (1999) [39]). Sin embargo, dichos modelos no tienen en cuenta el efecto del pandeo en la relación tensión deformación de la barra de SMA.

II.4.3 Ensayos experimentales

Distintos investigadores han realizado ensayos experimentales acerca del pandeo de las armaduras pasivas comprimidas de acero. De todos estos ensayos, los únicos que aportan datos sobre la tensión o deformación de la barra en el momento del pandeo son los ensayos de barras aisladas (Mander (1983) [103], Mander (1994) [104], Monti and Nuti (1992) [105], Rodriguez et al. (1999) [106], Bayrak and Sheikh (2001) [107], Bae et al. (2005) [108]). Los autores que analizan el pandeo local de la armadura en elementos en hormigón armado (Bresler and Gilbert (1961) [86], Scribner (1986) [87]) no miden directamente la deformación de pandeo en la barra. En estos ensayos, la tensión o la deformación crítica de pandeo se obtiene por métodos indirectos y/o describen apreciaciones visuales de cuántos estribos se han visto envueltos una vez finalizado el ensayo.

Respecto al estudio del comportamiento de las barras de SMA sometidas a compresión como elemento aislado, la bibliografía científica es mucho menos extensa que para el acero. Existe extensa bibliografía de láminas de SMA que experimentan pandeo debido a cambios de

temperatura (Lee and Lee (2000) [109], Tawfik et al. (2002) [110], Park et al. (2004) [111], Asadi et al. (2013) [112,113], Asadi et al. (2014) [114,115], Asadi et al. (2015) [116–119] and Asadi et al. (2016) [120]). Los únicos autores que abordan el problema del pandeo de barras o alambres de NiTi como elemento aislado son Rahman et al. (2001) [121] y Rahman and Tani (2006) [122]. Estos autores llevaron a cabo una serie de ensayos experimentales de pandeo en alambres ($D=2\text{mm}$) para diferentes relaciones de esbeltez y encontraron que, al contrario de lo que ocurre en materiales convencionales como el acero, para relaciones bajas de esbeltez el NiTi era capaz de mantener cargas significativamente altas en la región de post-pandeo, y en algunos casos incluso aumentar la carga resistida tras superar un primer punto de pandeo, para, posteriormente, encontrar un segundo punto de pandeo a partir del cual la carga decrece nuevamente. Asimismo, Rahman and Tani (2006) [122] realizaron un análisis de elementos finitos basados en la teoría de grandes deformaciones para predecir las curvas tensión-deformación de barras cortas de NiTi. Movchan et al. (2010) [123] y Movchan et al. (2011) [124] analizaron teóricamente el fenómeno del pandeo de barras de SMA concluyendo que la transformación de fases propia de los SMA afecta a la solución del problema. Por último, Richter et al. (2011) [125] analizaron numéricamente el fenómeno obtenido por Urushiyama et al. (2003) [126] en sus ensayos experimentales sobre barras de NiTiCu, llamado “efecto anti-pandeo”, el cual ocurre en barras en fase martensítica sujetas a compresión uniaxial y flexión previa. Los autores atribuyen este efecto a la composición de diferentes fases martensíticas durante el proceso de carga. El modelo propuesto por estos autores es capaz de representar este fenómeno particular en régimen pseudoelástico de un SMA.

A continuación se desarrolla más en detalle la investigación de Rahman et al. (2001) [121] y Rahman and Tani (2006) [122] por ser los únicos que analizan experimentalmente el pandeo y el comportamiento post-pandeo de barras de NiTi de forma directa y en detalle:

Estos autores llevaron a cabo el primer estudio experimental extensivo que trata sobre el comportamiento a pandeo de las barras SMA-NiTi superelásticas para esbelteces mecánicas ($4 \cdot \text{longitud} / \text{diámetro}$) que varían de 28-368, mediante ciclos completos de carga-descarga. El método experimental consistía en aplicar una carga de compresión en las barras hasta una deformación mucho más allá del punto de inestabilidad seguido por la descarga, permitiendo que las barras NiTi recuperaran su forma (hasta cierto punto). También realizaron ensayos similares bajo las mismas condiciones para acero inoxidable SUS304 y barras de aluminio, por razones de comparación. Los autores encontraron algunas características únicas en el comportamiento de las barras NiTi superelásticas:

1. La carga de pandeo de las barras superelásticas NiTi aumenta con la disminución de la esbeltez L/k y en mayor medida que las del SUS304 y las barras de aluminio, superando en última instancia la carga de pandeo de las barras SUS304.
2. Para la relación de esbeltez $L/k = 28$, las barras NiTi no fallan después de alcanzar el primer punto de inestabilidad ni se cambia el modo de deformación. De hecho, son capaces de soportar cargas significativamente más altas y disminuir la carga sólo después de que se producen deformaciones excepcionalmente grandes, mucho más allá del primer punto de inestabilidad.
3. En el caso particular de la relación de esbeltez $L/k = 38$, las barras NiTi exhiben un segundo punto de inestabilidad más alto aun cuando la carga ha decrecido con respecto al primer punto de inestabilidad, contrariamente a lo que ocurre con el acero, donde las caídas de carga son monótonamente decrecientes.
4. Para la mayoría de los valores de esbeltez, las barras de NiTi pandeadas pueden recuperar sus formas originales en la descarga debido al efecto superelástico.

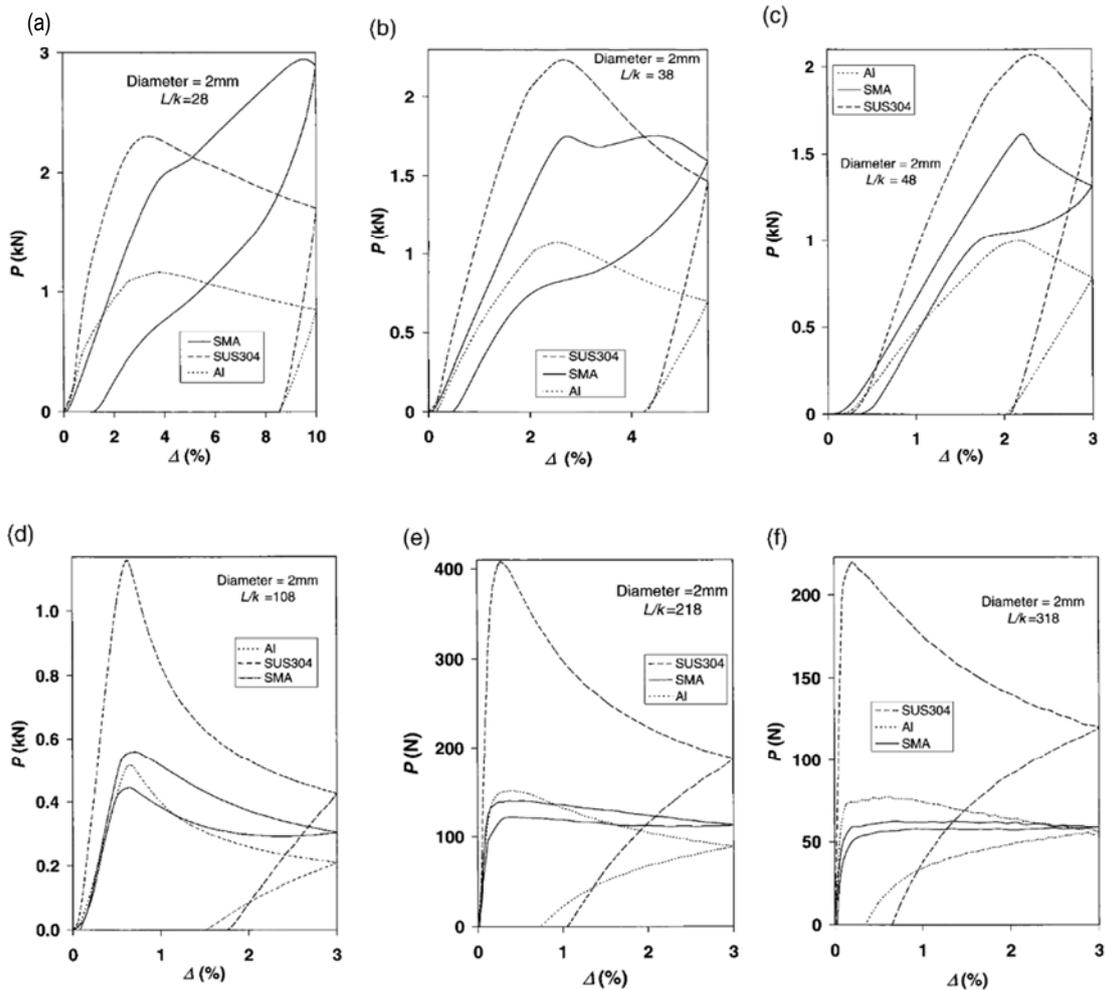


Figura II.32 Resultados de los ensayos de compresión de Rahman et al. (2001) [121]

II.5 Recomendaciones de diseño

A continuación se muestra brevemente las recomendaciones normativas en cuanto al diámetro y la separación de la armadura transversal para asegurar que la armadura longitudinal no pandee.

1) El Art. 42.3.1 de la EHE-08 (2008) [7] indica que:

“Si existen armaduras pasivas en compresión, para poder tenerlas en cuenta en el cálculo será preciso que vayan sujetas por cercos o estribos, cuya separación s_t y diámetro ϕ_t sean:

$$s_t \leq 15 \phi_{\min} \text{ (}\phi_{\min} \text{ diámetro de la barra comprimida más delgada)}$$

$$\phi_t \geq 1/4 \phi_{\max} \text{ (}\phi_{\max} \text{ diámetro de la armadura comprimida más gruesa)}$$

Para piezas comprimidas, en cualquier caso, s_t debe ser inferior que la dimensión menor del elemento y no mayor que 30 cm”

$$\text{Es decir: } \phi_t \geq 1/4 \phi_{\max} \quad (II-71)$$

$$s_t \leq \min (15 \phi_{\min}; 300 \text{ mm}; b) \quad (II-72)$$

donde: b : dimensión menor del elemento

ϕ_{\min} : diámetro de la barra comprimida más delgada

ϕ_{\max} : diámetro de la armadura comprimida más gruesa

2) El Art. 9.5.3. del Eurocódigo – 2 (EN 1992-1-1:2004 (2004) [9]) indica:

“(1) El diámetro de la armadura transversal (cercos, ganchos en U o armadura helicoidal) no debería ser menor que 6 mm ni de un cuarto del diámetro máximo de las barras longitudinales. El diámetro de los alambres de la malla metálica soldada para la armadura transversal no debería ser menor que 5 mm.

(2) La armadura transversal se debería anclar de forma adecuada.

(3) La separación de la armadura transversal a lo largo del pilar no debería superar $s_{cl,tm\acute{a}x}$.

El valor recomendado por el EC-2 es: 20 veces el diámetro mínimo de las barras longitudinales; la menor dimensión del pilar; 400 mm.

La separación máxima requerida en el punto (3) se debería reducir mediante un coeficiente de 0,6, en (i) secciones dentro de una distancia igual a la dimensión mayor que la sección transversal del pilar por encima o por debajo de una viga o losa (ii) las proximidades de zonas

de solape, si el diámetro máximo de las barras longitudinales es mayor que 14 mm. Se requiere un mínimo de tres barras colocadas uniformemente en la longitud de solape”

$$\text{Es decir: } \phi_t \geq \max(1/4 \phi_{\max}, 6 \text{ mm}) - (\text{Barras}) \quad (II-73)$$

$$s_t \leq \min(20 \phi_{\min}; 400 \text{ mm}; b) - (\text{Secciones no críticas}) \quad (II-74)$$

donde: b: dimensión menor del elemento

ϕ_{\min} : diámetro de la barra comprimida más delgada

ϕ_{\max} : diámetro de la armadura comprimida más gruesa

$$s_t \leq \min(12 \phi_{\min}; 240 \text{ mm}; 0.6 \cdot b) - (\text{Secciones críticas}) \quad (II-75)$$

En la definición de los “Parámetros de determinación nacional (NDP) se propone la expresión (II-72) en lugar de la expresión (II-74).

En la nueva versión del Eurocódigo-2 (CEN-TC250 SC 2 N1095:2016) [127] se propone:

$$\phi_t \geq \max(1/4 \phi_{\max}, 6 \text{ mm}) - (\text{Barras}) \quad (II-76)$$

$$s_t \leq \min(15 \phi_{\min}; 300 \text{ mm}; b) - (\text{Secciones no críticas}) \quad (II-77)$$

donde: b: dimensión menor del elemento

ϕ_{\min} : diámetro de la barra comprimida más delgada

ϕ_{\max} : diámetro de la armadura comprimida más gruesa

$$s_t \leq \min(9 \phi_{\min}; 180 \text{ mm}; 0.6 \cdot b) - (\text{Secciones críticas}) \quad (II-78)$$

3) En el apartado 7.13.5.4 “Elementos de Compresión” del MC 2010 [128] indica:

$$s_t \leq \min(15 \phi_{\min}; 300 \text{ mm}; b) \quad (II-79)$$

donde: b: dimensión menor del elemento

ϕ_{\min} : diámetro de la barra comprimida más delgada

4) En el ACI 318-14 (2014) [11] define exclusivamente la separación máxima de la armadura transversal para la situación sísmica diferenciando estructuras ordinarias y estructuras especiales.

- En estructuras ordinarias:

- En vigas (Art. 18.4.2.4):

$$s_t \leq \min(300 \text{ mm}; 8 \phi_{\min}; 0.25 \cdot d; 24 \cdot \phi_t) \quad (II-80)$$

donde: d: canto útil de la viga

ϕ_t : diámetro de la armadura transversal

ϕ_{\min} : diámetro de la barra comprimida más delgada

- En pilares (Art. 18.4.3.3)

$$s_t \leq \min (300 \text{ mm}; 8 \phi_{\min}; 0.50 \cdot b; 24 \cdot \phi_t) \quad (II-81)$$

donde: b : menor dimensión del elemento

ϕ_t : diámetro de la armadura transversal

ϕ_{\min} : diámetro de la barra comprimida más delgada

- En estructuras especiales:

- En vigas (Art. 18.6.4.4)

$$s_t \leq \min (150 \text{ mm}; 6 \phi_{\min}; 0.25 \cdot d) \quad (II-82)$$

donde: d : canto útil de la viga

ϕ_{\min} : diámetro de la barra comprimida más delgada

- En pilares (Art. 18.7.5.3)

$$s_t \leq \min (s_0; 6 \phi_{\min}; 0.25 \cdot b) \quad (II-83)$$

donde: b : menor dimensión del elemento

ϕ_{\min} : diámetro de la barra comprimida más delgada

$$s_0 = 100 + \left(\frac{350 - h_x}{3} \right) \quad (II-84)$$

El valor de s_0 no será menor de 100 mm ni mayor de 150 mm

h_x : distancia entre barras longitudinales que arriostran la armadura transversal (horquilla o cerco) (Figura II.33)

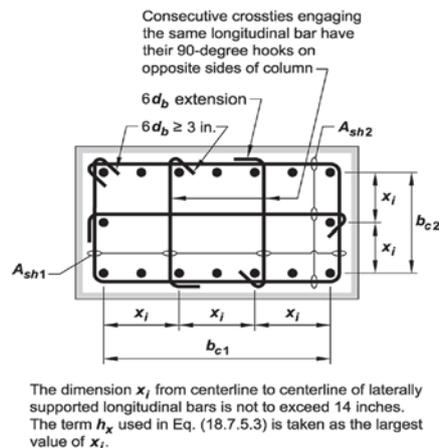


Figura II.33 Ejemplo para la determinación de h_x (se tomará el mayor valor de x_i)

Hay que señalar que desde la versión del año 2011 del código ACI-318, la separación máxima de la armadura transversal en las vigas, correspondiente a las estructuras

especiales, es más restrictiva con objeto de proporcionar un adecuado arriostamiento a la armadura longitudinal comprimida evitando así el pandeo después de que salte el recubrimiento de hormigón.

El requisito de un cuarto de la menor dimensión en pilares es para obtener un adecuado confinamiento en el hormigón.

- 5) En el Eurocódigo – 8 (EN 1998-1:2004 (2004) [8]) para Ductilidad Media (DCM) indica que:
- En las zonas críticas de las vigas sismorresistentes primarias los cercos deben cumplir (Art. 5.4.3.1.2):

$$\phi_t \geq 6 \text{ mm} \quad (II-85)$$

$$s_t \leq \min (225 \text{ mm}; 8 \phi_{\min}; 0.25 \cdot h; 24 \cdot \phi_t) \quad (II-86)$$

donde: h: canto de la viga

ϕ_{\min} : diámetro de la barra comprimida más delgada

- En las zonas crítica de los pilares se disponen cercos (Art. 5.4.3.2.2):

$$\phi_t \geq 6 \text{ mm} \quad (II-87)$$

$$s_t \leq \min (175 \text{ m}; 8 \phi_{\min}; 0.50 \cdot b_0) \quad (II-88)$$

donde: b_0 : menor dimensión del núcleo de hormigón, hasta los ejes de los cercos.

ϕ_{\min} : diámetro de la barra comprimida más delgada

- 6) En el Eurocódigo – 8 (EN 1998-1:2004 (2004) [8]) para Ductilidad Alta (DCH) indica que:
- En las zonas críticas de las vigas sismo-resistentes primarias los cercos deben cumplir (Art. 5.5.3.1.3):

$$\phi_t \geq 6 \text{ mm} \quad (II-89)$$

$$s_t \leq \min (175 \text{ mm}; 6 \phi_{\min}; 0.25 \cdot h; 24 \cdot \phi_t) \quad (II-90)$$

donde: h: canto de la viga

ϕ_{\min} : diámetro de la barra comprimida más delgada

- En las zonas crítica de los pilares se disponen cercos (Art. 5.5.3.2.2):

$$\phi_t \geq \max(6 \text{ mm}; 0.4 \cdot \phi_{\max} \cdot (f_{ydL}/f_{ydw})^{0.5}) \quad (II-91)$$

$$s_t \leq \min (125 \text{ m}; 6 \phi_{\min}; b_0/3) \quad (II-92)$$

donde: b_0 : menor dimensión del núcleo de hormigón, hasta los ejes de los cercos.

ϕ_{\min} : diámetro de la barra comprimida más delgada

$\phi_{\text{máx}}$: diámetro de la barra comprimida más gruesa

f_{yL} : límite elástico de la armadura longitudinal

f_{ydw} : límite elástico de la armadura transversal

En consecuencia, puede observarse que en las distintas normativas no hay uniformidad en cuanto a los criterios de disposición de armado. Esta dispersión se debe a la prestación requerida en cada caso. En la EHE-08 (2008) [7], MC-2010 [128] y en el Eurocódigo – 2 (2004) [9] la disposición se refiere a que se asegura que las armaduras no pandeen para la situación de carga última de la sección. Mientras que las condiciones en el ACI 318-14 (2014) [11] y en el Eurocódigo – 8 [8] son más restrictivas puesto que se trata de que con esta disposición se asegure un nivel de ductilidad determinado, en este caso las deformaciones en la armadura comprimida requeridas son superiores a las anteriores. En todo caso, la normativa americana ACI 318-14 (2014) [11] es la más restrictiva.

Capítulo III.

Planteamiento de la Investigación

III.1 Análisis del Estado Actual del Conocimiento

La **capacidad de deformación** de las estructuras depende del **comportamiento de las rótulas plásticas**. Para mejorar dicho comportamiento en estructuras de hormigón armado, en la literatura técnica se propone utilizar **hormigón con fibras de acero** en su masa o incluso **hormigón de muy altas prestaciones** o sustituir en la zona crítica de la estructura las armaduras de acero por barras de aleación con memoria de forma y superelasticidad (**SMA**) entre otras soluciones. El uso de este tipo de barras permite reducir el daño en la zona crítica y los desplazamientos residuales, a la vez que dotar de una suficiente ductilidad y capacidad resistente al elemento estructural. Sin embargo, **el comportamiento constitutivo de las barras de SMA difiere de la del acero**.

No obstante, la capacidad de deformación de las rótulas está condicionada por **el pandeo de la armadura comprimida**, lo que supone una disminución drástica de la capacidad resistente y de la ductilidad. Este fenómeno se produce porque el recubrimiento del hormigón salta o se degrada, o por una insuficiente disposición de armadura transversal. Tal y como se ha constatado en la bibliografía, la existencia de fibras de acero en la masa de hormigón retrasa este fenómeno. En las **normativas de diseño se proponen requisitos** acerca del diámetro y la separación de la armadura transversal para asegurar la capacidad resistente o de deformación de la rótula sin que las armaduras comprimidas pandeen. Sin embargo, dichas expresiones **no son válidas** en

elementos comprimidos fabricados **con nuevos materiales** (hormigón con fibras en su masa, hormigones de muy altas prestaciones o barras de SMA).

En el caso de la caracterización del comportamiento de la **barra comprimida en elementos de hormigón**, los **modelos analíticos** se dividen en dos tipos: **discretos y distribuidos**, en función de cómo tienen en cuenta el recubrimiento del hormigón y la armadura transversal. Los modelos discretos son válidos para separaciones pequeñas; mientras que los modelos distribuidos, son válidos para separaciones pequeñas y grandes (no intermedias). **En ningún caso los modelos existentes consideran la armadura transversal de forma discreta y el recubrimiento de hormigón de forma distribuida**. O bien ambos se consideran discretos o bien ambos distribuidos, en los escasos modelos en los que se considera el recubrimiento de hormigón. Por lo tanto, **no se caracteriza adecuadamente el recubrimiento y la armadura transversal**, y en consecuencia **no son válidos para separaciones intermedias** de armadura transversal.

En elementos fabricados con hormigón sin fibras, cuando salta el recubrimiento de hormigón, las armaduras transversales evitan exclusivamente el pandeo de las armaduras longitudinales comprimidas si la separación de la armadura transversal es suficiente. Si la separación es insuficiente, cuando salta el recubrimiento se produce el pandeo de la armadura comprimida. Sin embargo, en elementos con fibras de acero se produce una progresiva degradación del recubrimiento del hormigón (no salta el recubrimiento) y en consecuencia el pandeo de las armaduras longitudinales se produce a una mayor deformación de compresión que en un elemento sin fibras de acero. Es decir, en este tipo de elementos aunque se produce una fisuración longitudinal en la cabeza de compresión, tanto el recubrimiento como la armadura transversal evitan el pandeo de la armadura comprimida. Por dicha razón, se ha de modelizar adecuadamente la rigidez del recubrimiento y de la armadura transversal dispuesta. En consecuencia, **los modelos analíticos existentes no son válidos para elementos fabricados con hormigones con fibras de acero**.

A la vista de la literatura científica existente, se pone de manifiesto que **no existe un modelo analítico** que evalúe el pandeo de las armaduras comprimidas y que tenga en cuenta los **estribos de forma discreta** y el **recubrimiento del hormigón (con y sin fibras) de forma distribuida, válido para cualquier separación de armadura transversal**.

Respecto a la inestabilidad de las barras comprimidas existen **numerosos modelos analíticos** que caracterizan el comportamiento de **barras de acero como elemento aislado teniendo en cuenta el pandeo y el comportamiento post-pandeo**. Sin embargo, **respecto a**

las **barras de SMA** se han propuesto numerosos modelos de comportamiento cíclico para este tipo de materiales pero que **no contemplan el pandeo** en su comportamiento a compresión. **No se dispone de ninguna ecuación constitutiva de barras de SMA que incluya el pandeo.**

Por otra parte, **no se ha encontrado ningún ensayo experimental** que estudie específicamente el pandeo local de la armadura de comprimida en elementos de hormigón en donde **midan de forma directa la deformación de pandeo** de la armadura. **No hay ensayos de elementos fabricados con hormigón con fibras de acero o con SMA.**

Y por último, respecto a los ensayos en barra aislada, son muchos los ensayos de barras de acero como elemento aislado. Sin embargo, el **número de ensayos de barras de SMA** aisladas sometidas a carga de compresión **para estudiar el pandeo y el comportamiento post-pandeo es reducido.** Además, el diámetro estudiado ($D=2\text{mm}$) es inferior al habitualmente utilizado como armadura de compresión en las estructuras de hormigón.

III.2 Planteamiento de Objetivos

Una vez se ha analizado el estado actual del conocimiento acerca de la inestabilidad de las armaduras comprimidas en elementos de hormigón fabricados con nuevos elementos se plantean los siguientes objetivos:

- 1) **Estudiar experimentalmente el comportamiento de barras comprimidas, de acero o de SMA-NiTi, en elementos de hormigón,** con o sin fibras en su masa, sometidos a una carga monótonamente creciente. El intervalo de resistencia a compresión estudiado va desde 25 hasta 120 MPa. Es decir, se estudian elementos de hormigón fabricados con hormigón convencional, de alta resistencia, con o sin fibras en su masa, y de muy altas prestaciones.
- 2) **Proponer un modelo analítico para determinar la carga crítica de pandeo de barras comprimidas en elementos de hormigón** válida para cualquier separación de armadura transversal. Este modelo está basado en una formulación mixta, las armaduras transversales se tienen en cuenta de forma discreta y el recubrimiento de hormigón de forma distribuida. **Así como proponer expresiones simplificadas para la determinación de la carga crítica de pandeo en este tipo de elementos.**
- 3) **Analizar el comportamiento post-pandeo de barras de NiTi aisladas.** Se realiza tanto un estudio experimental como numérico en donde se analiza el comportamiento post-pandeo de barras de SMA.
- 4) **Proponer un modelo analítico de análisis que incluya en pandeo y el comportamiento post-pandeo de barras aisladas de SMA-NiTi.** Puesto que en la literatura existente no se ha

encontrado ningún modelo se propone un modelo analítico completo del comportamiento de la barra aislada que incluya el post-pandeo.

- 5) **Proponer recomendaciones de diseño** para definir la separación de la armadura transversal que evite el pandeo de las armaduras comprimidas.

III.3 Metodología

Para lograr los objetivos planteados se establece la siguiente metodología:

- i. En primer lugar, se ha desarrollado un programa experimental para estudiar el comportamiento a compresión de las barras comprimidas en elementos de hormigón. Para ello se ha tenido que diseñar un ensayo para tal fin, en el que en la rama de descarga fuerza-desplazamiento se produce la situación de inestabilidad en la barra comprimida. Se han ensayado: 9 soportes de hormigón convencional, con un contenido de fibras de acero en su masa de 0, 40 y 80 kg/m³; 9 soportes de hormigón de alta resistencia, con un contenido de fibras de acero en su masa de 0, 40 y 80 kg/m³; y 10 soportes de hormigón de altas prestaciones con 150 kg/m³ de fibras de acero en su masa. Y respecto a comportamiento con barras de NiTi, se han ensayado 4 soportes, 2 con hormigón de alta resistencia y 80 kg/m³ de fibras, y 2 con hormigón de muy altas prestaciones. Se han descrito las observaciones y los resultados obtenidos, y se ha realizado la posterior discusión de los resultados obtenidos.
- ii. Se ha planteado un modelo mixto para el cálculo de la carga crítica de pandeo en barras comprimidas en elementos de hormigón. En este modelo se tiene en cuenta la armadura transversal de forma discreta y el recubrimiento del hormigón de forma distribuida. Para determinar la carga de pandeo se ha aplicado la teoría de la bifurcación a partir de la cual se puede plantear la condición de equilibrio en una posición ligeramente deformada. Se ha resuelto el sistema de ecuaciones diferenciales resultante. A partir de los resultados obtenidos, se ha propuesto calcular la carga de pandeo en forma de ábaco o bien mediante expresiones analíticas. Dicha carga depende de la rigidez de los estribos y de la rigidez del recubrimiento. Esta última ha sido calibrada con los resultados experimentales.
- iii. Se ha analizado experimentalmente el comportamiento post-pandeo de barras de NiTi. Para ello, se ha realizado el diseño del ensayo, se ha calibrado con barras de acero del mismo diámetro y finalmente, se ha ensayado 6 barras de NiTi a compresión. Se ha analizado el comportamiento experimental. Con el objetivo de ayudar a interpretar los resultados y proponer un modelo analítico se ha desarrollado un modelo numérico mediante el cual se ha realizado un estudio paramétrico.

- iv. Se ha propuesto un modelo analítico de análisis post-pandeo de barras aisladas basado en el principio de trabajos virtuales. Este modelo se ha validado tanto con los ensayos numéricos como con los experimentales de barras de NiTi.
- v. Finalmente, basándose en el modelo analítico para el cálculo de la carga de pandeo en barras a compresión en elementos de hormigón del punto ii, se explica la aplicación general del modelo analítico para la determinación de la carga crítica de pandeo en elementos de hormigón, para cualquier tipo de barras, de acero o SMA, con mayor o menor calidad que los ensayados en el programa experimental, así como la simplificación que supone la aplicación de este modelo respecto a la línea crítica real de pandeo. Se han propuesto recomendaciones de diseño para hormigones sin fibras de acero, proponiéndose una expresión para el cálculo de la separación de la armadura transversal. Se ha propuesto una simplificación de la misma para barras de acero. Las propuestas se han comparado con las normativas. Por último, se ha propuesto también recomendaciones de diseño para elementos fabricados con hormigones con fibras de acero en su masa.

Capítulo IV.

Estudio Experimental de la Inestabilidad de las Barras en Elementos de Hormigón

IV.1 Introducción

En este capítulo se describe la campaña experimental de soportes de hormigón armado no esbeltos y se analiza y discute los resultados obtenidos. El objetivo de esta campaña experimental es estudiar el pandeo de las armaduras de acero o de SMA- NiTi insertas en secciones de hormigones de todo tipo. Los resultados servirán para ayudar a formular y calibrar un modelo analítico para determinar la tensión crítica de pandeo de las armaduras (Capítulo V).

IV.2 Programa Experimental

Se ha ensayado 32 soportes de hormigón armado con forma de hueso. La geometría y los detalles de armado se muestran en la Figura IV.1. Los soportes tienen una longitud de 1.35 m, la sección central es cuadrada de 0.2 m de lado y la sección en los extremos es rectangular de 0.4x0.2 m. Los soportes han sido sometidos a una sollicitación de flexo-compresión.

En los extremos de los soportes se atornillan dos placas. Cada placa tiene una ranura. La fuerza axial se aplica apoyando sendos cuchillos en las ranuras de las placas. En consecuencia, el soporte está biarticulado en sus extremos. La excentricidad en todos los ensayos es de 0.10 m

e igual en ambos extremos. Si se tiene en cuenta el espesor de las placas y la longitud del soporte, la longitud libre entre rótulas es de 1.39 m. El ensayo ha sido diseñado para que la rotura del soporte se produzca por el hormigón sin que se desarrolle una gran deformación plástica en la armadura traccionada. Por esta razón, la armadura longitudinal no es simétrica respecto al eje de flexión. Las armaduras longitudinales son de diámetro 12 mm en la cara comprimida y 16 mm en la cara traccionada. Los planos de armado de cada espécimen, así como de los apoyos y de los artilugios diseñados deliberadamente para esta campaña experimental se encuentran en el ANEJO A.

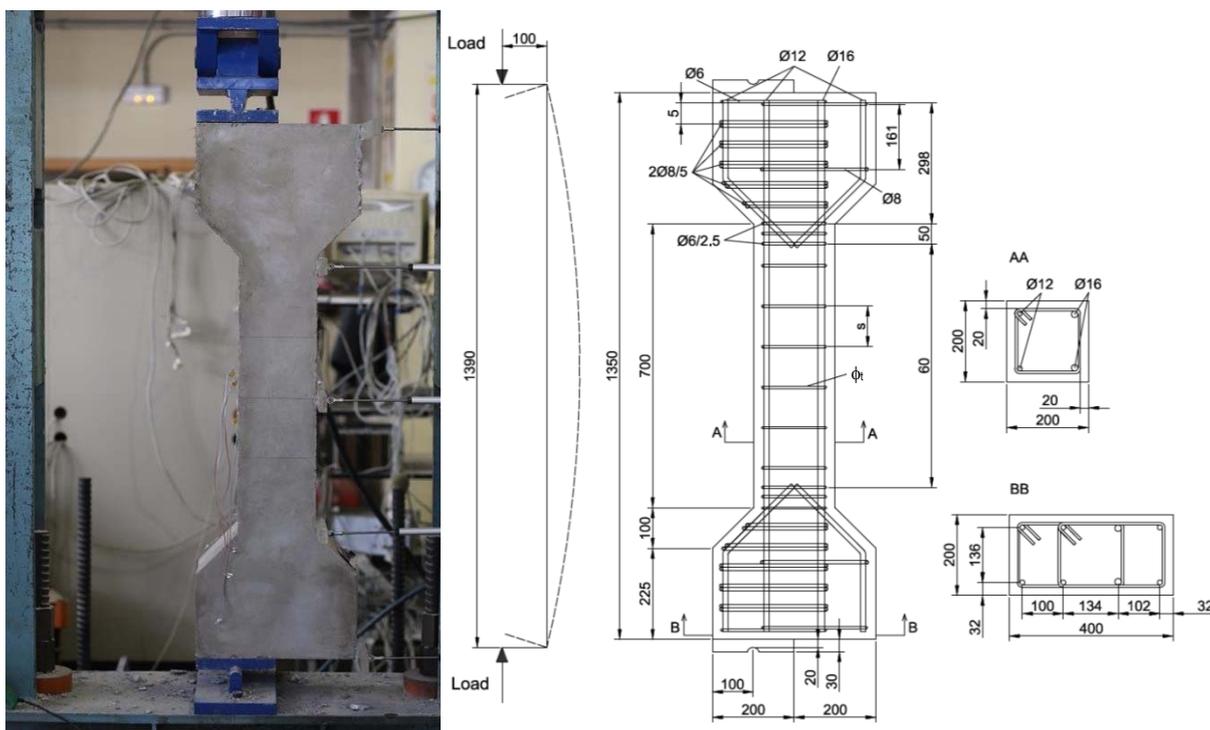


Figura IV.1: Detalles y disposición de los especímenes: (a) Configuración exterior de los ensayos, (b) esquema de armado (cotas en mm)

El objetivo de este ensayo es analizar la influencia que tiene en la inestabilidad de las barras comprimidas los siguientes parámetros: tipo de barra longitudinal, tipología de hormigón, contenido de fibras, separación de la armadura transversal y recubrimiento de hormigón.

Los rangos de variación para cada uno de los parámetros estudiados en el programa experimental son:

- a. **Tipo de barra longitudinal:** se contempla estudiar dos tipos de barras: de **acero** y de aleación con memoria de forma y superelasticidad (**SMA-NiTi**). Se estudia dos tipos de

barras cuyo comportamiento tensión – deformación difieren notablemente en compresión (Figura II.3.b).

- b. **Tipología de Hormigón:** la inestabilidad de la barra comprimida en elementos de hormigón depende del comportamiento del recubrimiento de hormigón en la situación de carga máxima y post-pico. Así, para el caso de elementos fabricados con hormigón sin fibras de acero, si el hormigón es convencional se produce una degradación del recubrimiento hasta producirse el salto, y si el hormigón es de alta resistencia, el salto del recubrimiento se produce de forma frágil, debido a la formación de “splitting cracks” en el plano de la armadura longitudinal (Collins et al.(1993) [129], Leite et al. (2013) [130]). En ambos casos, si el hormigón tiene fibras de acero en su masa, el salto del recubrimiento se retrasa como consecuencia que las fibras “cosen” el recubrimiento con el núcleo de la sección (Caballero et al.(2012) [1] y (2013) [2]). Finalmente, puesto que el hormigón de muy altas prestaciones tiene un alto contenido de fibras en su masa, superior a los anteriores, el comportamiento de este tipo de elementos difiere de los anteriores (Castro (2016) [12]). En consecuencia, se estudian **tres tipos de hormigones:** hormigón **convencional con y sin fibras** (de resistencia nominal 25 MPa), hormigón **de alta resistencia con y sin fibras** (de resistencia nominal 80 MPa) y hormigón de **muy altas prestaciones** (de resistencia nominal 120 MPa).
- c. **Contenido de fibras:** para el hormigón convencional y el de alta resistencia, los contenidos seleccionados han sido: **0, 40 y 80 kg/m³**, lo que supone un volumen de fibras de acero por metro cúbico de hormigón igual a 0.50% y 1%, respectivamente. Para el hormigón de muy altas prestaciones el contenido de fibras es de **150 kg/m³** (1.9% de volumen de fibras de acero por metro cúbico de hormigón). En este tipo de hormigón se ha estudiado dos tipos de mezclas de fibras: largas (150 kg/m³ de esbeltez 80) y mixtas (60 kg/m³ de esbeltez 80 y 90 kg/m³ de esbeltez 26).
- d. **Separación de la armadura transversal:** en la Tabla II-1 se muestran una comparación de las separaciones de la armadura transversal propuestas por las normativas (ver apartado II.5) para un diámetro de armadura longitudinal en compresión (ϕ_L) de 12 mm. Tal y como se indicó, el rango requerido de separación máxima de la armadura transversal propuesto en las normativas es amplio, desde $6\phi_L$ hasta $20\phi_L$, dependiendo de la prestación requerida: que no pandee la armadura en compresión para un nivel de ductilidad requerida (EC-8 ó ACI-318(08)) o que no pandee para la carga máxima (EC-2, EHE-08 o MC2010). Para el soporte objeto de estudio, la separación máxima se encuentra

entre 7.2 cm y 20 cm (Tabla IV-1). En este estudio experimental se han considerado las siguientes separaciones de armadura transversal: para hormigón convencional y de alta resistencia: **5, 10 y 30** cm; y para hormigón de muy altas prestaciones: **10, 30 y 60** cm. Se estima que para la separación de 30 cm, es el recubrimiento quien evita exclusivamente el pandeo de la armadura comprimida. Esta distancia se ha visto incrementada en el caso de hormigón de muy altas prestaciones por el alto contenido de fibras de acero.

- e. **Recubrimiento de hormigón:** se ha estudiado la influencia de este efecto en los soportes de hormigón de muy altas prestaciones. Se han considerado dos recubrimientos: **1 y 2 cm**.

Disposición	EHE-08	EC-2(2004)		EC2 (2016)		MC	ACI 318 (2014) [11]		EC8 (2004) [8]	
	(2008)	[9]		Propuesta [127]			2010	Ordinaria	Especial	DCM
	[7]	Resto	Crítica	Resto	Crítica	[128]				
ϕ_t (mm) \geq	3	6	6	6	6	-	-	-	6	6
s_t (cm) \leq	15·D	20·D	12·D	15·D	9·D	15·D	8·D	6·D	8·D	6·D
	18	20	12	18	10.8	18	9.6	7.2 (*)	9.6	7.2

(*) Si se aplica la condición para dotar de un adecuado confinamiento (0.25-b) la separación máxima quedaría en 5 cm

Tabla IV-1 Disposiciones constructivas de la armadura transversal según los códigos

En la Tabla IV-2 se presenta la relación de los 34 soportes ensayados. El programa experimental se ha organizado en 5 series de ensayos. En las tres primeras se analiza la inestabilidad en barras de acero y los tres tipos de hormigones analizados. En las dos últimas se analiza el comportamiento en barras de NiTi para un hormigón de alta resistencia con un contenido de fibras de acero de 80 kg/m³ y para un hormigón de muy altas prestaciones, con 150 kg/m³ de fibras de acero.

Se ha estudiado el comportamiento en compresión de las barras de NiTi con dos hormigones con alto contenido de fibras puesto que son los más adecuados para ser combinados con las barras de NiTi en las conexiones sísmicas por las siguientes razones:

- 1) Las barras de NiTi tienen un módulo de elasticidad aproximadamente entre tres y cuatro veces inferior al del acero. En consecuencia, si el recubrimiento salta, las barras de NiTi pandean antes que las barras de acero a igualdad del resto de parámetros. El pandeo de la barra se puede retrasar bien reduciendo la separación de la armadura transversal, bien utilizando un hormigón con fibras de acero en su masa. En este caso, se ha elegido la segunda opción.
- 2) En las conexiones sísmicas entre elementos, las barras de NiTi entran en la rama de transformación martensítica por dos razones: para dotar de ductilidad a la estructura al

generarse rótulas plásticas y para que en casos de procesos de carga descarga las barras de NiTi se muestren como disipadores de energía. Puesto que el módulo de elasticidad del NiTi es inferior al del acero, se requiere para plastificarlas de un hormigón que tenga una ductilidad importante, tanto en tracción como en compresión. En este sentido, los hormigones de alta resistencia con alto contenido de fibras o de muy altas prestaciones se muestran como los más adecuados.

- 3) Se elige un hormigón de alta resistencia con alto contenido de fibras o de muy altas prestaciones porque al combinarlos con el NiTi el daño en la zona crítica de la estructura y la deformación residual de la estructura se reduce en los procesos de carga – descarga (Bonet et al. (2016) [6]).

La **nomenclatura empleada** para la designación de los ensayos ha sido la siguiente:

- 1) **SERIE 1:** “Barras de Acero – Hormigón Convencional” (Figura IV.2). La designación de las probetas es: C25FxSyTz, donde "x" indica el contenido de fibras (0, 40 y 80 kg/m³), "y" indica la separación de la armadura transversal (5, 10, 30 cm) y "z" indica el recubrimiento geométrico (2 cm).
- 2) **SERIE 2:** “Barras de Acero – Hormigón de Alta Resistencia” (Figura IV.2). La designación de las probetas es: C80FxSyTz, donde "x" indica el contenido de fibras (0, 40 y 80 kg/m³), "y" indica la separación de la armadura transversal (5, 10, 30 cm) y "z" indica el recubrimiento geométrico (2 cm).
- 3) **SERIE 3:** “Barras de Acero – Hormigón de Muy Altas Prestaciones” (Figura IV.2). La designación de las probetas es: C120Fx1-x2SyTz, donde “x1” indica el contenido de fibras de esbeltez 80 (150, 60 kg/m³), “x2” el contenido de fibras de esbeltez 26 (0, 90 kg/m³), “y” la separación de la armadura transversal (10, 30, 60 cm) y “z” indica el recubrimiento geométrico (1, 2 cm).

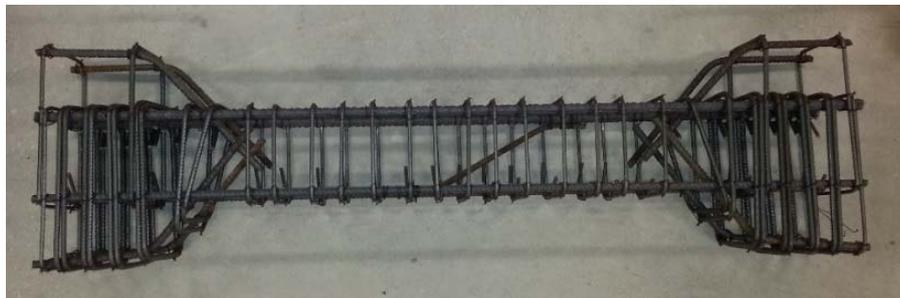


Figura IV.2: Espécimen correspondiente a la SERIE 1 - 3

- 4) **SERIE 4:** “Barras de NiTi – Hormigón de Alta Resistencia” (Figura IV.3). La designación de las probetas es: SMAC80FxSyTz, donde “x” indica el contenido de fibras (80 kg/m³), “y” indica la separación de la armadura transversal (5 y 10 cm) y “z” indica el recubrimiento geométrico (2 cm).
- 5) **SERIE 5:** “Barras de NiTi – Hormigón de Muy Altas Prestaciones”. La designación de las probetas es: SMAC120Fx1-x2SyTz, donde “x1” indica el contenido de fibras de esbeltez 80 (150, 60 kg/m³), “x2” el contenido de fibras de esbeltez 26 (0, 90 kg/m³), “y” la separación de la armadura transversal (10, 30, 60 cm) y “z” indica el recubrimiento geométrico (1, 2 cm).

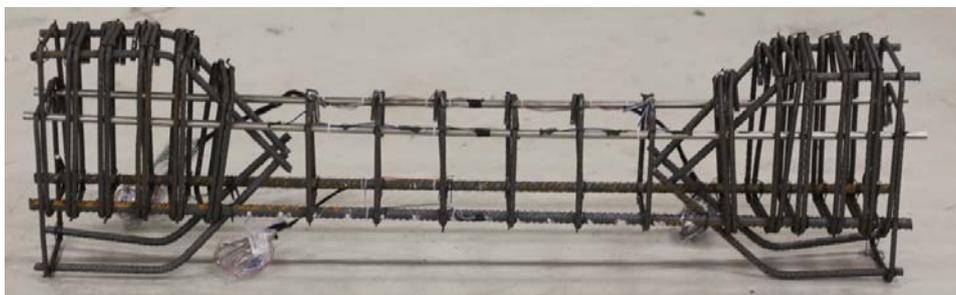


Figura IV.3: Espécimen correspondiente a la SERIE 4 y 5

Se ha empleado un diámetro de la armadura transversal de 6 mm y 8 mm, superior a la mínima requerida por los códigos de diseño (Tabla IV-1).

Las probetas se fabricaron horizontalmente sobre una mesa vibrante, se desencofraron a las 24 horas desde el hormigonado y se conservaron en ambiente húmedo para minimizar los efectos de la retracción, manteniéndose en posición horizontal. Todas las probetas fueron ensayadas a los 28 días desde su fabricación. La resistencia a compresión del hormigón de cada soporte se obtuvo como media de tres probetas cilíndricas de 150x300mm (UNE-EN12390-3 [131]).

Probeta	s (cm)	Φ_t (mm)	Lote	f_{cm} (MPa)	E_c (MPa)	ϵ_{c85} (‰)	f_{LOP} (MPa)	$f_{R,1}$ (MPa)	$f_{R,2}$ (MPa)	$f_{R,3}$ (MPa)	$f_{R,4}$ (MPa)
C25F00S05T2	5	6	1	23.16	25131	3.8	-	-	-	-	-
C25F00S10T2	10	6	1	24.17	25200	4.8	-	-	-	-	-
C25F00S30T2	30	6	1	28.25	26584	4.4	-	-	-	-	-
C25F40S05T2	5	6	1	25.25	24249	-	1.91	2.39	1.97	1.66	1.54
C25F40S10T2	10	6	1	24.56	23897	-	1.87	2.19	2.08	1.77	1.43
C25F40S30T2	30	6	1	21.56	23435	-	1.78	2.10	2.18	1.87	1.43
C25F80S05T2	5	6	1	20.89	22690	-	3.47	4.71	5.70	5.29	3.43
C25F80S10T2	10	6	1	29.16	26300	-	3.72	4.95	5.60	5.21	3.66
C25F80S30T2	30	6	1	25.52	24225	-	3.60	4.91	5.45	5.17	3.57
C80F00S05T2	5	6	1	80.31	35938	4.2	-	-	-	-	-
C80F00S10T2	10	6	1	71.79	36189	3.74	-	-	-	-	-
C80F00S30T2	30	6	1	81.87	36441	4.6	-	-	-	-	-
C80F40S05T2	5	8	2	85.52	37657	-	5.46	8.01	9.43	9.00	6.80
C80F40S10T2	10	8	2	85.19	37584	-	4.38	4.79	5.94	6.12	5.47
C80F40S30T2	30	8	2	83.05	34058	-	5.64	11.48	13.66	12.42	10.31
C80F80S05T2	5	8	2	78.80	37365	-	8.88	14.65	17.39	15.82	12.55
C80F80S10T2	10	8	2	75.22	37473	-	8.35	16.30	17.93	17.22	15.42
C80F80S30T2	30	6	1	80.22	35474	-	6.58	13.64	13.77	8.57	5.75
C120F060-90S10T2	10	6	1	123.48	42500	-	11.74	22.99	21.75	11.71	7.23
C120F060-90S30T2	30	6	1	123.48	42500	-	11.74	22.99	21.75	11.71	7.23
C120F060-90S60T2	60	6	3	126.39	39566	-	10.29	17.72	11.32	5.00	3.83
C120F060-90S10T1	10	6	1	124.05	44187	-	9.87	17.01	20.17	12.45	9.35
C120F060-90S60T1	60	6	3	131.11	43821	-	10.21	18.55	20.14	12.78	9.75
C120F150-00S10T2	10	8	2	117.92	44331	-	11.16	22.24	25.57	25.32	22.03
C120F150-00S30T2	30	6	1	114.86	43472	-	6.28	22.18	24.69	22.54	11.45
C120F150-00S60T2	60	6	3	113.07	44000	-	10.42	19.87	20.68	13.56	9.46
C120F150-00S10T1	10	6	1	125.96	42276	-	11.00	23.89	24.58	14.33	8.23
C120F150-00S60T1	60	8	2	105.00	40029	-	7.67	12.44	12.56	10.83	9.21
SMAC80F80S05T2	5	8	2	78.73	38655	-	7.78	14.05	16.76	15.59	12.09
SMAC80F80S10T2	10	8	2	83.86	38373	-	7.56	13.36	15.29	14.32	11.46
SMAC120F060-90S05T2	5	8	2	107.16	44221	-	9.02	15.44	16.07	13.98	9.95
SMAC120F060-90S10T2	10	8	2	115.40	43293	-	10.52	18.65	19.94	18.82	15.12

Tabla IV-2: Programa experimental. Características del Hormigón

IV.3 Características de los Materiales

Para la fabricación del hormigón convencional se ha utilizado el producto comercial: Sikacrete®-08 SCC. Este hormigón es autocompactante, su resistencia nominal es de 25 MPa y muestra un escurrimiento de 670 mm. Se han utilizado 0, 40 ó 80 Kg/m³ de fibras. Se decidió utilizar un hormigón predosificado debido a la dificultad de obtener un hormigón de baja resistencia (25 MPa) autocompactante, a causa de la alta cantidad de árido fino requerido en la composición. El propósito de que el hormigón sea autocompactante es para facilitar la puesta en el encofrado, sobre todo para los casos en los que el contenido de fibras es de 80 kg/m³. Las fibras de acero que se han utilizado son DRAMIX 80/30 BP, de 30 mm de longitud y de esbeltez 80, de resistencia tracción 3070 MPa y módulo de elasticidad 200 GPa. La dosificación del hormigón tiene una granulometría de 0 a 0,8 mm. La curva granulométrica que se ha obtenido en laboratorio se muestra en la Figura IV.4. Cada saco contiene 25 Kg de material que permiten la fabricación de aproximadamente 13 litros de hormigón y se utilizan 2,5 - 2,9 litros de agua.

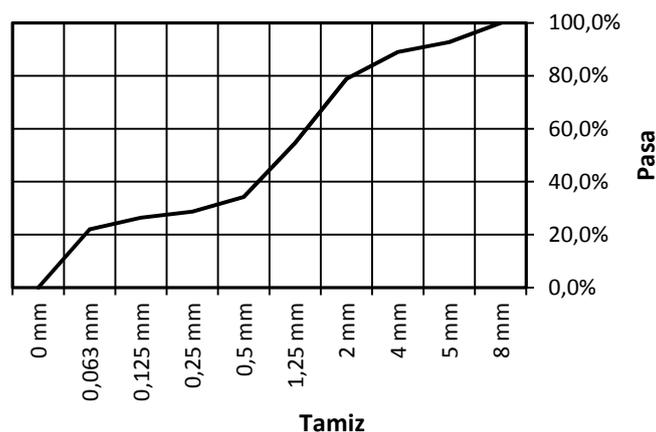


Figura IV.4: Curva granulométrica del hormigón de resistencia normal predosificado

El hormigón de alta resistencia utilizado es un hormigón autocompactante de resistencia media de 80 MPa, con un contenido de fibras de 0, 40 y 80 kg/m³. La composición del hormigón de alta resistencia utilizada es la siguiente: 525 kg/m³ cemento tipo Portland tipo I 52.5 R, 196 kg/m³ de agua, 450 kg/m³ de áridos con un tamaño máximo de 6 mm, 1045 kg/m³ de arena, 200 kg/m³ de filler calizo y una cantidad de superplastificante que varía 8.13 y 8.93 kg/m³ dependiendo del contenido de fibras de cada hormigón. Las fibras de acero que se han utilizado son DRAMIX 80/30 BP de 30 mm de longitud y esbeltez de 80, resistencia tracción de 3070 MPa y módulo de elasticidad de 200 GPa.

El hormigón de muy altas prestaciones es también un hormigón autocompactante de resistencia media 120 MPa, con un contenido de fibras de 150 kg/m³. La composición de este

hormigón es la siguiente: 1000 kg/m³ de cemento tipo Portland I 42.5 SR, 177 kg/m³ de agua, 575 kg/m³ de arena con un tamaño máximo de 0.8 mm (AF_T_0/8_S), 310 kg/m³ de arena con un tamaño máximo de 0.4 mm (AF_T_0/4_S) y 29 kg/m³ de superplastificante. Las fibras de acero que se han utilizado son DRAMIX 80/30 BP para el caso de los especímenes con un solo tipo de fibras. En el caso de los especímenes que utilizan una mezcla de fibras, se han empleado las fibras DRAMIX 80/30 BP y las DRAMIX 13/0.5, de 13 mm de longitud y esbeltez de 26, resistencia tracción de 3070 MPa y módulo de elasticidad de 200 GPa.

Se fabricó una probeta prismática de 550 x 150 x 500 mm de cada elemento, con el objetivo de determinar la resistencia a tracción por flexión del hormigón con fibras de acero conforme a la normativa UNE EN 14651:2007 [132]. En la Tabla IV-2 se muestran los resultados obtenidos a partir del control de calidad de los materiales, donde f_{cm} es la resistencia media a compresión del hormigón que se obtuvo como media de tres probetas cilíndricas de 150 x 300 mm (UNE-EN 12390-3 [131]), E_c es el módulo elástico del hormigón, ϵ_{c85} es la deformación correspondiente a una tensión de $0.85 \cdot f_{cm}$ medida después de alcanzar la tensión pico (en la rama de reblandecimiento), f_{LOP} es el límite de proporcionalidad en el ensayo de flexotracción, $f_{R,1}$, $f_{R,2}$, $f_{R,3}$ y $f_{R,4}$ es la tensión para aberturas de fisura de 0.5, 1.5, 2.5 y 3.5 mm a en el ensayo de flexotracción (UNE EN 14651:2007 [132]).

Se han utilizado tres lotes diferentes de acero de calidad B500SD (EHE-08 (2008)) y clase C (EN1992-1-1:2004 (2004) [9]). Los resultados de los ensayos de caracterización en tracción de las armaduras, tanto longitudinales como transversales en tracción se muestran en la Figura IV.5.a, Figura IV.6.a y Figura IV.7.a (UNE-EN ISO 6892-1:2009 (2010) [133]), donde f_y , ϵ_y , f_{sh} , ϵ_{sh} , f_u , ϵ_u , E_s , es el límite elástico, la deformación correspondiente al límite elástico, la tensión a la que empieza la rama de endurecimiento, la tensión asociada a ϵ_{sh} , la tensión máxima, la deformación asociada a la tensión máxima y el módulo elástico, respectivamente.

En el campo de la ingeniería se asume simetría en la ecuación constitutiva del acero. Es decir, la relación tensión – deformación en compresión es la misma que en tracción pero con signo contrario. Sin embargo, estudios experimentales en carga monotónica han verificado que existe asimetría en la relación tensión-deformación (Dodd y Restrepo-Posada (1995) [134]). Este comportamiento, se debe a que cuando se comprime la barra, el área de la armadura aumenta por efecto Poisson. Para tener en cuenta esta diferencia en el comportamiento y para seguir teniendo en cuenta desde el punto de vista ingenieril la misma área en tracción que en compresión, Dodd y

Restrepo-Posada (1995) [134] proponen las siguientes expresiones para transformar la relación constitutiva de tracción ($\sigma - \varepsilon$) a compresión ($\sigma'' - \varepsilon''$):

$$\sigma'' = -\sigma \cdot (1 + \varepsilon)^2 \quad (\text{IV-1})$$

$$\varepsilon'' = -\frac{\varepsilon}{1 + \varepsilon} \quad (\text{IV-2})$$

En la Figura IV.5.b, la Figura IV.6.b y la Figura IV.7.b se muestra la relación tensión – deformación en tracción y en compresión para la armadura comprimida de diámetro de 12 mm correspondientes a los tres lotes. En todos los casos se han aplicado las expresiones (IV-1) y (IV-2) propuestas por Dodd y Restrepo-Posada (1995) [134] para transformar el comportamiento de tracción a compresión (nótese que no se ha cambiado el signo en las tensiones y en las deformaciones).

El SMA empleado en este estudio es una aleación cuasi equiatómica (50% - 50%) de níquel-titanio. Las barras fueron suministradas por el proveedor con superficie pulida. Se ha realizado el ensayo de calorimetría diferenciada de barrido DSC con el objeto de determinar las cuatro temperaturas de transformación (A_s y A_f para principio y final de la transformación austenítica, M_s y M_f para principio y final de la transformación martensítica) de acuerdo con la norma ASTM F2004-05(2010) [135]. Estos cuatro valores gobiernan las cuatro tensiones del ciclo de histéresis del SMA. A partir de las barras $\phi 12$ de NiTi se ha obtenido una pequeña muestra que colocada y enfriada en un calorímetro detecta las temperaturas de cambio de fase (Figura IV.8). Las temperaturas de transformación obtenidas son: $M_f = -49.15^\circ\text{C}$, $M_s = -31.23^\circ\text{C}$, $A_s = -20.75^\circ\text{C}$ y $A_f = -7.70^\circ\text{C}$.

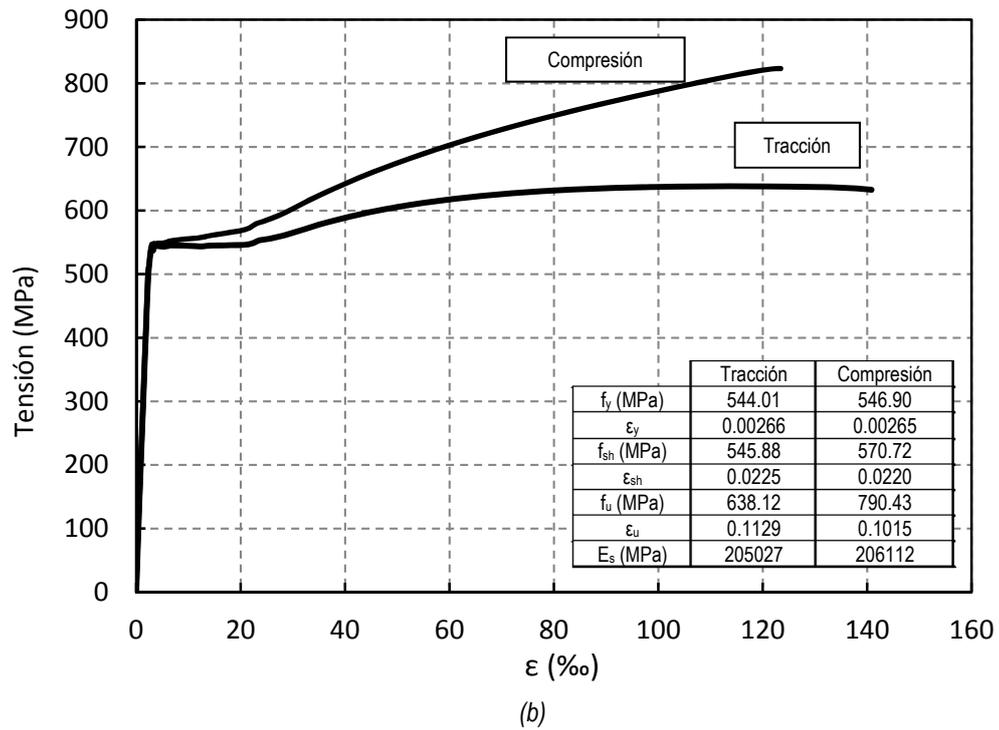
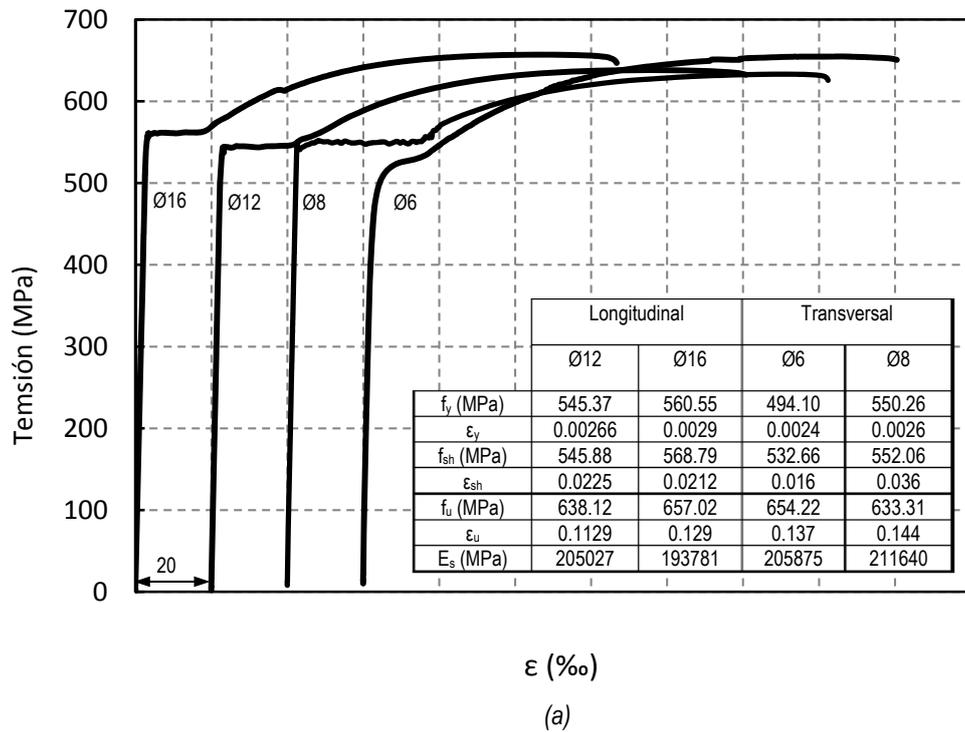


Figura IV.5: LOTE 1. Propiedades mecánicas de las armaduras: (a) Comportamiento tensión-deformación de las armaduras (en tracción) (b) Curva constitutiva en tracción y en compresión de las armaduras longitudinales de diámetro 12 mm

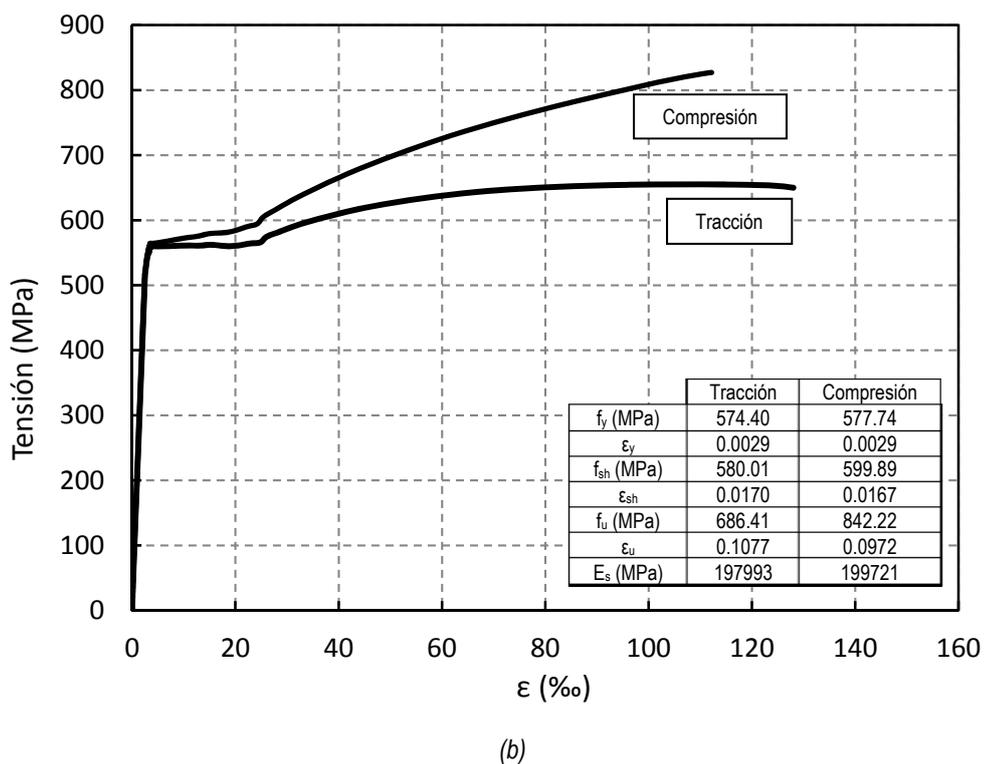
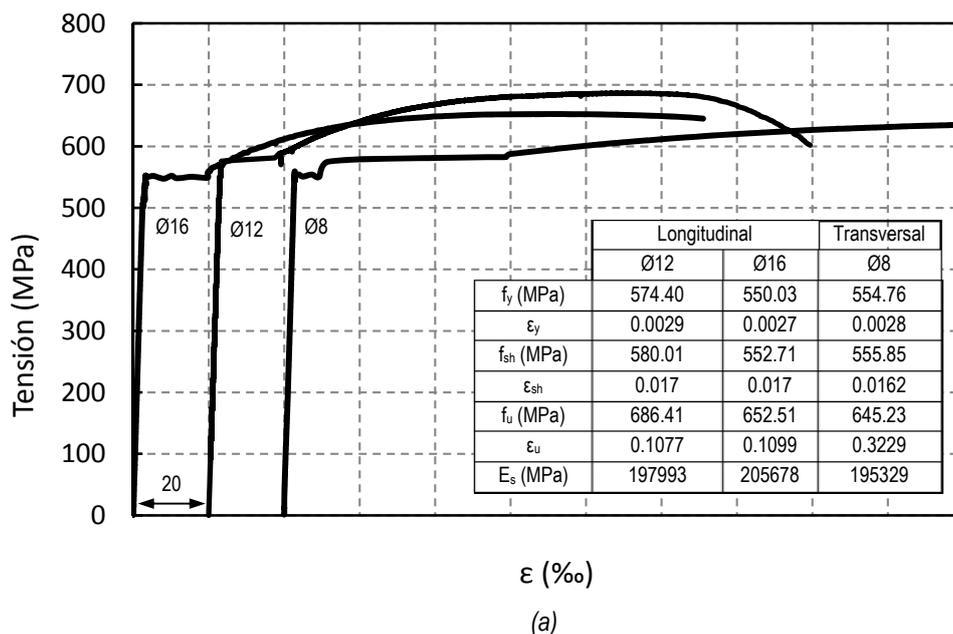


Figura IV.6: LOTE 2. Propiedades mecánicas de las armaduras: (a) Comportamiento tensión-deformación de las armaduras (en tracción) (b) Curva constitutiva en tracción y en compresión de las armaduras longitudinales de diámetro 12 mm

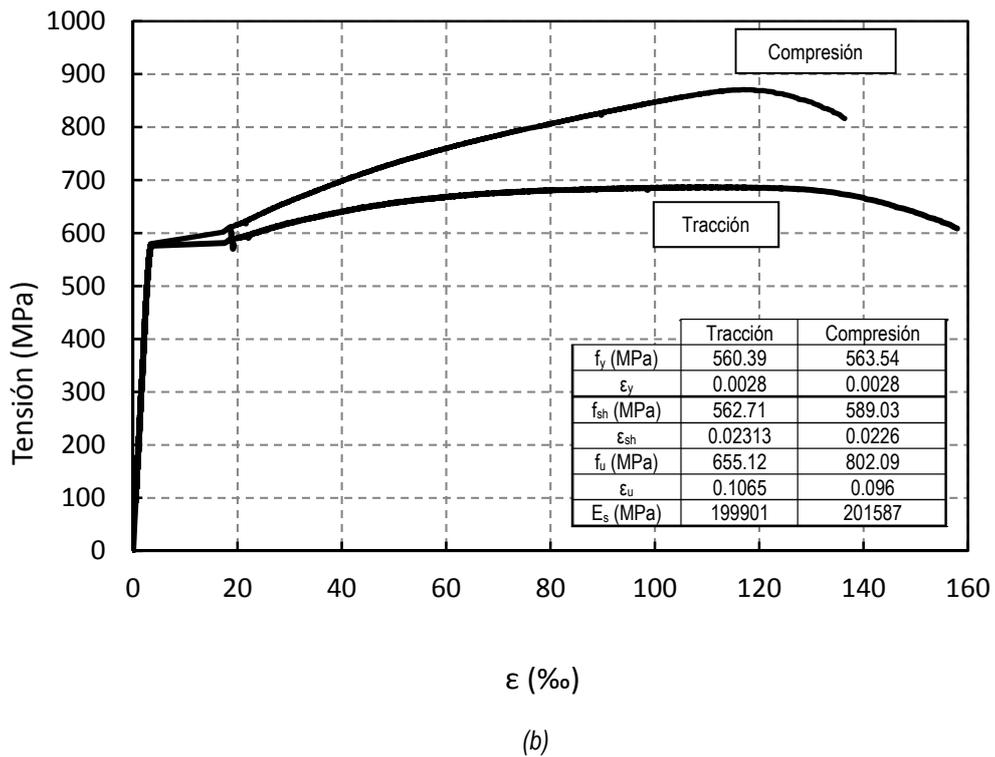
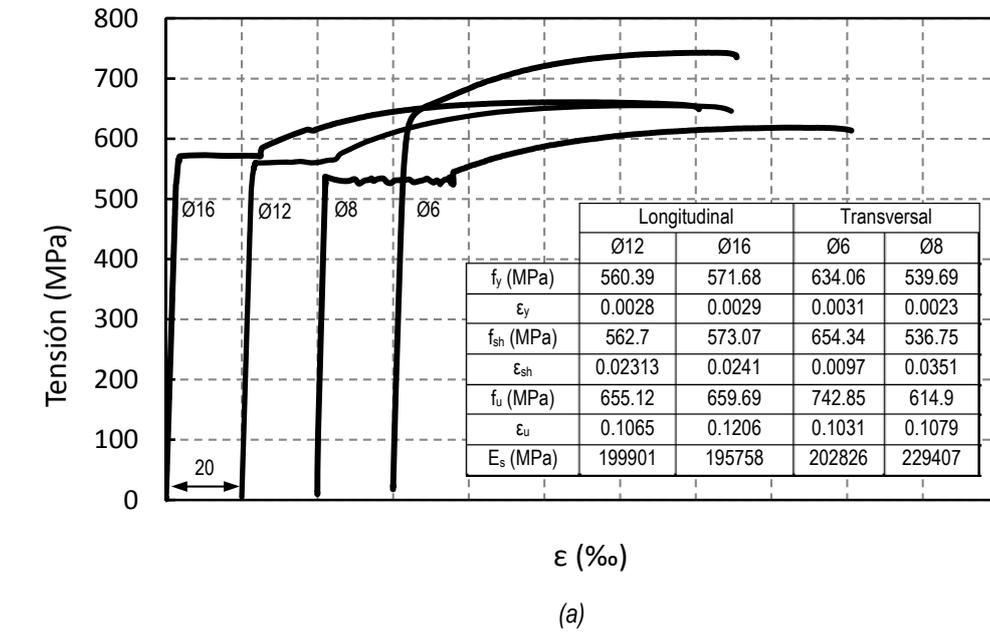
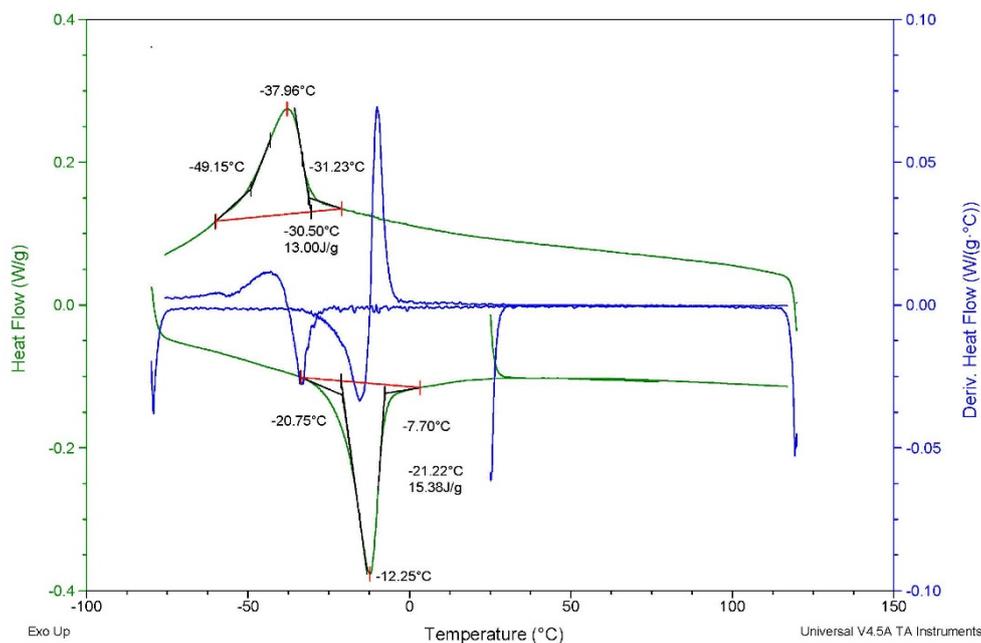


Figura IV.7: LOTE 3. Propiedades mecánicas de las armaduras: (a) Comportamiento tensión-deformación de las armaduras (en tracción) (b) Curva constitutiva en tracción y en compresión de las armaduras longitudinales de diámetro 12 mm



(a)



(b)

Figura IV.8: Ensayo de calorimetría diferencia de barrido (DSC) obtenida de acuerdo con la norma ASTM F2004-05 (2010) [135]: (a) tamaño de las muestras (b) resultados obtenidos

Por otra parte, se ha ensayado las barras de NiTi a tracción y a compresión (Figura IV.9). El ensayo a compresión se realizó con una barra poco esbelta de NiTi, con una longitud libre de 10 mm, para que los efectos de segundo orden no interviniesen en la caracterización. La temperatura de la habitación de ensayo es de 27-30°C. El módulo de Young o módulo austenítico E_A es igual a 64647 MPa. La deformación de fin transformación martensítica es de un 60 ‰. La curva tensión-deformación del NiTi en tracción se muestra en la Figura IV.10. Al contrario que el acero, las aleaciones con memoria de forma muestran un comportamiento diferenciado en tracción-compresión (Auricchio and Sacco (1997) [57], Orgeas and Favier (1995) [58]). La rama austenítica en compresión es igual que en tracción. La deformación de fin transformación martensítica en compresión es de un 45 ‰, a una tensión de 710 MPa. El módulo tangente

martensítico en compresión E_M es de 28125 MPa. La rama plástica se inicia a una tensión de 1150 MPa.

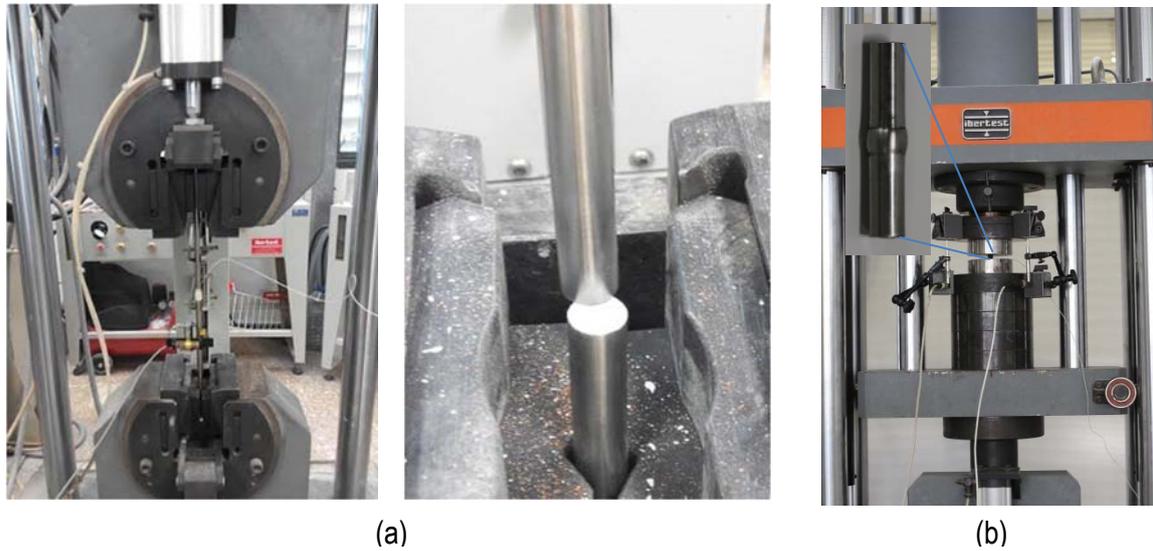


Figura IV.9: Ensayo de la barra NiTi (a) Tracción (b) Compresión

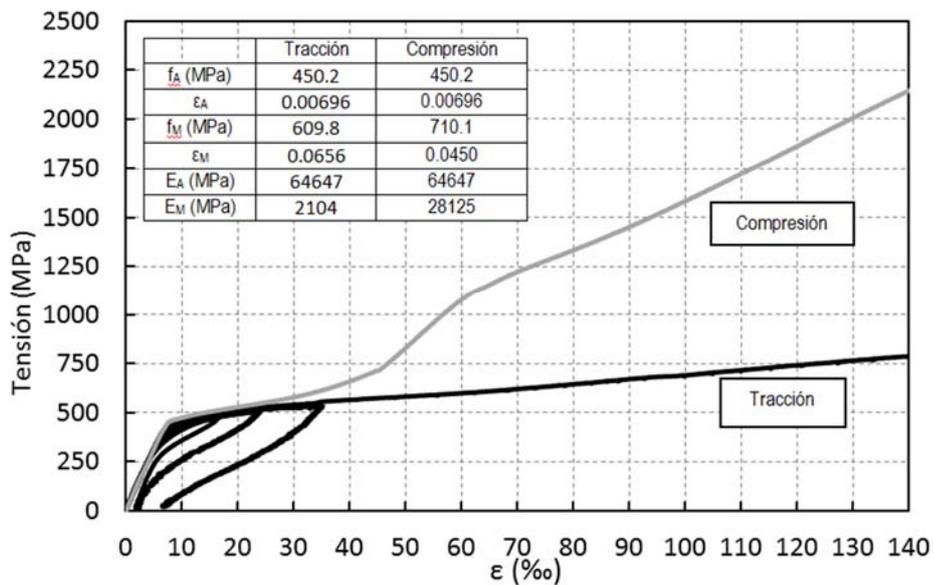


Figura IV.10: Propiedades mecánicas de la barra de NiTi

IV.4 Instrumentación

En cada soporte se dispusieron galgas extensométricas, tanto en las armaduras longitudinales como transversales y en la cara comprimida de hormigón (Figura IV.11). En las barras de NiTi también se dispuso un termopar. También se utilizaron transductores de

desplazamiento, un transductor de carga, termopares, un equipo de adquisición de datos y una cámara fotográfica.

IV.4.1 Instrumentación de la ferralla

Las galgas extensiométricas que se colocaron en las armaduras comprimidas y traccionadas se dispusieron de forma equidistante entre los estribos (las traccionadas únicamente en el sección central de elemento). En los primeros elementos fabricados, las galgas se colocaron únicamente en el tercio central. Debido a que la esbeltez de los elementos es baja, la zona de daño a veces no se producía en ese tercio central. Por esta razón, en elementos posteriores, se instrumentó toda la longitud. Las galgas son de HBM de 120 ohmios y un 0,35% de tolerancia

Para evitar el efecto local de la curvatura de la barra, las galgas deben disponerse perpendiculares al eje de flexión (en las caras laterales de la barra). Sin embargo, para poder detectar el cambio de curvatura de la barra comprimida cuando pandea localmente, la galga se dispone paralela al eje de flexión y en el lado del recubrimiento.

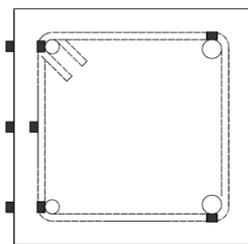


Figura IV.11: Disposición de las galgas de acero y de hormigón en una sección transversal

Así, como es bien conocido, en un ensayo de carga excéntrica por control por desplazamientos crecientes las deformaciones crecen con la carga aplicada (Figura IV.12, punto a). En la rama de descenso del diagrama carga-deformación, aunque la carga disminuye, las deformaciones en la sección crítica siguen incrementándose (puesto que el desplazamiento se incrementa). En consecuencia, la armadura comprimida situada en la zona de plastificación incrementará su deformación durante todo el ensayo (Figura IV.12, punto b), siempre que la fibra neutra de la sección se sitúe por debajo de la misma. En el caso que se produzca el pandeo local de la armadura comprimida, la galga de compresión detectará incrementos de deformación de tracción (Figura IV.12, punto c), pudiendo llegar a traccionarse (debido a un excesivo cambio de curvatura) aunque la armadura está situada en la zona de compresión de la sección (Figura IV.12, punto d).

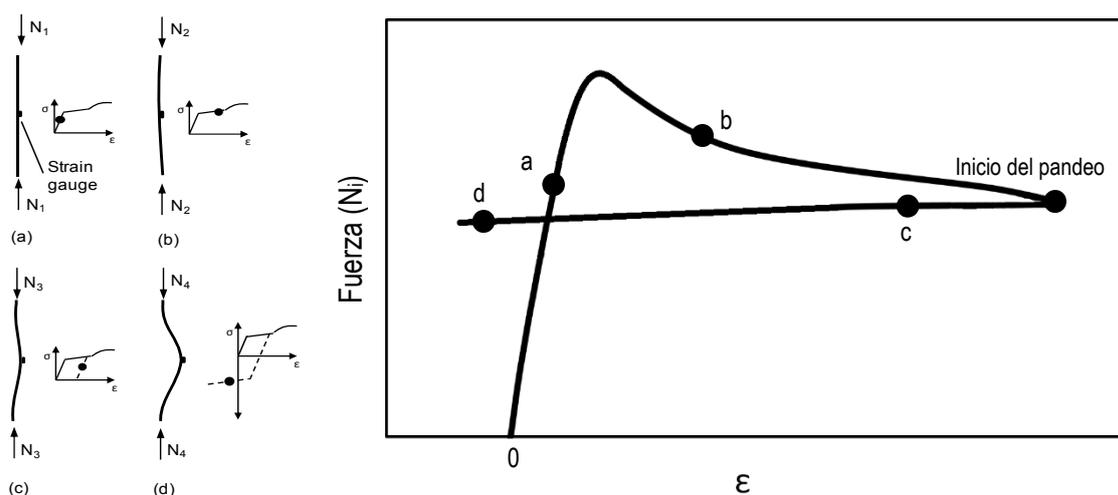


Figura IV.12: Metodología propuesta para la detección del pandeo en la barra comprimida

El correcto funcionamiento de las galgas extensiométricas depende de su correcta colocación. El procedimiento seguido es el siguiente:

- Se retira la corruga de la barra de acero en la región en la que se va a pegar la galga en un espacio de unos 15 mm utilizando para ello una sierra radial con un disco de devastar. En el caso de las barras de NiTi este paso no fue necesario ya que se suministraban con superficie lisa.
- Se pule la zona devastada con una lija circular hasta conseguir una superficie lisa (Figura IV.13). En el caso de las barras de NiTi tampoco fue necesario realizar este paso.
- Se limpia la superficie con acetona para retirar restos de polvo y grasa y asegurar un buen pegado.
- Se fija de manera temporal la galga a la barra de acero con celo. Se evitar el contacto con los dedos en la cara de la galga que estará en contacto con la armadura (Figura IV.14).
- Se aplica una pequeña cantidad del adhesivo proporcionado por el fabricante de las galgas (Figura IV.15). Para ello se utiliza un trozo de teflón y se presiona la galga durante 30 segundos.
- Se aplica la masilla protectora suministrada por el fabricante (Figura IV.16) para protegerla de las agresiones que pueda sufrir durante el transporte y almacenado de la ferralla y el posterior hormigonado del elemento, así como de la humedad (Figura IV.17).
- Se atan los cables de las galgas extensiométricas con bridas de plástico (Figura IV.18) para evitar tirones. Se conducen los cables por el interior de la pieza de manera que no obstruyan el paso del hormigón, lo cual cobra más importancia cuando se utilizan hormigones con fibras puesto que se pueden producir atascos con mayor facilidad.

- Se etiqueta cada galga para poder identificarla (Figura IV.19).
- Se agrupan los cables de las galgas y se embolsan para protegerlos durante el hormigonado (Figura IV.20).
- Una vez el elemento esté hormigonado y listo para ensayarlo, se dispone en el extremo de los cables unas punteras metálicas. Esto se realiza para un mejor contacto eléctrico de las bandas extensiométricas con el equipo de toma de datos.



Figura IV.13: Zona pulida



Figura IV.14: Fijación de la galga



Figura IV.15: Aplicación del adhesivo



Figura IV.16: Protector de galgas



Figura IV.17: Galga protegida



Figura IV.18: Galga sujeta



Figura IV.19: Galgas etiquetadas

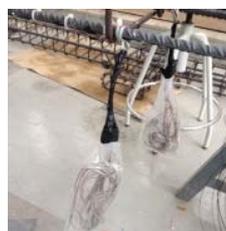


Figura IV.20: Embolsado de galgas

Se instaló un termopar en la zona central de las barras de NiTi para controlar los cambios de temperatura atribuibles a la transformación de fase.

IV.4.2 Galgas extensiométricas de hormigón

Se disponen cuatro galgas extensiométricas de hormigón de HBM también de 120 ohmios de tolerancia 0,35% en la cara comprimida del elemento. Tres en la sección central en posición vertical para conocer la deformación de la cara comprimida y otra en posición horizontal para monitorizar la expansión transversal (Figura IV.21).

Para adherir las galgas al hormigón se utiliza un adhesivo bicomponente distribuido por el fabricante de las mismas (Figura IV.22). Se trata de un adhesivo en polvo con catalizador líquido que fragua en un minuto.

El proceso seguido para el pegado de las galgas es el siguiente:

- Se marca la posición de la galga extensiométrica.
- Se limpia la superficie de polvo.
- Se presenta la galga y se sujeta temporalmente con celo.
- Se prepara un recipiente con el componente en polvo (Figura IV.23) y se vierte el catalizador (Figura IV.24).
- Se remueve la mezcla (Figura IV.25) y se vierte sobre la superficie del elemento (Figura IV.26).
- Se posiciona la galga y se hace presión durante unos segundos mediante el uso de un film transparente no adherente (Figura IV.27 y Figura IV.28).

Al igual que ocurre con las galgas extensiométricas de las armaduras, una vez el elemento esté hormigonado y listo para ensayarlo, se dispone en el extremo de los cables las punteras metálicas para mejorar el contacto eléctrico con el equipo de toma de datos.



Figura IV.21: Posición de las galgas



Figura IV.22: Adhesivo



Figura IV.23: Dosificación el adhesivo



Figura IV.24: Vertido del catalizador



Figura IV.25: Mezcla del adhesivo



Figura IV.26: Vertido del adhesivo



Figura IV.27: Presión de la galga



Figura IV.28: Galga pegada

IV.4.3 Transductores de desplazamiento

Se utilizan 5 transductores de desplazamiento marca Novotechnik modelo TEX-0200 con una capacidad de medir desplazamientos de hasta 200 mm con una resolución de 0,01mm. Los transductores están situados a 0, 325, 675, 1025 y 1350 mm desde el borde inferior de la probeta (Figura IV.29). Estos captadores se montan con unas nueces en un soporte perforado que se fija al pórtico de ensayo con unos sargentos de manera que queden encarados hacia el elemento y apoyen el extremo del pistón sobre unas placas de metacrilato que se adhieren al elemento con cola termo soldable (Figura IV.29). Se conectan los cables al equipo de adquisición de datos.



Figura IV.29: Transductores de desplazamiento

La disposición mostrada en la Figura IV.29 fue la que mejores resultados ofrecía. Pese a que los transductores estén fijados sobre un elemento externo (el pórtico de ensayo), se puede corregir los movimientos de sólido rígido del espécimen mediante los capadores situados a la altura de los apoyos. En un primer diseño para colocar los transductores de desplazamiento, inicialmente se diseñó un artilugio que se disponía sobre el propio elemento y que servía para colocar los captadores (Figura IV.30). De esta forma los captadores no medirían desplazamientos de sólido rígido. Sin embargo, no ofreció resultados correctos, ya que cuando la pieza empezada a fisurar, los captadores sufrían movimientos que invalidaban las medidas. Los detalles del artilugio se pueden observar en el **ANEJO A**.



Figura IV.30: Artilugio inicial para sostener los captadores

IV.4.4 Transductor de carga

Para la medición y control de la carga durante el ensayo se utiliza un transductor de presión (Figura IV.31) marca General Instruments modelo PDCR 4011 con capacidad de medir hasta 351 bares de presión con una precisión del 0,04% del fondo de escala. Este equipo se conecta al grupo de presión (Figura IV.32) y al equipo de adquisición de datos. El transductor de presión fue previamente calibrado comparándolo con los resultados que arrojaba una célula de carga.



Figura IV.31: Transductor de carga



Figura IV.32: Conexión del transductor

IV.4.5 Equipo de adquisición de datos

Para la adquisición de datos se debe configurar el software con todos los medios que intervienen en la toma de datos, seleccionando para ello las bandas extensiométricas, transductores y gato hidráulico que a utilizar.

Se asigna los canales de datos a los que se han conectado los medios de medida y se configuran las gráficas de seguimiento en vivo que se desee observar. Una vez esta todo programado se puede realizar la toma de ceros y la puesta en marcha de la toma de datos (Figura IV.33). Durante el ensayo se monitorizan diversos valores de los transductores de desplazamiento, carga y deformaciones de las galgas (Figura IV.34).



Figura IV.33: Toma de zeros y marcha

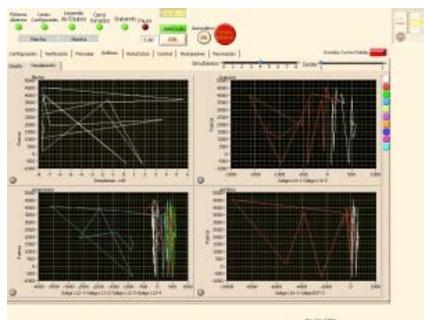


Figura IV.34: Graficas de seguimiento

IV.4.6 Cámara fotográfica:

Se ha utilizado un sistema de grabación sincronizada para poder asignar a cada fotograma la correspondiente carga aplicada (Figura IV.35 - Figura IV.36). Debido a que las galgas extensométricas dispuestas en las barras comprimidas están colocadas para captar el pandeo y no la deformación media, se ha corregido esta deformación a partir de la fibra neutra obtenida mediante el análisis de las fotografías.



Figura IV.35: Cámara fotográfica



Figura IV.36: Montaje del soporte gráfico

IV.5 Configuración del ensayo

IV.5.1 Condicionantes físicos

IV.5.1.1 Pórtico de ensayo

Se trata de un pórtico auto portante (Figura IV.37) con dintel de altura ajustable. Se ha empleado un actuador hidráulico de 2500 kN (Figura IV.38). A este pórtico se le ha añadido una placa de apoyo inferior, una placa de apoyo superior (Figura IV.39) con posibilidad de giro y una extensión al actuador (**ANEJO A**). La disposición del ensayo, con el espécimen insertado y la instrumentación instalada se puede apreciar en la Figura IV.40.



Figura IV.37: Pórtico de ensayo



Figura IV.38: Gato hidráulico



Figura IV.39: Placas de apoyo inferior y superior



Figura IV.40: Disposición del ensayo

IV.5.1.2 Superficie de encofrado

La superficie que se utiliza para el montaje de los encofrados y la posterior fabricación de los elementos, la componen varias planchas modulares de acero de tres metros de longitud y un metro de anchura (Figura IV.41) fabricadas a tal efecto y con las que se garantiza que la cara frontal del elemento se mantenga plana. Estas planchas se posicionan directamente en el suelo y se calzan si es necesario para asegurar la nivelación del hormigón fresco.



Figura IV.41: Plancha de encofrar

IV.5.1.3 Amasadora

El amasado del hormigón se realiza con una turbo mezcladora de eje vertical modelo ST-150 CD de la marca Betonmass (Figura IV.42) con una potencia de 4 kW ,una velocidad de 41 r.p.m. y una capacidad de hasta 150 litros.



Figura IV.42: Turbo mezcladora de eje vertical

IV.5.1.4 Puente-grúa

Para el desencofrado y traslado de los elementos para su almacenaje y posterior puesta en la zona de ensayo, se utiliza un puente-grúa de doble viga (Figura IV.43) y con una capacidad de elevación de hasta 10 toneladas.



Figura IV.43: Puente-grúa

IV.6 Fases de la ejecución del experimento

A continuación se describe cada fase necesaria para la ejecución de la experimentación por orden cronológico.

IV.6.1 Revisión y reconfiguración de la ferralla

Todas las ferrallas recibidas son comprobadas para que la geometría sea la correcta y se rectifica en caso contrario (Figura IV.44). Para los especímenes con NiTi (Figura IV.3), se reemplaza las barras de acero de 12 mm por las barras de NiTi.

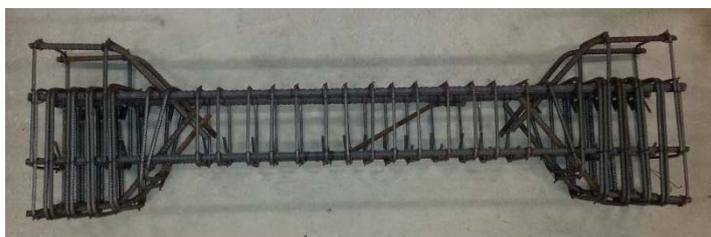


Figura IV.44: Ferralla aún sin modificar con todos los estribos

IV.6.2 Instrumentación de la ferralla

En esta fase se disponen todas las galgas necesarias en las armaduras, así como los termopares en las barras de NiTi. El procedimiento ha sido descrito en el apartado IV.4 de instrumentación.

IV.6.3 Preparación y montaje de encofrados

Esta fase se realiza el día del amasado para que el desencofrante se mantenga uniforme por el encofrado. Se montan los perfiles laterales sobre una plancha y se sujetan a ésta con sargentos, asegurando su verticalidad y asegurando una distancia entre ambos perfiles de 40 cm entre caras interiores en toda su longitud. A continuación, se aplica una capa de desencofrante a todas las caras que estarán en contacto con el hormigón. Se montan las maderas que forman los extremos del elemento y se sujetan mediante un sargento que presiona los dos perfiles contra estas

maderas. Seguidamente, se presentan las dos piezas trapezoidales de madera sobre la plancha y se sujetan con dos sargentos, cada una al perfil con la que está en contacto. Se comprueban las dimensiones y se realizan las correcciones pertinentes (Figura IV.45). Finalmente se aplica otra capa de desencofrante sobre las superficies de madera debido a su absorción (Figura IV.46).



Figura IV.45: Encofrado preparado



Figura IV.46: Puesta de desencofrante final

IV.6.4 Colocación de la ferralla en los encofrados

Antes de introducir la pieza en el encofrado, se asegura el recubrimiento que deberá tener mediante la colocación de separadores de tipo ruleta (Figura IV.47). Se introduce la ferralla en el encofrado y se miden los recubrimientos superior (Figura IV.48), inferior y a cara interior del encofrado en diversas secciones. Tras esta operación la ferralla se da por colocada en el encofrado (Figura IV.49). En esta misma fase se preparan los encofrados de las probetas de control de calidad del hormigón. Este control consta de 3 probetas cilíndricas de 15 cm de diámetro y 30 cm de altura, tal como se ha explicado en la sección IV-8. Además, en el elemento reforzado con fibras de acero, se fabrica también una probeta prismática de 15x15x60 cm. (Figura IV.50).

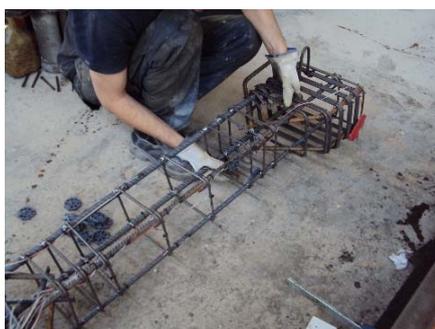


Figura IV.47: Colocación de los separadores



Figura IV.48: Comprobando el recubrimiento



Figura IV.49: Ferralla preparada



Figura IV.50: Probetas de control

IV.6.5 Preparación del material para el amasado

En el caso del hormigón de resistencia normal, debido a la elección del material (hormigón predosificado ensacado), la preparación de las amasadas es sencilla, limitándose a preparar los sacos del material y el agua y las fibras si procede (Figura IV.51).

Para el llenado de un elemento, tres probetas cilíndricas y una probeta prismática, es necesario fabricar 104 litros de hormigón. Para ello se preparan 200 Kg de Sikacrete®-08 SCC, 2 Kg de cemento CEM II 42,5 R, 19,25 Kg de agua y para el elemento con fibras de acero 8,32 Kg de fibras 80/30 Dramix.

En el caso del hormigón de alta resistencia con y sin fibras, se deben pesar y almacenar los componentes. Esta operación se realiza el día anterior a hormigonar. Se pesan tanto la grava, como la arena (arena castellana rodada), como el filler y las fibras. Tanto el agua como el aditivo superplastificante se pesan el mismo día de hormigonado para que no haya pérdidas por evaporación. En el caso de la arena, se deja una muestra en un horno secador el día anterior a la hormigonada con el objetivo de medir la humedad el día del hormigonado y así corregir tanto la arena como el agua a utilizar.

En el caso del hormigón de muy altas prestaciones, se pesan los dos tipos de arenas silíceas empleadas, el humo de sílice y los dos tipos de fibras el día anterior a hormigonar. Las arenas vienen ensacadas sin humedad, por lo que no es necesario efectuar la corrección por la humedad. El día del hormigonado, al igual que en el caso del hormigón de alta resistencia, se prepara el agua y el aditivo.



Figura IV.51: Material preparado para el caso de hormigón de resistencia normal

IV.6.6 Amasado del hormigón

Para el amasado del hormigón de resistencia normal se sigue el siguiente procedimiento:

- Se vierte el contenido de 8 sacos de Sikacret®-08 SCC en la amasadora y se mezcla durante 1 minuto para romper los terrones que puedan existir y que aparecen por la compresión que sufren los sacos durante su almacenamiento.
- Se vierte el agua durante 1 minuto y se deja amasar 10 minutos. Este tiempo depende de factores como la temperatura ambiente o la humedad ambiental por lo que se observó que una amasada realizada a las 8:00 am cumplía este tiempo y sin embargo una segunda amasada iniciada a las 10:00 am era necesario amasarla varios minutos más.
- A continuación, en el caso del elemento reforzado con fibras de acero, se procede a añadir las fibras vertiéndolas poco a poco para evitar la formación de erizos. Los erizos aparecen si cae un grupo de fibras trabadas entre ellas y al entrar en contacto con la masa de hormigón se recubre como un conjunto, impidiendo la entrada de la matriz de hormigón. Se deja amasar durante 2 minutos.
- Se extrae de la amasadora la cantidad de hormigón suficiente para realizar el ensayo de escurrimiento con el cono de Abrams y en caso de que el resultado del ensayo sea el esperado, se da por finalizada la operación de amasado.

En el caso del hormigón de alta resistencia y de muy altas prestaciones, el procedimiento es similar al mostrado anteriormente.

A continuación, se muestra una serie de fotografías que ilustran el procedimiento de hormigonado. En el caso de las fotografías se trata del hormigón de muy altas prestaciones (Figura IV.52 - Figura IV.57):



Figura IV.52: Vertido del cemento



Figura IV.53: Vertido del agua



Figura IV.54: Aspecto del hormigón previamente al vertido de fibras



Figura IV.55: Vertido de fibras



Figura IV.56: Preparación ensayo de escurrimiento



Figura IV.57: Medición del diámetro del círculo de hormigón

IV.6.7 Puesta en obra y curado del hormigón

El hormigón se vierte directamente en el interior de un cubilote (Figura IV.58) y se traslada a la zona de encofrado (Figura IV.59) mediante un vehículo apto para tal fin. Una vez en la zona de encofrado, el cubilote es izado mediante una grúa puente y se ubica sobre la pieza que se va a hormigonar.

Se vierte el hormigón desde una altura de unos 20 centímetros comenzando por la zona central de la pieza (

Figura IV.60). Se llena poco a poco para evitar que se creen coqueas en las zonas más armadas. Dado que todos los hormigones son autocompactantes, éstos fluyen de forma autónoma por el encofrado. La

Figura IV.61 muestra el final del vertido de hormigón.

Tras llenar el elemento se procede al llenado de las probetas de control (Figura IV.62). Pasada una hora del vertido y cuando el hormigón ya ha adquirido la consistencia suficiente, se vierte agua en su superficie y se cubre con plásticos (Figura IV.63).



Figura IV.58: Vertido en cubilote



Figura IV.59: Transporte del cubilote



Figura IV.60: Llenado del encofrado



Figura IV.61: Finalización del hormigonado



Figura IV.62: Probetas de control



Figura IV.63: Curado de las piezas

IV.6.8 Desencofrado

Superadas las 24 horas de la fabricación del hormigón, se procede al desencofrado del elemento. Para ello se aflojan los sargentos que sujeten todas las piezas y se separan las maderas y perfiles de acero que forman el encofrado. Una vez ya no están en contacto con él (Figura IV.64) se procede a moverlo usando para ello la grúa puente con la que se lo traslada hasta la zona de almacenamiento.



Figura IV.64: Elemento desencofrado

IV.6.9 Preparación del elemento

IV.6.9.1 Placas de apoyo

Se atornillan a las cabezas del elemento dos placas de acero con un límite elástico de 800 MPa (Figura IV.65) con un entalle de sección semicircular. Las placas dispuestas en los elementos de hormigón acoplan perfectamente con las placas de apoyo colocadas en el pórtico de ensayo (Figura IV.66). Para fijar las placas al elemento se posiciona el elemento sobre dos apoyos (Figura IV.67), se perforan y se atornillan las placas (Figura IV.68) con tornillos de diámetro 10 mm y 100 mm de longitud con taco metálico (Figura IV.69).



Figura IV.65: Placas de acero



Figura IV.66: Apoyos





Figura IV.67: Preparando el elemento



Figura IV.68: Placas atornilladas



Figura IV.69: Tornillo Ø10mm L100mm Broca Ø12mm

IV.6.9.2 Galgas de hormigón

En esta fase se disponen todas las galgas necesarias en la cara comprimida del hormigón. El número y el tipo de galgas, su localización en el elemento y el procedimiento de colocación han sido descritos en detalle en el apartado IV.4 de instrumentación.

IV.6.10 Colocación del elemento en el pórtico

Para colocar el elemento en el pórtico se sigue un procedimiento sistemático que consiste en:

- Se aproxima el elemento al pórtico de ensayo mediante una máquina elevadora móvil.
- Se posiciona entre los apoyos (Figura IV.70) y se baja hasta hacer contacto con el apoyo inferior.
- Se corrige su posición hasta verticalizarlo completamente.
- Se abre el caudal de acetite que alimenta el gato hidráulico y se permite su desplazamiento hasta que el apoyo superior entra en contacto con la placa de acero del elemento. La pieza queda fijada de esta forma ya que el recorrido de gato hidráulico no se puede recuperar si no se introduce aire comprimido por su válvula secundaria.



Figura IV.70: Posicionando el elemento

IV.6.11 Instrumentación durante el ensayo

En esta fase se instalan los transductores de desplazamiento en el elemento, se conecta el transductor de carga al equipo hidráulico y se conectan todas las galgas extensionométricas así como los termopares al equipo de adquisición de datos. También se posiciona la cámara fotográfica y se realizan las fotografías patrón para poder realizar el estudio fotogramétrico. Cada uno de los elementos que se acaban de enunciar está explicado detalladamente en el apartado IV.4 de instrumentación.

IV.6.12 Ensayo

A continuación se inicia el ensayo del elemento. Se ha realizado un ensayo por control del desplazamiento en la sección de centro-luz con una velocidad de 0.2 ± 0.05 mm/min.

IV.6.13 Gestión de residuos

Los residuos generados se dividen en dos categorías, hormigón armado y cables eléctricos. Para ambos productos se dispone de un contenedor habilitado para su depósito en las instalaciones utilizadas que posteriormente son retirados por una empresa especializada (Figura IV.71).



Figura IV.71: Contenedores para residuos

IV.7 Observaciones (patrones de fisuración)

En la Figura IV.72 (a) – (c) pueden observarse los patrones de fisuración de los especímenes correspondientes a la **SERIE 1**. La fisuración en tracción es visible en todos los casos y empieza produciéndose a la altura de los estribos. En los casos de hormigón sin fibras en la sección central del soporte se forma una rótula plástica y se puede observar dos fisuras en tracción importantes a la vez que salta el recubrimiento junto con el pandeo local de la armadura comprimida (Figura IV.72 (a)). En los hormigones con fibras, la abertura de fisura disminuye con el contenido de fibras y el número de éstas aumenta, la fisuración es más distribuida. La fisuración de la zona comprimida es longitudinal y más distribuida con el aumento del contenido de fibras. Cuando estas fisuras son apreciables, la rótula plástica empieza a formarse y aumenta la abertura de éstas conforme aumenta la deformación en la misma.

El comportamiento de la **SERIE 2** en cuanto a los patrones de fisuración son similares a los que se han mostrado en la SERIE 1 (Figura IV.72 (d) – (f)), salvo en los especímenes sin fibras en los que el recubrimiento salta bruscamente sin degradarse. Este comportamiento fue observado por Collins et al. (1993) [129] y Leite et al. (2013) [130]. En los especímenes fabricados con hormigón de muy altas prestaciones **SERIE 3** (Figura IV.72 (g) y (h)) debido al alto contenido de fibras y a la alta adherencia que confiere la alta resistencia del hormigón, la fisuración se distribuye a lo largo del elemento. Sin embargo, en situación de rotura, cuando se forma la rótula plástica, se forma una única fisura. El patrón de fisuración de **SERIE 4** es semejante al de la SERIE 2 con alto contenido de fibras (Figura IV.72 (i) y (j)). Y lo mismo sucede con el patrón de fisuración de la **SERIE 5** respecto a la SERIE 3 (Figura IV.72 (k) y (l)).

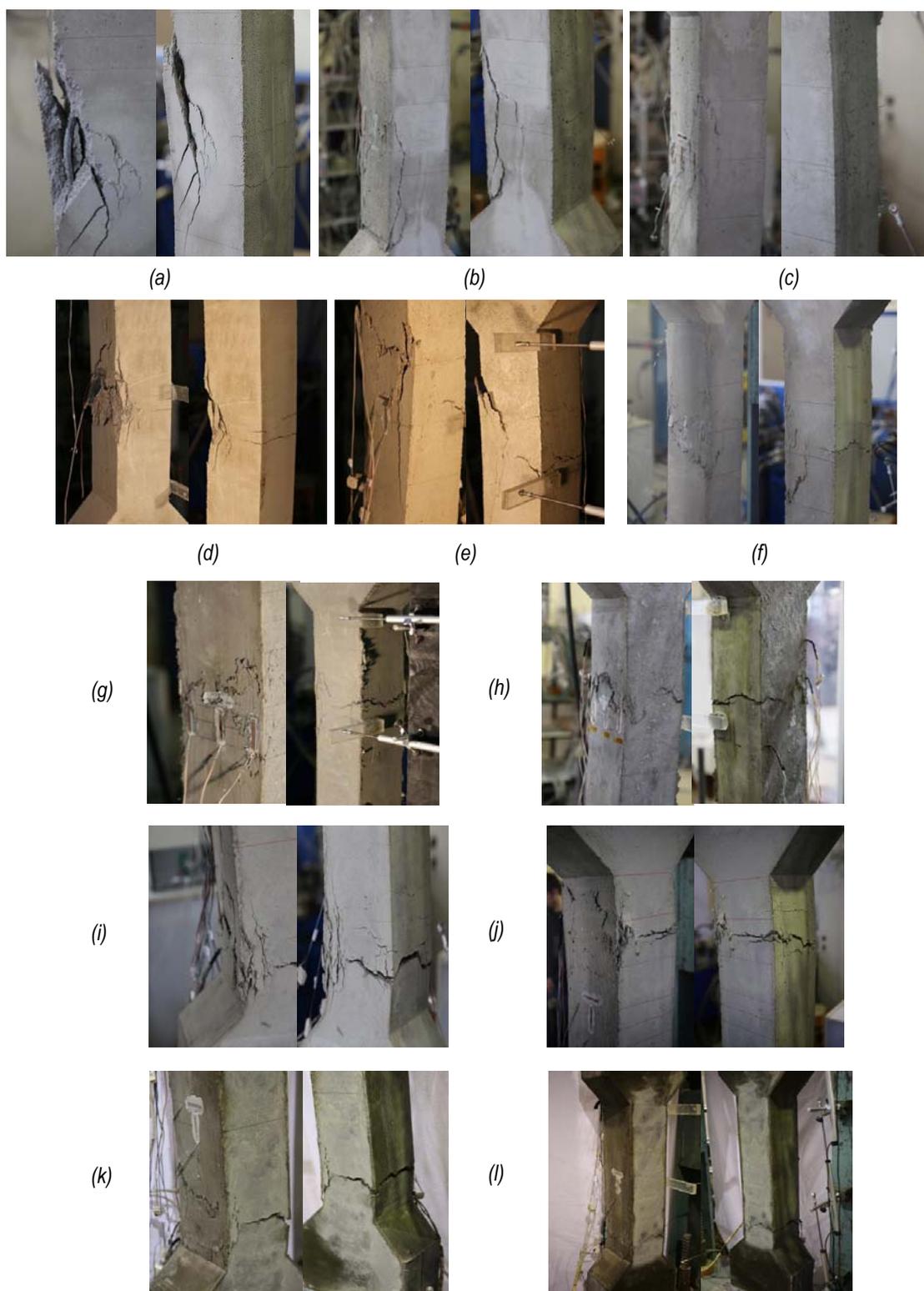


Figura IV.72: Ejemplos de estado de los especímenes tras el ensayo. **SERIE 1:** (a) sin fibras, (b) con 40 kg/m^3 , (c) con 80 kg/m^3 **SERIE 2:** (d) sin fibras, (e) con 40 kg/m^3 , (f) con 80 kg/m^3 . **SERIE 3:** (g) 2 tipos de fibras (Mixtas), (h) con un tipo de fibras (Largas). **SERIE 4** (i) SMAC80F80S05T2 (j) SMAC80F80S10T2. **SERIE 5** (k) SMAC120F060-90S05T2 (l) SMAC120F060-90S10T2

IV.8 Resultados y Discusión

IV.8.1 Resultados concernientes a la carga máxima y ductilidad

En la Figura IV.73, en la Figura IV.74, en la Figura IV.75 y en la Figura IV.76 se muestran en la parte izquierda la relación axil reducido ($\nu = N/(A_c f_{cm})$, donde N es la carga aplicada por el actuador hidráulico, A_c es el área bruta de la sección y f_{cm} es la resistencia media a compresión del hormigón) con la deformación de la armadura longitudinal (ϵ_L), en la zona donde se produce la inestabilidad de la barra comprimida correspondientes a las 5 series de ensayos. En la parte derecha de estas mismas figuras se muestra la relación axil reducido (ν) – desplazamiento normalizado (Δ/L_{tot} , donde Δ es el desplazamiento en centro luz y L_{tot} es la distancia entre las rótulas de carga). En estas figuras se señala el punto donde se produce el pandeo de las armaduras comprimidas. Todos los resultados extendidos se encuentran en el **ANEJO B**.

Como era de esperar, en los soportes fabricados con hormigón convencional **SERIE 1** (Figura IV.73) la capacidad de carga máxima aumenta ligeramente con el incremento de las fibras de acero en su masa y con la disminución de la separación de los estribos debido al aumento del confinamiento. También, se aprecia una disminución del valor absoluto de la pendiente de la rama de descenso con el contenido de fibras y con la disminución de la separación de la armadura transversal.

En el caso de los soportes fabricados con hormigón de alta resistencia **SERIE 2** (Figura IV.74), también se observa un ligero incremento de la carga máxima con el contenido de fibras, sin embargo, no se observa un incremento de la carga máxima con la reducción de la separación de la armadura transversal. Esto es debido a que a igualdad de parámetros el confinamiento efectivo de la armadura transversal se ve reducido con la resistencia del hormigón, y a la dispersión propia del ensayo. Puede llamar la atención que el axil reducido del soporte C80F80S30T2 es superior al de los soportes C80F80S05T2 y C80F80S10T2 cuando la separación es superior a la de los dos anteriores. Ello es debido a que este último pertenece a un lote distinto de acero, siendo el límite elástico del acero de las armaduras en tracción en la probeta C80F80S30T2 superior. Respecto a la rama de descenso se observa una reducción del valor absoluto de la pendiente con el contenido de fibras, este efecto también se observa con la reducción de la separación de la armadura transversal. En general, las ramas de descenso son más tendidas, es decir, poseen menos pendiente en valor absoluto, en los hormigones de resistencia normal (SERIE 1) que en los de alta resistencia (SERIE 2).

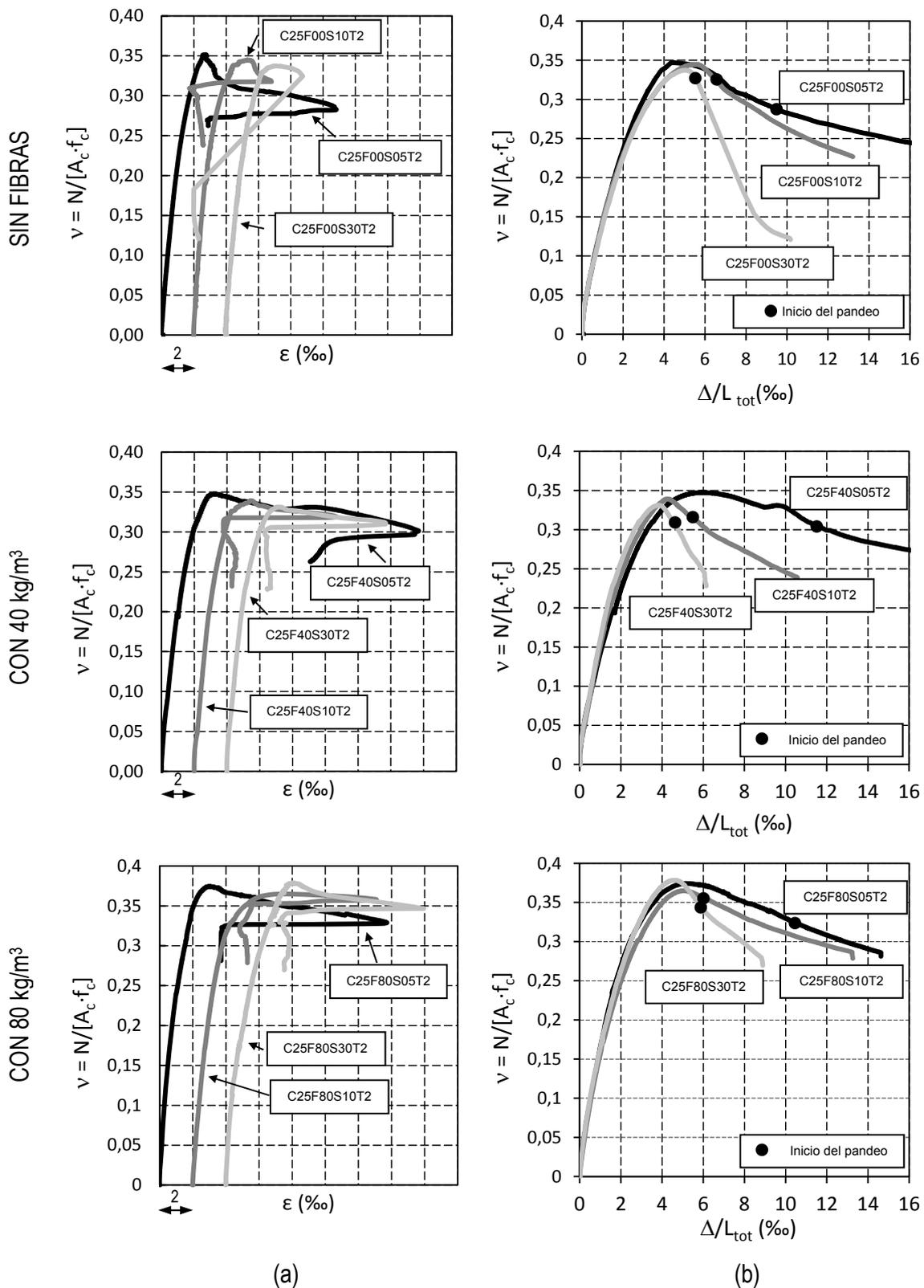


Figura IV.73: SERIE 1. Resultados experimentales de los especímenes fabricados con hormigón convencional y barras de acero. (a) Axil reducido – deformación en la armadura comprimida (b) Axil reducido – desplazamiento relativo en centro luz

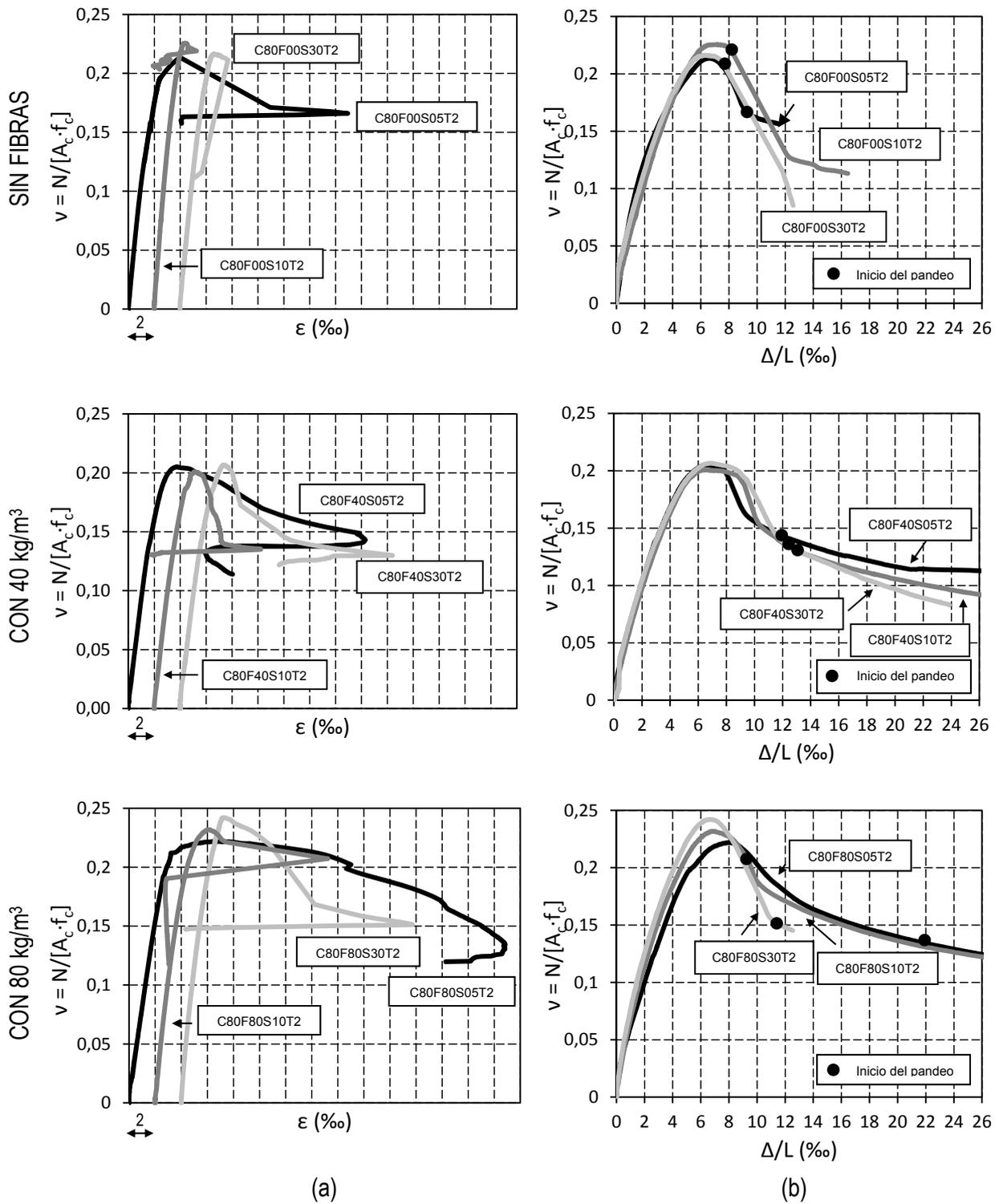


Figura IV.74: SERIE 2. Resultados experimentales de los especímenes fabricados con *hormigón de alta resistencia* y *barras de acero*. (a) Axil reducido – deformación en la armadura comprimida (b) Axil reducido – desplazamiento relativo en centro luz

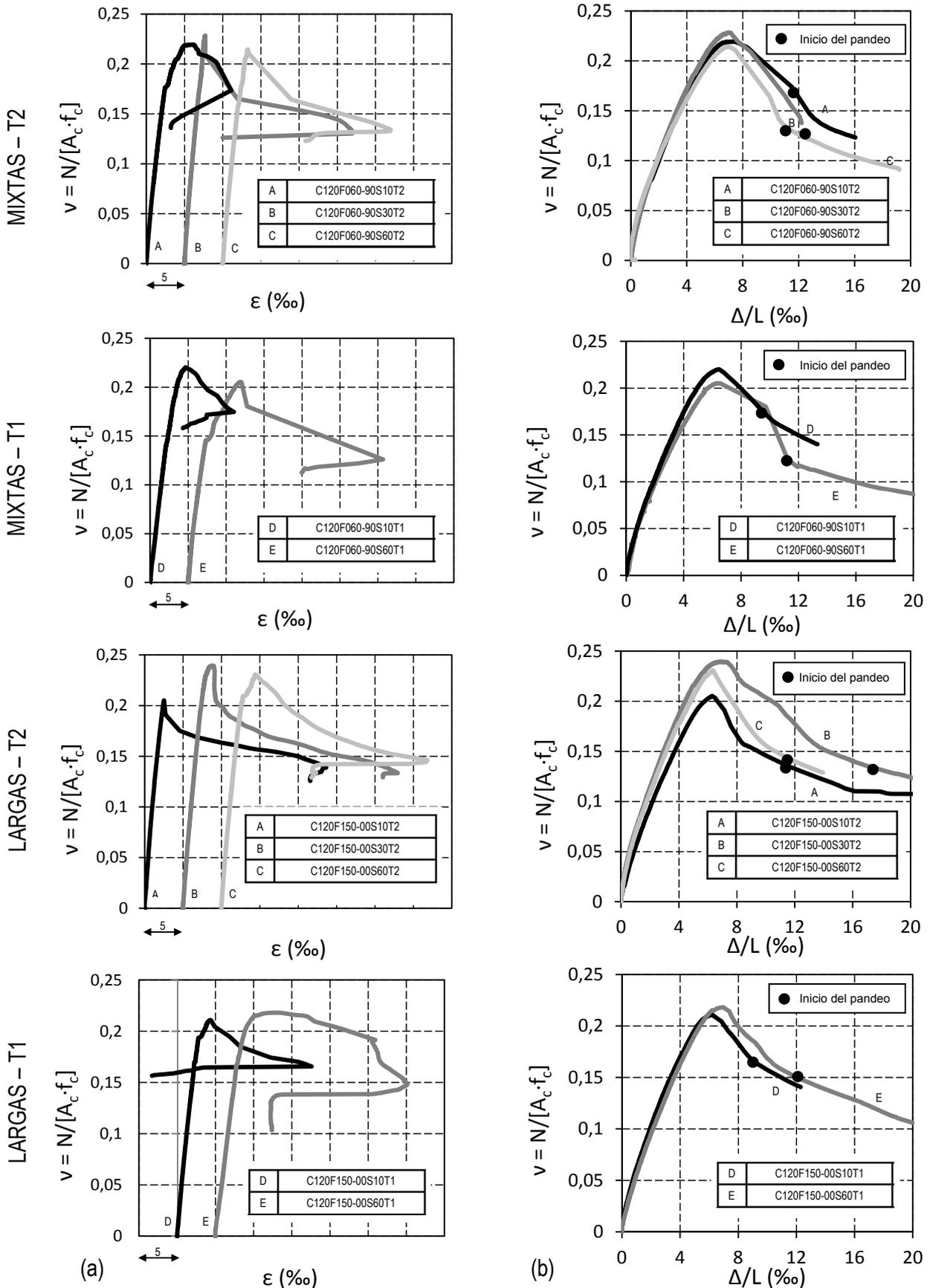


Figura IV.75: SERIE 3. Resultados experimentales de los especímenes fabricados con *hormigón de muy altas prestaciones* y *barras de acero*. (a) Axil reducido –deformación en la armadura comprimida (b) Axil reducido – desplazamiento relativo en centro luz

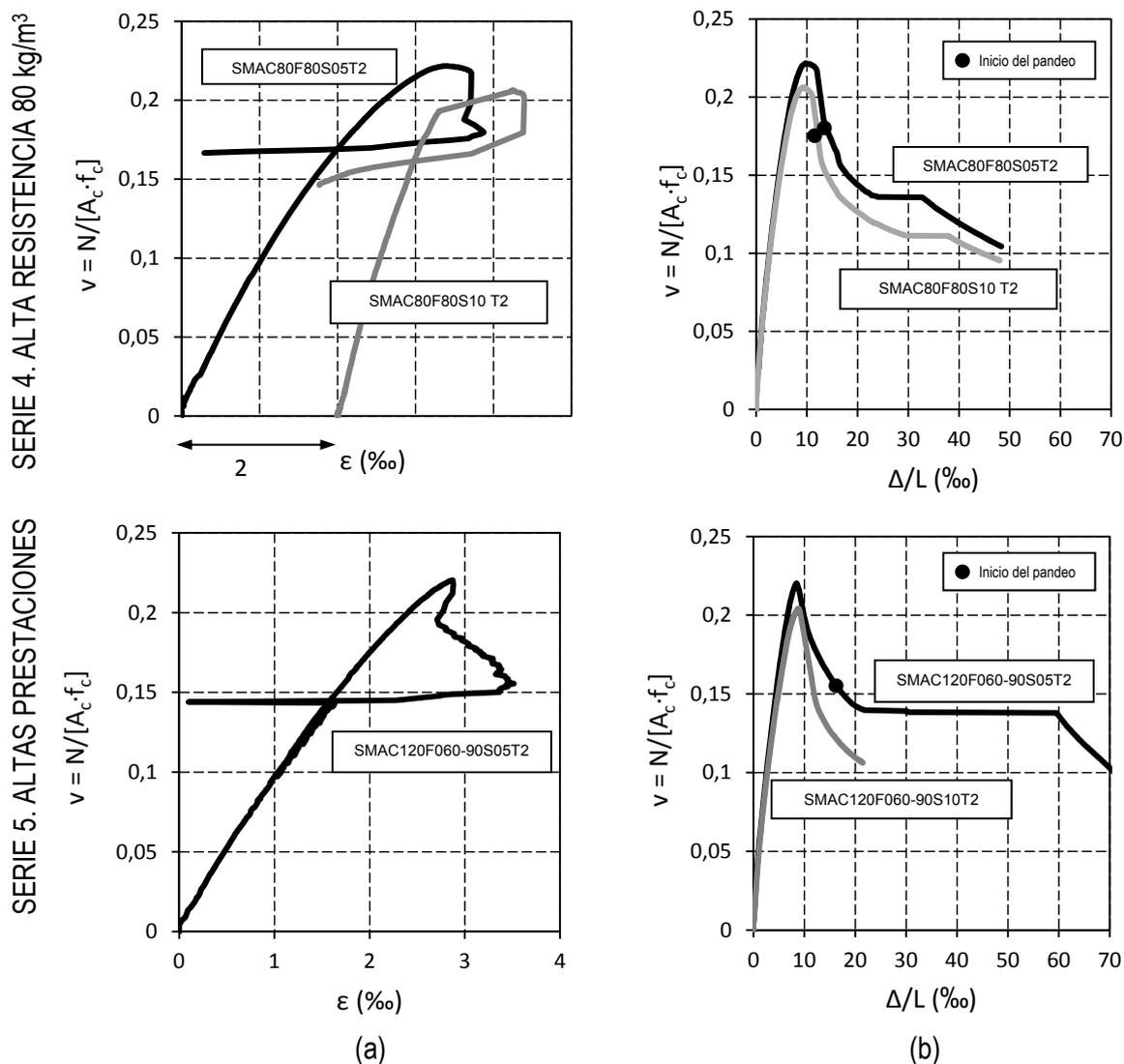


Figura IV.76: **SERIE 4** y **5**. Resultados experimentales de los especímenes fabricados con *barras de NiTi*. (a) Axil reducido –deformación en la armadura comprimida (b) Axil reducido – desplazamiento relativo en centro luz

Puesto que todos los especímenes fabricados con hormigones de muy altas prestaciones **SERIE 3** (Figura IV.75) tienen el mismo contenido de fibras, la capacidad resistente es aproximadamente similar en todos los casos. Las diferencias en cada subserie se deben a que el lote de las armaduras es diferente (Tabla IV-2) y a la dispersión tanto del ensayo como del material empleado (orientación de las fibras). De nuevo, no se observa un aumento en la capacidad resistente debido a la disminución de la separación de los estribos, puesto que el confinamiento efectivo de la armadura transversal se ve reducido con la resistencia del hormigón. En cuanto a la pendiente de la rama de descenso, se observa que en general el valor absoluto de la pendiente disminuye conforme se reduce la separación de las armaduras transversales. Si se comparan los resultados de la rama de descenso para una caída de carga del 20% no se aprecia diferencia de

resultados significativos con el tipo de fibras de acero (mixtas o sólo largas) o con el espesor del recubrimiento. Sin embargo, para grandes desplazamientos la carga residual es mayor en los soportes fabricados solo con las fibras largas. Este comportamiento del soporte se debe a que en la situación de rotura, se produce una fisura cuya abertura es importante. La capacidad residual depende del número de fibras que cosen esta fisura, siendo la mezcla más adecuada aquella que tiene una mayor proporción de fibras largas.

Si se comparan las tres primeras series, como era de esperar, la capacidad resistente se ve incrementada con el tipo de hormigón, el efecto de la separación de la armadura transversal se ve reducido con el incremento de la resistencia del hormigón, y el contenido de fibras mejora la ductilidad (menor valor absoluto de la pendiente de la rama de descenso). Si se analiza el desplazamiento del soporte para una caída de la carga del 20%, en los soportes cuya separación de la armadura transversal es de 10 cm, se observa que los soportes más dúctiles son los fabricados con hormigón convencional y con un mayor contenido de fibras, los soportes de muy altas prestaciones muestran un comportamiento similar al de alta resistencia. Cabe señalar que los soportes fabricados con hormigones de muy altas prestaciones con una separación de 60 cm registran un comportamiento similar al mostrado por el soporte de separación de 10 cm, ello es debido al alto contenido en fibras de acero (150 kg/m^3). Al contrario que en los soportes convencionales donde el efecto de la reducción de la separación se manifiesta claramente.

Respecto a las **SERIES 4 y 5**, con barras de NiTi, se debe mencionar inicialmente que no se pudo detectar el pandeo en el espécimen SMAC120F060-90S10T2 por fallos de la instrumentación. En los especímenes con menor separación de estribos SMAC80F80S05T2 y SMAC120F060-90S05T2 (Figura IV.76) se observa que la carga decrece más lentamente en la rama post-pico en comparación con los que poseen una separación de estribos de 10 cm. En cuanto a la influencia del tipo de hormigón en los especímenes de NiTi, no existen diferencias visibles entre las cargas máximas relativas soportadas. Sin embargo, sí que se puede observar una mayor ductilidad en los especímenes fabricados con hormigón de muy altas prestaciones (SMAC120F060-90S05T2 y SMAC120F060-90S10T2) que con los fabricados con hormigón de alta resistencia con alto contenido de fibras en su masa (SMAC80F80S05T2 y SMAC80F80S10T2).

En la Figura IV.77 se **comparan los especímenes de la SERIE 4 y 5 con sus homólogos** con barras de acero. Cabe recordar que en la SERIE 3 no se fabricaron soportes con una separación de 5 cm. El lote de acero de los soportes fabricados con hormigón de alta

resistencia con un contenido de fibras de 80 kg/m^3 es el mismo en el caso de las cuatro series. En todos los casos la carga máxima de los soportes alcanzada es la misma (Tabla IV-3) puesto que la rotura del soporte se produce plastificando la armadura en tracción. En términos adimensionales, la carga máxima en rotura adimensional es la misma en los soportes C80F80S05T2 y SMAC80S05T2 puesto que la resistencia a compresión para ambos soportes es parecida (aproximadamente 78 MPa). En el caso de los soportes C80F80S10T2 y SMAC80S10T2 la carga adimensional es distinta debido a las diferencias en la resistencia a compresión (75.22 frente a 83.86 MPa respectivamente, un 11.5% más de resistencia). En ambas gráficas puede observarse cómo la rigidez inicial del soporte con barras de NiTi es inferior al soporte con barras de acero. Este comportamiento es debido a que el módulo de deformación austenítico del NiTi ($E_A=66647 \text{ MPa}$) es tres veces inferior al módulo elástico de la barra de acero ($E_s=197.993 \text{ MPa}$). La ductilidad para ambos tipos de elementos es similar. Por otra parte, los soportes fabricados con hormigón de muy altas prestaciones pertenecen a lotes de acero diferentes. La carga máxima del soporte C120F060-90S10T2 es mayor que la del soporte fabricado con barras de NiTi en compresión, puesto que la armadura en tracción de este lote tiene un mayor límite elástico. También para los soportes de muy altas prestaciones se observa una menor rigidez en el soporte fabricado con barras de NiTi, así como en ambos casos la ductilidad es prácticamente la misma.

En la Tabla IV-3 se muestran los resultados experimentales relativos a la situación de carga máxima y a la situación de inestabilidad de la barra comprimida. En esta tabla se indican los resultados para la situación de carga máxima: fuerza axial aplicada $N_{m\acute{a}x} [kN]$ y su desplazamiento horizontal correspondiente $\delta [mm]$; y para la situación de inestabilidad de la barra comprimida: fuerza axial aplicada $N_c [kN]$, su desplazamiento horizontal correspondiente $\delta_c [mm]$, la deformación de la barra comprimida $\varepsilon_{crit} (\%)$ y la tensión crítica de la barra $\sigma_{crit} [MPa]$. Conocida la deformación de la barra ε_{crit} y las relaciones constitutivas en compresión de la barra comprimida (Figura IV.3.b o Figura IV.6.b o Figura IV.7.b según proceda) se calcula la tensión crítica de la barra comprimida $\sigma_{crit} [MPa]$. Cabe señalar que las deformaciones críticas han sido corregidas en la Tabla IV-3, ver apartado IV.4, mientras que de la Figura IV.73.a a la Figura IV.76.a no están corregidas.

Probeta	Resultados experimentales					
	Carga máxima		Situación de inestabilidad de la barra comprimida			
	N_{max} (kN)	δ (mm)	N_c (kN)	δ_c (mm)	ϵ_{crit} (‰)	σ_{crit} (MPa)
C25F00S05T2	325.64	4.03	261.78	13.55	10.33	557.18
C25F00S10T2	333.18	7.66	297.63	8.68	4.50	550.41
C25F00S30T2	381.03	7.00	366.52	7.99	4.44	550.34
C25F40S05T2	350.89	8.32	283.46	16.4	14.65	562.19
C25F40S10T2	333.18	5.98	313.18	7.22	8.05	554.53
C25F40S30T2	285.63	5.34	268.18	6.26	9.15	555.81
C25F80S05T2	312.78	7.16	308.01	14.73	12.83	560.08
C25F80S10T2	425.54	6.96	417.00	8.34	10.84	557.77
C25F80S30T2	386.23	6.44	353.77	8.13	9.97	556.76
C80F00S05T2	685.88	0.91	533.12	13.00	10.16	557.46
C80F00S10T2	647.53	9.97	628.56	8.37	4.4	550.41
C80F00S30T2	708.11	8.72	691.72	10.40	4.5	550.53
C80F40S05T2	701.44	9.10	489.55	16.60	15.48	597.92
C80F40S10T2	683.70	9.18	460.96	17.10	7.06	584.42
C80F40S30T2	686.38	9.58	431.33	18.31	14.60	596.51
C80F80S05T2	699.17	11.06	422.84	30.48	26.9	645.98
C80F80S10T2	697.55	9.51	623.34	13.03	12.09	592.49
C80F80S30T2	776.41	9.34	485.09	15.89	16.36	565.04
C120F060-90S10T2	1083.50	10.19	857.38	16.02	9.45	556.59
C120F060-90S30T2	1127.33	9.66	612.44	24.40	17.3	566.19
C120F060-90S60T2	1083.99	9.33	678.10	14.95	19.00	584.40
C120F060-90S10T1	1091.76	8.98	866.08	13.28	10.03	557.30
C120F060-90S60T1	1075.64	8.96	660.63	15.56	23.16	591.56
C120F150-00S10T2	968.01	8.75	655.36	15.31	18.55	608.24
C120F150-00S30T2	1100.18	9.65	612.44	24.40	22.33	575.55
C120F150-00S60T2	1043.57	8.82	659.95	15.52	21.00	586.97
C120F150-00S10T1	1061.97	8.58	834.01	12.65	16.11	564.74
C120F150-00S60T1	915.59	9.65	623.54	17.09	22.87	627.77
SMAC80F80S05T2	697.96	9.84	-	-	3.88	252.20
SMAC80F80S10T2	692.07	9.36	-	-	2.40	156.00
SMAC120F060-90S05T2	944.15	8.48	-	-	3.51	228.15
SMAC120F060-90S10T2	942.59	8.85	-	-	-	-

Tabla IV-3: Resultados de la campaña experimental

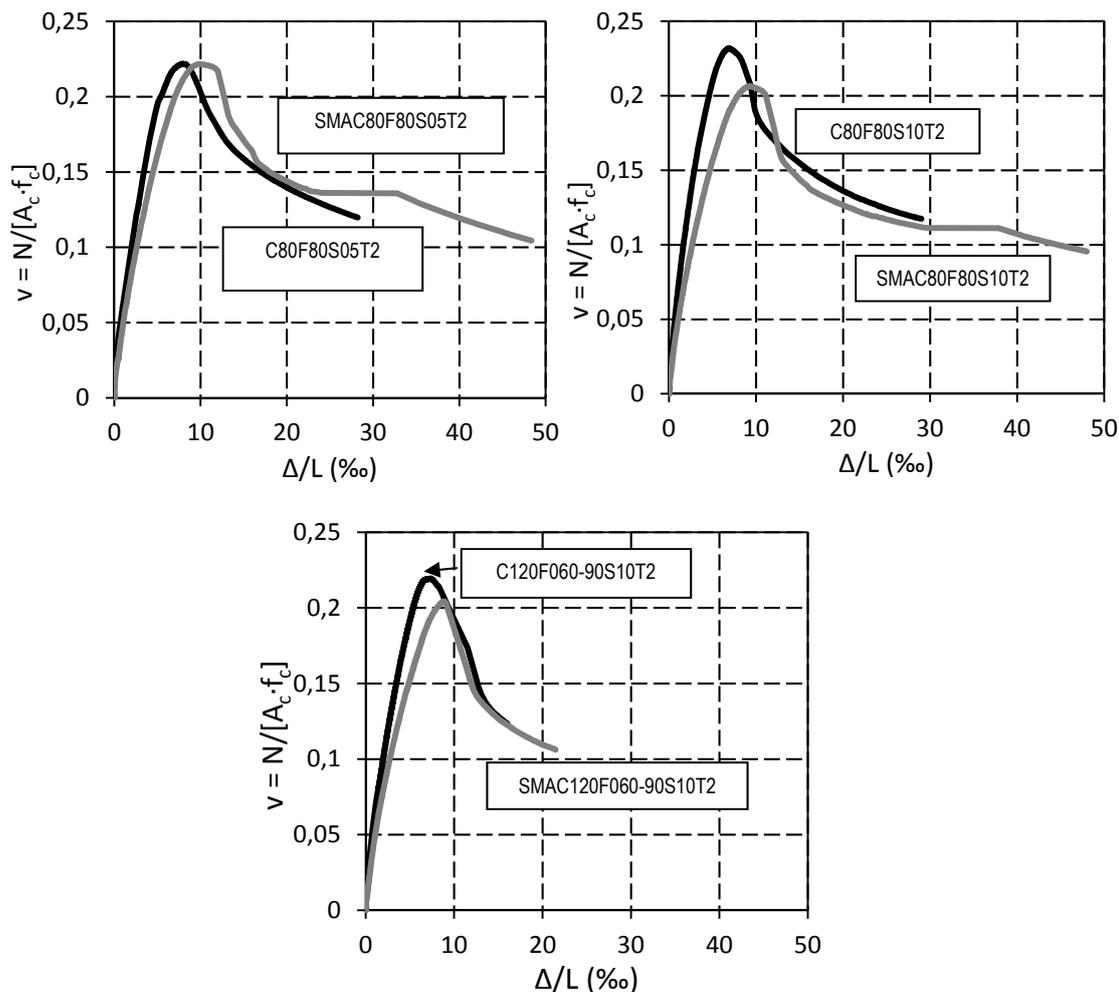


Figura IV.77 Comparación entre especímenes con barras de acero y con barras de NiTi

IV.8.2 Resultados concernientes al pandeo de las armaduras

Desde el punto de vista de cuándo se produce el pandeo en la armadura comprimida, se observa que:

- 1) En soportes fabricados con hormigón convencional y barras de acero (SERIE 1).
 - i. En el caso de hormigón sin fibras, el pandeo de la armadura comprimida se produce después de salto del recubrimiento de hormigón en los especímenes C25F00S30T2 y C25F00S10T2. Esta situación ocurre aproximadamente cuando la deformación de la armadura comprimida es igual a ϵ_{c85} , deformación que corresponde a una caída del 15% de la tensión pico en la rama de reblandecimiento (Tabla IV 2 y Tabla IV-3). Esta conclusión también fue verificada por Campione (2010) [4]. A partir de esta deformación, el recubrimiento salta y es la armadura transversal quien puede evitar el pandeo de las barras comprimidas. Así, si la armadura transversal es insuficiente, se produce el pandeo de forma simultánea con el salto del recubrimiento (C25F00S30T2 y C25F00S10T2).

Mientras que, si es suficiente, la armadura transversal retrasa el pandeo de las barras comprimidas. Así, en el espécimen C25F00S05T2, cuya separación de estribos es de 5 cm, la deformación crítica ϵ_{crit} es superior a ϵ_{c85} debido a que la armadura transversal evita que el pandeo se produzca de forma simultánea con el salto del recubrimiento.

- ii. En el caso de hormigón con fibras de acero, la presencia de fibras en la masa del hormigón aumenta la deformación a la que la armadura pandeas (Tabla IV-3). Se aprecia un comportamiento similar entre las parejas de los especímenes cuya separación de armadura transversal es de 10 y 30 cm (C25F40S10T2 - C25F40S30T2 y C25F80S10T2-C25F80S30T2), debido a que en ambos casos la armadura pandeas entre estribos. De entre estas parejas se produce un aumento en la deformación de pandeo al incrementar el contenido en fibras del hormigón. Los especímenes con una separación de armadura transversal de 5 cm (C25F40S05T2 - C25F80S05T2) experimentan deformaciones (ϵ_{crit}) superiores a los especímenes con separaciones de 10 y 30 cm, debido a las armaduras no pandeas entre estribos y por lo tanto, éstos pueden retrasar el pandeo. En este caso, la longitud donde se produce el pandeo de la armadura moviliza a dos estribos.
 - iii. Tanto en el caso de hormigones con fibras como sin fibras, en general, todos los especímenes con separaciones de armadura transversal de 5 cm sufren deformaciones ϵ_{crit} similares entre ellos. La justificación es que, en estos casos, la armadura transversal es capaz de contener el pandeo incluso cuando el recubrimiento de hormigón ha saltado (hormigón sin fibras) o no es efectivo por la alta degradación (hormigón con fibras).
- 2) En soportes fabricados con hormigón de alta resistencia y barras de acero (**SERIE 2**).
- i. En el caso de hormigón sin fibras, el pandeo de la armadura comprimida se produce después de salto del recubrimiento en los especímenes C80F00S10T2 y C80F00S30T2. De igual forma que ocurría en el hormigón convencional el salto del recubrimiento y el pandeo de las barras se produce cuando la deformación en la armadura comprimida es igual a ϵ_{c85} (Tabla IV-2 y Tabla IV-3). A igual que ocurría en el hormigón convencional, el pandeo de la armadura se produce entre los estribos. En consecuencia depende del recubrimiento. En el caso del espécimen C80F00S05T2 la deformación crítica es superior y es la armadura transversal la que exclusivamente retrasa el pandeo de las barras comprimidas. Nótese cómo la deformación crítica es la misma en las probetas C25F00S05T2 y C80F00S05T2, porque la deformación crítica depende exclusivamente de la rigidez de la armadura transversal y no de la rigidez aportada por el recubrimiento de hormigón, puesto que ha saltado.

- ii. En el caso de hormigón con fibras de acero, la deformación a la que la armadura pandea aumenta debido a la presencia de fibras (Tabla IV 3). En los casos cuya separación es de 10 y 30 cm, el pandeo se produce entre estribos, lo que significa que los resultados dependen del tipo de hormigón. Así, en el caso de los elementos cuyo contenido de fibras es de 80 kg/m^3 la deformación crítica en los soportes C80F80S10T2 y C80F80S30T2 es similar. Sin embargo, no lo es en los soportes C80F40S10T2 y C40F40S30T2 cuyo contenido de fibras es de 40 kg/m^3 . Este comportamiento se debe a que en estos hormigones ha existido una dispersión importante en cuanto a la resistencia a tracción (f_{R1}), el hormigón del soporte C80F40S10T2 registró una resistencia anómalamente baja (Tabla IV-2). Los especímenes con una separación de armadura transversal de 5 cm (C80F40S05T2 – C80F80S05T2) experimentan deformaciones (ϵ_{crit}) superiores a los especímenes con separaciones de 10 y 30 cm, debido a que la barra moviliza los estribos al pandear. Tal y como se ha observado, con 5 cm de separación los estribos son eficientes. En estos casos, existe una pérdida de efectividad del recubrimiento y el pandeo de la armadura longitudinal se produce cuando los estribos plastifican (Figura IV.78)

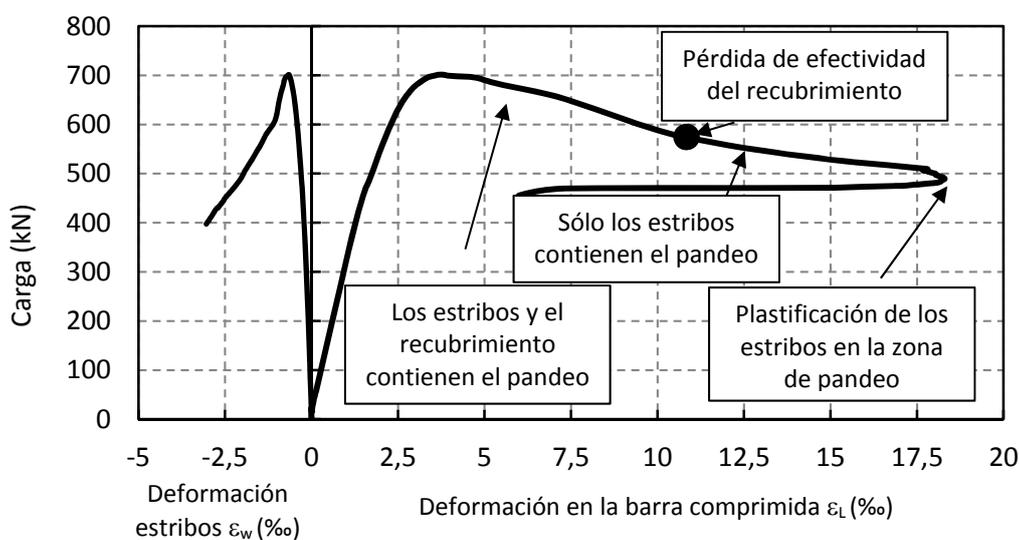


Figura IV.78 Ejemplo de comparación entre la deformación de la barra comprimida y la deformación en la armadura transversal (especimen C80F40S05T2)

- 3) Soportes fabricados con hormigón de muy altas prestaciones y barras de acero (SERIE 3).
- i. Cabe recordar que el contenido de fibras de estos soportes es el mismo (150 kg/m^3). En esta serie se analiza el tipo de fibras (largas o mixtas), el recubrimiento geométrico y la separación de la armadura transversal. En general, la deformación crítica de las barras es similar en los 10 soportes analizados (entorno al 20 ‰) salvo en los soportes C120F060-

90S10T2 y C120F060-90S10T1. En todos los soportes la resistencia $f_{R,1}$ está alrededor de 20 MPa salvo en el soporte C120F150-00S60T1 cuya resistencia $f_{R,1}$ es aproximadamente de 12 MPa. La anomalía en los dos primeros soportes (C120F060-90S10T2 y C120F060-90S10T1) se debe a que a pesar de tener una resistencia $f_{R,1}$ parecida al resto de la serie se registró una deformación crítica inferior a la esperable. Por otra parte, aunque la resistencia $f_{R,1}$ en el soporte C120F150-00S60T1 es inferior a la de la serie, se obtuvo una deformación crítica semejante al resto de la serie, lo cual supone también un resultado anómalo. Estas diferencias se pueden explicar por la dispersión del ensayo, tanto del elemento como de la caracterización a flexo-tracción, debido a la diferente orientación de las fibras. En todo caso, en los elementos de recubrimiento de 1 cm se registró por lo general una menor deformación crítica. La explicación de esto es las dificultades de fluir que tenían las fibras de acero en el recubrimiento, especialmente las fibras largas de longitud 30 mm. En conclusión, la deformación crítica para las separaciones estudiadas no depende de la separación transversal ya que la armadura pandea entre cercos para esas separaciones, ni del tipo de fibras. Tampoco depende del recubrimiento de hormigón siempre y cuando las fibras tengan suficiente espacio para poder coser el recubrimiento con el núcleo y puedan fluir adecuadamente durante el hormigonado sin propiciar la orientación indeseada de las fibras o una distribución heterogénea de las mismas.

- ii. Al igual que en las dos series anteriores, para una separación de 10 y de 30 cm, la barra pandea entre estribos y en consecuencia, es el recubrimiento del hormigón quien impide que la barra pandee. Una mayor resistencia a tracción del hormigón permite una mayor deformación crítica. En hormigones con fibras en su masa, la deformación crítica se incrementa con la resistencia a compresión y el contenido de fibras de acero. Una mayor resistencia mejora la adherencia de las fibras, y a igual contenido de fibras, la resistencia $f_{R,1}$ es mayor.
- iii. Aunque no se hayan ensayado soportes con un recubrimiento de 5 cm, para la deformación crítica que se alcanza, alrededor del 20 ‰, los estribos estarían plastificados. En este tipo de elementos fabricados con hormigón de muy altas prestaciones, la deformación en la que se produce la degradación en el recubrimiento, en la situación de inestabilidad de la armadura comprimida, lleva asociada que los estribos estén plastificados, y en consecuencia la separación de estribos no influye en el pandeo. Es decir, el recubrimiento de hormigón es suficiente para evitar el pandeo de la armadura. Si

se necesita llegar a una deformación mayor del 20 ‰ sin que la armadura comprimida pandee, se debe mejorar las características a tracción del hormigón, puesto que un incremento en la cuantía de armadura transversal resultaría ineficaz al encontrarse plastificada.

- 4) En soportes fabricados con hormigón de alta resistencia y barras de NiTi (SERIE 4).
 - i. Las barras de NiTi tienen una superficie lisa. Estudios realizados por Mo y Chan (1996) [136] y Verderame et al. (2009) [137] demuestran que la adherencia de este tipo de barras se reduce en más de un 70%. Además, esta tendencia se reduce todavía más en el caso de cargas cíclicas. Esta pérdida de adherencia con el hormigón, invalida la hipótesis de compatibilidad de deformaciones entre las barras de NiTi y el hormigón (Tarzarv y Saiidi (2016) [138]). Por esta razón, las deformaciones críticas de las barras de NiTi son inferiores a las que se obtienen en barras de acero. En estos casos, nuevamente los estribos están plastificados cuando se produce el pandeo. Por lo tanto, el recubrimiento de hormigón es el que contiene el pandeo hasta que alcanza un alto nivel de degradación de éste. Al existir poca adherencia entre el NiTi y el hormigón, la deformación crítica, tomando como origen de deformaciones la propia barra (la que registran las galgas extensométricas), es equivalente a la que pandearía una barra aislada con estribos plastificados (nótese que los estribos poseen una rigidez en la rama plastificación que no es nula (Figura IV.3.a - Figura IV.7.a).
- 5) En soportes fabricados con hormigón de muy altas prestaciones y barras de NiTi (SERIE 5).
 - i. En los especímenes fabricados con hormigón de muy altas prestaciones y barras de NiTi ocurre lo mismo que en los especímenes de NiTi fabricados con hormigón de alta resistencia: existe muy poca adherencia entre el NiTi y el hormigón. Por este motivo, de nuevo la deformación crítica que registran las galgas extensométricas en las barras de NiTi es muy reducida comparándola con los especímenes con barras de acero. La deformación crítica de la barra es a la que pandearía una barra aislada con estribos plastificados.

Capítulo V.

Modelo Analítico para el Cálculo de la Carga Crítica de Pandeo de Barras en Elementos de Hormigón

V.1 Propuesta de Modelo

El objetivo del modelo analítico propuesto es la determinación de la carga crítica de pandeo de barras comprimidas, en elementos de hormigón, sometidas a una sollicitación monotónica, válida para cualquier distribución y separación de armadura transversal, y para elementos fabricados con hormigones de un amplio rango de resistencias con o sin fibras. Este modelo tiene en cuenta los estribos de forma discreta y el recubrimiento de hormigón de forma distribuida.

Para determinar la carga crítica de pandeo se aplica la teoría de la bifurcación que aprovecha el hecho de que la situación límite está asociada a un equilibrio neutro (Chen and Lui (1987) [139]). Así, se puede establecer la condición de equilibrio en una configuración ligeramente deformada. Dicha ecuación de equilibrio en la posición deformada se formula mediante la teoría clásica de vigas.

Las hipótesis que se aplican son:

1. La barra está perfectamente recta.
2. La carga vertical está aplicada en el eje de la barra.

3. Las secciones planas antes de la deformación permanecen planas después de la deformación.
4. Los desplazamientos de la barra se deben exclusivamente a la flexión.
5. El material obedece a la Ley de Hooke (las tensiones y las deformaciones se relacionan de forma lineal).
6. Los desplazamientos en la barra son pequeños. Como resultado, la curvatura se puede aproximar a la segunda derivada del desplazamiento lateral.

El modelo propuesto está basado en el de Papia et al. (1988) [82], el cual considera la armadura transversal de forma discreta, y es ampliado para que tenga en cuenta el recubrimiento de hormigón de forma distribuida.

V.1.1 Descripción general del modelo

En la Figura V.1 se muestra el esquema de fuerzas que actúan sobre una barra en su posición deformada en la longitud de la zona donde se produce la inestabilidad en la barra comprimida L . Dichas fuerzas son: las fuerzas puntuales debidas a la armadura transversal (F_i), la fuerza distribuida debida al recubrimiento de hormigón (F_c), la fuerza axial de la barra (P) y el momento flector en extremos (M_0).

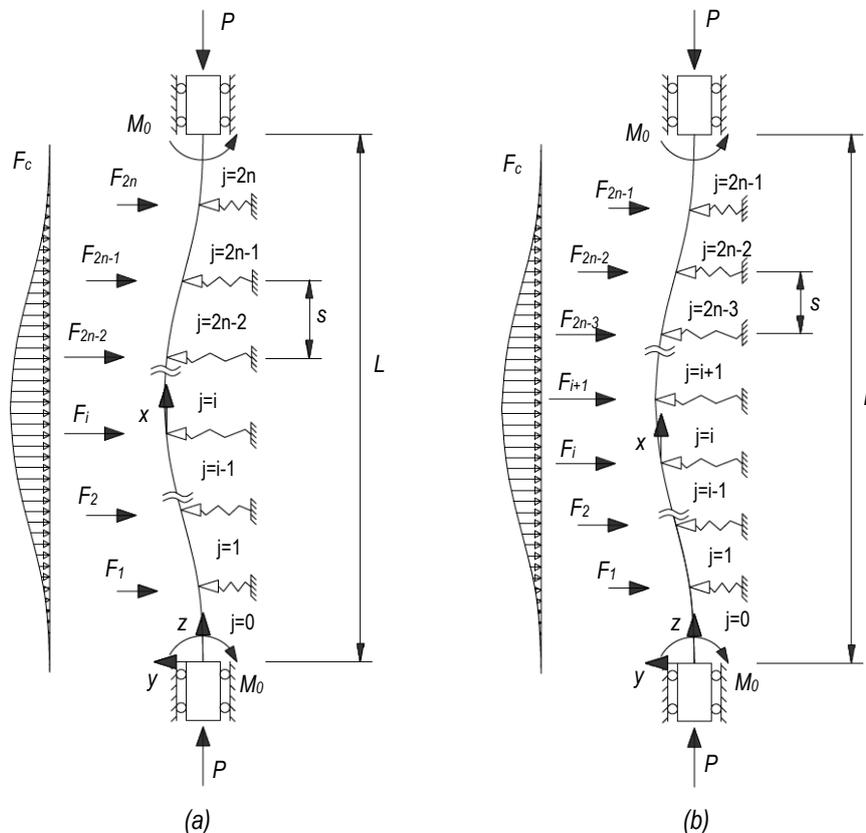


Figura V.1: Modelo de análisis: (a) Número par de armaduras transversales: j entre 0 y $2n$, (b) Número impar de armaduras transversales: j entre 0 y $2n-1$

A lo largo de la longitud L si el número de armaduras transversales es un número par, los tramos j estarán comprendidos entre 0 y $2n$ (Figura V.1.a). Si el número de armaduras transversales es impar, los tramos j estarán comprendidos entre 0 y $2n-1$ (Figura V.1.b). La separación entre los estribos es s . Los ejes y - z son los ejes globales de la barra, mientras que x es el eje local de cada segmento j . Tanto las fuerzas generadas por la armadura transversal (F_i) como la generada por el recubrimiento de hormigón (F_c), dependen, en todo momento, de la posición deformada de la barra comprimida en la situación de pandeo. La armadura transversal puede ser representada por apoyos elásticos unidimensionales situados en una posición intermedia, cuya rigidez es α_s . En consecuencia, la fuerza F_i se obtiene como producto de la rigidez α_s por el desplazamiento en el apoyo elástico $y_j(x = 0)$. El número de apoyos n_0 en la zona de inestabilidad es $2n$, si el número de armaduras transversales es par, y $2n-1$, si es impar. El recubrimiento se ha modelizado como un elemento que posee una rigidez distribuida (α_c) a lo largo de la longitud L . Se ha adoptado como hipótesis que la rigidez de los estribos es igual para todos ellos y que la rigidez distribuida del recubrimiento es constante en toda la longitud L .

V.1.2 Ecuación de equilibrio

Para cada segmento j la ecuación de equilibrio en la posición deformada es:

$$E_r \cdot I \cdot \frac{d^2 y_j(x)}{dx^2} = -(P \cdot y_j(x) - M_0 - M_{S_j}(x) - M_{C_j}(x)) \quad (V-1)$$

donde: E_r : Módulo de elasticidad reducido de la armadura longitudinal (Figura V.2) en sección circular propuesto por Papia et al. (1988) [82].

$$E_r = E_s \cdot \frac{4}{\pi} \cdot \left[\varphi(\theta_0) + \varphi(\pi - \theta_0) \frac{E_h}{E_s} \right] \quad (V-2)$$

siendo: E_s : Módulo de elasticidad en compresión.

E_h : Módulo tangente de la rama plástica del diagrama tensión-deformación en compresión.

$\varphi(\theta_0)$: Función de forma para la determinación de E_r en secciones circulares para la posición de la fibra neutra θ_0 .

$$\varphi(\theta_0) = 1/4 \left[\theta_0 - \left(\frac{5}{2} - 1/3 \sin^2 \theta_0 \right) \sin 2\theta_0 + 4\theta_0 \cos^2 \theta_0 \right] \quad (V-3)$$

θ_0 : Posición de la fibra neutra en coordenadas polares, que se obtiene a partir de la siguiente ecuación implícita:

$$\frac{E_h}{E_s} = \frac{\sin\theta_0 - 1/3 \sin^3\theta_0 - \theta_0 \cos\theta_0}{\sin\theta_0 - 1/3 \sin^3\theta_0 + (\pi - \theta_0) \cos\theta_0} \quad (V-4)$$

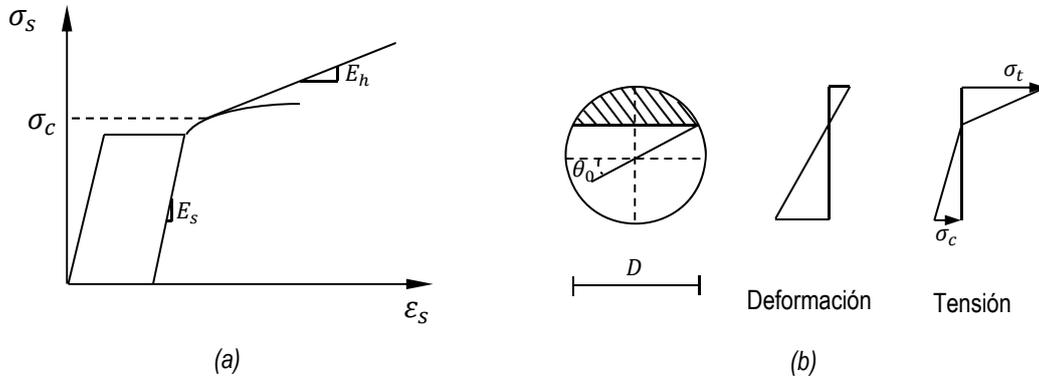


Figura V.2: Situación de inestabilidad en la barra: (a) Diagrama tensión-deformación, (b) Diagrama de deformaciones y de tensiones en la sección transversal de la barra comprimida

$y_j(x)$: Coordenada de desplazamiento “y” del segmento j en función de x .

P : Fuerza axial aplicada en los extremos de la barra.

I : Momento de inercia de la barra longitudinal.

M_0 : Momento flector de empotramiento en los extremos de la barra de la región de inestabilidad.

$M_{S_j}(x)$: Momento flector debido a las cargas laterales generadas por la armadura transversal en cualquier punto x de un segmento j .

$M_{C_j}(x)$: Momento flector debido a las cargas laterales generadas por el recubrimiento de hormigón en cualquier punto x de un segmento j .

La ecuación (V-1) es una ecuación diferencial de 2º orden de coeficientes constantes. Como existe simetría en el problema (Figura V.3), la posición deformada $y_j(x)$ de cada segmento j se obtiene a partir de la resolución de un sistema de $n+1$ ecuaciones diferenciales si el número n_0 es par y de n ecuaciones diferenciales si n_0 es impar.

La expresión de $M_{S_j}(x)$, de acuerdo con la Figura V.3 es la siguiente:

$$M_{S_j}(x) = (1 - \delta_j^n) \cdot z(j, x) \cdot \left(\sum_{i=j+1}^n (F_i) - qF_n \right) + (1 - \delta_j^0) \cdot (\mu s F_1) + \left(\sum_{i=2}^j (\mu l + (i - 1)s) F_i \right) \quad (V-5)$$

donde: δ_b^a : Delta de Kronecker, cuyo valor es 1 si $a=b$ y 0 si $a \neq b$.

q : Es igual a 0 si n_0 es par y es 0.5 si n_0 es impar.

μ : Factor comprendido entre 0 y 1.

$z(x, j)$: Coordenada global (Figura V.3) de la posición x en ejes locales en un segmento j igual a:

$$z(j, x) = (x + (1 - \delta_j^0)s \cdot (\mu + (j - 1))) \tag{V-6}$$

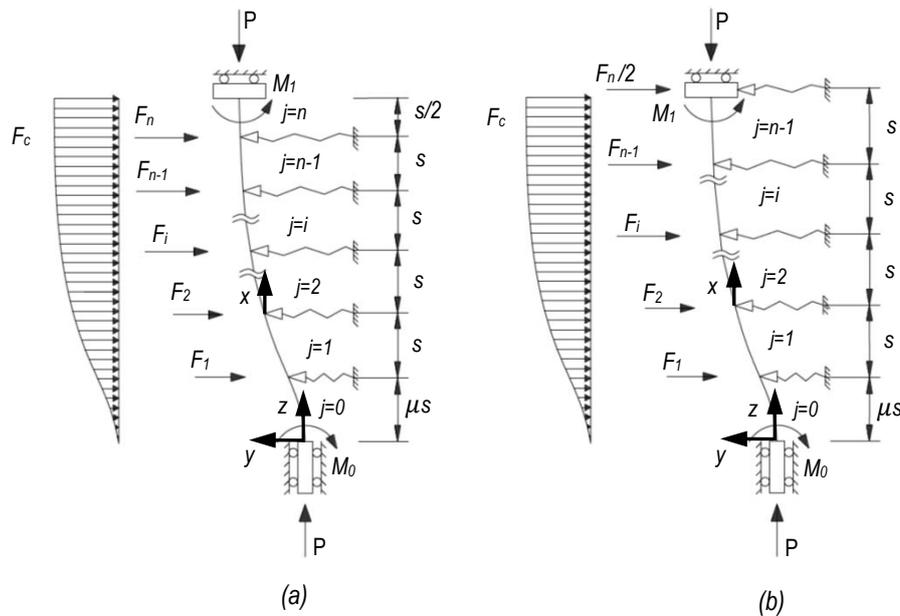


Figura V.3: Simplificación por simetría del problema: (a) Número par n_0 de armaduras transversales, (b) Número impar n_0 de armaduras transversales

Para hallar la expresión de $M_{Cj}(x)$ se supone que la fuerza lateral provocada por el recubrimiento de hormigón y distribuida a lo largo de la longitud L , tiene una forma cúbica ($g(z)$). Esto implica que la deformada también tiene forma cúbica. La justificación de esta hipótesis se basa en:

- I. La deformada provocada por cargas puntuales (armadura transversal) en una viga biempotrada es un polinomio de tercer grado.
- II. Según Taalat (2007) [89] y Campione (2011) [85]), la deformada de la barra tiene la forma $\sum_{r=1}^{\infty} \delta/2 (1 - \cos(2\pi r x/L))$ siendo δ el desplazamiento máximo de la barra, si se supone únicamente una fuerza lateral distribuida debida al recubrimiento y/o armadura transversal. Para el caso de pandeo r es igual a 1 y esta ecuación puede aproximarse con suficiente precisión a un polinomio de tercer grado.
- III. Teniendo en cuenta los dos puntos anteriores y que se realiza un tratamiento lineal de la deformada, si la armadura transversal se modeliza como cargas puntuales y si el

recubrimiento de hormigón se modeliza como una carga distribuida, la deformada que provocan ambas distribuciones de carga es una cúbica.

Las condiciones de contorno de la función $g(z)$ son:

$$g(z = 0) = 0; \quad g(z_n) = F_n/\alpha_s; \quad g'(z = 0) = 0; \quad g'(z = L/2) = 0 \quad (\text{V-7})$$

donde: z_n : Coordenada z de la fuerza F_n igual a $\mu s + (n - 0.5)s$ si n_0 es par, e igual a $L/2$ si n_0 es impar.

En consecuencia, la expresión de $M_{C_j}(x)$ en un punto x de un segmento j se obtiene a partir de la siguiente expresión:

$$M_{C_j}(x) = z(j, x) \cdot F_{cM}(j, x) + (F_{cm}(j, x) \cdot k_{mx}(j, x)) \quad (\text{V-8})$$

donde: $F_{cM}(j, x)$: Fuerza puntual equivalente provocada por la fuerza distribuida debida al recubrimiento de hormigón en el segmento j , entre la posición $z = z(j, x)$ y $z = L/2$.

$$F_{cMx}(j, x) = \alpha_c \int_{z(j,x)}^{L/2} g(z) \cdot dz \quad (\text{V-9})$$

$F_{cm}(j, x)$: Fuerza puntual equivalente provocada por la fuerza distribuida debida al recubrimiento de hormigón en el segmento j , entre la posición $z = 0$ y $z = z(j, x)$.

$$F_{cmx}(j, x) = \alpha_c \int_0^{z(j,x)} g(z) \cdot dz \quad (\text{V-10})$$

$k_{mx}(j, x)$: Centro de gravedad de la fuerza puntual equivalente $F_{cm}(j, x)$ respecto a la posición $z = 0$.

$$k_{mx}(j, x) = \frac{\int_0^{z(j,x)} z \cdot g(z) \cdot dz}{\int_0^{z(j,x)} g(z) \cdot dz} \quad (\text{V-11})$$

La aplicación de la hipótesis que $g(z)$ puede aproximarse a un polinomio de tercer grado, supone la resolución directa del sistema de ecuaciones diferenciales, obteniéndose una aproximación de $M_{C_j}(x)$ con suficiente precisión. En el caso de requerir una precisión mayor, se debería plantear una resolución mediante iteraciones sucesivas actualizando el desplazamiento $g(z)$ a partir de los desplazamientos $y_j(x)$ obtenidos de la iteración anterior.

La solución de la ecuación diferencial (V-1) para cada uno de los segmentos j es:

$$y_j(x) = A_j \operatorname{seno} \left(\beta \frac{x}{s} \right) + B_j \operatorname{cos} \left(\beta \frac{x}{s} \right) + \frac{M_0 + M_{sj}(x) + M_{cj}(x)}{P} \quad (\text{V-12})$$

donde: A_j, B_j : Constantes para cada segmento j .

$$\beta: \quad \beta = s \sqrt{\frac{P}{E_r I}}$$

Los valores de las constantes A_j y B_j son obtenidos a partir de las ecuaciones de compatibilidad (V-13), si n_0 es par, y (V-14), si n_0 es impar, entre los desplazamientos $y_j(x)$ en cada segmento j .

$$\begin{aligned} y_0(x=0) &= 0 & y'_0(x=0) &= 0 \\ y_0(x=s) &= y_1(x=0) & y'_0(x=s) &= y'_1(x=0) \\ &\dots & & \dots \\ y_i(x=s) &= y_{i+1}(x=0) & y'_i(x=s) &= y'_{i+1}(x=0) \\ &\dots & & \dots \\ y_{n-1}(x=s) &= y_n(x=0) & y'_{n-1}(x=s) &= y'_n(x=0) \end{aligned} \quad (\text{V-13})$$

$$\begin{aligned} y_0(x=0) &= 0 & y'_0(x=0) &= 0 \\ y_0(x=s) &= y_1(x=0) & y'_0(x=s) &= y'_1(x=0) \\ &\dots & & \dots \\ y_i(x=s) &= y_{i+1}(x=0) & y'_i(x=s) &= y'_{i+1}(x=0) \\ &\dots & & \dots \\ y_{n-2}(x=s) &= y_{n-1}(x=0) & y'_{n-2}(x=s) &= y'_{n-1}(x=0) \end{aligned} \quad (\text{V-14})$$

Una vez determinadas las constantes A_j y B_j , para cada segmento j , se conoce el desplazamiento $y_j(x)$ expresado en función de las n incógnitas correspondientes a las reacciones F_j en los apoyos y el momento flector M_0 que actúa en el empotramiento. Para obtener las fuerzas F_j y el momento M_0 se aplica para cada apoyo intermedio j del modelo (Figura V.3) la condición (V-15) para todos los apoyos elásticos (desde $j=1$ hasta n) y la condición de simetría (V-16).

$$y_j(x=0) = F_j / \alpha_s \quad \forall j = 1 - n \quad (\text{V-15})$$

$$\begin{aligned} \text{Para } n_0 = 0 & \quad y'_0 \left(x = \frac{L}{2} \right) = 0; \\ \text{Para } n_0 > 0 & \quad \text{si } n_0 \text{ es par: } y'_n \left(x = \frac{s}{2} \right) = 0 \\ & \quad \text{si } n_0 \text{ es impar: } y'_{n-1} (x = s) = 0 \end{aligned} \quad (\text{V-16})$$

Las $n+1$ condiciones ((V-15) y (V-16)) pueden expresarse en función de la separación de las armaduras transversales s , y de los parámetros β (V-17), γ (V-18) y k_{cs} (V-19). Estas $n+1$ condiciones conforman un sistema homogéneo (V-20).

$$\beta = s \sqrt{\frac{P}{E_r I}} \quad (V-17)$$

$$\gamma = \alpha_s s^3 / E_r I \quad (V-18)$$

$$k_{cs} = \frac{\alpha_c}{\alpha_s} s \quad (V-19)$$

$$\mathbf{M} \cdot \mathbf{F} = \begin{pmatrix} m_{11} & m_{12} & \dots & m_{1i} & \dots & m_{1n} & m_{1n+1} \\ m_{21} & m_{22} & \dots & m_{2i} & \dots & m_{2n} & m_{2n+1} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ m_{i1} & m_{i2} & \dots & m_{ii} & \dots & m_{in} & m_{in+1} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ m_{n1} & m_{n2} & \dots & m_{ni} & \dots & m_{nn} & m_{nn+1} \\ m_{n+11} & m_{n+12} & \dots & m_{n+1i} & \dots & m_{n+1n} & m_{n+1n+1} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} F_1 \\ F_2 \\ \dots \\ F_i \\ \dots \\ F_n \\ M_0 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ \dots \\ 0 \\ \dots \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} \quad (V-20)$$

V.1.3 Resolución del problema

De acuerdo con el método de resolución del sistema de ecuaciones diferenciales propuesto por Papia et al. (1988) [82] para el análisis de inestabilidad de barras comprimidas en soportes de hormigón armado, se calculan las reacciones F_j y el momento flector M_0 . La ecuación (V-20) conforma un sistema de ecuaciones homogéneo. Para encontrar una solución distinta de la trivial, el determinante de la matriz \mathbf{M} ($D = \det(\mathbf{M})$) debe ser nulo.

Por otra parte, tal y como indica Papia et al. (1988) [82], la consideración del núcleo, da lugar a que únicamente se produzca una deformación simétrica de la barra hacia el exterior del soporte y en consecuencia:

$$y_j(x) \geq 0 \quad \forall x, j \quad (V-21)$$

Los valores β , γ y k_{cs} deben cumplir la condición (V-21). Tal y como indica Papia et al. (1988) [82], conocidos β y k_{cs} ($k_{cs} = 0$ para el caso de Papia et al. (1988) [82]), el máximo valor de γ se obtiene para la condición límite de inversión del signo de la curvatura en el empotramiento. Para esta situación, el valor de la incógnita M_0 es nulo. Esta condición ($M_0 = 0$) se cumple eliminando la fila y la columna $n+1$ del sistema de ecuaciones (V-20). El sistema de ecuaciones

que resulta tiene como incógnitas F_j y es homogéneo. De nuevo, para encontrar una solución distinta de la trivial, el menor D_1 de orden n de la matriz \mathbf{M} ha de ser nulo.

En consecuencia, conocida una longitud L en donde se produce la inestabilidad de la barra longitudinal y el parámetro k_{cs} que relaciona la rigidez del recubrimiento α_c y la rigidez de la armadura transversal α_s , se pueden obtener los valores límite de γ y β imponiéndose la condición del determinante $D = 0$ y del menor $D_1 = 0$. En ambos determinantes (D y D_1) la separación s es factor común. En consecuencia, dependen exclusivamente de β , γ y k_{cs} .

Por último, se ha realizado un cambio de variable respecto al parámetro β , con la finalidad de obtener la carga crítica adimensional.

$$c_c = \frac{\beta^2}{\pi^2} = \frac{P_c}{\pi^2 E_r I / s^2} = \frac{P_c}{P_0} \quad (V-22)$$

donde: P_0 : Carga crítica de una barra biarticulada de longitud igual a la separación de la armadura transversal (entre dos apoyos elásticos consecutivos)

P_c : Carga crítica de la barra.

En la Figura V.4, se muestra el esquema del procedimiento seguido para obtener los valores límite de γ y β conocida la relación η entre la longitud L y la separación de la armadura transversal s ($L = \eta \cdot s$) y el parámetro k_{cs} . En la Figura V.5 se muestra un ábaco que proporciona la carga crítica adimensional c_c en función de los parámetros γ (V-18) y k_{cs} (V-19). En el ábaco se han resuelto los siguientes casos desde: $\eta = 0.3$ hasta $\eta = 5$. En los casos que $\eta \leq 1$, la armadura longitudinal pandea entre la armadura transversal y se considera un único segmento ($j = 0$). En caso contrario ($\eta > 1$), hay alguna armadura transversal en la zona en donde se produce la inestabilidad de la barra transversal L .

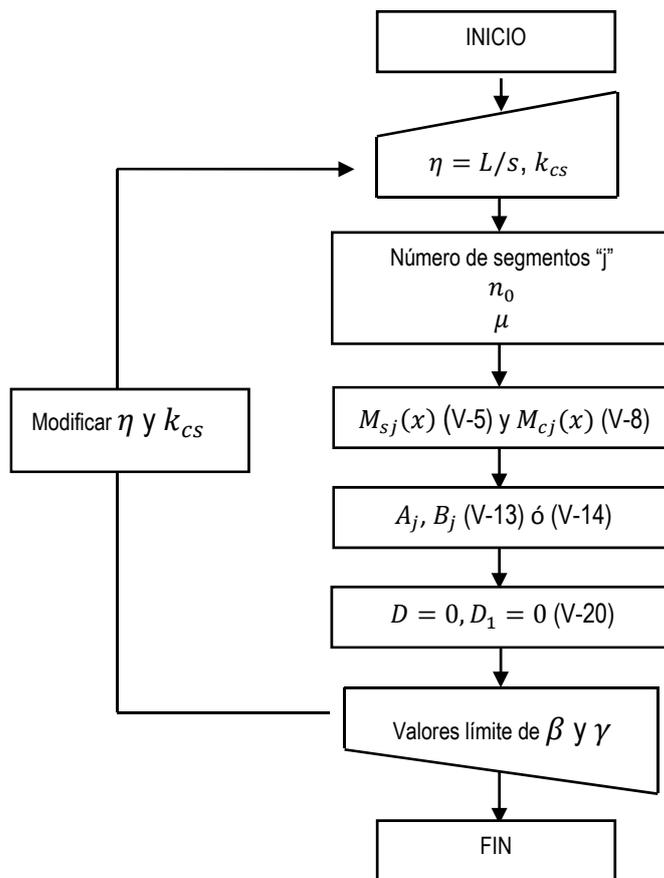


Figura V.4: Organigrama para resolver el sistema de ecuaciones diferenciales en la posición deformada

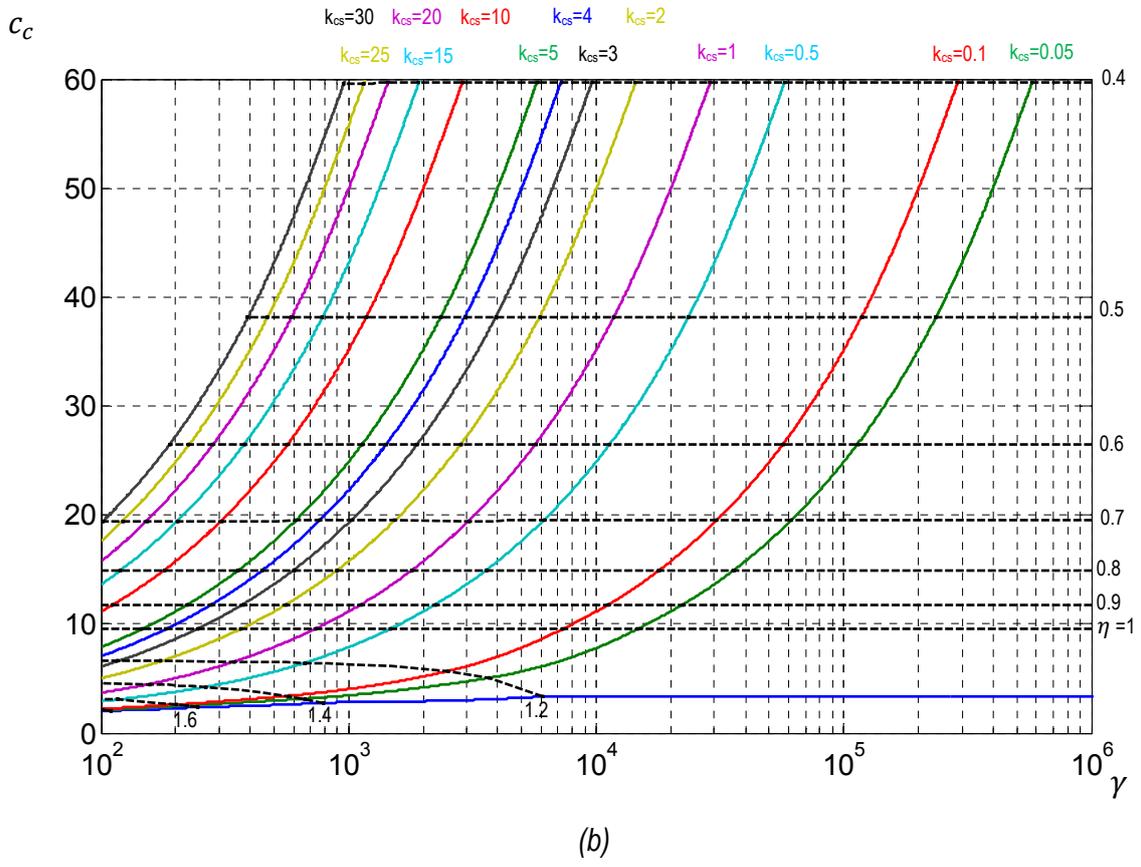
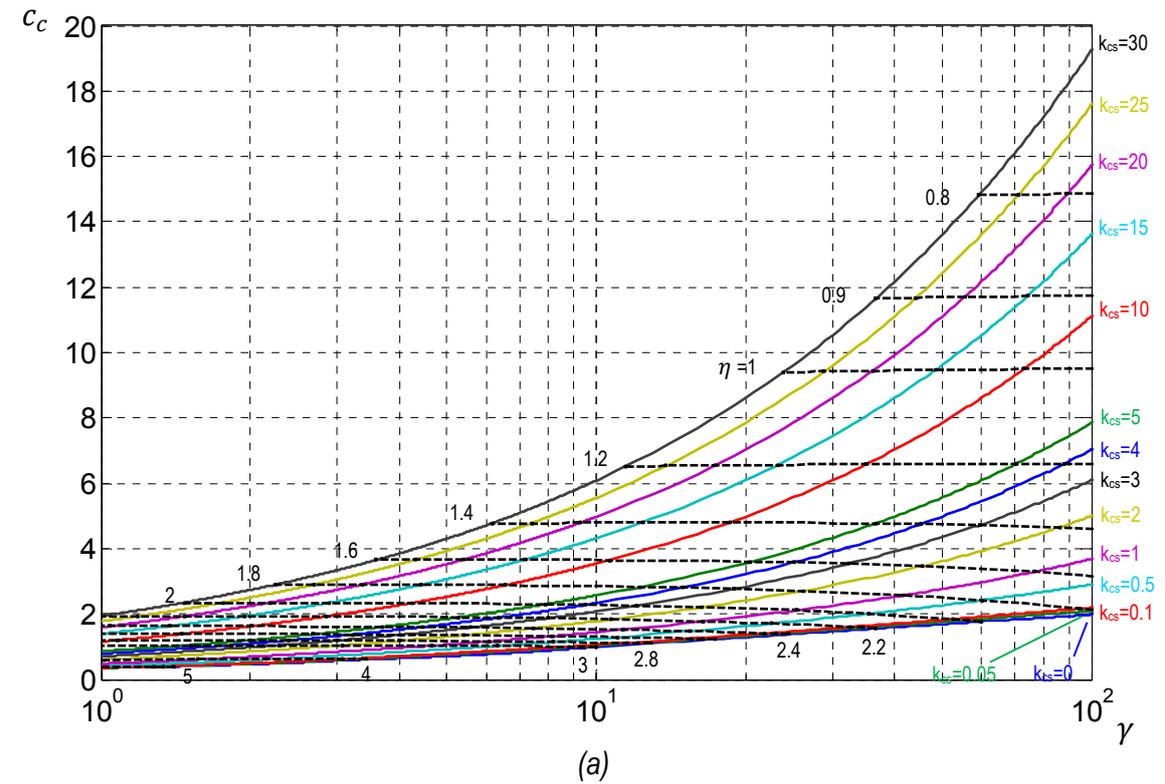


Figura V.5: Ábaco para la determinación de la carga crítica de pandeo: (a) $\gamma \leq 100$; (b) $\gamma \geq 100$

A partir de los resultados obtenidos aplicando el procedimiento indicado de la Figura V.4 se realiza un ajuste por mínimos cuadrados que permite proponer las ecuaciones ((V-23), (V-24) y (V-25)) para el cálculo de la carga crítica adimensional c_c . Los valores de k_{cs} utilizados para realizar los ajustes están comprendidos entre 0 y 30.

Para el caso habitual de no considerar el recubrimiento de hormigón ($k_{cs} = 0$) se propone la expresión (V-23) con un coeficiente de determinación R^2 aproximadamente igual a la unidad. Para $0 < k_{cs} \leq 30$ se propone dos ecuaciones para mejorar la precisión, una para las curvas situadas por debajo de la línea de $\eta = 1.4$ (Figura V.4) y otra para las situadas por encima. La ecuación de dicha línea es: $c_{c\eta=1.4}(\gamma) = -0.00124(\log_{10}\gamma)^7 + 4.8$. La media de los valores de los coeficientes R^2 , para cada curva de k_{cs} constante, es de 0.9996 en las dos ecuaciones propuestas. Para valores de k_{cs} superiores a 30, se puede despreciar la influencia de los estribos. Para este caso, se emplea un método basado en la minimización de energía para calcular la carga crítica (Talaat and Mosalam (2007) [89], Campione (2011) [85]), el cual se ha explicado en el capítulo II. La carga crítica adimensional deducida de este método se muestra en la expresión (V-26).

$$k_{cs} = 0 \quad c_c = 4 \cdot \left(1 - \frac{1}{1 + 0.09\gamma^{0.58}}\right) \quad (V-23)$$

$$0 < k_{cs} \leq 30 \quad c_c = a_1 * e^{b_1 \cdot \log_{10}\gamma} + c_1 \quad \text{si } c_c \geq c_{c\eta=1.4}(\gamma) \quad (V-24)$$

$$\text{donde: } a_1 = 0.35k_{cs}^{0.5} - 0.0066$$

$$b_1 = \frac{1.15k_{cs} + 0.035}{k_{cs} + 0.029}$$

$$c_1 = \frac{-0.0116k_{cs} + 0.062}{k_{cs} + 0.036}$$

$$c_c = a_2 * e^{b_2 \cdot \log_{10}\gamma} + c_2 \quad \text{si } c_c < c_{c\eta=1.4}(\gamma) \quad (V-25)$$

$$\text{donde: } a_2 = \frac{5.5k_{cs}^3 + 99.3k_{cs}^2 + 189k_{cs} + 91.2}{k_{cs}^3 + 93k_{cs}^2 + 417k_{cs} + 25.4}$$

$$b_2 = \frac{1.14k_{cs}^2 + 1.26k_{cs} + 0.08}{k_{cs}^2 + 1.535k_{cs} + 0.404}$$

$$c_2 = \frac{-0.02k_{cs}^2 - 0.375k_{cs} - 1.07}{k_{cs}^2 + 5k_{cs} + 0.325}$$

$$k_{cs} > 30 \quad c_c = \left(\frac{S}{\pi}\right)^2 \sqrt{\frac{12\alpha_c}{E_r I}} \quad (V-26)$$

V.1.4 Rigidez de la armadura transversal

Para calcular el axil crítico adimensional c_c , es necesario conocer la rigidez de la armadura transversal α_s y la rigidez del recubrimiento de hormigón α_c . La rigidez del recubrimiento de hormigón α_c depende del tipo de hormigón. Dicha rigidez debe ser calibrada a partir de datos experimentales (ver apartado 0).

Por otra parte, de acuerdo con Papia et al. (1988) [82] la rigidez de la armadura transversal α_s se calcula a partir de la siguiente expresión:

$$\alpha_s = \frac{E_{sw} \cdot A_{sw}}{L_{ef}} \quad (V-27)$$

donde: E_{sw} : Módulo de elasticidad tangente de la armadura transversal.

A_{sw} : Área de la armadura transversal.

L_{ef} : Longitud efectiva de la armadura transversal, función de la configuración de armado y del tipo de carga (concéntrica o excéntrica).

El módulo de elasticidad E_{sw} que se considera en el cálculo de la rigidez α_s depende de si plastifica o no la armadura transversal. Para ello, es necesario conocer la deformación de la armadura transversal que se produce como consecuencia de la expansión transversal de hormigón. Dicha deformación se relaciona con la deformación longitudinal mediante la dilatación (Khajeh and Attard (2011) [140], Lokuge et al. (2005) [141], Montoya et al. (2006) [142], Osorio et al. (2012) [143]).

El parámetro L_{ef} de la expresión (V-27) varía dependiendo de la disposición de los estribos y del tipo de sollicitación. En la Figura V.6 se pueden observar diversas configuraciones de armadura transversal así como la expresión de L_{ef} , despreciando la rigidez a flexión de la armadura transversal.

V.1.5 Comparación del modelo propuesto con otros modelos

En este apartado se comparan los resultados que se obtienen al aplicar el modelo propuesto en esta tesis doctoral respecto a los resultados de aplicar los modelos analíticos, discretos y continuos, propuestos por Papia et al. (1988) [82], Talaat and Mosalam (2007) [89] y Campione (2011) [85].

En la Figura V.7 se representa, a modo de ejemplo, la tensión crítica de pandeo de las armaduras pasivas comprimidas de un soporte de 20x20 cm con armadura longitudinal de diámetro 12 mm y

armadura transversal de diámetro 6 mm, en función de la separación s entre los estribos. Los parámetros mecánicos utilizados son: $\alpha_s = 0.236$ N/mm, $\alpha_c = 0.21$ MPa, $E_r = 6264$ MPa.

Puede observarse que para separaciones superiores a 30 cm, el modelo propuesto coincide con el modelo distribuido cuando se considera únicamente la rigidez del recubrimiento de hormigón (zona C de la Figura V.7). Esto es debido a que la armadura longitudinal pandea entre estribos y la armadura transversal no interviene. Por el contrario, cuando la separación entre estribos se aproxima a cero, el modelo propuesto coincide con los que tienen en cuenta la armadura transversal, tanto de forma discreta como de forma distribuida (zona A de la Figura V.7). Esto es así por dos razones: el recubrimiento deja de tener un efecto principal y la pequeña separación de armadura transversal ($s \approx 5$ cm) permite considerar la hipótesis de los estribos de forma distribuida. Sin embargo, cuando las separaciones entre estribos no están comprendidas entre los anteriores casos, los modelos que tienen en cuenta los estribos de forma distribuida sobrestiman la tensión crítica de pandeo y aquéllos que tienen en cuenta únicamente el recubrimiento de hormigón, la subestiman (zona B de la Figura V.7). Por otra parte, el modelo de Papia et al. (1988) [82] ofrece una cota inferior de la tensión crítica al suponer que $k_{CS} = 0$.

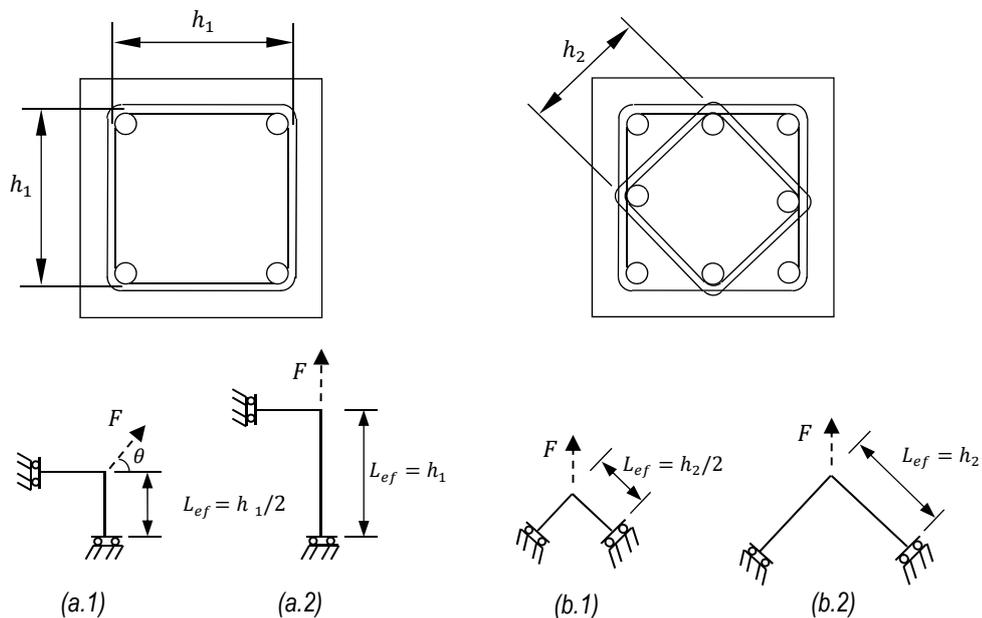


Figura V.6: Longitudes efectivas de estribos bajo configuraciones habituales: (a.1) Armadura en las esquinas para carga concéntrica (Papia et al. (1988) [82]), (a.2) Armadura en las esquinas para carga excéntrica, (b.1) Armadura central para carga concéntrica (Papia et al. (1988) [82]), (b.1) Armadura central para carga excéntrica

V.2 Calibración del modelo analítico con los resultados experimentales

En el capítulo IV se ha llevado a cabo un programa experimental cuya finalidad ha sido la de estudiar la inestabilidad local de las barras comprimidas en soportes de hormigón armado, con o sin fibras de acero en su masa. Tal como se ha indicado en el apartado V.1.4 para calcular el axil crítico adimensional c_c (expresión (V-23) a (V-26) o mediante el ábaco de la Figura V.5) es necesario conocer la rigidez de la armadura transversal α_s (V-27) y la rigidez del recubrimiento de hormigón α_c que ha de ser calibrada con resultados experimentales. El objetivo de este apartado es la calibración de la rigidez del recubrimiento α_c . La calibración se ha realizado exclusivamente con las barras de acero.

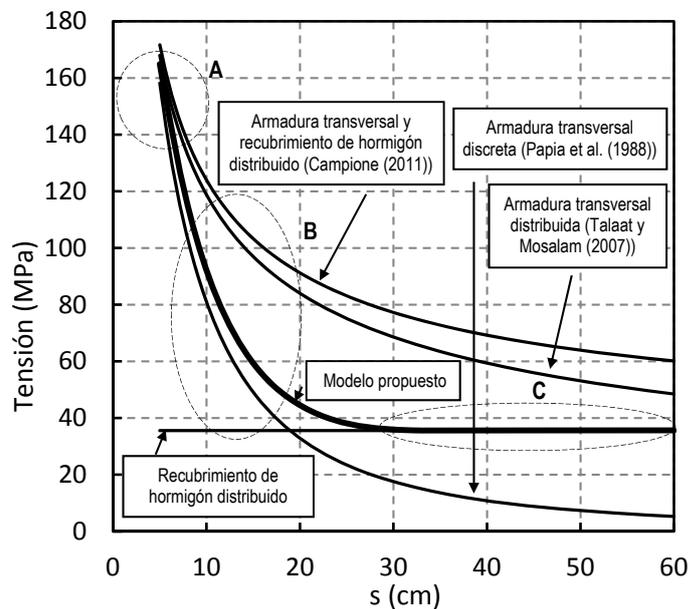


Figura V.7: Gráfica tensión crítica-separación entre estribos empleando varios métodos

De acuerdo con los resultados experimentales, en el caso de elementos fabricados con hormigón sin fibras, no es necesario la calibración de la rigidez α_c puesto que el pandeo de la armadura comprimida se produce una vez ha saltado el recubrimiento de hormigón. En consecuencia, se toma $\alpha_c = 0$ ($k_{cs} = 0$) para evaluar la tensión crítica de pandeo (V-23) en los elementos sin fibras de acero. Así, tal y como se concluyó en el apartado IV.8 “Resultados y Discusión” del programa experimental, el salto del recubrimiento en elementos sin fibras de acero se produce cuando la deformación en la armadura comprimida es aproximadamente igual a ε_{c85} , esta conclusión también fue verificada por Campione (2010) [4]. En consecuencia, si la deformación en la barra es inferior a ε_{c85} , la barra no padea y si es superior la armadura transversal retrasará el pandeo de la barra en la medida que se tenga suficiente rigidez α_s .

Sin embargo, en el caso de elementos fabricados con hormigón con fibras de acero, sí se ha de considerar la rigidez del recubrimiento de hormigón α_c . La rigidez α_c depende del nivel de deformación que se alcanza en la barra comprimida cuando el recubrimiento salta, a causa de la degradación del recubrimiento. Se ha analizado la deformación límite ($\varepsilon_{crit,\eta \leq 1}$) a la que puede llegar la barra sin pandear y en la que exclusivamente el recubrimiento de hormigón evita el pandeo de la barra comprimida. Es decir, en el programa experimental aquellos elementos cuya separación de la armadura transversal es superior a 5 cm (Tabla IV-3).

Además, se ha deducido el valor de α_c a partir de los resultados experimentales, correspondiente a la situación de inestabilidad de las barras de acero para los casos en los que la barra de acero pandea entre estribos ($\eta \leq 1$), y del modelo teórico propuesto, expresión (V-26), correspondiente $k_{cs} > 30$ puesto que la rigidez de los estribos es inexistente al pandear entre ellos, es decir $k_{cs} = \infty$. En consecuencia, la rigidez α_c se obtiene a partir de las expresiones (V-22) y (V-26) tal y como se indica a continuación.

La tensión crítica de la barra comprimida se obtiene a partir de la ecuación (V-22).

$$\sigma_c = \frac{P_C}{A} = \frac{P_0}{A} c_c = \left(\frac{\pi D}{4s} \right)^2 E_r c_c \quad (V-28)$$

donde: E_r : Módulo de deformación reducido de la barra longitudinal (V-2)

D : Diámetro de la armadura longitudinal

s : Separación de la armadura transversal

c_c : Carga crítica adimensional ((V-23)-(V-26))

Al sustituir la expresión (V-26) en (V-28) se obtiene:

$$\sigma_c = \sqrt{\frac{3\alpha_c E_r}{\pi}} \quad (V-29)$$

Finalmente, se despeja de la ecuación (V-29) la rigidez del recubrimiento de hormigón α_c , la cual está en función de la tensión crítica σ_c y del módulo de deformación reducido de la barra comprimida (E_r). Para obtener la rigidez experimental α_c se sustituye la tensión crítica σ_c por el valor experimental de la tensión crítica σ_{crit} (Tabla IV-3) para una deformación crítica ε_{crit} .

$$\alpha_c = \frac{\pi \sigma_{crit}^2}{3E_r} \quad (V-30)$$

En la Figura V.8 se muestra la rigidez del recubrimiento α_c respecto a la resistencia $f_{R,1}$. Se propone un valor de $\alpha_c = 70$ MPa. Además, en la Figura V.8 también se muestra la relación entre

la deformación de la barra comprimida en la situación de inestabilidad ($\epsilon_{crit,\eta \leq 1}$) y la resistencia $f_{R,1}$ para los mismos casos que α_c . Se propone la ecuación (V-31) para el cálculo de la deformación límite $\epsilon_{crit,\eta \leq 1}$ en ‰ y $f_{R,1}$ en MPa.

$$\epsilon_{crit,\eta \leq 1} = 0.6 \cdot f_{R,1} + 7.0 \tag{V-31}$$

La deformación $\epsilon_{crit,\eta \leq 1}$ de la armadura longitudinal es una deformación límite para la cual se conoce el valor de α_c ($\alpha_c = 70$ MPa), puesto que $\eta \leq 1$, (únicamente el recubrimiento contiene el pandeo). Sobrepasada la deformación $\epsilon_{crit,\eta \leq 1}$, se tiene que $\alpha_c < 70$ MPa debido a que el recubrimiento presenta una mayor degradación. En este caso, se tomará $\alpha_c = 0$ del lado de la seguridad.

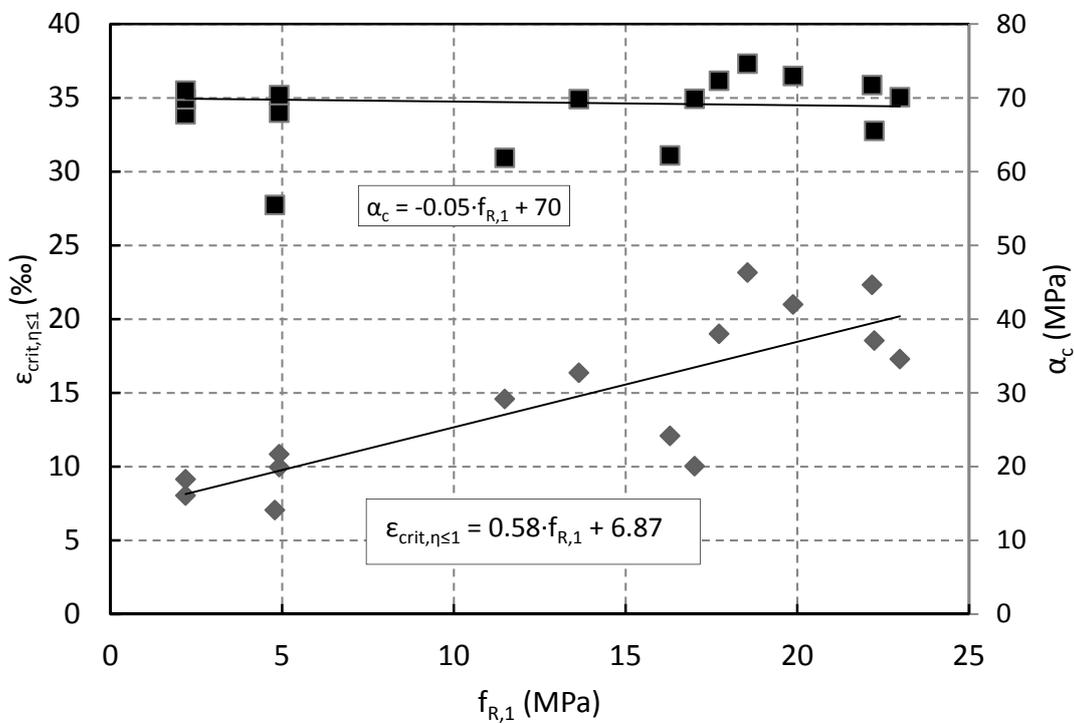


Figura V.8: Deformación en la armadura comprimida vs $f_{R,1}$ (izquierda); α_c vs $f_{R,1}$

Por último, para los casos de separación de estribos iguales a 5 cm, donde $\eta > 1$ (la armadura padea con una longitud L superior a la separación entre estribos), la deformación crítica alcanzada ϵ_{crit} no sólo depende del hormigón con fibras sino también de la rigidez de los estribos α_s . En estos casos, la deformación crítica de la armadura es mayor que en los casos de separaciones superiores ($\epsilon_c > \epsilon_{crit,\eta \leq 1}$ (V-31)), siempre y cuando α_s sea lo suficiente como para retrasar el pandeo a deformaciones superiores $\epsilon_{crit,\eta \leq 1}$. En estos casos, del lado de la seguridad

se adopta que si la deformación es mayor que $\varepsilon_{crit,\eta \leq 1}$ se toma un valor nulo de la rigidez α_c , es decir $\alpha_c = 0$.

V.3 Procedimiento para la validación del modelo con los resultados experimentales

V.3.1 Determinación de la carga de pandeo en barras de acero

Mediante el modelo analítico propuesto ((V-23) - (V-26)) es posible obtener la tensión crítica de la barra comprimida σ_{crit} , donde $\sigma_{crit} = c_c \cdot P_0/A_s$ siendo A_s el área de la barra. Tal y como indica Talaat y Mosalam (2007) [89], el inicio del pandeo $(\varepsilon_{crit}, \sigma_{crit})_{modelo}$ se determina cuando la línea tensión crítica – deformación, interseca la línea tensión – deformación de compresión de la barra. Esta línea se genera evaluando la tensión σ_{crit} para cada incremento de deformación en la barra comprimida (ε_L). A la vista de los resultados de la Tabla IV-2 y de la Tabla IV-3, y del modelo analítico propuesto, se propone una metodología para hallar la tensión y la deformación en la barra longitudinal a partir de la cual se produce el pandeo de la barra basado en incrementos sucesivos de la deformación longitudinal de la barra (ε_L) hasta que la tensión crítica (σ_{crit}) sea igual o inferior a la relación constitutiva [$\sigma_s = \sigma_s(\varepsilon_s)$] en compresión de la barra, sin pandeo (en el programa experimental Figura IV.3.b a Figura IV.7.b).

Se proponen dos metodologías, una para hormigón sin fibras y otra para hormigón con fibras, como consecuencia del distinto comportamiento observado en los resultados experimentales (Tabla IV-2 y Tabla IV-3).

En el caso de hormigón sin fibras la metodología es la siguiente:

- 1- Asumir una deformación de la armadura longitudinal (ε_L) igual o superior a ε_{c85} .
- 2- Calcular la tensión crítica de pandeo (σ_{crit}) con el modelo analítico propuesto (expresión (V-23)), donde $\alpha_c = 0$. Puesto que α_s depende del módulo de elasticidad tangente de la armadura transversal, es necesario conocer si ha alcanzado el estado de plastificación. Para ello se propone utilizar un criterio de dilatancia (Khajeh and Attard (2011) [140], Lokuge et al. (2005) [141], Montoya et al. (2006) [142], Osorio et al. (2012) [143]), con el objetivo de conocer la deformación de la armadura transversal (ε_t), en función de la deformación longitudinal (ε_L), y compararla con la deformación de plastificación de la armadura transversal (ε_{ty}). El criterio de Lokuge et al. (2005) [141] está calibrado para hormigones desde resistencia normal hasta 100 MPa. Es el autor que más rango y mayores resistencias ha estudiado. Por este motivo el criterio

de dilatación de Lokuge et al. (2005) [141] es el que se ha empleado en esta tesis doctoral. En la Figura V.9.a se indica qué α_s se debe utilizar en cada situación.

- 3.a- Si $\sigma_{crit} > \sigma_s(\varepsilon_L)$, siendo $\sigma_s(\varepsilon_L)$ la tensión de la armadura asociada a la deformación ε_L , la armadura no pandea. En ese caso se debe repetir la metodología asumiendo una deformación ε_L mayor.
- 3.b- Si $\sigma_{crit} \leq \sigma_s(\varepsilon_L)$, la armadura pandea. La tensión y la deformación de pandeo son $\sigma_s(\varepsilon_L)$ y ε_L de la iteración actual, respectivamente.

El procedimiento anteriormente explicado está basado en la deformación de la armadura comprimida y, por tanto, es independiente del espesor del recubrimiento.

En el caso de hormigón con fibras la metodología es la siguiente:

- 1- Asumir una deformación de la armadura longitudinal (ε_L).
- 2- Calcular la tensión crítica de pandeo (σ_{crit}) con el modelo analítico propuesto (expresiones (V-24)-(V-26)). Para el caso de hormigón con fibras de acero, se utilizará la rigidez $\alpha_c = 70$ MPa propuesta, siempre y cuando ε_L sea menor o igual que la deformación crítica $\varepsilon_{crit,\eta \leq 1}$ (V-31). Si la deformación ε_L es superior a $\varepsilon_{crit,\eta \leq 1}$ (V-31), $\alpha_c = 0$. En la Figura V.9.b se muestra de forma esquemática los valores α_c y α_s que se deben utilizar en cada situación.
- 3.a- Si $\sigma_{crit} > \sigma_s(\varepsilon_L)$, la armadura no pandea. En ese caso se debe repetir la metodología asumiendo una deformación ε_L mayor.
- 3.b- Si $\sigma_{crit} \leq \sigma_s(\varepsilon_L)$, la armadura pandea. La tensión y la deformación de pandeo son $\sigma_s(\varepsilon_L)$ y ε_L de la iteración actual, respectivamente.

Los requisitos que se deben cumplir para considerar la metodología de los hormigones con fibras son los siguientes: el espesor de recubrimiento debe ser el suficiente para que las fibras cosan la armadura con el núcleo; y la resistencia $f_{R,1}$ y $f_{R,3}$ del hormigón no ha de ser inferior al 40% y al 20% del límite de proporcionalidad (f_{LOP}) respectivamente para que las fibras tengan función estructural (EHE-08 (2008) [7]).

Al igual que en el caso del procedimiento descrito para hormigones sin fibras, en los hormigones con fibras se ha vuelto a aplicar un criterio basado en deformaciones de la armadura comprimida. Este procedimiento es independiente del ancho de la sección ya que en la situación de inestabilidad de la barra, el hormigón del recubrimiento está degradado, habiéndose producido una fisuración longitudinal en la cara comprimida (Figura V.10).

Probeta	Resultados experimentales					Resultados del modelo		
	Carga máxima		Situación de inestabilidad de la barra comprimida			Situación de inestabilidad de la barra comprimida		
	N_{max} (kN)	δ (mm)	N_c (kN)	δ_c (mm)	ϵ_{crit} (‰)	σ_{crit} (MPa)	$\epsilon_{crit,model}$ (‰)	$\sigma_{crit,model}$ (MPa)
C25F00S05T2	325.64	4.03	261.78	13.55	10.33	557.18	3.80	549.67
C25F00S10T2	333.18	7.66	297.63	8.68	4.50	550.41	4.81	550.91
C25F00S30T2	381.03	7.00	366.52	7.99	4.44	550.34	4.41	550.42
C25F40S05T2	350.89	8.32	283.46	16.4	14.65	562.19	8.44	555.35
C25F40S10T2	333.18	5.98	313.18	7.22	8.05	554.53	8.32	555.20
C25F40S30T2	285.63	5.34	268.18	6.26	9.15	555.81	8.27	555.14
C25F80S05T2	312.78	7.16	308.01	14.73	12.83	560.08	9.83	557.05
C25F80S10T2	425.54	6.96	417.00	8.34	10.84	557.77	9.98	557.24
C25F80S30T2	386.23	6.44	353.77	8.13	9.97	556.76	9.95	557.20
C80F00S05T2	685.88	0.91	533.12	13.00	10.16	557.46	4.21	550.18
C80F00S10T2	647.53	9.97	628.56	8.37	4.4	550.41	3.74	549.60
C80F00S30T2	708.11	8.72	691.72	10.40	4.5	550.53	4.61	550.66
C80F40S05T2	701.44	9.10	489.55	16.60	15.48	597.92	11.81	592.04
C80F40S10T2	683.70	9.18	460.96	17.10	7.06	584.42	9.88	588.94
C80F40S30T2	686.38	9.58	431.33	18.31	14.60	596.51	13.89	595.37
C80F80S05T2	699.17	11.06	422.84	30.48	26.9	645.98	15.80	598.44
C80F80S10T2	697.55	9.51	623.34	13.03	12.09	592.49	16.79	600.02
C80F80S30T2	776.41	9.34	485.09	15.89	16.36	565.04	15.19	563.61
C120F060-90S10T2	1083.50	10.19	857.38	16.02	9.45	556.59	11.27	558.81
C120F060-90S30T2	1127.33	9.66	612.44	24.40	17.3	566.19	16.25	564.91
C120F060-90S60T2	1083.99	9.33	678.10	14.95	19.00	584.40	12.21	575.65
C120F060-90S10T1	1091.76	8.98	866.08	13.28	10.03	557.30	11.41	558.99
C120F060-90S60T1	1075.64	8.96	660.63	15.56	23.16	591.56	12.21	575.65
C120F150-00S10T2	968.01	8.75	655.36	15.31	18.55	608.24	20.35	605.73
C120F150-00S30T2	1100.18	9.65	612.44	24.40	22.33	575.55	16.25	564.91
C120F150-00S60T2	1043.57	8.82	659.95	15.52	21.00	586.97	12.21	575.65
C120F150-00S10T1	1061.97	8.58	834.01	12.65	16.11	564.74	11.41	558.99
C120F150-00S60T1	915.59	9.65	623.54	17.09	22.87	627.77	14.47	596.30
SMAC80F80S05T2	697.96	9.84	-	-	3.88	252.20	15.44 / 4.03	505.19 / 262.12
SMAC80F80S10T2	692.07	9.36	-	-	2.40	156.00	15.02 / 2.57	502.47 / 167.17
SMAC120F060-90S05T2	944.15	8.48	-	-	3.51	228.15	16.27 / 4.03	510.57 / 262.12
SMAC120F060-90S10T2	942.59	8.85	-	-	-	-	18.20 / 2.57	523.08 / 167.17

Tabla V-1: Resultados de la campaña experimental y comparación con el modelo propuesto

V.3.2 Validación del modelo con resultados experimentales para barras de acero

En la Tabla V-1 se comparan los resultados que se obtienen al aplicar el modelo y la metodología propuesta respecto a los resultados experimentales. Se puede observar que el grado de precisión es suficiente.

Cabe señalar que cuando se aplican los procedimientos anteriormente descritos, tanto en los hormigones con fibras como en los que no tienen fibras, se ha observado una alta sensibilidad de la tensión crítica de pandeo con respecto a pequeñas variaciones de la separación de los estribos, en los especímenes con separaciones de 5 cm.

En todos especímenes ensayados cuyas barras son de acero, la deformación de pandeo siempre es inferior a la deformación en la que el acero entra en la rama de endurecimiento (ε_{sh}) (Tabla V-1). Por lo tanto, para la obtención de los resultados de la Tabla V-1, el módulo reducido E_r (V-2) ha sido calculado teniendo en cuenta E_s y E_h , donde E_s es el módulo de elasticidad inicial y E_h es el módulo de elasticidad de la rama plástica previa al endurecimiento (Figura IV.3). El criterio de dilatación empleado ha sido el de Lokuge et al. (2005) [141].

V.3.3 Procedimiento y validación del modelo en barras de NiTi

Tal y como se indicó en el apartado IV.8 “Resultados y Discusión” de los ensayos experimentales, en los especímenes con barras de NiTi la adherencia entre el NiTi y el hormigón es reducida, y en consecuencia no es posible aplicar la compatibilidad de deformaciones entre ambos materiales. Se ha aplicado el modelo analítico teniendo en cuenta dos consideraciones: que la adherencia es perfecta y en el caso que no existe adherencia (véase en la Tabla V-1 hay dos resultados para la aplicación del modelo).

En el caso de suponer adherencia perfecta, la forma de proceder es la explicada para los casos de armaduras de acero y hormigón con fibras. Y en el caso de no adherencia, tal como se observó en los ensayos experimentales, el procedimiento a seguir para aplicar el modelo propuesto es el siguiente:

- 1- Calcular la deformación a la que el recubrimiento deja de ser efectivo ($\varepsilon_{crit,\eta \leq 1}$). Hasta antes de esa deformación la barra no habrá pandeado ya que la tensión a la que estará sometido será muy baja debido a que las deformaciones de la barra en la zona de la rótula plástica se repartirán a lo largo de la longitud del elemento debido a la falta de adherencia NiTi -hormigón.

2- Calcular la tensión crítica de pandeo σ_{crit} con el modelo teórico propuesto para una deformación longitudinal $\varepsilon_{crit,\eta \leq 1}$. Se tomará del lado de la seguridad un valor nulo de la rigidez del recubrimiento ($\alpha_c = 0$). La rigidez de los estribos α_s dependerá de si están o no plastificados, para ello se calcula la deformación de los estribos para una deformación longitudinal $\varepsilon_{crit,\eta \leq 1}$, aplicándose el criterio de dilatación propuesto por Lokuge et al. (2005) [141]. Finalmente, conocida la tensión crítica σ_{crit} se determina la deformación crítica de la barra mediante la relación constitutiva en compresión de la barra de NiTi (Figura IV.9). En los casos analizados, el módulo de deformación de las barras que se ha considerado ha sido el austenítico (E_A), ya que la barra se encuentra en esa rama al pandear. En la Tabla V-1 se comparan los resultados que se obtienen al aplicar el modelo para barras de NiTi y los resultados experimentales, puede observarse que el grado de precisión es adecuado también para las barras de NiTi sin tener en cuenta la adherencia.

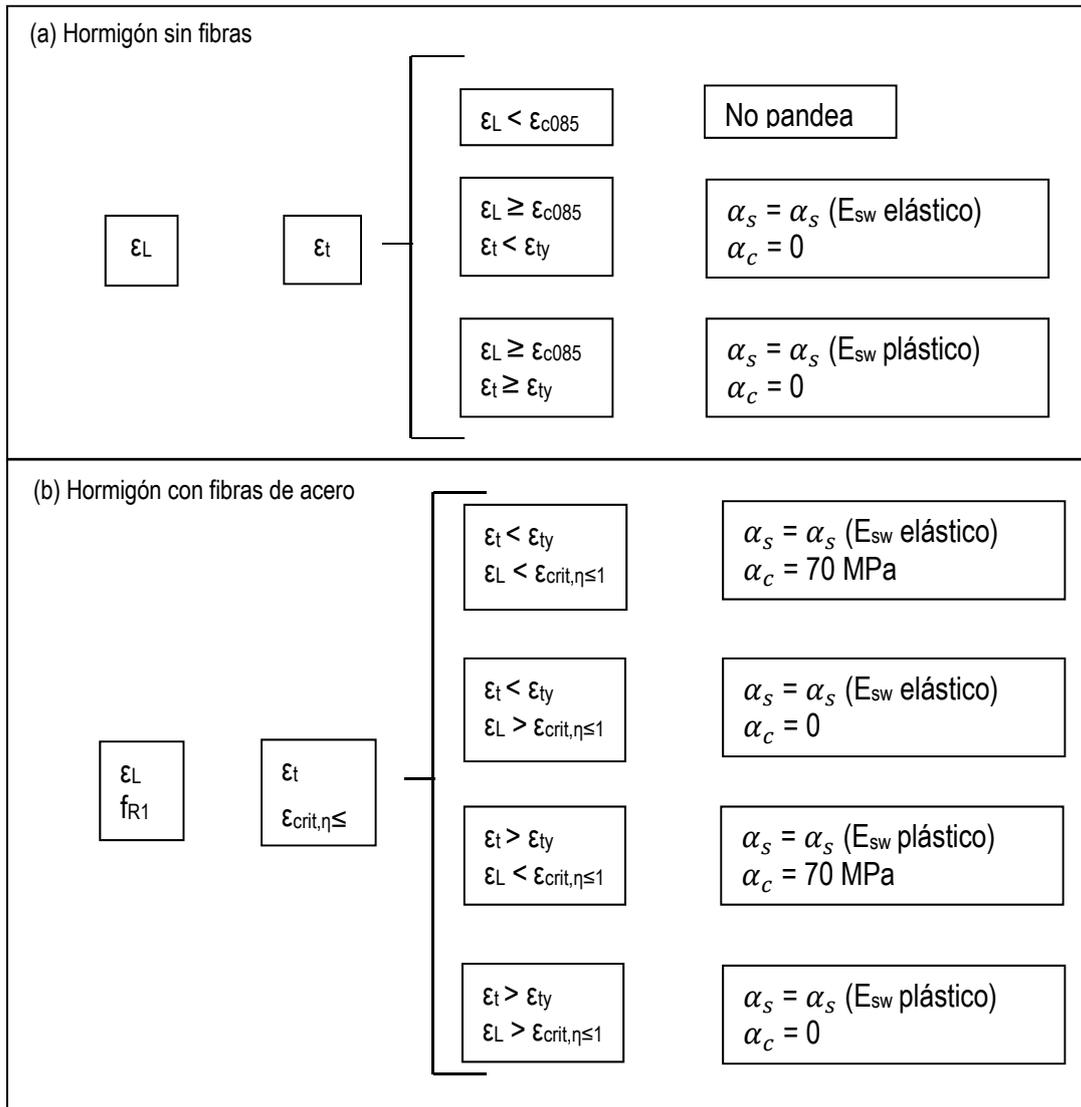


Figura V.9: Esquema de obtención de α_s y α_c

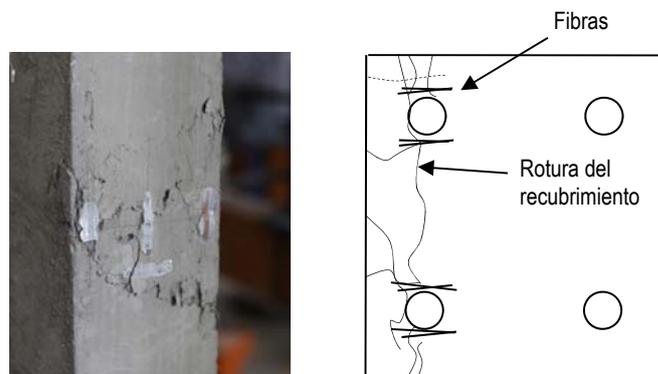


Figura V.10: División del recubrimiento en numerosas zonas

Capítulo VI.

Análisis del Comportamiento Post-Pandeo de Barras de SMA aisladas

VI.1 Introducción

En el capítulo anterior se ha propuesto un modelo para determinar la tensión y la deformación críticas de las barras comprimidas insertas en secciones de hormigón armado. Con ello, se puede dimensionar un elemento para que no se produzca el pandeo o, al menos, para saber cuándo se producirá. En este último caso, es decir, si no se puede evitar el pandeo, se debe conocer el comportamiento del elemento. Para ello, es necesario conocer la relación tensión – deformación de las armaduras comprimidas incluyendo el comportamiento post-pandeo. En el caso del acero existen propuestas a tal fin (Gomes y Appleton (1997) [93], Dhakal y Maekawa (2002) [94], Massone y Moroder (2009) [95] y Massone y López (2014) [96]). Sin embargo, en el caso del SMA no existen tales propuestas. Por ello, el objetivo de este capítulo y el siguiente es estudiar el comportamiento post-pandeo de barras de SMA y proponer un método para obtener la relación tensión – deformación incluyendo el comportamiento post-pandeo de barras comprimidas de SMA.

VI.2 Estudio Experimental

Se ha llevado a cabo una serie de 6 ensayos experimentales de barras de SMA sometidas a compresión, con el objetivo de conocer y analizar su comportamiento post-pandeo.

Posteriormente, se utilizarán los datos obtenidos para calibrar un modelo numérico de elementos finitos. Previamente se han ensayado 30 barras de acero con la finalidad de validar la configuración del ensayo y de calibrar aquellos parámetros del modelo de elementos finitos independientes de las características tenso-deformacionales del material.

VI.2.1 Propiedades de los materiales

Las barras de SMA y acero empleadas en los ensayos fueron de 12 mm de diámetro. El SMA empleado en esta tesis doctoral es una aleación cuasi equiatómica (50% - 50%) de NiTi. Mediante ensayos mecánicos de caracterización a temperatura de 27 -30°C (tanto en tracción como en compresión) se obtuvo que el módulo de Young es de 64647 MPa, lo que conduce a una tensión de inicio de transformación martensítica de 450 MPa. La curva tensión-deformación del NiTi en tracción y en compresión se muestra en la Figura VI.1. La deformación de fin transformación martensítica en compresión es de un 45 ‰, a una tensión de 710 MPa. El módulo de elasticidad martensítico en compresión es de 28125 MPa. La rama plástica se inicia a una tensión de 1150 MPa. Las barras fueron suministradas por el proveedor con superficie pulida.

Mediante una pequeña muestra colocada y enfriada en un calorímetro se ha detectado las temperaturas de cambio de fase. Las temperaturas de transformación obtenidas son: $M_f = -49.15^\circ\text{C}$, $M_s = -31.23^\circ\text{C}$, $A_s = -20.75^\circ\text{C}$ y $A_f = -7.70^\circ\text{C}$. Se repite la figura de los resultados del ensayo de calorimetría DSC mostrada en la sección IV.3 de caracterización de los materiales para facilitar la lectura (Figura IV.3).

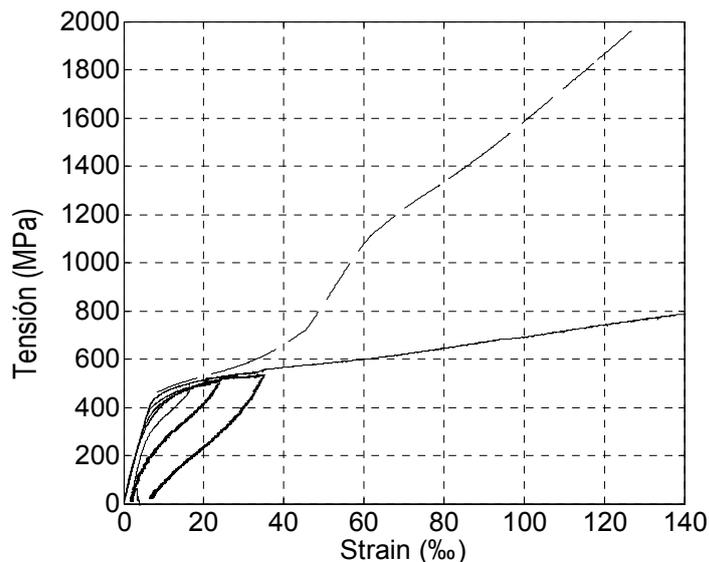


Figura VI.1: Diagrama tensión – deformación de las barras SMA tipo NiTi en tracción (—) y en compresión (- - -)

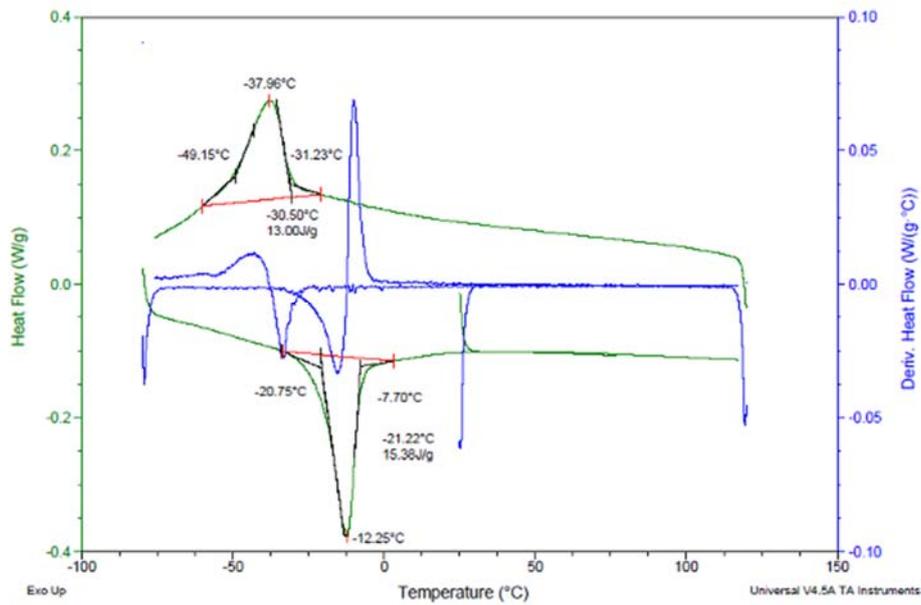


Figura VI.2: Resultados del ensayo de calorimetría diferencia de barrido (DSC)

Por otra parte, para los ensayos de barras de acero, el acero empleado es de alto límite elástico, con un módulo de Young = 150400 MPa, una tensión de plastificación $f_y = 650$ MPa, y un módulo tangente de la rama plástica de 32500 MPa. La superficie es pulida sin corrugas para asemejarse a las del NiTi.

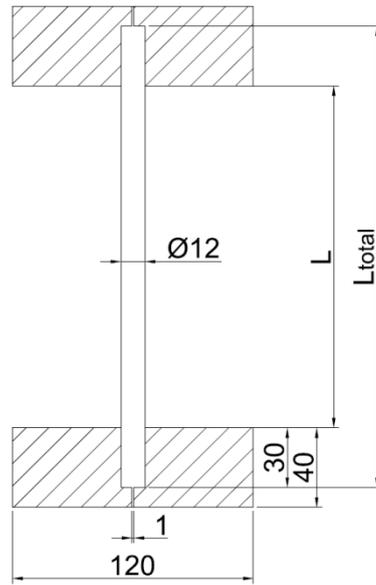
VI.2.2 Configuración del ensayo

En la Figura VI.3 se muestra la configuración del ensayo empleada. Cada uno de los extremos de la barra ha sido insertado en un casquillo reemplazable situado en el centro de una placa circular de acero de 120 mm de diámetro y 40 mm de espesor. Cada casquillo tiene una profundidad de 30 mm para conseguir la condición de empotramiento. Por lo tanto la longitud libre L ha sido calculada como $L = L_{total} - 2 \times 30$ mm. Además, cada placa tiene un orificio de 1 mm de diámetro en la parte posterior de la placa para permitir la salida de aire y así mejorar las condiciones de apoyo.

En la Tabla VI-1 se muestra la relación de ensayos, con el número de especímenes ensayados, la longitud total de la barra (L_{total}), la longitud libre de cada ensayo L y la esbeltez mecánica L/k (donde $k=D/4$, siendo D el diámetro de la barra). En total se ensayaron un total de 30 barras de acero y 6 barras de NiTi.



(a)



(b)

Figura VI.3: Configuración del ensayo

El ensayo ha sido realizado en una máquina de ensayo universal hidráulica IBERTEST. Esta máquina posee dos cabezales entre los que se inserta los especímenes con sus placas de apoyo. El cabezal inferior es fijo y el cabezal superior es móvil. La máquina dispone de una célula de carga. Además, se han dispuesto dos LVDTs para medir los acortamientos de la barra, en extremos diametralmente opuestos para detectar posibles giros no deseados de las placas.

Se ha realizado un único ciclo de carga-descarga. Se ha alcanzado una deformación máxima entre el 30 y el 60‰ dependiendo del espécimen, para observar la rama de transformación del NiTi y la región post-pandeo, mucho más allá del punto de inestabilidad. Una vez llegados al punto de máximo desplazamiento, se procede a una descarga gradual a la misma velocidad hasta que la carga llega hasta aproximadamente cero. La velocidad de carga fue de 0.1mm/min para todos los ensayos, tanto en carga como en descarga. Además, se instaló un termopar en la zona central de las barras de NiTi para controlar los cambios de temperatura atribuibles a la transformación de fase. En la Figura VI.4 se muestra una correlación de fotos correspondientes a la situación post-pandeo de la barra de NiTi.

Material	Número de especímenes	Longitud total de barra (mm)	Longitud libre (descontando empotramiento) (mm)	Esbeltez L/k
Acero	3	133	73	24,33
	4	145	84	28,33
	4	174	114	38,00
	4	205	145	48,33
	2	241	181	60,33
	2	252	192	64,00
	2	306	246	82,00
	3	342	282	94,00
	2	360	300	100,00
	4	385	325	108,33
SMA	1	145	84	28,33
	1	174	114	38,00
	1	204	144	48,00
	1	258	198	66,00
	1	306	246	82,00
	1	385	325	108,33

Tabla VI-1: Especímenes ensayados

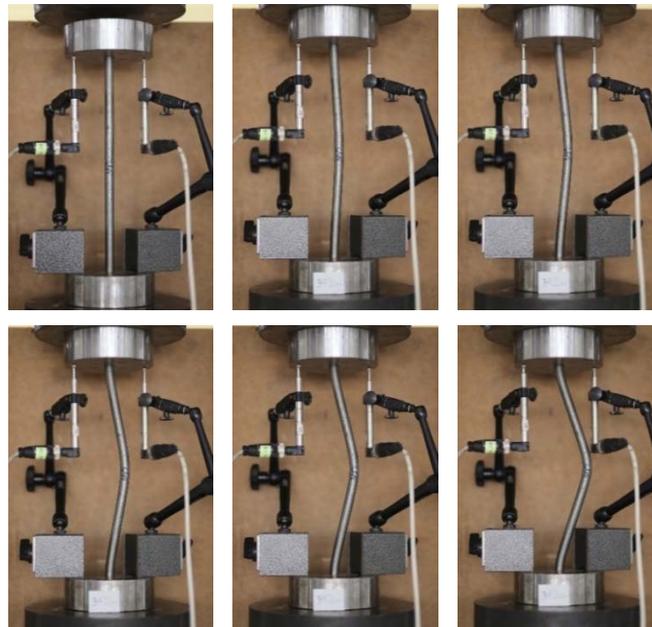


Figura VI.4: Comportamiento post-pandeo de la barra de SMA

VI.2.3 Discusión de los resultados experimentales

Para validar la configuración de ensayos propuesta se han ensayado 30 barras de acero. En la Figura VI.5 se muestra los resultados de la tensión de pandeo en función de la esbeltez L/k correspondiente a las 30 barras de acero. La dispersión de resultados es esperable debido a la

incertidumbre de las imperfecciones. Tal y como cabe esperar, la carga de pandeo disminuye con la esbeltez. En la Figura VI.5 también se representa la curva de diseño “Column Research Council” (CRC) (Chen Lui (1987) [139]), la cual tiene en cuenta la plasticidad del material al determinar la tensión crítica. El coeficiente de determinación R^2 de los resultados experimentales con dicha curva es de 0.64. Puesto que existe una suficiente correlación entre los resultados experimentales y la curva teórica, la configuración de ensayo ha sido validada. En la Figura VI.6 se muestra una serie completa de especímenes ensayados correspondiente a las barras de acero para las distintas esbelteces. Las curvas tensión – deformación para los 30 ensayos de barras de acero se pueden observar en el **ANEJO C**.

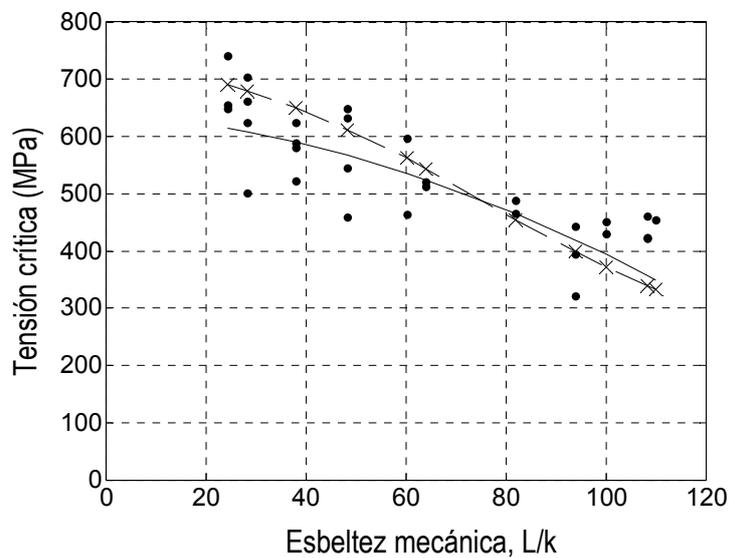


Figura VI.5: Resultados de tensión crítica de pandeo en relación con la esbeltez L/k de las barras de acero: resultados experimentales (•), curva de diseño CRC (—) y resultados del modelo de elementos finitos (-x-)



Figura VI.6: Relación de barras de acero ensayadas

En la Figura VI.7 se muestran los resultados de las barras de NiTi para diferentes esbelteces L/k . Se representa el diagrama carga – desplazamiento (como valor medio de los dos LVDTs) que

se obtiene directamente del ensayo y el diagrama tensión – deformación tomando como la longitud inicial de la barra, la longitud libre de la barra L . En esta figura, se muestra como referencia el comportamiento a compresión de la barra de NiTi sin efectos de 2º orden ($L/k \approx 0$). En esta figura puede apreciarse que dicho comportamiento es muy sensible a los cambios en la esbeltez L/k . Para la barra más corta ($L/k = 28.33$), la barra incrementa su carga y sufre la transformación de fase a los 470 MPa. En este punto se produce el pandeo de la barra debido a la disminución en el módulo de elasticidad tangente ya que el material entra en la fase de transformación martensítica. Sin embargo, contrariamente a lo que ocurre en el acero, a partir de este punto de inestabilidad, la carga soportada no disminuye con el aumento de la deformación de la barra. En este caso, la carga aplicada aumenta debido a que, a causa de la flexión, las fibras extremas más comprimidas van finalizando paulatinamente su transformación en martensita. Así, debido a la asimetría de la relación tensión-deformación en compresión, la transformación martensítica finaliza para una deformación menor en compresión que en tracción (Figura VI.1), el módulo de elasticidad martensítico es superior al de transformación, y en consecuencia, la rigidez del material y el momento flector resistido se incrementa. Es a partir de una deformación del 30 ‰ cuando la carga empieza a disminuir debido al aumento del momento flector que sufren las secciones de la barra por los esfuerzos de segundo orden. Por lo tanto, en este espécimen se dan dos puntos de pandeo, característica particular de las barras de NiTi (Rahman et al. (2001) [121]). Como puede esperarse, el comportamiento a compresión pura domina la relación tensión-deformación para esbelteces pequeñas.

Respecto a la curva tensión deformación $L/k = 38$, la tensión a la que se produce el pandeo es similar a la del caso anterior de $L/k = 28.33$ debido a la misma causa (inicio de transformación de fase). No obstante, en este caso la carga postpandeo no aumenta tras la inestabilidad a diferencia del caso anterior, aunque sí se observa un cambio en el comportamiento a una deformación del 21 ‰ aproximadamente. Este punto es análogo al segundo punto de inestabilidad en el caso de $L/k = 28.33$, pero, debido a su mayor esbeltez, este punto no consigue superar la carga máxima ya alcanzada. Como puede observarse, el comportamiento a compresión pura se aleja cada vez más a medida que aumenta L/k .

En el caso de $L/k = 48$, la tensión a la que se produce la inestabilidad es aproximadamente igual a la de los casos anteriores. La causa de esta inestabilidad vuelve a ser que el NiTi entra en la fase de transformación de fase y se produce una disminución drástica del módulo de elasticidad. A diferencia de los casos anteriores, la rama de descenso presenta una caída uniforme a lo largo

de todo su recorrido. No existe ningún punto que denote una segunda inestabilidad, a diferencia del caso $L/k = 28.33$, ni se observan distintos comportamientos en dicha rama a diferencia del caso $L/k = 38$.

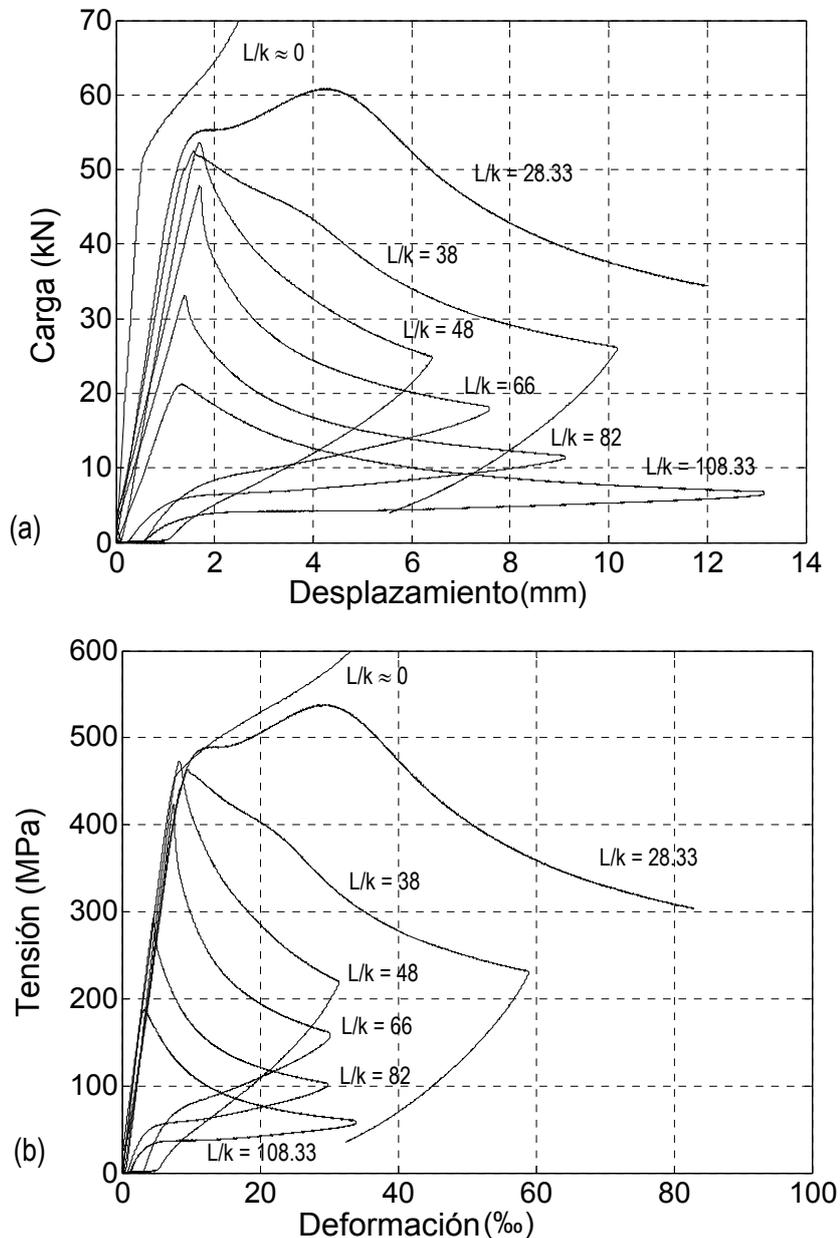


Figura VI.7: Resultados experimentales para varias esbelteces L/k de barras de NiTi: (a) Carga (kN) – desplazamiento (mm); (b) Tensión (MPa) – Deformación (%)

En el resto de casos ($66 \leq L/k \leq 108.33$) la tensión crítica de pandeo es menor que la correspondiente a la del inicio de transformación de fase. En estos casos se produce el pandeo elástico en fase de austenita. Como es de esperar, la tensión crítica y la deformación correspondiente descienden conforme aumenta la relación de esbeltez. En todos los casos, la rama de descenso presenta una caída uniforme a lo largo de todo su recorrido.

En la Tabla VI-2 se comparan las tensiones críticas obtenidas experimentalmente con la carga crítica de acuerdo con la teoría de Euler: $\sigma_{crit,Euler} = [\pi^2 \cdot E I] / [A \cdot (\alpha \cdot L)^2]$, donde E es el módulo de elasticidad inicial de barra, para el cual se toma el módulo en fase de austenita, I es el momento de inercia, L es la longitud biempotrada, A es el área de la sección y α es factor de pandeo. Se ha utilizado un valor de α de 0.57 en lugar de 0.5 que correspondería con una barra biempotrada debido a que la barra no estaba perfectamente empotrada en los ensayos. Prueba de ello son las holguras que se manifestaban en los casquillos de las placas tras los ensayos. Puede observarse como para el rango de esbelteces entre 66 y 108.33 los resultados experimentales son del mismo orden de magnitud que los teóricos (pandeo elástico). En el resto de esbelteces no existe correlación puesto que se produce el pandeo de la barra en el inicio de transformación de fase.

L/k	$\sigma_{crit Euler}$ (MPa)	$\sigma_{crit exp}$ (MPa)	$\epsilon_{res exp}$ (‰)
28.33	2421.78	483.48	-
38.00	1346.37	464.29	3.50
48.00	843.82	473.66	1.03
66.00	446.32	423.35	0.59
82.00	289.14	293.11	0.25
108.33	165.66	187.45	0.54

Tabla VI-2: Comparación tensión crítica de Euler y experimental. Deformaciones residuales experimentales

Un aspecto significativo de las barras de NiTi es que gracias a su capacidad de superelasticidad, son capaces de recuperar gran parte de la deformación sufrida durante el ciclo, presentando valores pequeños de deformación residual una vez el ciclo se ha completado. Esto se debe a que la martensita inducida por tensiones en la rama post-pandeo se convierte de nuevo en austenita tras la descarga. Los valores medidos de deformación residual tras completar el ciclo ($\epsilon_{res exp}$ (‰)) se muestran en la Tabla VI-2 y son una muestra del grado de recuperación de la forma de las barras pandeadas. Como pone de manifiesto la Tabla VI-2, esta recuperación es mayor para mayores niveles de esbeltez L/k. En el caso del espécimen L/k=28.33, no se pudo realizar la descarga por un problema con el actuador hidráulico. Por otro lado, las barras de acero mostraron unas grandes deformaciones remanentes.

VI.3 Simulación Numérica

Se ha llevado a cabo una simulación numérica mediante el software comercial de elementos finitos Abaqus [144]. Lee y Lee (2000) [109] llevaron a cabo simulaciones numéricas usando

Abaqus [144] sobre el comportamiento en pandeo y el post-pandeo de láminas reforzadas con SMA.

El objetivo de esta simulación es realizar ensayos numéricos para aumentar el número de ensayos disponibles con la finalidad de proponer un modelo analítico post-pandeo de barras de SMA aisladas (capítulo VII). Se ha reproducido numéricamente tanto los 30 experimentos con barras de acero como los 6 experimentos con barras de NiTi.

VI.3.1 Descripción del modelo numérico

Los elementos finitos utilizados son hexaedros con 8 nodos y 3 grados de libertad por nodo, con integración reducida y control de reloj de arena (C3D8R) [144]. El lado de cada hexaedro mide 1.5 mm de media. Este valor fue elegido porque ofrecía un ratio adecuado entre precisión de los resultados y tiempo de cálculo (Figura VI.8).

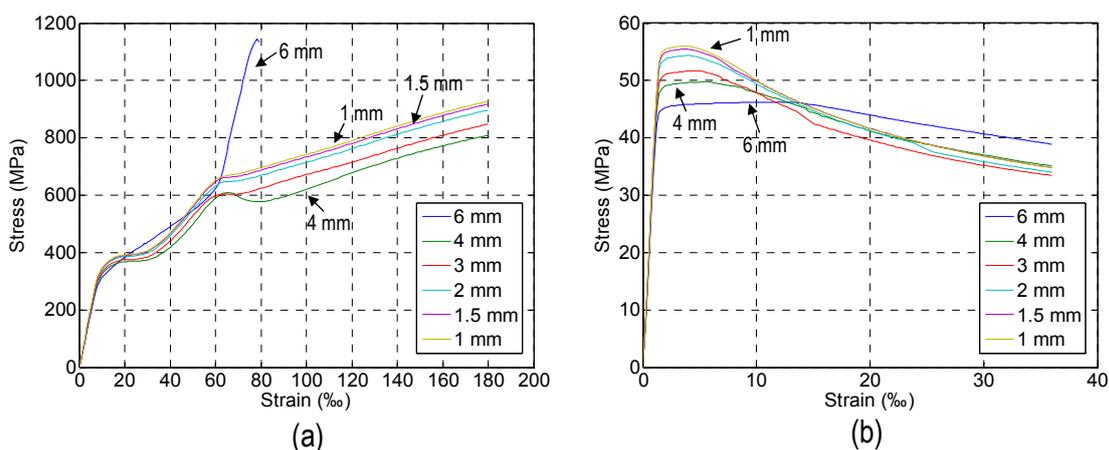


Figura VI.8: Influencia del tamaño del elemento finito en la respuesta tensión-deformación de barra de NiTi comprimidas: (a) longitud de barra de 100 mm; (b) longitud de barra de 500 mm

Las condiciones de contorno aplicadas al modelo pueden observarse en la Figura VI.9. La barra se ha modelizado con su longitud total, de tal forma que un extremo tiene coaccionados todos sus grados de libertad y el otro los tiene todos coaccionados menos el desplazamiento en la directriz de la barra. Además, con el objetivo de modelizar la interacción entre la barra y los casquillos de las placas de acero del ensayo experimental, se ha introducido unos muelles donde la barra se apoya en los casquillos cuando pandea. La longitud de barra que apoya con los casquillos es de 1.5 mm y la anchura de media circunferencia, a juzgar por el estado de los casquillos tras los ensayos. La rigidez por unidad de área de estos muelles es de $13 \cdot 10^5 \text{ MN/m}^3$, la cual ha sido ajustada por medio de los ensayos realizados con barras de acero.

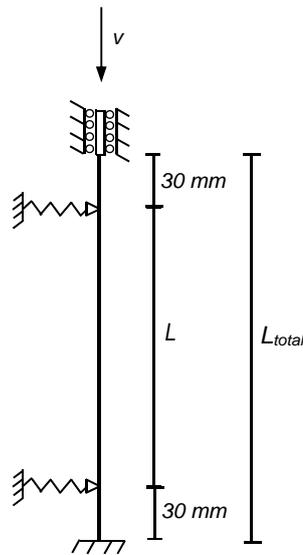


Figura VI.9: Condiciones de contorno aplicadas a la barra

Para conseguir la irregularidad inicial que produce el pandeo, se aplicó una carga puntual inicial en el centro de la barra y perpendicular a su directriz de 10 N. Esta carga es lo suficientemente pequeña como para no alterar la tensión crítica de pandeo. Posteriormente se aplica un desplazamiento vertical v (Figura VI.9). Se realiza un control por desplazamientos para poder obtener la rama de descenso de los ensayos.

VI.3.2 Modelos constitutivos del material

Para los especímenes de acero se ha empleado el modelo elasto-plástico de Abaqus [144] con los siguientes valores de los parámetros: $E_s = 150400 \text{ MPa}$, $\nu = 0.3$, $\sigma_y = 650 \text{ MPa}$ y 3 puntos de la rama plástica: $\varepsilon_1 = 0.0052$, $\sigma_1 = 700 \text{ MPa}$, $\varepsilon_2 = 0.0082$, $\sigma_2 = 800 \text{ MPa}$, $\varepsilon_3 = 0.1957$, $\sigma_3 = 900 \text{ MPa}$. Se ha empleado estos puntos plásticos debido a la existencia de un acuerdo amplio entre la rama elástica y la plástica. Este acuerdo es suficientemente grande como para que no se pueda considerar un simple comportamiento bilineal.

Se ha empleado la ecuación tensión-deformación para barras de SMA propuesta en Abaqus [144]. Esta ecuación tiene en cuenta el distinto comportamiento en tracción y en compresión del SMA. Los parámetros utilizados acorde a la nomenclatura de la Figura VI.11 son los siguientes:

$$E_a = 64647 \text{ MPa}, \nu_a = 0.33, E_M = 30300 \text{ MPa}, \nu_M = 0.33, \varepsilon_L = 0.09, \left(\frac{\delta\sigma}{\delta T}\right)_L = 6.7 \frac{\text{MPa}}{^\circ\text{C}}, \sigma_{tL}^S =$$

$$450 \text{ MPa}, \sigma_{tL}^E = 710 \text{ MPa}, T_0 = 18.2 \text{ }^\circ\text{C}, \left(\frac{\delta\sigma}{\delta T}\right)_U = 6.7 \frac{\text{MPa}}{^\circ\text{C}}, \sigma_{tU}^S = 200 \text{ MPa}, \sigma_{tU}^E =$$

$30 \text{ MPa}, \sigma_{cL}^S = 450 \text{ MPa}, \varepsilon_V^L = 0.102$. En la Figura VI.10 las curvas obtenidas experimentalmente son comparadas con las introducidas en el Abaqus. Se puede apreciar que el

grado de precisión es aceptable. Los parámetros mecánicos son consistentes con los resultados de caracterización. Los parámetros térmicos son los típicos empleados en la literatura científica. Dado que la temperatura de los ensayos de pandeo fue la misma que los de los ensayos de caracterización, la curva obtenida en los ensayos de caracterización fue utilizada en la simulación numérica. Por lo tanto, los parámetros térmicos del SMA no fueron relevantes.

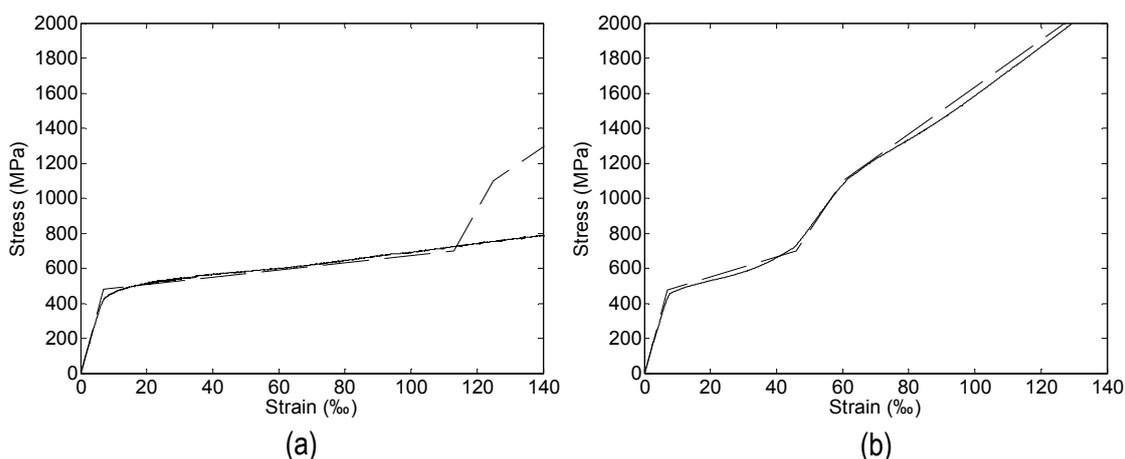


Figura VI.10: Curvas tensión – deformación de las barras de NiTi obtenidas de los ensayos de caracterización (—) y desde Abaqus (- - -): (a) tracción; (b) compresión

Además, se incluyeron dos puntos de plastificación, acorde a los resultados de la caracterización tensión – deformación en compresión llevada a cabo de las barras: $\varepsilon_1 = 0.125$, $\sigma_1 = 1100$ MPa, $\varepsilon_2 = 0.25$, $\sigma_2 = 2707$ MPa. Estos puntos de plastificación no se dan en tracción (el modelo de elementos finitos nunca alcanza la rama martensítica en tracción). Sin embargo, es necesario incluirlos para que el comportamiento en compresión sea correcto, ya que Abaqus [144] deduce el comportamiento en compresión en función del de tracción mediante el parámetro de deformación volumétrica ε_V^L .

El hecho que el comportamiento en compresión se deduzca de la tracción supone una limitación en el modelo numérico. Por esta razón, también se ha modificado, respecto a los valores reales, la longitud de la rama de transformación en tracción ε_L y el módulo martensítico en tracción E_M , para que al transformar el comportamiento a tracción del SMA, mediante el parámetro de deformación volumétrica ε_V^L , se obtenga el comportamiento real a compresión de la barra. Esta modificación tampoco cambia apenas los resultados.

VI.3.3 Calibración y contraste de resultados

Los resultados de los ensayos previos realizados con acero se pueden resumir en la Figura VI.5, donde se representa la carga crítica de pandeo en función de la esbeltez de las barras (L/k).

El valor del coeficiente de determinación R^2 obtenido es de 0.67. Este resultado permite tomar como válido el modelo de elementos finitos, en particular el tipo de elemento elegido, las condiciones de contorno y las cargas aplicadas.

En la Figura VI.12 se representan las curvas carga – desplazamiento, correspondientes a las barras de NiTi, que se han obtenido mediante los ensayos experimentales y mediante el modelo numérico. Puede observarse que existe una buena correlación de resultados, tanto en cargas como en desplazamientos. Por lo tanto, el modelo numérico ha sido calibrado en base a resultados experimentales. En el caso de esbelteces bajas, $L/k = 28.33$ y $L/k = 38$, el modelo numérico es capaz de detectar los dos puntos de inestabilidad en el caso de $L/k = 28.33$ y el cambio de pendiente en la rama de descenso en el caso de $L/k = 38$. Ambos fenómenos se producen debido al incremento de rigidez de la barra al ir completando la transformación martensítica las fibras más comprimidas. El modelo de elementos finitos también capta que las barras más esbeltas ($L/k = 66$, $L/k = 82$ y $L/k = 108.33$) muestran una situación de pandeo elástico al encontrarse toda la sección en fase austenítica.

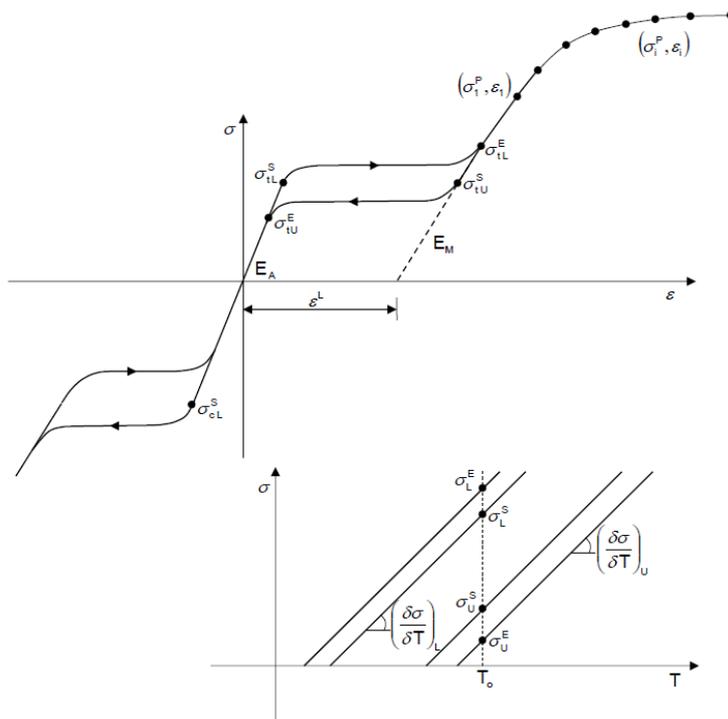


Figura VI.11: Modelo de material para barras de SMA propuesta en Abaqus [144]

La distribución de tensiones normales a lo largo de una barra de NiTi se muestra en la Figura VI.13. En esta figura se ha realizado un corte longitudinal a la barra para poder observarla con mayor facilidad. La distribución de tensiones mostrada es similar para todos los especímenes.

Como es de suponer, para cargas axiales elevadas, las mayores tensiones, tanto de tracción como de compresión, se concentran en el centro luz y en los apoyos. En estos puntos se forman cuatro rótulas plásticas, una en cada extremo y dos anexas en el centro luz, con una longitud de aproximadamente el diámetro de la sección de acuerdo con la

Figura VI.13. Sin embargo, para cargas axiales bajas, no se puede afirmar que se formen rótulas plásticas desde el inicio.

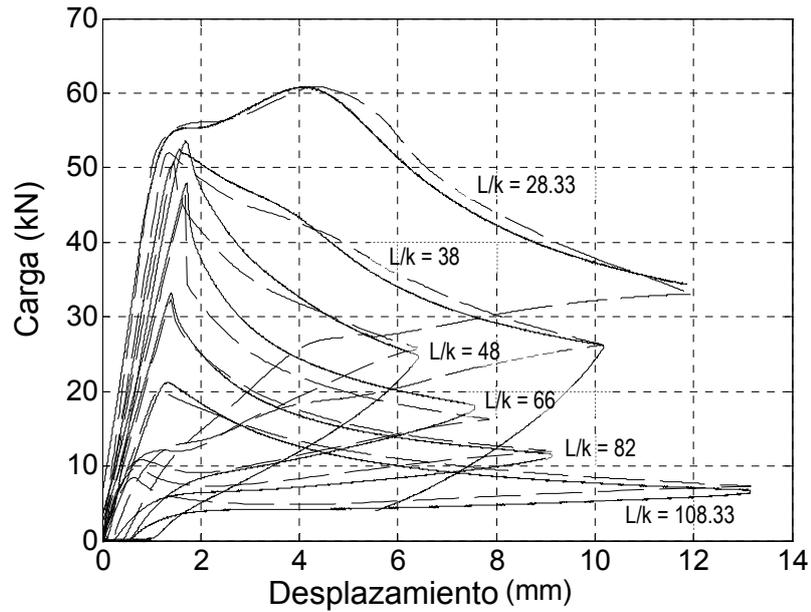


Figura VI.12: Contraste del modelo numérico con los resultados experimentales. Curva carga – desplazamiento correspondiente a los datos experimentales de las barras de NiTi (—) Vs resultados obtenidos con el modelo de elementos finitos en ABAQUS (- - -)

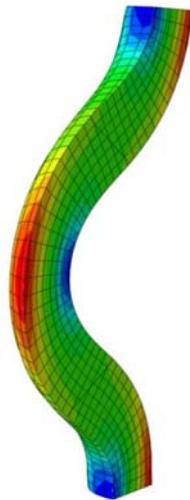


Figura VI.13: Distribución de tensiones normales en una barra de NiTi

VI.3.4 Estudio paramétrico

Se ha realizado un estudio paramétrico con el software comercial Abaqus [144]. Los objetivos de este estudio son ampliar los ensayos de barras comprimidas existentes mediante ensayos numéricos y poder analizar la influencia de otros factores que no se han podido estudiar en la campaña experimental tales como la influencia de los módulos de deformación del NiTi, austenítico y martensítico, E_A y E_M respectivamente (Figura VI.11), así como la influencia del comportamiento asimétrico tracción-compresión.

Se emplea la misma configuración del modelo de Abaqus [144] que se utilizó en el modelo calibrado con los resultados experimentales (Figura VI.9), excepto que se ha eliminado la condición de contorno de los muelles horizontales situados a 30 mm de los empotramientos. En el estudio paramétrico se considera que $L = L_{total}$ ya que existe empotramiento perfecto.

Los parámetros que se han modificado para realizar el estudio paramétrico se muestran en la Tabla VI-3, los cuales hacen referencia a la esbeltez de la barra y a las características constitutivas del SMA. La nomenclatura empleada es la misma que en la ecuación constitutiva de SMA propuesta en Abaqus (Auricchio et al. (1997) [57,145,146]) (Figura VI.11). La relación de longitudes de la barra (L), de 100-200-500 y 1000 mm, se corresponden con las siguientes esbelteces (L/k): 33.3, 66.6, 166.6 y 333.3. Se ha analizado cómo influye en el comportamiento el tener distinto módulo de deformación austenítico (E_A) y martensítico (E_M). Se ha estudiado influencia del comportamiento asimétrico desde dos puntos de vista: en tensiones y en deformaciones. En tensiones, al definir una tensión de inicio de transformación en tracciones σ_{tL}^S distinta de la de inicio de transformación en compresiones σ_{cL}^S . La modificación de estas tensiones supone que toda la curva se ve modificada en tensiones, por ejemplo las tensiones de fin de transformación (σ_{tL}^E y σ_{cL}^E). En deformaciones, al definir una longitud de la rama de transformación en tracciones distinta de la de compresiones a partir del parámetro de deformación volumétrica ε_V^L . Si ε_V^L es igual a cero, la longitud de la rama de transformación es igual en tracción que en compresión. La deformación ε_L que se ha introducido en Abaqus [144] varía según la expresión:

$$\varepsilon_L = 0.05 - \frac{\sigma_{tL}^E}{E_M} + \frac{\sigma_{tL}^S}{E_A}$$

con el objetivo de que la longitud de la rama de transformación en tracción fuera siempre de 0.05. Las características termo-mecánicas se han mantenido constantes, así como el diámetro de 12 mm. El número de ensayos numéricos realizados ha sido de 96.

Parámetros		Variables
Longitud de la barra	L (mm)	100, 200, 500, 1000
Módulo austenítico	E_A (MPa)	40000, 65000
Módulo martensítico	E_M (MPa)	40000, 20000
Tensión de inicio de transformación en tracción	σ_{tL}^S (MPa)	300, 500
Tensión de inicio de transformación en compresión	σ_{cL}^S (MPa)	300, 500
Deformación volumétrica	ε_V^L	0, 0.055

Tabla VI-3: Valores de los parámetros utilizados en el estudio paramétrico

Tras analizar los resultados del estudio paramétrico, puede observarse en la Figura VI.14 una comparativa entre parejas de especímenes donde únicamente se ha variado el módulo austenítico (Figura VI.14.a y b), el módulo martensítico (Figura VI.14.c y d) o bien existe una asimetría en el comportamiento tracción-compresión donde únicamente se ha variado la longitud de la rama de transformación en compresión (Figura VI.14.e) o, las tensiones de inicio y fin de transformación (Figura VI.14.f). Los parámetros de Abaqus [144] utilizados en los ensayos de Figura VI.14 siguen la siguiente nomenclatura: $L_{-}\sigma_{tL}^S_{-}\sigma_{cL}^S_{-}E_A_{-}E_M_{-}\varepsilon_V^L$, por ejemplo: 500_300_500_40000_20000_0.

El módulo austenítico E_A influye, para relaciones L/k altas (Figura VI.14.a), en situaciones de inestabilidad en el rango elástico. Resulta evidente que cuanto menor sea el módulo de elasticidad austenítico E_A , menor será la tensión a la que se produzca la inestabilidad (Euler). Sin embargo, para relaciones de L/k bajas, este parámetro no es importante debido a que el comportamiento del NiTi es gobernado por el módulo de la fase de transformación o por el módulo martensítico E_M (Figura VI.14.b). Como consecuencia, puede observarse que se producen dos puntos de pandeo, y que existe una configuración estable post-pandeo entre el primer y el segundo punto de pandeo.

En cuanto a la influencia del módulo martensítico, puede observarse en la Figura VI.14.c que la influencia de este parámetro, para esbelteces bajas resulta importante. Cuando las esbelteces son bajas, más fibras de la sección consiguen completar la transformación a martensita y el módulo de esta rama cobra más importancia. Se puede apreciar también en la Figura VI.14.c que la carga no decrece ya que no se ha incluido la plastificación del NiTi, por lo que la rama martensítica crece indefinidamente. Por otro lado, para relaciones L/k altas (Figura VI.14.d) la influencia de este parámetro no es importante, contrariamente a lo que ocurre con el parámetro módulo austenítico.

En lo que respecta a la asimetría tracción-compresión en la longitud de la rama de transformación, en la Figura VI.14.e se muestran dos curvas donde el comportamiento constitutivo

a compresión varía con respecto al de tracción en la longitud de la rama de transformación, en términos de deformación. La longitud de la rama de transformación es de 0.05 en el caso de tracción y de 0.021 en el caso de compresión (para una deformación volumétrica de Abaqus [144] de $\varepsilon_V^I = 0.055$, cuando existe asimetría). La rama post-pandeo tiene una pendiente en valor absoluto menor en el caso de considerar la asimetría anteriormente mencionada debido a que el módulo de la rama de transformación es superior.

Por último, en la Figura VI.14.f, los especímenes poseen una asimetría tracción-compresión en las tensiones de inicio y de fin de transformación de fase martensítica. En el caso de tracción éstas son 300 y 600 MPa respectivamente, y en el caso de compresión son 500 y 1000 MPa respectivamente (la tensión de 1000 MPa viene dada automáticamente por el software sin poder modificarse). Puede apreciarse que, para esbelteces bajas, como es el caso de la Figura VI.14.f, la importancia de la asimetría en los valores de las tensiones es importante. Esto es debido a que el primer punto de inestabilidad se produce cuando se inicia la rama de transformación. Un aspecto a resaltar en la Figura VI.14.f, es que, a pesar de que un espécimen entra en la fase de transformación antes que el otro, después los dos igualan sus tensiones post-pandeo. Esto es debido a que el espécimen que primero entró en la fase de transformación es capaz de incrementar la carga soportada en mayor medida que el otro espécimen ya que el primer espécimen completa la transformación martensítica antes.

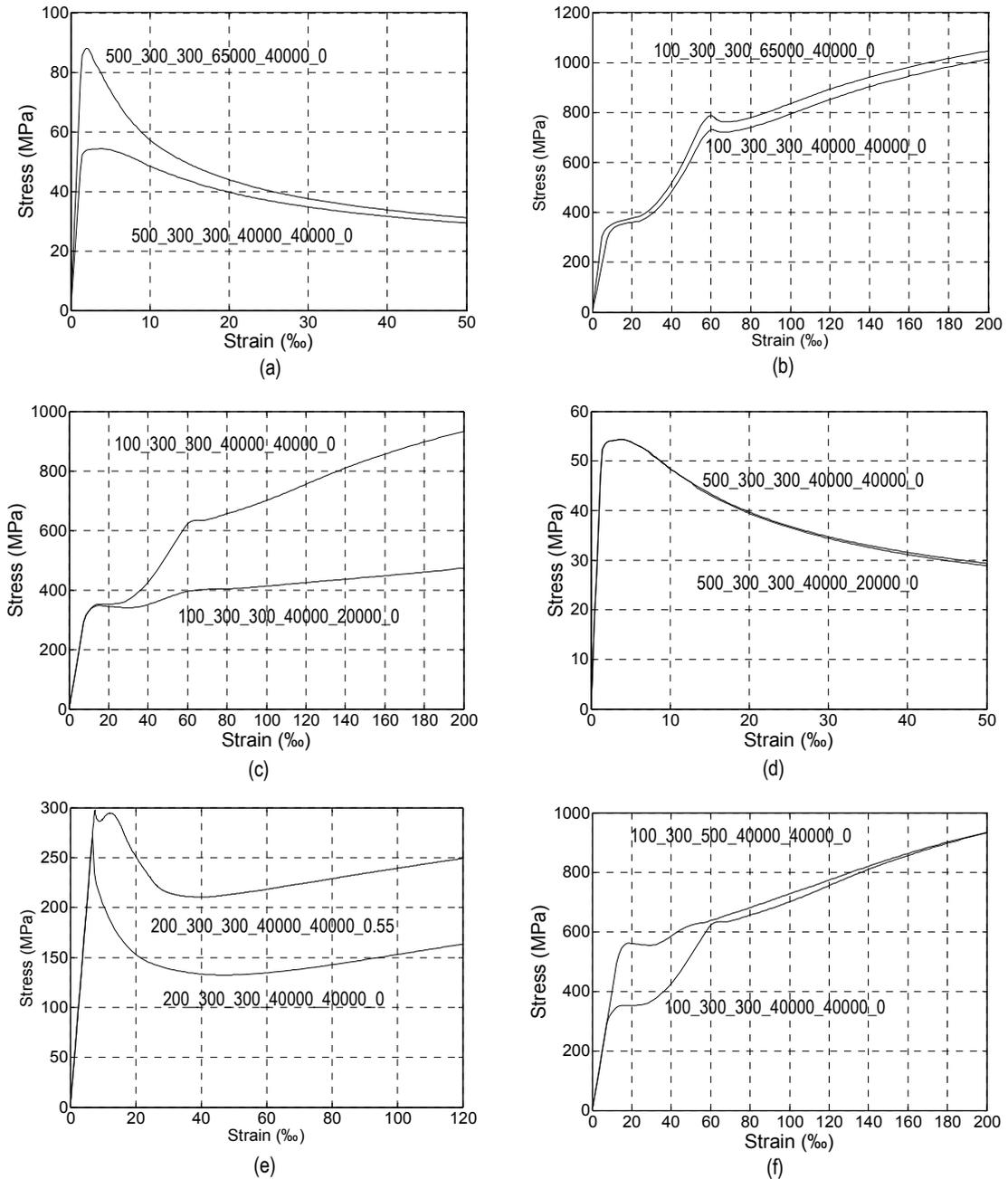


Figura VI.14: Resultados del estudio paramétrico: (a) Variación del módulo de elasticidad inicial para L/k alta; (b) variación del módulo de elasticidad inicial para L/k baja; (c) variación del módulo martensítico para L/k baja; (d) variación del módulo martensítico para L/k alta; (e) asimetría tracción-compresión (longitud de la rama de transformación martensítica); (f) asimetría tracción-compresión (tensión a la que inicia la rama de transformación martensítica) para L/k baja

Capítulo VII.

Modelo Analítico para el Cálculo del Comportamiento Post-Pandeo de Barras Aisladas

VII.1 Introducción

En este capítulo se propone un modelo analítico para la determinación de la relación constitutiva tensión – deformación ($\sigma_{sr} - \varepsilon_{sr}$) monotónica en compresión para barras de SMA que incluye el efecto del pandeo. El modelo ha sido validado con los ensayos experimentales descritos en el apartado VI.1 y con los resultados del estudio paramétrico realizado en el apartado VI.3.

VII.2 Modelo Analítico

El procedimiento asume que la geometría de la barra en su posición de deformada (Figura VII.1) tiene una forma cosenoidal (Dhakal and Maekawa (2002c) [83]) según la expresión (VII-1) (Talaat and Mosalam (2007) [89]).

$$y(x) = (y_0/2)[1 - \cos(2\pi x/L)] \quad (\text{VII-1})$$

donde: x : Posición en la dirección de la directriz de la barra sin deformar

$y(x)$: Desplazamiento lateral de la barra en la posición x

L : Longitud de la barra biempotrada

y_0 : Desplazamiento en la dirección y en la posición $x = \frac{L}{2}$

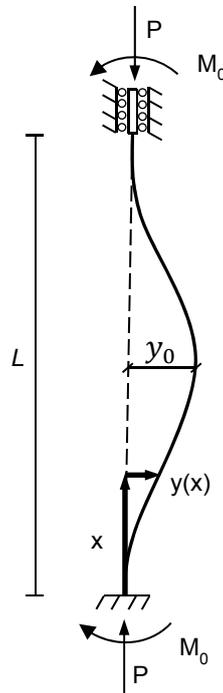


Figura VII.1: Ejes y nomenclatura de referencia de la barra en su posición deformada

Para hallar la curva constitutiva de SMA incluyendo el efecto del pandeo, se iguala el incremento de trabajo de las fuerzas internas con el de las fuerzas externas de acuerdo con el principio de trabajos virtuales.

$$\delta W_{ext} = -\delta W_{int} \quad (VII-2)$$

Tomando como hipótesis que el sistema es elástico, el trabajo realizado por las fuerzas externas en el sistema se almacena como energía de deformación en el sistema:

$$\delta W_{ext} = \delta U = -\delta W_{int} \quad (VII-3)$$

La expresión de la energía interna para un sólido con comportamiento elástico tridimensional (lineal o no lineal) de acuerdo con Chen and Lui (1987) [139] es:

$$U = \int_V \int_{\varepsilon_1}^{\varepsilon_2} \sigma_{ij} \cdot d\varepsilon_{ij} \cdot dV \quad (VII-4)$$

- donde: σ_{ij} : Tensor de tensiones
 ε_{ij} : Tensor de deformaciones
 V : Volumen del elemento
 ε_1 : Valor inicial del tensor de deformaciones

ε_2 : Valor final del tensor de deformaciones

Si la ecuación (VII-4) se expresa de forma variacional adopta la forma de la ecuación (VII-5). El símbolo δ expresa la variación de la variable asociada.

$$\delta U = \int_V \sigma_{ij} \cdot \delta \varepsilon_{ij} \cdot dV \quad (VII-5)$$

Por otro lado, si se asume la hipótesis de que las secciones planas antes de ser deformadas permanecen planas después de la deformación (hipótesis de Navier-Bernoulli), se cumple la siguiente expresión para un material unidimensional, tanto con comportamiento lineal como no lineal (Figura VII.2):

$$\delta \varepsilon(x, z) = \delta \varepsilon_0(x) + z \cdot \delta c(x) \quad (VII-6)$$

donde: x : Coordenada de la sección en la directriz de la barra (Figura VII.1)

z : Coordenada de la sección de barra perpendicular a su directriz con origen en el centro de gravedad de la sección (Figura VII.2)

$\varepsilon(x, z)$: Deformación de la fibra situada en las coordenadas (x, z)

$\varepsilon_0(x)$: Deformación en el centro de referencia de esfuerzos de la sección. Se ha adoptado que el centro de referencia de esfuerzos sea el centro de gravedad de la sección

$c(x)$: Curvatura de la sección situada en la posición x

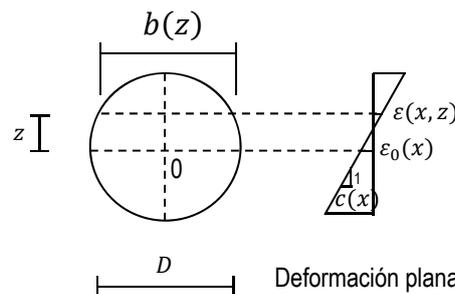


Figura VII.2: Sección y plano de deformaciones de la barra para una coordenada x

Dado que la expresión de la deformada de la barra se conoce (VII-1), la curvatura de la sección $c(x)$ se obtiene a partir de la siguiente expresión:

$$c(x) = \frac{\partial^2 y(x)}{\partial x^2} = \frac{2\pi^2}{L^2} \cdot y_0 \cdot \cos(2\pi x/L) \quad (VII-7)$$

Si se particulariza la expresión (VII-5) para un sólido unidimensional y se sustituye la expresión (VII-6) en (VII-5) se obtiene la siguiente igualdad:

$$\delta U = \int_{x=0}^{x=L} \int_{z=-R}^{z=R} \sigma \cdot \delta \varepsilon_0(x) \cdot b(z) \cdot dz \cdot dx + \int_{x=0}^{x=L} \int_{z=-R}^{z=R} \sigma \cdot z \cdot \delta c(x) \cdot b(z) \cdot dz \cdot dx \quad (\text{VII-8})$$

donde: $b(z)$: Anchura de la sección en la coordenada z (Figura VII.2).

Si se agrupan los términos de la expresión (VII-8) se obtiene:

$$\delta U = \int_{x=0}^{x=L} N(x) \cdot \delta \varepsilon_0(x) \cdot dx + \int_{x=0}^{x=L} M(x) \cdot \delta c(x) \cdot dx \quad (\text{VII-9})$$

donde: $N(x)$: Esfuerzo axial en una sección situada en la posición x de la directriz:

$$N(x) = \int_{-R}^R \sigma(\varepsilon(x, z)) \cdot b(z) \cdot dz \quad (\text{VII-10})$$

siendo: $\sigma(\varepsilon(x, z))$: Tensión del SMA en la fibra situada en la posición (x, z) , para una deformación $\varepsilon(x, z)$. Para ello se requiere la curva fundamental tensión-deformación en tracción y en compresión del material (sin efectos de segundo orden).

R : Radio de la barra.

$M(x)$: Momento flector en una sección situada en la posición x de la directriz:

$$M(x) = \int_{-R}^R \sigma(\varepsilon(x, z)) \cdot b(z) \cdot z \cdot dz \quad (\text{VII-11})$$

El esfuerzo axial $N(x)$ de cada sección situada en la posición x está relacionado con la carga de compresión P aplicada en los extremos de la barra (Figura VII.1) partir de la siguiente expresión:

$$N(x) = P \cdot \cos(y'(x)) \quad (\text{VII-12})$$

donde: $y'(x) = (y_0\pi/L) \cdot \text{sen}(2\pi x/L)$

Por otra parte, la variación del trabajo de las fuerzas externas tiene la siguiente expresión (Chen and Lui (1987) [139]):

$$\delta W_{ext} = P \cdot \delta r \quad (\text{VII-13})$$

donde: r : Acortamiento de la barra en dirección x como consecuencia de aplicar la carga P .

Este acortamiento es la suma del acortamiento debido al esfuerzo axial r_a y del acortamiento debido a la flexión r_b (Figura VII.3) ($r = r_a + r_b$):

$$r_a = \int_{x=0}^{x=L} \varepsilon_0(x) \cdot dx \quad (\text{VII-14})$$

$$r_b = \int_0^L \left[\sqrt{1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2} - 1 \right] dx \approx \frac{1}{2} \int_0^L \left(\frac{dy}{dx}\right)^2 dx = \frac{(y_0\pi)^2}{4L} \quad (\text{VII-15})$$

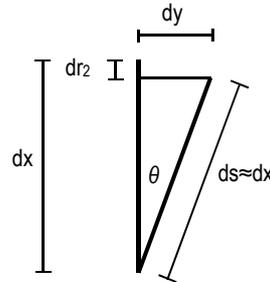


Figura VII.3: Acortamiento diferencial de la barra debido a la flexión (r_b)

Si se sustituyen las expresiones (VII-9) y (VII-13) en (VII-3) y se despeja la fuerza P , se obtiene la siguiente expresión:

$$P = \frac{\delta U}{\delta r} = \frac{\int_{x=0}^{x=L} N(x) \cdot \delta \varepsilon_0(x) \cdot dx + \int_{x=0}^{x=L} M(x) \cdot \delta c(x) \cdot dx}{\delta r} \quad (\text{VII-16})$$

Así, si se tiene en cuenta que la tensión de compresión (σ_{sr}) en la barra de SMA es igual a P/A donde A es el área de la sección de la barra y que la deformación de compresión (ε_{sr}) en la barra de SMA es igual a r/L donde r es el acortamiento total de la barra y L la longitud de la barra, la expresión (VII-16) proporciona la relación constitutiva tensión – deformación ($\sigma_{sr} - \varepsilon_{sr}$) monótonica en compresión para barras de SMA que incluye el efecto del pandeo.

VII.3 Resolución del problema

En la Figura VII.4 se muestra el organigrama para obtener la relación constitutiva tensión – deformación ($\sigma_{sr} - \varepsilon_{sr}$) de la barra de SMA en compresión para carga monótonica. Para ello previamente se divide la barra en un número suficiente de elementos.

La resolución se realiza por control por desplazamientos. Mediante incrementos sucesivos del acortamiento por flexión r_b se obtendrá la relación $\sigma_{sr} - \varepsilon_{sr}$ de la barra de SMA. Cada incremento supondrá la determinación de una nueva posición de equilibrio para un instante $t + \Delta t$. Se supone conocido el equilibrio en el instante anterior t . Así, en el instante $t = 0$, la tensión (σ_{sr}) y la deformación (ε_{sr}) son nulos en la barra de SMA, y en consecuencia la fuerza aplicada P de compresión es nula.

Para obtener una nueva posición de equilibrio en $t + \Delta t$ para un acortamiento por flexión r_b se toma el valor de la fuerza P como referencia del instante anterior t , $P = P(t)$, en el caso del primer paso se toma el valor nulo. El desplazamiento en la sección central de la barra (y_0) se calcula despejando de la expresión (VII-15) y_0 :

$$y_0 = \sqrt{\frac{4 \cdot r_b \cdot L}{\pi^2}} \quad (\text{VII-17})$$

A continuación, se calcula la distribución de curvaturas $c(x)$ en cualquier sección de la barra a partir de la expresión (VII-7).

En cada sección situada en la posición (x) de la barra se calcula el alargamiento unitario en el centro de referencia de esfuerzos ($\varepsilon_0(x)$) a partir de la ecuación de equilibrio del esfuerzo axil, para ello se igualan las expresiones (VII-10) y (VII-12):

$$N(x) = P \cdot \cos(y'(x)) = \int_{-R}^R \sigma(\varepsilon(x, z)) \cdot b(z) \cdot dz \quad (\text{VII-18})$$

En cada sección situada en la posición (x) se obtiene el momento flector $M(x)$ a partir de la expresión (VII-11) y el acortamiento por el esfuerzo axil r_a a partir de la expresión (VII-14).

El acortamiento de la barra r se obtiene como suma del acortamiento por flexión r_b impuesto y el acortamiento del esfuerzo axil calculado r_a .

La variación del acortamiento de la barra δr se obtiene como diferencia entre los acortamientos de los dos intervalos sucesivos t y $t + \Delta t$.

$$\delta r = (r_a + r_b)^{t+\Delta t} - (r_a + r_b)^t \quad (\text{VII-19})$$

La variación de la energía interna δU se obtiene como diferencia de la energía interna entre dos intervalos sucesivos t y $t + \Delta t$.

$$\delta U = (U)^{t+\Delta t} - (U)^t = \int_{x=0}^{x=L} \int_t^{t+\Delta t} N(x, t) \cdot \varepsilon_0(x, t) \cdot dt \, dx + \int_{x=0}^{x=L} \int_t^{t+\Delta t} M(x, t) \cdot c(x, t) \cdot dt \, dx \quad (\text{VII-20})$$

La carga de compresión $P(t + \Delta t)$ aplicada en los extremos de la barra correspondiente al intervalo $t + \Delta t$ se obtiene a partir de la expresión (VII-16). Puesto que dicha carga no coincidirá con la P que se toma de referencia, se procede a modificar la fuerza P tomándose como referencia la fuerza $P(t + \Delta t)$ calculada, hasta que se alcanza la convergencia.

Finalmente, se obtiene para un valor del acortamiento r_b la tensión σ_{sr} y la deformación ε_{sr} .

Para obtener otro valor de $P(t + \Delta t)$ se debe incrementar el acortamiento r_b y se tomará como referencia de la fuerza P el valor de la fuerza $P(t)$ correspondiente al instante t .

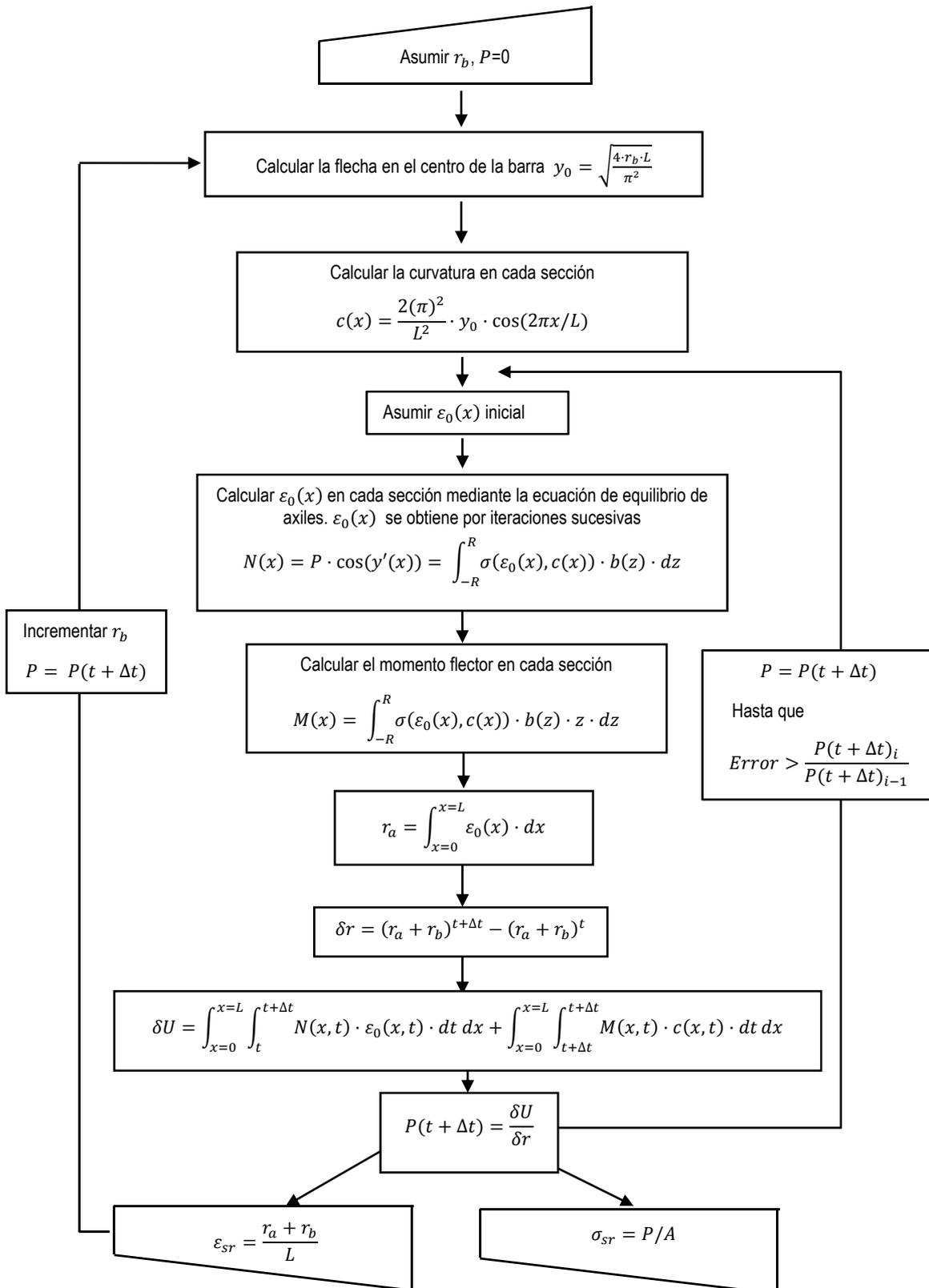


Figura VII.4: Organigrama de resolución del modelo analítico

VII.4 Validación del modelo.

En este apartado se procede a la validación del anterior modelo propuesto. La validación se ha realizado comparando los resultados que ofrecen los ensayos numéricos que se disponen del estudio paramétrico con los resultados que ofrece el modelo propuesto. Además, se ha realizado una comparación con los resultados experimentales. Para la validación experimental, se ha empleado la ecuación constitutiva en tracción y en compresión experimental (Figura VI.1)

En la Figura VII.5 se pueden comparar los resultados del modelo propuesto y de los ensayos numéricos procedentes del estudio paramétrico. Estos ensayos numéricos son los mismos que los mostrados en la

Figura VI.14.

En la Figura VII.6 se comparan los resultados del modelo propuesto con los ensayos experimentales llevados a cabo. Tal como se observó en el apartado VI.1, los especímenes resultaron no estar perfectamente empotrados en los casquillos. Por esta razón, la modelización de éstos no puede ser una barra empotrada, sino que se deben interponer unos muelles horizontales, tal como se muestra en la Figura VI.9 y tal como considera el modelo numérico implementado en Abaqus [144] desarrollado en el apartado VI.3. Sin embargo, el modelo propuesto supone un empotramiento perfecto. Por esta razón en la Figura VII.6 se puede apreciar que las curvas del modelo propuesto están por encima de las curvas experimentales. Este hecho es más acusado cuanto menor es la esbeltez de los especímenes.

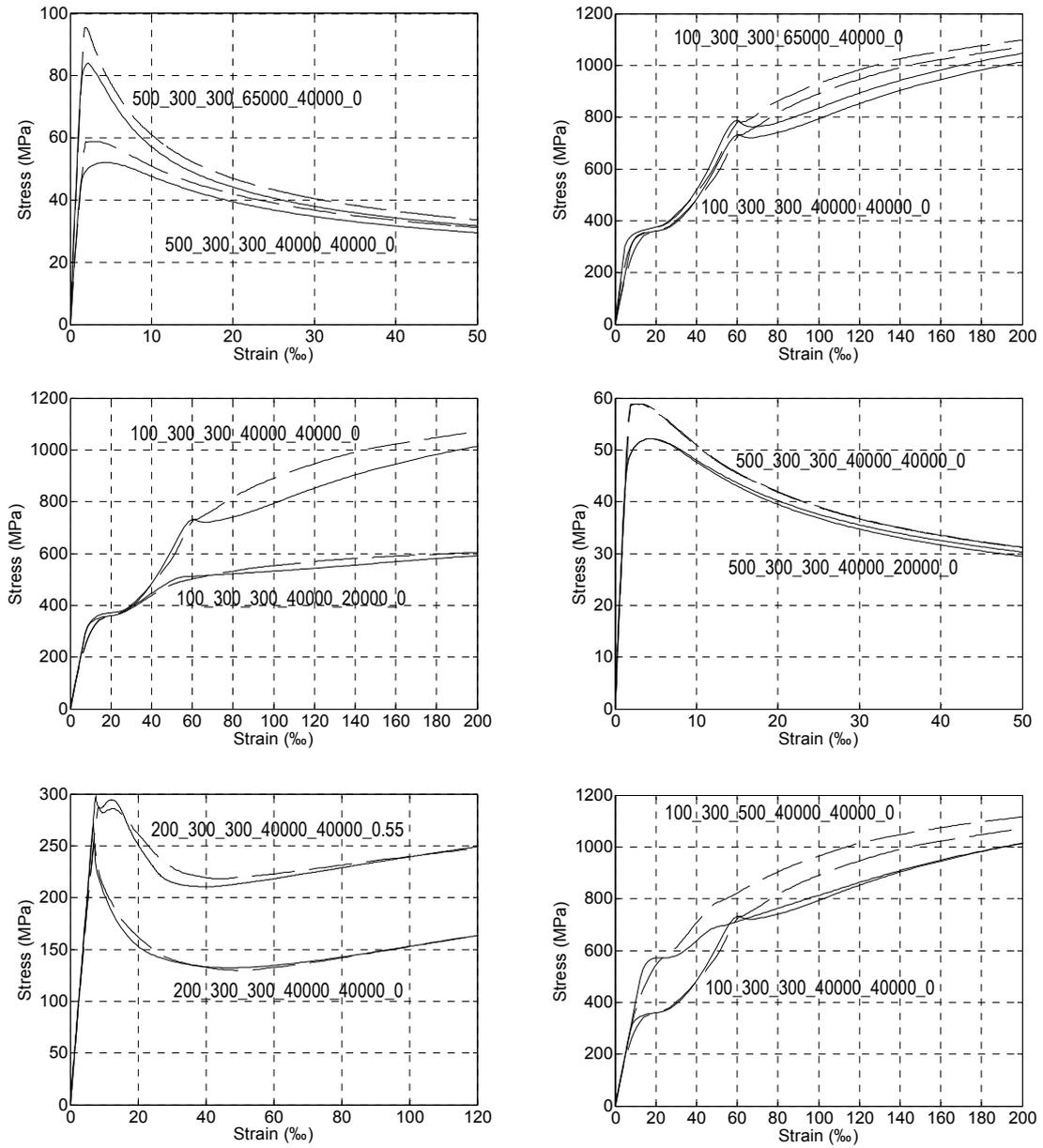


Figura VII.5: Comparación del modelo propuesto (---) con los resultados del estudio paramétrico (—)

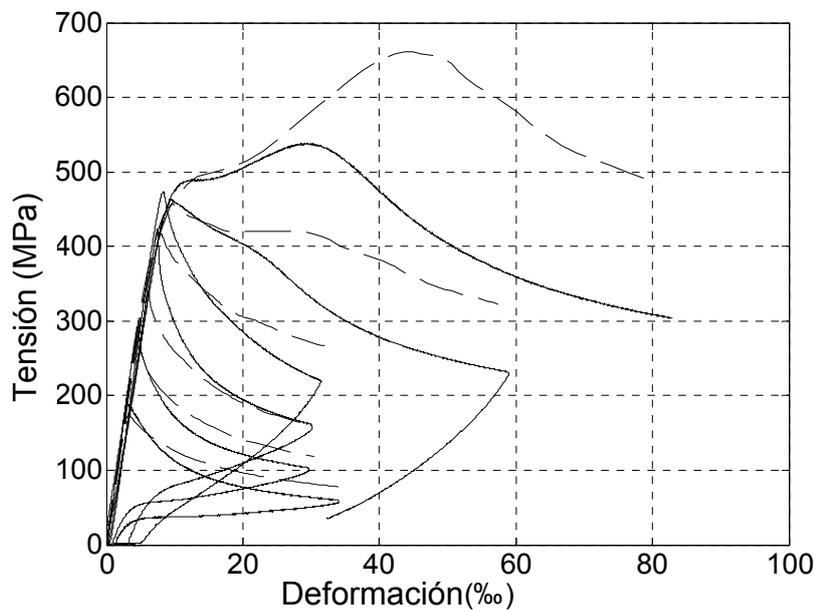


Figura VII.6: Comparación del modelo propuesto (- - -) con los resultados experimentales (—)

Capítulo VIII.

Recomendaciones de Diseño para la Separación de la Armadura Transversal

VIII.1 Introducción.

El objetivo de este capítulo es proponer recomendaciones de diseño para la separación de la armadura transversal con la finalidad de retrasar el pandeo de la armadura comprimida.

Previamente cabe mencionar que si la armadura a compresión finalmente padea, se deberá tener en cuenta el comportamiento post-pandeo de la barra. Para el acero, se puede aplicar los modelos propuestos Dhakal y Makeawa (2002) [94] y Gomes y Appleton (1997) [93]. En el caso de barras de SMA se puede aplicar el modelo analítico propuesto en el capítulo VII de esta tesis doctoral.

Las recomendaciones que se desarrollan en este capítulo, están basadas en las observaciones y los resultados del estudio experimental de la inestabilidad de barras en elementos de hormigón (capítulo IV) y en la aplicación del modelo analítico para el cálculo de la carga crítica de pandeo de barras en elementos de hormigón (capítulo V) y su posterior calibración con los

resultados experimentales del capítulo IV. En concreto, en la aplicación del procedimiento para la determinación de la carga crítica de pandeo (apartado V.3) en las que se aplican las expresiones (V-23) a (V-26) para el cálculo de la tensión crítica de pandeo, junto con el valor límite de la deformación para la cual el recubrimiento salta en el caso de hormigón sin fibras (ε_{c85}) y la deformación crítica ($\varepsilon_{crit,\eta \leq 1}$) de la barra en la situación de inestabilidad para el caso de elementos fabricados con un hormigón con fibras de acero en su masa (expresión (V-31)). Cabe señalar que la carga crítica depende de la rigidez de los estribos α_s (expresión (V-27)) y de la rigidez del recubrimiento de hormigón α_c . La calibración de α_c se muestra en apartado V.2 (Figura V.8). A su vez, se recuerda que en el caso de los elementos sin fibras, si la deformación de la barra comprimida es inferior a ε_{c85} la barra no pandeo, y si es superior se toma α_c igual a cero, puesto que el recubrimiento salta.

VIII.2 Aplicación general del modelo analítico para el cálculo de la carga crítica de pandeo en barras comprimidas en elementos de hormigón.

Teóricamente, la determinación de la carga crítica de pandeo mediante un modelo analítico supone hallar la intersección de la línea de tensión crítica – deformación de la barra con la relación tensión – deformación a compresión del material (Talaat y Mosalam (2007) [89]). En el caso que el hormigón tenga fibras en su masa supondría conocer el valor de la rigidez del recubrimiento en función de la deformación de la barra $\alpha_c(\varepsilon_L)$ de tal forma que la rigidez α_c se reduce con la deformación ε_L puesto que el recubrimiento se va degradando. Para determinar α_c en función de ε_L es necesario tener distintas calidades de acero (un rango amplio de límites elásticos) de la barra comprimida con la finalidad de determinar diversas tensiones críticas de pandeo experimental (dependiendo de la calidad del acero) a igualdad del resto de parámetros, y así deducir a partir del modelo analítico la rigidez α_c en función de la deformación crítica alcanzada en la barra. En esta tesis doctoral no se ha modificado esta variable, sino que se ha realizado con la calidad de acero generalmente suministrada en esta región. En este caso, el límite elástico de los aceros correspondientes a los tres lotes se encuentra entre 545 y 575 MPa, que de aquí en adelante se denominará acero de referencia. En consecuencia, se ha determinado un único punto de esta línea crítica tensión – deformación.

VIII.2.1 Determinación de la rigidez α_c y de la deformación máxima que garantiza dicha α_c

Para poder utilizar el modelo analítico del capítulo V, es necesario conocer qué valor de la rigidez α_c se debe utilizar en función del límite elástico de las armaduras comprimidas. De acuerdo

con el apartado V.2 la rigidez del recubrimiento α_c , para los casos en los que la barra de acero pandea entre estribos ($\eta \leq 1$), se obtiene a partir de la expresión (V-30) que se vuelve a repetir a continuación.

$$\alpha_c = \frac{\pi \sigma_{crit}^2}{3E_r} \quad (VIII-1)$$

donde: σ_{crit} : Tensión crítica experimental

E_r : Módulo de deformación reducido de la barra longitudinal (V-2)

En la Figura VIII.1 se representa la intersección de la línea crítica en el caso que la armadura pandee entre estribos para distintas calidades del acero y con hormigón con fibras de acero en su masa. De acuerdo con la expresión (VIII-1) la rigidez α_c se reduce conforme la tensión crítica es menor.

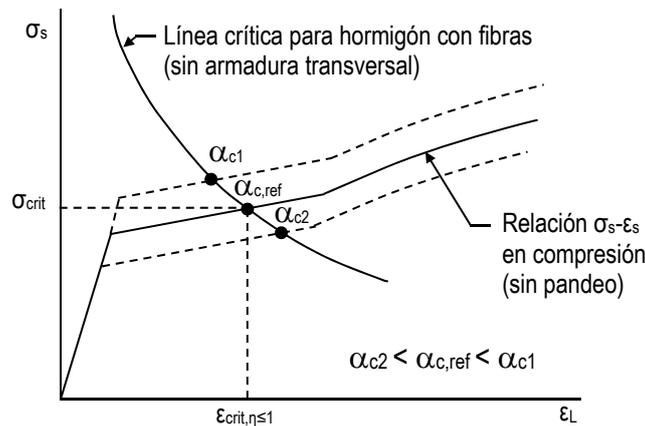


Figura VIII.1 Determinación de la rigidez del recubrimiento α_c en función de la calidad del acero

En el caso de hormigón con fibras de acero, la intersección de la línea de tensión crítica – deformación de la barra con la relación tensión – deformación a compresión del material se encuentra en la rama plástica del acero. La tensión crítica σ_{crit} es superior al límite elástico del acero en compresión, puesto que la pendiente de la rama plástica no es nula en compresión. En consecuencia, es posible obtener una cota inferior de la rigidez de recubrimiento $\alpha_{c,inf}$, para los casos en los que la barra de acero pandea entre estribos ($\eta \leq 1$), sustituyendo la tensión crítica σ_{crit} por el límite elástico en compresión del acero $f_{y,c}$.

$$\alpha_{c,inf} = \frac{\pi f_{y,c}^2}{3E_r} \quad (VIII-2)$$

Por otra parte, para el caso de hormigón con fibras de acero, se ha obtenido experimentalmente la deformación crítica, para los casos en los que la barra de acero pandea

entre estribos ($\eta \leq 1$). Ésta se obtiene a partir de la expresión (V-31) que se vuelve a repetir a continuación.

$$\varepsilon_{crit,\eta \leq 1} = 0.6 \cdot f_{R,1} + 7.0 \quad (\text{VIII-3})$$

Tal y como se ha indicado, esta deformación crítica se ha obtenido experimentalmente para aceros entre 545 y 575 MPa, (acero de referencia). Es importante señalar que como se tienen diferentes calidades de acero se deberían apreciar diferencias en el valor de α_c entre los especímenes de cada lote de acero. Sin embargo, no se aprecian dichas diferencias debido a la dispersión inherente de los resultados de este tipo de ensayos experimentales y a que la diferencia de las calidades de los aceros es pequeña. También es notorio señalar que sólo se puede adoptar el valor de α_c distinto de cero si el espesor de recubrimiento es suficiente para que las fibras cosan la armadura con el núcleo y si las fibras tienen carácter estructural, es decir si la resistencia f_{r1} y f_{r3} del hormigón no son inferiores al 40% y al 20% del límite de proporcionalidad (f_{LOP}) respectivamente (EHE-08 (2008) [7]).

Si el acero es de **menor calidad que el de referencia** (Figura VIII.2), teóricamente la deformación crítica que alcanzaría la barra comprimida, para los casos en los que la barra de acero pandeo entre estribos ($\eta \leq 1$), sería superior al de referencia, siempre y cuando el recubrimiento de hormigón no resultara ineficiente. En consecuencia, para un acero de menor calidad que el de referencia, tomar como deformación crítica $\varepsilon_{crit,\eta \leq 1}$ (expresión (VIII-3)) se encuentra del lado de la seguridad. La tensión crítica de la barra se iguala a la tensión en compresión para una deformación igual a la deformación crítica en el caso que pandee entre los estribos ($\sigma_{crit} \approx \sigma_s(\varepsilon_{crit,\eta < 1})$). El criterio empleado es un criterio en deformaciones o ductilidad. Por supuesto también puede emplearse un criterio tensional, donde únicamente se asegure que la armadura alcance el límite elástico donde: α_c se calcula con la expresión (VIII-1) y $\alpha_s = \alpha_{s,e}$ (si $\varepsilon_{y,c} < \varepsilon_{L,wy}$).

Sin embargo, para aceros de **mayor calidad que le de referencia** (Figura VIII.3) no es posible utilizar el valor de la deformación crítica $\varepsilon_{crit,\eta \leq 1}$ propuesto en la expresión (VIII-3) del lado de la seguridad, puesto que la deformación crítica real correspondiente al punto de intersección de la línea crítica con la ecuación constitutiva del acero es menor que ésta (Figura VIII.1). La tensión crítica σ_{crit} es superior al límite elástico del acero en compresión, puesto que la pendiente de la rama plástica no es nula (Dodd and Restrepo-Posada (1995) [134]). En consecuencia, es posible obtener una cota inferior de la rigidez de recubrimiento $\alpha_{c,inf}$. Por lo tanto, para aceros cuyo límite elástico sea mayor que el de referencia, se calcula la rigidez del

recubrimiento a partir de la expresión (VIII-2), es decir $\alpha_c = \alpha_{c,inf} \leq 70$ MPa, ya que 70 MPa es la mínima rigidez garantizada en los ensayos (Figura VIII.3). Se puede garantizar que la rigidez del recubrimiento será mayor o igual a $\alpha_{c,inf}$. La deformación hasta la que está garantizada, como mínimo, la rigidez α_c anteriormente calculada es $f_{y,c}/E_s$. Por lo tanto, el criterio empleado es un criterio tensional donde se asegura que la barra no pandee antes de alcanzar el límite elástico. Cabe señalar que la Figura VIII.3 muestra las dos posibles casuísticas, donde se tenga un módulo de la rama plástica bajo (Figura VIII.3.a) o uno alto (Figura VIII.3.b).

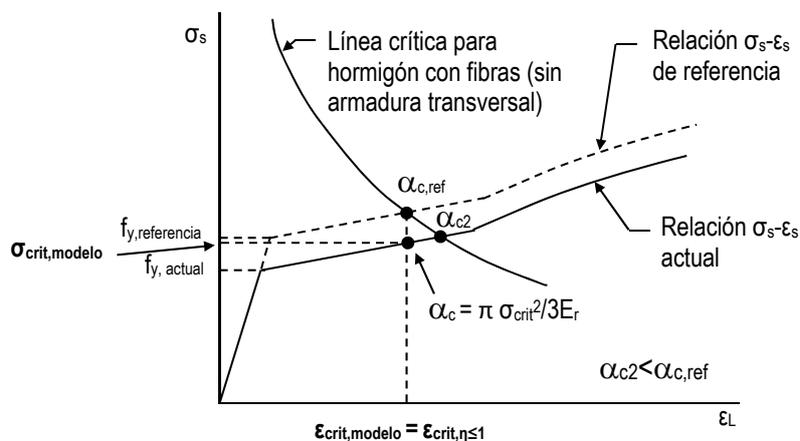
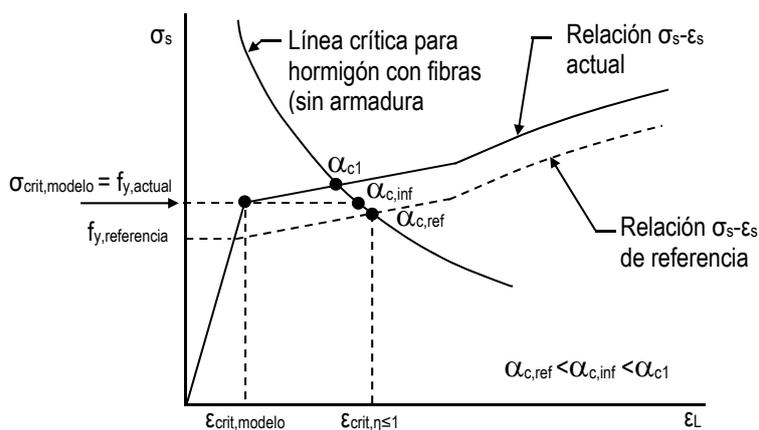


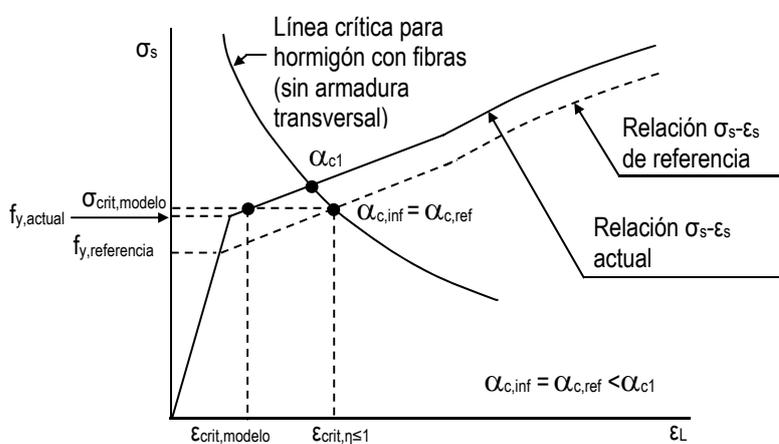
Figura VIII.2 Cálculo de la tensión crítica ($\eta < 1$) para aceros de menor calidad que el de referencia

VIII.2.2 Simplificación de la línea crítica de pandeo

Es importante señalar, que tal y como se había indicado teóricamente, la determinación de la carga crítica de pandeo supone hallar la intersección de la línea de tensión crítica – deformación de la barra con la relación tensión – deformación a compresión del material (Talaat y Mosalam (2007) [89]). Sin embargo, no ha sido posible conocer experimentalmente esta línea crítica para hormigón con fibras (Figura VIII.1). La razón de esta limitación se debe a que no ha sido posible obtener experimentalmente la rigidez del recubrimiento α_c en función de la deformación longitudinal de la barra comprimida ϵ_L , sino que sólo se ha podido conocer experimentalmente un punto $(\alpha_{c,ref}, \epsilon_{crit,\eta \leq 1})$, que corresponde al punto crítico o de pandeo para el acero de referencia, para hormigones con fibras en su masa y pandeo entre estribos ($\eta \leq 1$).



(a)



(b)

Figura VIII.3 Cálculo de la tensión crítica $\eta < 1$ para aceros de mayor calidad que el de referencia:
 (a) Material con bajo módulo plástico (b) Material con alto módulo plástico

Como consecuencia, la línea crítica, a efectos del modelo, se convierte en líneas rectas horizontales. Si el límite elástico del acero utilizado $f_{y,c}$ es **menor o igual que el de referencia**, se utiliza un valor de α_c que se calcula con la expresión (VIII-1) y que se considera constante hasta una deformación $\varepsilon_{crit,\eta < 1}$. Más allá de esta deformación, se considera un valor nulo de α_c de lado de la seguridad. Si el límite elástico del acero utilizado $f_{y,c}$ es **mayor que el de referencia**, el valor de α_c a utilizar $\alpha_{c,inf} \neq 70$ MPa constante hasta una deformación $f_{y,c}/E_s$. Es decir, únicamente se puede garantizar la contribución del recubrimiento de hormigón para que la barra comprimida no pandee antes de llegar al límite elástico. De nuevo, más allá de esta deformación, se considera un valor nulo de α_c de lado de la seguridad.

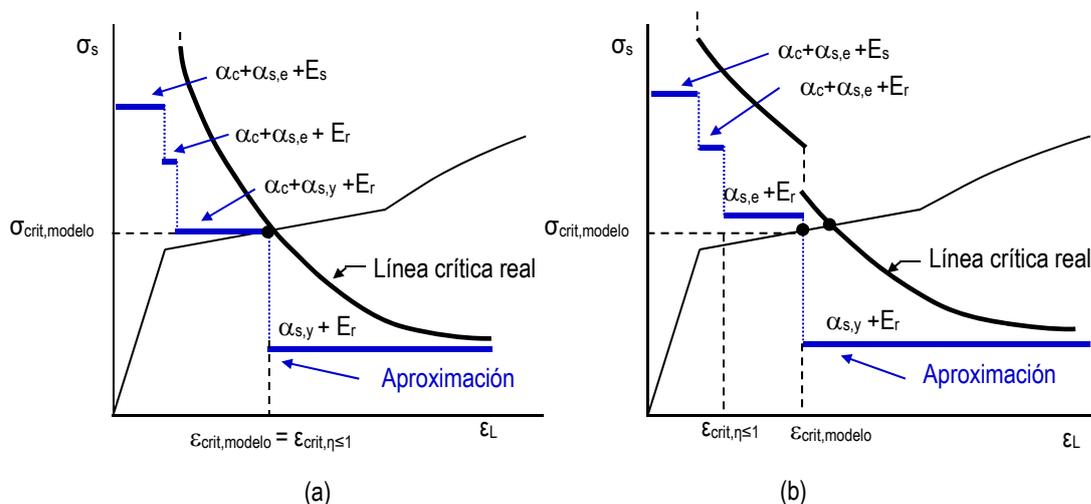
Además, dependiendo de la deformación última requerida que se imponga, los estribos pueden estar plastificados o no. La deformación longitudinal a la que los estribos plastifican $\varepsilon_{L,wy}$ se encuentra entre un 6 y un 10%. Esta conclusión se ha obtenido utilizando el modelo de dilatación de Lokuge (2005) [141]), el cual está calibrado con hormigones de hasta 100 MPa, para un amplio rango de parámetros. Por lo tanto, la rigidez de la armadura transversal α_s podrá tener tan sólo dos valores: una correspondiente a los estribos sin plastificar ($\alpha_s = \alpha_{s,e}$) y una con los estribos plastificados ($\alpha_s = \alpha_{s,y}$). En consecuencia, los estribos también provocan una línea crítica recta y horizontal.

En la Figura VIII.4 se muestran dos posibles casos de aplicación del modelo, cuando plastifican los estribos antes que el recubrimiento resulte ineficiente (Figura VIII.4.a) y en caso contrario (Figura VIII.4.b). Así, en el primer caso, la barra pandea cuando el recubrimiento resulta ineficaz y en el segundo caso cuando plastifican los estribos.

En la Figura VIII.4.a, en la primera línea crítica horizontal, es decir, la que más tensión crítica de pandeo proporciona, la barra en compresión tiene una deformación inferior a la de plastificación ($\varepsilon_L < f_{y,c}/E_s$). En este caso la tensión crítica es obtenida como resultado de utilizar el modelo analítico con la rigidez del recubrimiento de hormigón α_c , la rigidez de la armadura transversal α_s sin plastificar ($\alpha_{s,e}$) y como módulo de deformación de la barra el elástico E_s . En la segunda línea, se produce un salto cuando plastifica la armadura longitudinal, se toma como módulo de deformación de la barra el reducido E_r , α_c según corresponda y α_s igual a $\alpha_{s,e}$. En la tercera línea horizontal, se produce un nuevo salto para la deformación longitudinal a la que plastifican los estribos ($\varepsilon_{L,wy}$). En este caso, la línea crítica horizontal es obtenida como resultado de utilizar el modelo analítico con la rigidez α_c que corresponda según el caso, la rigidez de la armadura transversal α_s plastificada ($\alpha_s = \alpha_{s,y}$) y el módulo reducido E_r de la barra comprimida. En la cuarta línea, el recubrimiento deja de ser eficiente. En este último caso, la línea crítica horizontal se obtiene utilizando el modelo analítico con el valor de $\alpha_c = 0$, con el valor de la rigidez de la armadura transversal α_s plastificada ($\alpha_s = \alpha_{s,y}$) y el módulo reducido E_r de la barra comprimida.

De forma similar, se puede explicar la Figura VIII.4.b. Nótese que se muestra un salto en la línea crítica real cuando los estribos plastifican. Esto se debe a que éste es un fenómeno que se da en un instante y cambia sustancialmente los valores de tensión crítica. Sin embargo, no se ha mostrado un salto en la línea crítica real cuando el recubrimiento de hormigón deja de ser efectivo, ya que esto ocurre de forma paulatina, pese a que el modelo se represente de forma brusca debido

a la falta de la curva que relacione α_c con la deformación longitudinal de la barra comprimida ε_L , tal como se ha mencionado anteriormente.



$\alpha_{s,y}$: Rigidez de los estribos plastificados

$\alpha_{s,e}$: Rigidez de los estribos en comportamiento elástico

Figura VIII.4 Aproximación de la línea crítica (a) Pandeo por ineficacia del recubrimiento (b) Pandeo por plastificación de la armadura transversal

VIII.2.3 Cálculo simplificado del módulo reducido E_r

Para el caso particular de las barras de acero, el módulo reducido de la armadura E_r se calcula aplicando el método propuesto por Papia et al. (1988) [82] (expresión (V-2)), lo cual supone cierta complejidad. Esta expresión puede ser simplificada de tal forma que sólo depende del límite elástico del acero en compresión $f_{y,c}$ a partir del siguiente ajuste:

$$E_r = 7 \cdot f_{y,c} + 400 \quad (\text{en MPa}) \quad (\text{VIII-4})$$

La expresión del módulo reducido E_r (VIII-4) proporciona una cota inferior de su valor. En consecuencia, la aplicación de esta expresión para el cálculo de la tensión crítica σ_c y la separación s provee valores del lado de la seguridad, puesto que están directamente relacionadas. Para deducir dicha expresión se ha seguido el siguiente procedimiento:

- Se ha asumido, del lado de la seguridad, que el módulo de elasticidad de la rama plástica del acero $E_{h,t}$ en tracción es nulo.
- Se ha aplicado el método propuesto por Dodd y Restrepo (1995) [134] para obtener el módulo de la rama plástica en compresión $E_{h,c}$ a partir de las características del acero en tracción (Tabla VIII-1) para distintos límites elásticos del acero en compresión $f_{y,c}$ y módulos de deformación elástico E_s .

- Se ha aplicado el método propuesto por Papia et al. (1988) [82] (expresión (V-2)) para el cálculo del módulo reducido E_r para distintos valores del límite elástico del acero en compresión $f_{y,c}$ y módulos de deformación elástico E_s . El resultado se muestra en la Tabla VIII-1. Puede observarse que el módulo de deformación elástico de 180000 MPa proporciona el menor módulo E_r . En la Figura VIII.5 se muestra el módulo E_r en función del límite elástico $f_{y,c}$ para un módulo E_s igual a 180000 MPa.
- Se ha realizado una regresión lineal de los resultados obtenidos en el punto anterior para E_s igual a 180000 MPa. El resultado del ajuste puede observarse en la Figura VIII.5.
- Finalmente, se ha simplificado la expresión obtenida mediante la regresión lineal. Puede observarse que desde 400 MPa hasta 900 MPa la expresión propuesta proporciona valores ligeramente inferiores a la que se obtiene mediante la propuesta por Papia et al. (1988) [82] (expresión (V-2)) para todos los casos analizados.

$f_{y,c}$ (MPa)	$E_s=180000$ MPa		$E_s=200000$ MPa		$E_s=220000$ MPa		E_r (VIII-4)
	$E_{h,c}$	E_r (V-2)	$E_{h,c}$	E_r (V-2)	$E_{h,c}$	E_r (V-2)	
200	406.70	1708.90	406.63	1720.70	406.57	1731.10	1800.00
300	610.55	2489.50	610.40	2509.60	610.27	2527.20	2500.00
400	814.74	3242.20	814.47	3271.20	814.25	3296.70	3200.00
450	916.97	3609.90	916.63	3643.60	916.35	3673.30	3550.00
500	1019.28	3972.60	1018.85	4011.00	1018.51	4044.90	3900.00
550	1121.67	4330.50	1121.16	4373.90	1120.74	4412.10	4250.00
600	1224.15	4684.10	1223.54	4732.50	1223.04	4775.20	4600.00
650	1326.71	5033.70	1325.99	5087.20	1325.41	5134.40	4950.00
700	1429.36	5379.40	1428.53	5438.10	1427.85	5489.90	5300.00
800	1634.91	6060.40	1633.82	6129.70	1632.93	6190.80	6000.00
900	1840.79	6728.50	1839.42	6808.60	1838.30	6879.40	6700.00
1000	2047.02	7385.00	2045.33	7476.10	2043.94	7556.70	7400.00

Tabla VIII-1 Aproximación del módulo reducido para un módulo E_h en tracción nulo

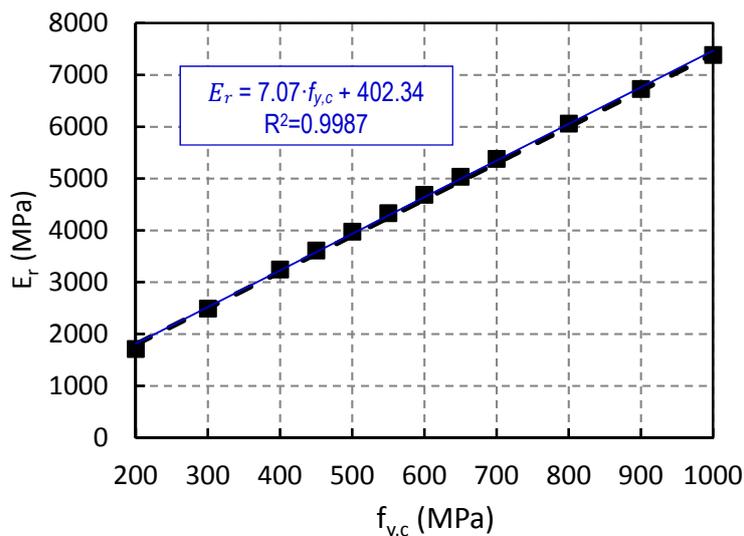


Figura VIII.5 Aproximación del módulo reducido para un módulo E_n en tracción nulo y E_s igual a 180000 MPa: Papiá et al. (1988) [82] (■) Regresión lineal (—) Aproximación propuesta (- - -)

VIII.3 Recomendación de diseño para hormigón sin fibras

En este apartado se van a introducir criterios de diseño para la separación de armadura transversal necesaria para retrasar el pandeo de las barras comprimidas en función de los requisitos requeridos (carga última o ductilidad requerida) para el caso de que el hormigón no tenga fibras en su masa. Además, se van a comprar estos criterios con las actuales normativas.

VIII.3.1 Criterios de diseño para la separación de la armadura transversal

Antes de proponer una recomendación de diseño resulta necesario aplicar el modelo analítico (capítulo V) para el caso de hormigón sin fibras para distintas separaciones de armadura transversal y diámetros de armadura longitudinal y transversal. A modo de ejemplo, se muestran los resultados de aplicar este modelo en la Figura VIII.6. En ella puede observarse un diagrama que incluye 3 gráficas: tensión-deformación (cuadrante A), deformación-separación de armadura transversal (cuadrante B) y diámetro de armadura longitudinal-separación de armadura transversal (cuadrante C). Los cortes de las líneas críticas horizontales con la línea constitutiva del cuadrante A definen la tensión de pandeo para cada separación de armadura transversal s . Como se ha explicado anteriormente, las líneas críticas son rectas horizontales. En el caso de hormigón sin fibras de acero son tres líneas horizontales: la primera con la rigidez elástica de la barra comprimida tomando como α_s la rigidez de la armadura transversal sin plastificar ($\alpha_s = \alpha_{s,e}$), las otras dos con la rigidez reducida de la barra, en la segunda se calcula con la rigidez de la armadura

transversal sin plastificar ($\alpha_s = \alpha_{s,e}$) y en la tercera con la rigidez de la armadura transversal plastificada ($\alpha_s = \alpha_{s,y}$).

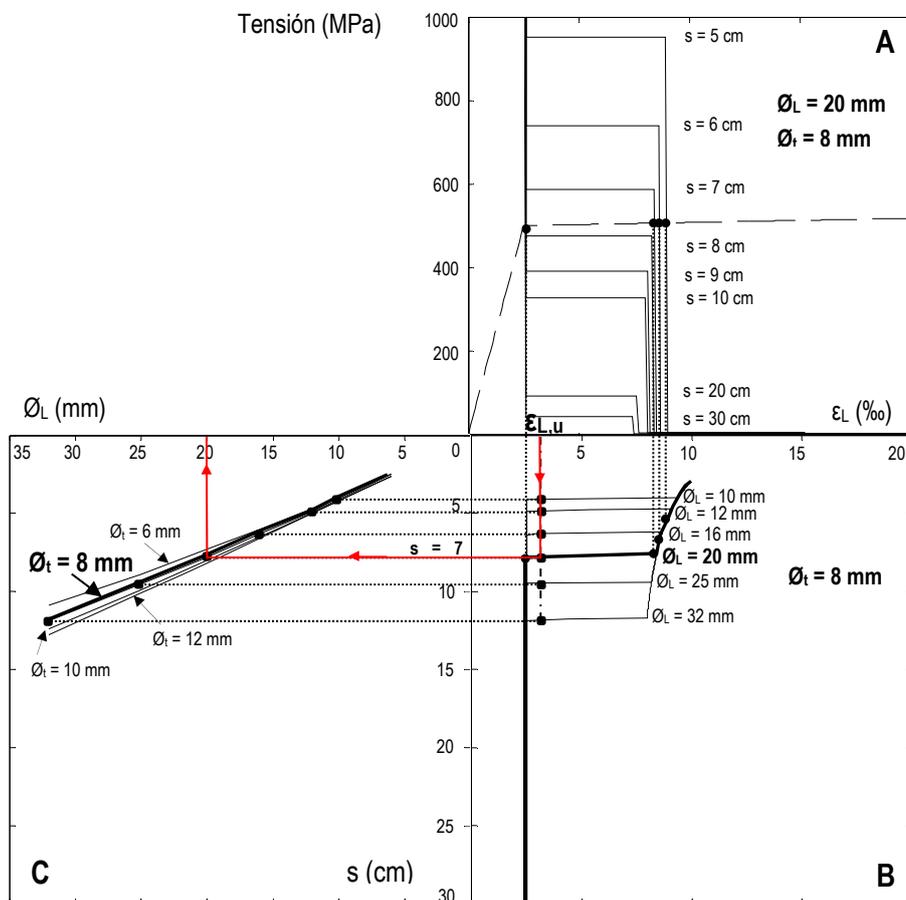


Figura VIII.6 Aplicación del modelo para hormigones sin fibras en su masa

En el cuadrante A se muestra la aplicación del modelo para una barra longitudinal de diámetro 20 mm, un diámetro de armadura transversal de 8 mm, diferentes separaciones de armadura transversal s (desde 5 hasta 30 cm). Puede observarse que, para separaciones entre 5 y 7 cm, la barra padea cuando los estribos plastifican (véase el salto en la línea crítica). Esto es debido a que la línea horizontal antes de que plastifiquen los estribos, se encuentra por encima de la curva constitutiva del material. Por otra parte, cuando la separación de estribos va disminuyendo, el confinamiento crece, y de acuerdo con Lokuge et al. (2005) [141], menor es el coeficiente de dilatación y en consecuencia, la armadura transversal plastifica para una deformación longitudinal mayor de la barra. Por esta razón se puede apreciar en la figura que las deformaciones de plastificación de los estribos disminuyen conforme aumenta la separación entre estribos.

Por otro lado, para separaciones mayores de 7 cm, se observa que la línea crítica decrece bruscamente en la deformación a la que plastifica la armadura $\varepsilon_{y,c}$. Esto es debido a que para

deformaciones menores a $\varepsilon_{y,c}$ el módulo de elasticidad utilizado para calcular la tensión crítica es E_s y, para deformaciones superiores es E_r . Cabe mencionar que para relaciones altas de diámetro – separación de estribos, puede producirse el corte de la línea crítica con la curva constitutiva por debajo del límite elástico, aunque no sea el caso del ejemplo.

Si se aplica el modelo de forma sistemática para varios diámetros de armadura longitudinal se obtiene la curva de la gráfica deformación-separación de armadura transversal de la Figura VIII.6 en el cuadrante B. Se resalta en una línea más gruesa la curva que ha sido obtenida para un diámetro de armadura longitudinal de 20 mm y de armadura transversal de 8 mm.

Por último, si se intersecta las curvas del cuadrante B con la deformación última a compresión que se quiera que alcancen las barras comprimidas ($\varepsilon_{L,u}$), se obtiene la curva diámetro de armadura longitudinal-separación de armadura transversal, de la Figura VIII.6 cuadrante C. Se resalta en una línea más gruesa la curva que ha sido obtenida para una de armadura transversal de diámetro 8 mm. Si se realiza el proceso para varios diámetros de armadura transversal se obtiene el resto de curvas de la Figura VIII.6 cuadrante C

De la Figura VIII.6 cabe destacar diversos aspectos importantes:

- En las curvas del cuadrante B de la Figura VIII.6 se aprecia un salto en las deformaciones de pandeo. Este salto es debido a que la línea crítica del cuadrante A intersecta a la curva constitutiva del acero a la deformación a la que plastifica la armadura longitudinal $\varepsilon_{y,c}$ o bien a la deformación a la que plastifica la armadura transversal $\varepsilon_{L,wy}$. El primer caso sucede cuando la tensión crítica de la barra σ_{crit} , calculada con la rigidez elástica los estribos ($\alpha_s = \alpha_{s,e}$) y con el módulo E_r , es inferior al límite elástico de la barra ($\sigma_{crit} \leq f_{y,c}$), en caso contrario, la situación de inestabilidad ocurre cuando los estribos plastifican ($\alpha_s = \alpha_{s,y}$), lo cual supone un salto en la línea crítica de la barra comprimida.
- Para poder llegar a generar el cuadrante C, es decir, el cuadrante que proporciona qué separación de armadura transversal se necesita para un diámetro de armadura longitudinal y transversal dados, se debe definir la deformación última que se quiere que la barra alcance sin pandear $\varepsilon_{L,u}$, o bien una tensión límite σ_{lim} correspondiente a la deformación $\varepsilon_{L,u}$. Si se decanta por la segunda opción, la expresión de la σ_{lim} en función de $\varepsilon_{L,u}$ requerida es la siguiente:

$$\sigma_{lim} = E_h(\varepsilon_{L,u} - \varepsilon_{y,c}) + f_{y,c} \quad \text{si } \varepsilon_{L,u} > \varepsilon_{y,c} \quad (\text{VIII-5})$$

$$\sigma_{lim} = E_s \varepsilon_{L,u} \quad \text{si} \quad \varepsilon_{L,u} \leq \varepsilon_{y,c}$$

donde: $\varepsilon_{y,c}$: Deformación de plastificación de la armadura comprimida en compresión $\varepsilon_{y,c} = f_{y,c}/E_s$

$f_{y,c}$: Límite elástico del acero en compresión

E_h : Módulo de elasticidad de la rama plástica en compresión

A la vista de los dos puntos anteriores, un criterio adecuado de diseño para conocer la separación de armadura transversal es que la línea crítica horizontal del cuadrante A, coincida con un valor de tensión límite σ_{lim} predefinida. O lo que es lo mismo, que la tensión crítica σ_c sea igual a una tensión límite σ_{lim} predefinida ($\sigma_{crit} = \sigma_{lim}$). Mediante este criterio es posible obtener una expresión de la separación transversal s a partir del modelo analítico, tal y como se indica a continuación.

Tal y como se ha sido deducido en la expresión (V-28), la tensión crítica de la barra comprimida se obtiene a partir de la siguiente expresión:

$$\sigma_{crit} = \frac{P_C}{A} = \frac{P_0}{A} c_c = \left(\frac{\pi D}{4s} \right)^2 E_r c_c \quad \text{(VIII-6)}$$

donde: E_r : Módulo de deformación reducido de la barra longitudinal (V-2) o (VIII-4)

D : Diámetro de la armadura longitudinal

s : Separación de la armadura transversal

c_c : Carga crítica adimensional ((V-23)-(V-26))

Para el caso de hormigón sin fibras, se supone del lado de la seguridad que el recubrimiento de hormigón ha saltado. Cabe recordar, que esta hipótesis es correcta en el caso que la deformación de la barra sea superior a ε_{c85} , tal y como han indicado los resultados experimentales propios y de otros autores (Campione (2010) [4]), en hormigón sin fibras. En consecuencia, la carga crítica adimensional c_c se calcula a partir de la expresión (V-23) para $k_{cs} = 0$:

$$c_c = 4 \cdot \left(1 - \frac{1}{1 + 0.09\gamma^{0.58}} \right) \quad \text{(VIII-7)}$$

donde: γ : Parámetro adimensional que relaciona la rigidez de la armadura transversal con la de la armadura longitudinal.

$$\gamma = \frac{\alpha_s s^3}{E_r I} \quad \text{(VIII-8)}$$

α_s : Rigidez a la armadura transversal

$$\alpha_s = \frac{E_{sw} \cdot A_{sw}}{L_{ef}} \quad (\text{VIII-9})$$

siendo: E_{sw} : Módulo de elasticidad tangente de la armadura transversal.
 A_{sw} : Área de la armadura transversal.
 L_{ef} : Longitud efectiva de la armadura transversal, función de la configuración de armado y del tipo de carga (Figura V.6).

I: Momento de inercia de la barra longitudinal de diámetro D

$$I = \frac{1}{64} \pi D^4 \quad (\text{VIII-10})$$

Si se sustituye (VIII-7) en (VIII-6), se iguala la tensión crítica a la tensión límite σ_{lim} predefinida y se opera, se obtiene la separación de la armadura transversal s requerida en función de la tensión límite σ_{lim} entre otros parámetros (VIII-11). Realmente se requiere un pequeño y sencillo cálculo iterativo al tratarse de una función implícita.

$$s = \frac{\pi D}{2} \sqrt{\frac{E_r}{\sigma_{lim}} \left(1 - \frac{1}{1 + 0.09 \left(\frac{64 \alpha_s s^3}{\pi E_r D^4} \right)^{0.58}} \right)} \quad (\text{VIII-11})$$

Véase en la expresión (VIII-11) que la separación está directamente relacionada con el módulo de deformación reducido E_r e inversamente relacionada con la tensión límite σ_{lim} . A su vez, la tensión límite σ_{lim} y el módulo reducido E_r , están relacionados con la deformación última requerida $\varepsilon_{L,u}$ en la barra comprimida (expresión (VIII-5)). Así, si se quiere asegurar que la barra no pandee para tensiones inferiores a la de plastificación (**criterio tensional**) se sustituye la tensión límite por la tensión requerida, no mayor del límite elástico ($\sigma_{lim} \leq f_{y,c}$) y el módulo reducido es el elástico o equivalente ($E_r = E_s$). En el caso que se quiera asegurar una deformación última requerida $\varepsilon_{L,u}$ superior a la de plastificación de la barra comprimida ($\varepsilon_{y,c} = f_{y,c}/E_s$) (**criterio deformacional o de ductilidad**), se debe calcular el módulo reducido E_r con la expresión (VIII-4) y se deben realizar los siguientes pasos (Figura VIII.7.a): 1- Calcular la deformación de la barra comprimida para la cual plastifican los estribos $\varepsilon_{L,wy}$, a partir del coeficiente de dilatación (Lokuge et al. (2005) [141]); 2- Si $\varepsilon_{L,u}$ es menor que $\varepsilon_{L,wy}$ se utiliza la rigidez del estribo sin plastificar ($\alpha_s = \alpha_{s,e}$) y en caso contrario se utiliza la plastificada ($\alpha_s = \alpha_{s,y}$); 3- Evaluar la tensión límite correspondiente la deformación $\varepsilon_{L,u}$ (expresión (VIII-5)) [$\sigma_{lim} = \sigma_s(\varepsilon_{L,u}) > f_{y,c}$]; 4- Por último, calcular la separación s a partir de la expresión (VIII-11).

Aunque, teóricamente es posible aplicar esta metodología para deformaciones últimas requeridas $\varepsilon_{L,u}$ superiores a la deformación longitudinal para la cual plastifican los estribos $\varepsilon_{L,wy}$ (Figura VIII.7.b), desde el punto de vista práctico no tiene sentido por las siguientes razones: (1) En elementos fabricados con hormigones sin fibras de acero, difícilmente la deformación de la barra en compresión puede superar la deformación $\varepsilon_{L,wy}$ cuyo orden de magnitud se sitúa entre un 6 y un 10‰ (2) Cuando plastifica el estribo se produce una reducción importante en su rigidez (de elástica $\alpha_{s,e}$ a plástica $\alpha_{s,y}$), como orden de magnitud la rigidez elástica se encuentra entre 50 y 5000 MN/m, mientras que la rigidez plástica se encuentra para una deformación E_h en tracción de 600 MPa, entre 0.1 y 5 MN/m. Esta reducción supone que las separaciones resultantes aplicando la expresión (VIII-11) son muy reducidas, lo que ocasionaría problemas de puesta en obra del hormigón.

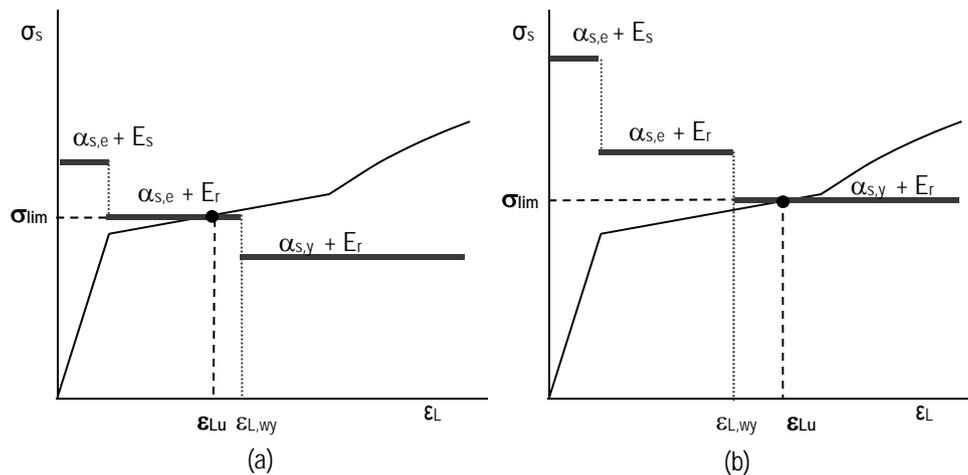


Figura VIII.7 Cálculo de la separación de la armadura transversal en elementos sin fibras de acero
 (a) Armadura transversal sin plastificar (b) Armadura transversal plastificada

La **situación límite de mínima separación** de la armadura transversal con la rigidez elástica ($\alpha_s = \alpha_{s,e}$) es cuando la tensión límite σ_{lim} es igual a la tensión para la cual plastifican los estribos $\sigma_s(\varepsilon_{L,wy})$, ver Figura VIII.8. En este caso, se puede asegurar que **no pandea la armadura comprimida mientras los estribos no plastifiquen**.

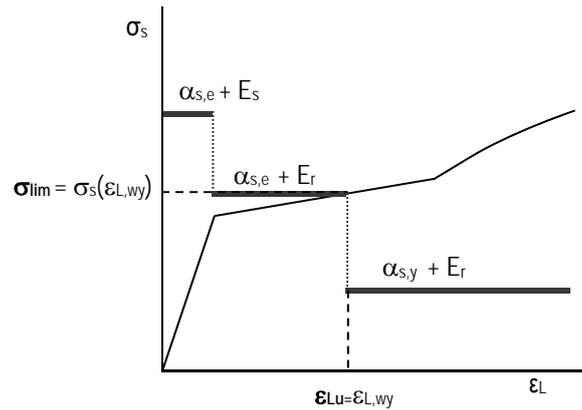


Figura VIII.8 Cálculo de la separación de la armadura transversal. Propuesta de definición de la tensión límite σ_{lim} para $\epsilon_{Lu} = \epsilon_{L,wy}$

En la Figura VIII.9 se representa la separación de la armadura transversal que se obtiene a partir de la expresión (VIII-11) para barras de acero y un rango de rigideces de los estribos α_s entre 50 y 5000 MN/m. Se ha aplicado el criterio de la mínima separación para asegurar que los estribos no pandeen antes de que plastifique la armadura transversal. Se ha supuesto una cota superior de la tensión $\sigma_s(\epsilon_{L,wy})$, no mayor de $1.05 \cdot f_{y,c}$. Es decir, se ha utilizado un **criterio deformativo o de ductilidad** puesto que se asegura que las barras no pandeen hasta que los estribos plastifiquen. La tensión $\sigma_s(\epsilon_{L,wy})$ es parecida a la tensión del final de la rama plástica en compresión para las barras ensayadas en esta tesis doctoral. En consecuencia, se han seleccionado las siguientes tensiones límite ($\sigma_{lim} = 1.05 \cdot f_{y,c}$): 420, 525 y 630 MPa, correspondientes a los límites elásticos en compresión de 400, 500 y 600 MPa. Por lo tanto, la armadura pandea en la rama plástica. Se ha calculado el módulo de deformación reducido E_r a partir de la expresión simplificada (VIII-4). En la Figura VIII.9, como era de esperar, la separación es mayor conforme la tensión límite σ_{lim} disminuye y la rigidez de la armadura transversal α_s es mayor. Además se observa que una aproximación lineal es bastante adecuada y que las diferencias de separación mínima requerida para las tensiones límite y rigideces de la armadura transversal estudiadas no son importantes, pudiéndose proponer una separación entre estribos desde el punto de vista práctico de 4 veces el diámetro de la armadura longitudinal ($s = 4D$) para asegurar que las barras comprimidas de acero no pandeen antes de que plastifiquen los estribos.

En la Figura VIII.10 se representa la separación de la armadura transversal que se obtiene a partir de la expresión (VIII-11) para barras de acero tomando como módulo de deformación el elástico (E_s) en lugar del reducido (E_r) para el rango de rigideces de los estribos α_s entre 50 y 5000 MN/m, y para una tensión límite σ_{lim} de 500 MPa. Es decir, se ha utilizado un **criterio**

tensional donde se quiere simplemente que la barra no pandee antes de alcanzar el límite elástico. Como era de esperar, la separación transversal se incrementa con la rigidez de los estribos. Puede observarse, que una aproximación lineal es bastante adecuada y que no existe una variación importante en los resultados en función de la rigidez de los estribos α_s . Se propone una separación entre estribos desde el punto de vista práctico de 30 veces el diámetro de la armadura longitudinal ($s = 30D$) para el caso que la barra comprimida no plastifique.

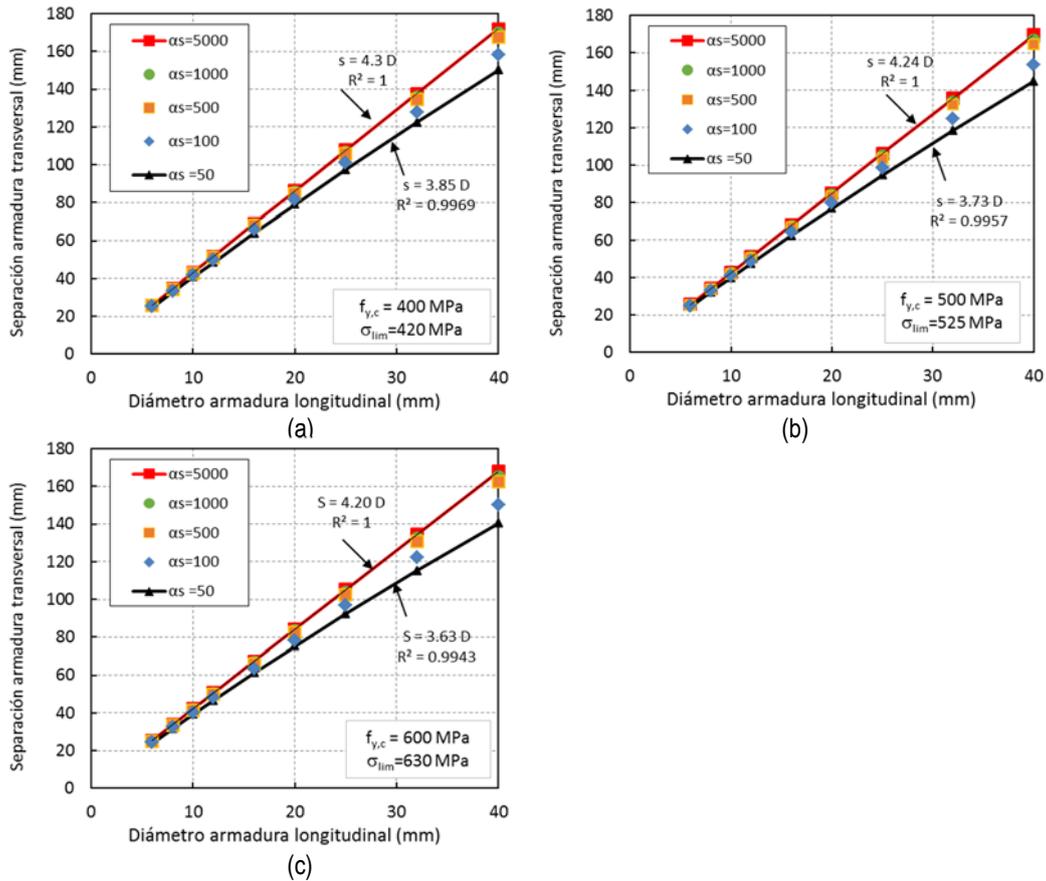


Figura VIII.9 Ejemplo de separación mínima requerida para E_r (plástico) – acero: (a) $f_{y,c} = 400$, (b) $f_{y,c} = 500$, (c) $f_{y,c} = 600$. α_s en MN/m

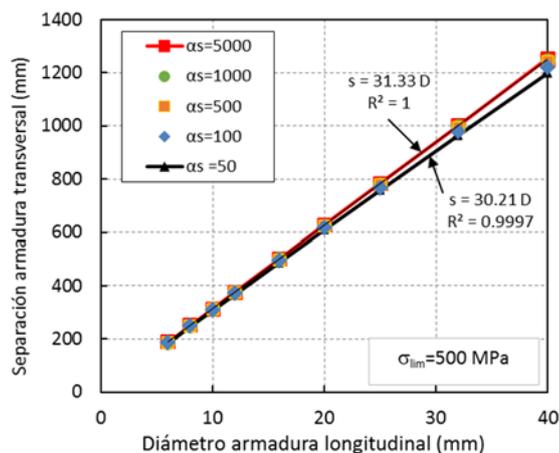


Figura VIII.10 Ejemplo de separación mínima requerida para $E_r = E_s$ (elástico) – acero. α_s en MN/m

VIII.3.2 Comparación con la normativa existente

En este apartado se va a comparar las separaciones de armaduras trasversal máximas que proporcionan las normativas (ver sección II.5) con respecto a las obtenidas con la expresión (VIII-11). Las normas analizadas son: EHE-08 (2008) [7], EC-2(2004)[9], nueva propuesta del EC2 (2016) [127], MC 2010 [128], ACI 318 (2014) [11] y EC8 (2004) [8]. En general, las normativas calculan el límite de la separación como el menor de tres valores: uno basado en las dimensiones del elemento, otro fijo y otro dependiente del diámetro de la armadura longitudinal. En la Tabla VIII-2 se muestran los valores que hacen referencia a esta última limitación.

Disposición	EHE-08	EC-2(2004)		EC2 (2016)		MC	ACI 318 (2014) [11]		EC8 (2004) [8]	
	(2008)	[9]		Propuesta [127]			[128]	Ordinaria	Especial	DCM
	[7]	Resto	Crítica	Resto	Crítica					
ϕ_t (mm) \geq	3	6	6	6	6	-	-	-	6	6
s_t (cm) \leq	15·D	20·D	12·D	15·D	9·D	15·D	8·D	6·D	8·D	6·D

Tabla VIII-2 Limitaciones de separación de la armadura transversal según los códigos

En la Figura VIII.11 se representa la relación entre la separación de armadura transversal y el diámetro de armadura longitudinal (D), para separaciones igual a 6D, 8D, 15D y 20D correspondientes a los límites de los códigos de diseño.

En la Figura VIII.11 se observan diferencias significativas entre las normativas, las cuáles se pueden agrupar en dos grupos. El primer grupo corresponde con aquellas normativas que proponen una separación de armadura transversal para asegurar que la armadura no pandee para la carga máxima (EC-2(2004) [9], EHE-08 (2008) [7], MC 2010 [128] y la nueva propuesta del EC2 (2016) [127]). Estas recomendaciones, por tanto, se basan en un **criterio por tensiones o**

resistencia. Su objetivo es garantizar que la armadura alcanza el límite elástico sin pandear. En este grupo se proponen separaciones que van desde **9D** hasta **20D**. En un segundo grupo, se encuentran aquellas normativas que han de asegurar que la armadura no pandee tras el salto del recubrimiento del hormigón (ACI 318 (2014) [11] y EC8 (2004) [8]). En este caso, se ha de asegurar que las barras alcancen una gran deformación sin pandear, se trata de la aplicación de un **criterio por deformaciones o por ductilidad.** En este grupo se proponen separaciones que van desde **6D** hasta **8D**.

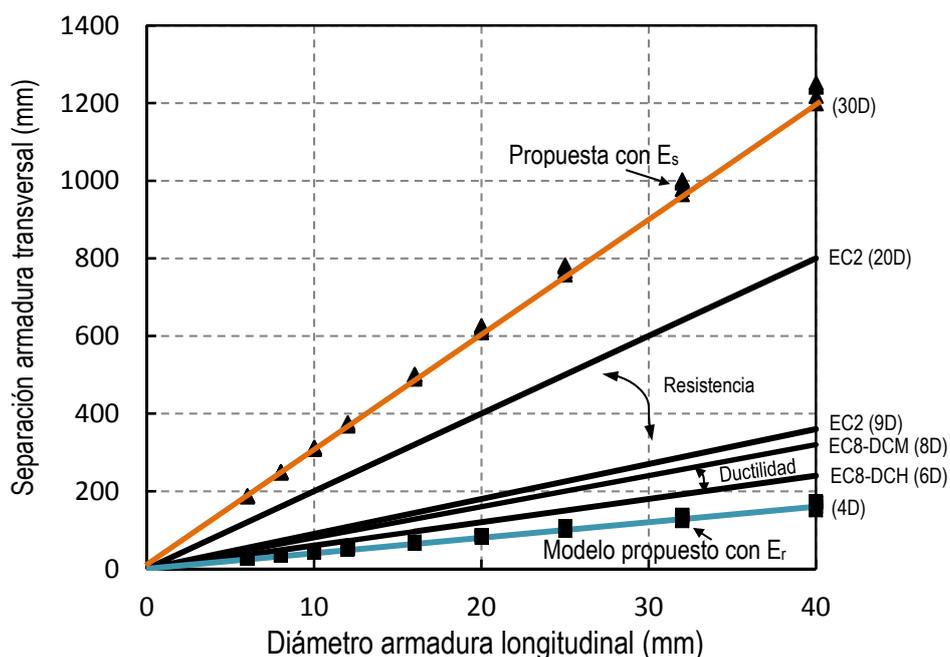


Figura VIII.11 Separación de la armadura transversal. Comparación entre normativas

También en la Figura VIII.11 se muestran los resultados obtenidos de la separación de armadura transversal tras aplicar la expresión propuesta (VIII-11) (Figura VIII.9 y Figura VIII.10). Para el caso del criterio por tensiones o resistencia se obtuvo una separación de **30D** y para el criterio deformacional o de ductilidad de **4D**.

Al comparar los resultados obtenidos a partir de la expresión (VIII-11) y las dos propuestas simplificadas (30D y 4D) con las normativas se observa que el modelo y la propuesta se sitúa por encima de las normativas para el caso de aplicar un criterio basado en la resistencia, y al revés en el caso de aplicar un criterio basado en la ductilidad. Tanto en los resultados experimentales de este trabajo como en otros estudios realizados por el equipo de investigación (Caballero et al. (2012) [1] y (2013) [2]) se ha observado experimentalmente que con una separación de 6D las barras pandean, mientras que con una separación de 4D la armadura transversal es capaz de retrasar el pandeo de la armadura suficientemente.

VIII.3.3 Separación de armadura transversal para barras SMA y hormigón sin fibras

Para barras de SMA las separaciones propuestas de 30D y 4D, para criterio de tensiones o de deformaciones respectivamente, no son válidas. Esto es debido a que para deducir los anteriores valores se ha utilizado la expresión propuesta del módulo reducido E_r (expresión (VIII-4)). Ésta asume que la rama de transformación del SMA en tracción es plana y que se puede obtener el comportamiento en compresión utilizando el procedimiento de Dodd y Restrepo (1995) [134]. Sin embargo, ninguna de las dos hipótesis anteriores es válida para el SMA ya que la pendiente de la rama de transformación en tracción puede ser no nula y, además, posee asimetría tracción-compresión. Por lo tanto, para calcular la separación de la armadura transversal con hormigones sin fibras y barras de SMA se debe utilizar la expresión (VIII-11) calculando del módulo reducido con el procedimiento propuesto por Papia (1988) [82], expresión (V-2).

VIII.4 Recomendación de diseño para hormigón con fibras

El objetivo de esta sección es proponer una expresión de la separación de la armadura transversal teniendo en cuenta el efecto del recubrimiento de hormigón con fibras. En el caso de barras en elementos fabricados con un hormigón con fibras en su masa, el recubrimiento es efectivo hasta la deformación crítica $\varepsilon_{crit,\eta \leq 1}$ (expresión (V-31), la cual se ha repetido en este capítulo (expresión(VIII-3)).

A partir de la ecuación (VIII-6), la separación s de la armadura transversal se puede obtener iterando su valor para que la tensión que arroja la expresión (VIII-6) coincida con una σ_{lim} predefinida. La expresión (VIII-6) se repite a continuación por facilidad de lectura.

$$\sigma_{lim} = \sigma_{crit} = \left(\frac{\pi D}{4s}\right)^2 E_r c_c \quad (VIII-6)$$

donde: E_r : Módulo de deformación reducido de la barra longitudinal

D : Diámetro de la armadura longitudinal

σ_c : Tensión crítica de pandeo

σ_{lim} : Tensión límite. Si se emplea un criterio en tensiones, σ_{lim} corresponde al límite elástico $f_{y,c}$, es decir, la armadura no pandeará antes de alcanzar el límite elástico. Si se quiere emplear un criterio en deformaciones o en ductilidad, es decir; disponer una separación de armadura transversal para que la armadura comprimida no pandee hasta una determinada deformación última requerida ε_{Lu} , la tensión σ_{lim} se obtiene de la expresión (VIII-5)

c_c : Carga crítica adimensional ((V-24)-(V-26))

VIII.4.1 Criterio para el cálculo de c_c para barras de acero

El parámetro c_c ((V-24)-(V-26)), depende de los valores de α_c y α_s , los cuales se obtienen de acuerdo a la Tabla VIII-3. Se ha considerado nula la rigidez plastificada de la armadura transversal ($\alpha_{s,y} = 0$). Como se ha explicado anteriormente, la deformación longitudinal de la barra comprimida que induce la plastificación de los estribos $\varepsilon_{L,wy}$ oscila entre el 6 y el 10 %. Esta tabla se ha deducido con todo lo desarrollado en la sección VIII.2.1. Se ha escogido como acero de referencia el de límite elástico de 575 MPa (de aquí en adelante se denominará a esta tensión σ_{ref}), porque de acuerdo con lo visto en este capítulo, las mayores restricciones a los valores de deformación crítica de pandeo, se dan para aceros superiores a los de referencia. Consecuentemente, se escoge el mayor que ha podido ser probado.

Criterio tensional	$\sigma_{lim} = f_{y,c}$ $\varepsilon_{Lu} = f_{y,c}/E_s$		$\alpha_c = \alpha_{c,inf} = \frac{\pi f_y^2}{3E_s} \nless 70\text{MPa}$ $\alpha_s = \alpha_{s,e}$ (si $\varepsilon_{y,c} < \varepsilon_{L,wy}$)
Criterio deformacional (ductilidad)	Aceros de menor o igual calidad que el de referencia $f_{y,c} \leq \sigma_{ref}$ $\sigma_{lim} = \sigma_s(\varepsilon_{crit,\eta < 1})$ $\varepsilon_{Lu} = \varepsilon_{crit,\eta < 1}$	$\varepsilon_{L,wy} > \varepsilon_{crit,\eta < 1}$	$\alpha_c = \frac{\pi \sigma_{lim}^2}{3E_r}$ $\alpha_s = \alpha_{s,e}$
		$\varepsilon_{L,wy} \leq \varepsilon_{crit,\eta < 1}$	$\alpha_c = \frac{\pi \sigma_{lim}^2}{3E_r}$ $\alpha_s = 0$
	Aceros de mayor o igual calidad que el de referencia $f_{y,c} > \sigma_{ref}$ $\sigma_{lim} = \sqrt{\frac{3E_r \alpha_{c,inf}}{\pi}}$ $\varepsilon_{Lu} = \frac{\sigma_{lim} - f_{y,c}}{E_h} + \varepsilon_{yc}$	$\varepsilon_{Lu} \leq \varepsilon_{crit,\eta < 1}$ $\varepsilon_{Lu} < \varepsilon_{L,wy}$	$\alpha_c = \frac{\pi \sigma_{lim}^2}{3E_r}$ $\alpha_s = \alpha_{s,e}$
		$\varepsilon_{Lu} \leq \varepsilon_{crit,\eta < 1}$ $\varepsilon_{Lu} \geq \varepsilon_{L,wy}$	$\alpha_c = \frac{\pi \sigma_{lim}^2}{3E_r}$ $\alpha_s = 0$
		$\varepsilon_{Lu} > \varepsilon_{crit,\eta < 1}$ $\varepsilon_{Lu} < \varepsilon_{L,wy}$	$\alpha_c = 0$ $\alpha_s = \alpha_{s,e}$
		$\varepsilon_{Lu} > \varepsilon_{crit,\eta < 1}$ $\varepsilon_{Lu} \geq \varepsilon_{L,wy}$	$\alpha_c = \alpha_s = 0$ (Pandeo)

Tabla VIII-3 Determinación de las rigideces α_c y α_s para barras de acero

Además, tal y como se ha comentado, la deformación longitudinal en la que los estribos plastifican $\varepsilon_{L,wy}$ se encuentra entre un 6 y un 10%. En consecuencia, en aquellos hormigones cuya resistencia $f_{R,1}$ sea superior a $(\varepsilon_{L,wy} - 7)/0.6 \nless 0$ (expresión despejada de (VIII-3)), por ejemplo, para $\varepsilon_{L,wy}$ igual a un 10%, el resultado es 5 MPa, el recubrimiento resulta **eficiente después de la plastificación de los estribos** (Figura VIII.12). De acuerdo con los resultados experimentales, se trata de los casos de hormigones de alta resistencia con fibras de acero y de muy altas prestaciones (ver Tabla IV-2). En este caso, la carga de pandeo viene determinada exclusivamente por la rigidez del recubrimiento, puesto que el incremento de la carga crítica de pandeo debido a la rigidez de los estribos plastificados es insignificante si se compara con la del

hormigón. En consecuencia, en estos casos, mediante la armadura transversal no se puede retrasar el pandeo de la armadura longitudinal. Así, en este tipo de hormigones se puede asegurar que la armadura longitudinal no pandeas hasta una deformación igual a $\epsilon_{L,wy}$ para cualquier separación de armadura transversal.

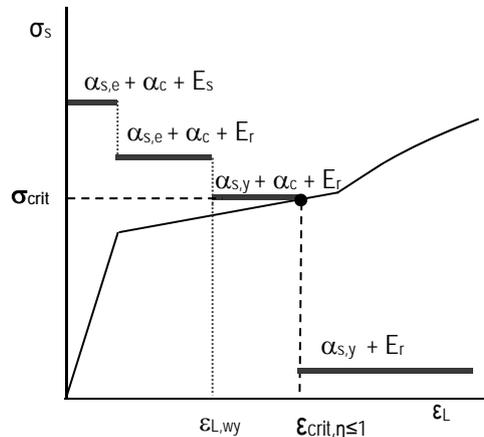


Figura VIII.12 Cálculo de la separación de la armadura transversal en elementos con fibras de acero para $\epsilon_{crit,\eta \leq 1} > \epsilon_{L,wy}$

En caso contrario, cuando la deformación crítica del recubrimiento es menor que la deformación longitudinal en el que los estribos plastifican $\epsilon_{crit,\eta \leq 1} < \epsilon_{L,wy}$, el recubrimiento es ineficiente antes de la plastificación de los estribos (Figura VIII.13.a y b). Esto sucede para hormigones con fibras cuya resistencia $f_{R,1}$ es inferior a $(\epsilon_{L,wy} - 7)/0.6 \ngtr 0$. De acuerdo con los resultados experimentales, se trata de los casos de hormigones convencionales con fibras de acero (ver Tabla IV-2). En este caso, al contrario que el anterior, la armadura transversal sí que puede servir para retrasar el pandeo de la armadura comprimida.

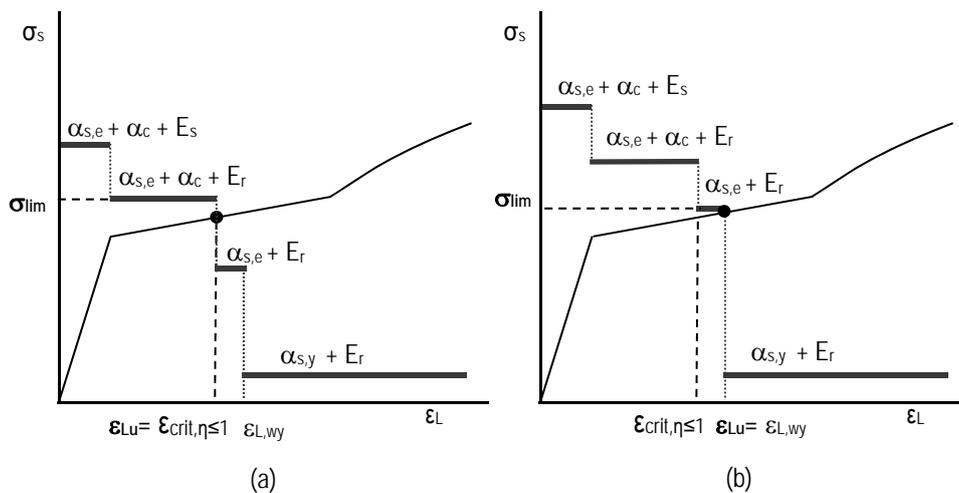


Figura VIII.13 Cálculo de la separación de la armadura transversal en elementos con fibras de acero para $\epsilon_{crit,\eta \leq 1} < \epsilon_{L,wy}$ (a) $\epsilon_{Lu} = \epsilon_{crit,\eta \leq 1}$ (b) $\epsilon_{Lu} = \epsilon_{L,wy}$

VIII.4.2 Cálculo de c_c para barras de SMA

Las anteriores recomendaciones para la separación de la armadura transversal no son válidas para barras de SMA. Esto es debido a que todo el procedimiento mostrado se basa en comparaciones con el acero de referencia que se ha ensayado. Estas comparaciones son válidas porque todos los aceros poseen una rama plástica horizontal en tracción (Dodd y Restrepo (1995) [134]). Consecuentemente, la rama plástica en compresión tiene una pendiente similar en el caso del acero. Sin embargo, en el caso del SMA, debido a su asimetría tracción – compresión y a las diversas composiciones químicas de los distintos SMAs, la pendiente de la rama de transformación martensítica (análoga a la rama plástica del acero en términos de pandeo local) puede ser distinta a la acero de referencia con la que se ha elaborado todo el procedimiento de este capítulo. Por ello, del módulo reducido se debe calcular con el procedimiento propuesto por Papia (1988) [82], expresión (V-2) y no con la expresión simplificada (VIII-4).

Análogamente a lo desarrollado para el acero, la Tabla VIII-4 muestra los valores de las rigideces α_c y α_s en función de la deformación última que se quiera alcanzar sin que la barra pandee (ϵ_{Lu}).

$\sigma_{SMA,c} \leq \sigma_{ref}$	$\epsilon_{SMA,c} > \epsilon_{L,wy}$	$\sigma_{lim} = E_A \cdot \epsilon_{L,wy}$ $\epsilon_{Lu} = \epsilon_{crit,\eta < 1}$	$\alpha_c = \frac{\pi \sigma_{lim}^2}{3E_a}$ $\alpha_s = \alpha_{s,e}$	
	$\epsilon_{SMA,c} \leq \epsilon_{L,wy}$	$\epsilon_{LSMA} < \epsilon_{crit,\eta < 1}$	$\epsilon_{Lu} = \epsilon_{LSMA}$ $\sigma_{lim} = \sigma_{REF}$	$\epsilon_{Lu} < \epsilon_{L,wy}$ $\alpha_s = \alpha_{s,e}$ $\epsilon_{Lu} \geq \epsilon_{L,wy}$ $\alpha_s = 0$
		$\epsilon_{LSMA} \geq \epsilon_{crit,\eta < 1}$	$\epsilon_{Lu} = \epsilon_{crit,\eta < 1}$ $\sigma_{lim} = \sigma_{SMA}(\epsilon_{Lu})$	$\alpha_c = \frac{\pi \sigma_{lim}^2}{3E_r}$
$\sigma_{SMA,c} > \sigma_{ref}$	$\sigma_{lim} = \sigma_{SMA,c}$ $\epsilon_{Lu} = \epsilon_{SMA,c}$	$\epsilon_{Lu} \leq \epsilon_{crit,\eta < 1}$ $\epsilon_{Lu} < \epsilon_{L,wy}$	$\alpha_c = \frac{\pi \sigma_{lim}^2}{3E_r}$ $\alpha_s = \alpha_{s,e}$	
		$\epsilon_{Lu} \leq \epsilon_{crit,\eta < 1}$ $\epsilon_{Lu} \geq \epsilon_{L,wy}$	$\alpha_c = \frac{\pi \sigma_{lim}^2}{3E_r}$ $\alpha_s = 0$	
		$\epsilon_{Lu} > \epsilon_{crit,\eta < 1}$ $\epsilon_{Lu} < \epsilon_{L,wy}$	$\alpha_c = 0$ $\alpha_s = \alpha_{s,e}$	
		$\epsilon_{Lu} > \epsilon_{crit,\eta < 1}$ $\epsilon_{Lu} \geq \epsilon_{L,wy}$	$\alpha_c = \alpha_s = 0$ (Pandeo)	

σ_{ref} : Tensión de referencia (límite elástico del acero de referencia: 575 MPa)

$\alpha_{c,ref}$: Rigidez del recubrimiento de referencia, igual a 70 MPa

$\epsilon_{SMA,c}$: Deformación de inicio de la rama de transformación martensítica

ϵ_{LSMA} : Deformación longitudinal del SMA para la tensión de referencia

$\sigma_{SMA,c}$: Tensión de inicio de transformación de la rama martensítica del SMA

$\sigma_{SMA}(\epsilon_{Lu})$: Tensión del SMA para una deformación ϵ_{Lu}

Tabla VIII-4 Determinación de las rigideces α_c y α_s para armaduras de SMA

Si la tensión de inicio de transformación de la rama martensítica del SMA $\sigma_{SMA,c}$ es inferior a la tensión de referencia σ_{ref} , se pueden dar dos casuísticas: si la deformación $\varepsilon_{SMA,c}$ es mayor que la deformación de plastificación de los estribos $\varepsilon_{L,wy}$ y si es menor. En el primer caso, se puede fijar como deformación última ε_{Lu} la deformación $\varepsilon_{crit,\eta < 1}$. Como el pandeo se produce en la rama austenítica, entonces: $\sigma_{lim} = E_A \cdot \varepsilon_{L,wy}$. En el segundo, caso, es decir, si la deformación $\varepsilon_{SMA,c}$ es menor que la deformación de plastificación de los estribos $\varepsilon_{L,wy}$, se pueden dar de nuevo dos casuísticas. Una donde la deformación crítica sea superior a la que tendría el acero de referencia (Figura VIII.14) y una donde sea inferior (Figura VIII.15). En el primer caso la deformación crítica será mayor que $\varepsilon_{crit,\eta \leq 1}$, por lo que, del lado de la seguridad, se puede fijar que sea igual a $\varepsilon_{crit,\eta \leq 1}$. En el segundo caso, la deformación crítica será menor o igual que $\varepsilon_{crit,\eta \leq 1}$. En este último caso, se puede fijar como límite que la deformación crítica, es decir la deformación última que se puede exigir sin pandear (ε_{Lu}), sea la deformación $\varepsilon_{LSMA} = \varepsilon(\sigma_{ref})$ siendo $\varepsilon_{LSMA} \leq \varepsilon_{crit,\eta \leq 1}$.

Es importante mencionar que en la Figura VIII.14 y en la Figura VIII.15 la línea crítica es la misma para el acero de referencia que para el SMA. Este hecho no es cierto, aunque el razonamiento anterior es válido si la línea crítica del SMA es superior a la del acero. Esto es generalmente cierto debido a que en módulo reducido E_r del SMA suele ser mayor que el del acero debido a la asimetría tracción-compresión. En el caso de que esto no fuera así, es decir, que $E_{r,acero} > E_{r,SMA}$, se debe utilizar un procedimiento general basado en incrementos de deformación longitudinal comparándose en cada iteración la tensión crítica con la curva constitutiva del SMA para determinar el pandeo, tal como se explicó en la sección V.3 del capítulo V. Si la deformación de pandeo es suficiente, la separación de estribos empleada es correcta, si no, se deben repetir los cálculos con una separación de estribos menor.

Por otra parte, si $\sigma_{SMA,c} > \sigma_{ref}$ se fija del lado de la seguridad que el pandeo se produce para la tensión de inicio de la rama de transformación martensítica, lo cual supone un criterio tensional.

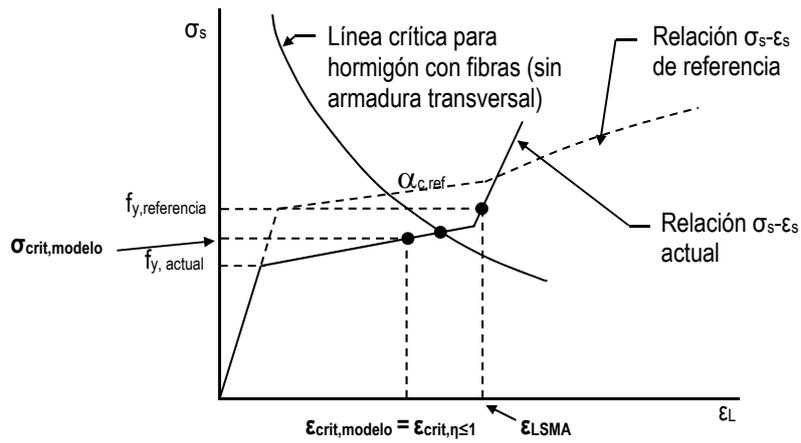


Figura VIII.14 Intersección de la línea de tensión crítica – deformación de la barra de SMA con la relación tensión – deformación del SMA por debajo del límite elástico del acero de referencia (545 MPa)

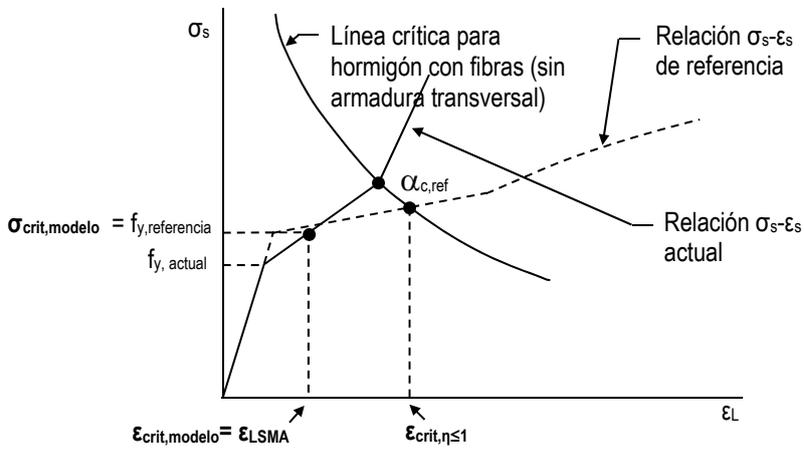


Figura VIII.15 Intersección de la línea de tensión crítica – deformación de la barra de SMA con la relación tensión – deformación del SMA por encima del límite elástico del acero de referencia (545 MPa)

Capítulo IX.

Conclusiones y Futuras Líneas de Investigación

IX.1 Síntesis

Se ha realizado un **estudio experimental** para estudiar la **inestabilidad de barras comprimidas en elementos fabricados con nuevos materiales**. Se ha estudiado elementos fabricados con hormigones convencionales y de alta resistencia, con o sin fibras de acero en su masa, y hormigones de muy altas prestaciones. Se ha estudiado un rango de resistencias a compresión entre 25 y 120 MPa, y un rango de resistencias a flexo-tracción $f_{R,1}$ entre 2 y 24 MPa para hormigones con fibras en su masa. Se ha estudiado el comportamiento de las barras corrugadas de acero y lisas de NiTi con superelasticidad. En total se han ensayado 32 soportes: 9 soportes de hormigón convencional, con un contenido de fibras de acero en su masa de 0, 40 y 80 kg/m³; 9 soportes de hormigón de alta resistencia, con un contenido de fibras de acero en su masa de 0, 40 y 80 kg/m³; y 10 soportes de hormigón de altas prestaciones con 150 kg/m³ de fibras de acero en su masa. Y respecto a comportamiento con barras de NiTi, se han ensayado 4

soportes, 2 con hormigón de alta resistencia y 80 kg/m³ de fibras, y 2 con hormigón de muy altas prestaciones. Se han analizado las siguientes variables: tipo de barra longitudinal, tipología de hormigón, contenido de fibras, separación de la armadura transversal y recubrimiento de hormigón. Se han descrito las observaciones y los resultados obtenidos, y se ha realizado la posterior discusión de los mismos.

Se ha propuesto un **modelo analítico para la determinación de la carga crítica de pandeo** de barras comprimidas en elementos de hormigón, sometidas a una sollicitación monotónica, válida para cualquier distribución y separación de armadura transversal, y para hormigones con o sin fibras de acero. Para la determinación de este modelo se ha aplicado la teoría de la bifurcación que permite establecer la condición de equilibrio en una configuración ligeramente deformada. Se ha propuesto un modelo mixto, en donde los estribos se modelizan de forma discreta y el recubrimiento de forma distribuida. Este modelo amplía la propuesta de Papia et al. (1988) [82] que solo tiene en cuenta la armadura transversal de forma discreta. Se ha propuesto un procedimiento para resolver el sistema de ecuaciones diferenciales de segundo orden. La carga crítica resultante de este modelo se expresa en forma de ábaco o mediante expresiones analíticas. Dicha carga depende de la relación k_{cs} entre la rigidez del recubrimiento de hormigón entre estribos ($\alpha_c \cdot s$) y la rigidez de la armadura transversal α_s , y la relación γ entre la rigidez de la armadura transversal α_s , la rigidez de la armadura longitudinal $E_r I$ y la separación de estribos s . La rigidez de la armadura transversal depende de la geometría. Se ha calibrado la rigidez del recubrimiento α_c con los valores experimentales de los soportes en los que se produce el pandeo de la armadura entre los estribos así como la deformación límite en el que se produce la situación de inestabilidad $\varepsilon_{crit, \eta \leq 1}$. Se ha propuesto un procedimiento para el cálculo de la tensión crítica en barras de acero y de SMA. Y se ha validado el modelo propuesto con los resultados experimentales obteniéndose un resultado suficientemente preciso.

Se ha realizado un **estudio experimental y numérico del comportamiento post-pandeo de barras de SMA aisladas**. Se han ensayo 6 barras de SMA tipo NiTi. Las barras tienen 12 mm de diámetro y su superficie es pulida. Previamente se ensayaron 30 barras de acero con el objetivo de validar el ensayo y calibrar el modelo numérico desarrollado. Se ha calibrado un modelo de elementos finitos mediante el software comercial Abaqus [144] con el objetivo de ayudar a interpretar los resultados y proponer un modelo analítico se ha desarrollado un modelo numérico mediante el cual se ha realizado un estudio paramétrico.

Se ha propuesto un **modelo analítico para la determinación de la relación constitutiva tensión – deformación monotónica en compresión para barras de SMA (NiTi) que incluye el efecto del pandeo**. Este modelo está basado en el equilibrio energético de la barra. El modelo ha sido validado con los datos del modelo numérico de elementos finitos y con los resultados experimentales.

Finalmente, se ha expuesto la **aplicación general del modelo analítico** para el cálculo de la carga de pandeo en barras a compresión, para cualquier tipo de barras, de acero o SMA, con mayor o menor calidad que los ensayados en el programa experimental, así como la simplificación que supone la aplicación de este modelo respecto a la línea crítica real de pandeo. Se han propuesto **recomendaciones de diseño para hormigones sin fibras de acero**, proponiéndose una expresión para el cálculo de la separación de la armadura transversal. Se ha propuesto una simplificación de la misma para barras de acero. Las propuestas se han comparado con las normativas. Por último, se ha propuesto también recomendaciones de diseño para elementos fabricados **con hormigones con fibras de acero** en su masa, tanto para barras longitudinales de acero como de SMA.

IX.2 Conclusiones

Del estudio experimental de la inestabilidad de las barras en elementos de hormigón

- Se ha observado en los soportes **sin fibras de acero** que el recubrimiento se degrada antes de saltar cuando el hormigón es convencional mientras que en alta resistencia salta sin degradarse. En estos elementos, una vez salta el recubrimiento se produce el pandeo de la armadura comprimida, bien simultáneamente si la cuantía transversal es insuficiente o bien si es suficiente, la armadura transversal es capaz de retrasar el pandeo una vez ha saltado el recubrimiento de hormigón. Se ha detectado que el salto del recubrimiento en soportes sin fibras de acero se produce cuando la deformación a la altura de la barra comprimida es igual a ε_{c85} , deformación que corresponde con una **caída del 15% de la tensión pico** en la rama de reblandecimiento. **En estos casos, una vez salta el recubrimiento, es la armadura transversal la encargada de evitar el pandeo de la armadura longitudinal**. En los casos en que la armadura transversal es suficiente, la deformación crítica en la que se produce el pandeo depende exclusivamente de la armadura transversal y es independiente del tipo de hormigón.

- En los soportes **con fibras de acero**, convencional o de alta resistencia, **se retrasa el salto del recubrimiento tanto en hormigones convencionales como de alta resistencia** con el contenido de fibras de acero. Y por ende, **el pandeo en la armadura comprimida**. A diferencia del caso anterior, **el recubrimiento del hormigón sí puede contribuir en retrasar el pandeo de la armadura** comprimida, hasta que resulta ser ineficiente. Si el pandeo se produce entre estribos, únicamente el recubrimiento de hormigón puede evitar que pandee la barra comprimida. Si la región en la que se produce la zona de inestabilidad de la barra afecta a varios estribos, el recubrimiento contribuye junto a la armadura transversal a retrasar el pandeo de la armadura comprimida. En las barras comprimidas, la **deformación crítica** correspondientes a la situación de pandeo de las barras es **mayor conforme mejoran las prestaciones** (mayor contenido de fibras) **y resistencia del hormigón**. En estos casos, a diferencia de los soportes sin fibras, se produce una fisuración distribuida a lo largo del elemento. Se consigue una mejora en términos de comportamiento frente a pandeo si se aumenta la resistencia del hormigón con fibras porque el aumento de la resistencia contribuye a que las fibras tengan más adherencia.
- En los soportes fabricados **con hormigón de muy altas prestaciones**, se produce una **fisuración distribuida** casi inapreciable debido al alto contenido de fibras. **En la situación última**, se produce **una única fisura en la sección crítica del elemento**. En estos especímenes el **recubrimiento se degrada menos** que en los casos anteriores. En estos soportes, la deformación en la que se produce la degradación del recubrimiento, en la situación de inestabilidad, lleva asociado que los **estribos se encuentren plastificados**, y en consecuencia **una vez el recubrimiento resulta ineficiente la barra comprimida pandea independiente de la separación de los estribos**.
- En los soportes con **barras de NiTi prácticamente no existe adherencia** entre las barras lisas y el hormigón. En este caso, con **hormigones con alto contenido de fibras**, el recubrimiento de hormigón es el encargado de **evitar el pandeo de las barras**. Cuando resulta ineficiente, los estribos se encuentran plastificados, y en consecuencia, la carga de pandeo de la barra de NiTi se corresponde con la tensión crítica de una barra aislada con los estribos plastificados. En el caso que el **hormigón tuviera un menor contenido de fibras** o que fuera un hormigón sin fibras, las **barras de NiTi pandearían con una deformación crítica menor**. Es por ello, **que la utilización de un hormigón con alto contenido en fibras permite que este tipo de barras se compriman sin pandear.**

- El NiTi posee un **módulo austenítico E_A inferior al módulo elástico del acero E_s , pero un módulo reducido superior E_r al del acero**. Esto provoca que pandee más fácilmente que el acero en el tramo lineal inicial, y que resista más al pandeo cuando se abandona el tramo lineal inicial.
- **Desde el punto de vista resistente y de ductilidad**, la capacidad resistente se ve incrementada con la resistencia, **el efecto de la separación de la armadura transversal** (confinamiento efectivo) **se ve reducido con la resistencia** y el **contenido de fibras mejora la ductilidad**. Los soportes más dúctiles son los soportes fabricados con hormigón convencional y a mayor contenido de fibras en su masa. Los soportes de muy altas prestaciones muestran un comportamiento en ductilidad semejante a los soportes de alta resistencia con alto contenido de fibras. **En los especímenes con barras de NiTi** los soportes fabricados con **hormigón de muy altas prestaciones son más dúctiles** que los de alta resistencia con alto contenido de fibras. **El menor módulo de deformación** en las barras de NiTi **supone una reducción en la rigidez inicial** del soporte.

Del modelo analítico para el cálculo de la carga crítica de pandeo de barras en elementos de hormigón

- Se ha realizado una **propuesta para el cálculo de la tensión crítica de pandeo adimensional c_c** , en forma de ábacos o mediante expresiones analíticas, que está en función de la relación k_{cS} entre la rigidez del recubrimiento de hormigón entre estribos ($\alpha_c \cdot s$) y la rigidez de la armadura transversal α_s , y la relación γ entre la rigidez de la armadura transversal α_s , la rigidez de la armadura longitudinal $E_r I$ y la separación de estribos s . La rigidez de la armadura transversal depende de la geometría. Se han propuesto expresiones para el cálculo de las rigideces de la armadura transversal y del recubrimiento del hormigón (α_s y α_c). Se ha propuesto una expresión de la deformación límite $\varepsilon_{crit, \eta \leq 1}$ en función de la resistencia a tracción $f_{R,1}$, valor límite a partir del cual no se puede tener en cuenta la rigidez aportada por el recubrimiento de hormigón.
- **Se ha propuesto una metodología para el cálculo de la tensión crítica c_c** en elementos fabricados con hormigones con o sin fibras de acero en su masa, válida tanto para barras de acero como de SMA, **de acuerdo con los resultados experimentales registrados**. Así, en hormigones sin fibras de acero, si la deformación longitudinal en la barra ε_L es inferior a ε_{c85} , la barra no pandea puesto que el recubrimiento aún no ha saltado. Para deformaciones superiores, puesto que el recubrimiento ha saltado, se toma α_c nulo, y se calcula

exclusivamente con la rigidez de la armadura longitudinal y transversal. Por otra parte, en el caso de hormigón con fibras se ha propuesto una metodología que tiene en cuenta la rigidez de la armadura longitudinal (elástica o plástica a partir del módulo reducido), la rigidez de la armadura transversal (elástica o plástica) y la rigidez del recubrimiento α_c . Dicha rigidez se puede considerar hasta la deformación límite $\varepsilon_{crit,\eta \leq 1}$. Para deformaciones superiores de la armadura longitudinal, se tomará α_c igual a cero.

Del análisis del comportamiento post-pandeo de barras de SMA (NiTi) aisladas

A partir del estudio experimental y numérico se obtienen las siguientes conclusiones:

- En el caso de **esbelteces bajas**, tras el punto de inicio de pandeo se puede producir un incremento de carga en lugar de disminuir. El punto de inicio de pandeo se da cuando las fibras de la barra entran en la rama de transformación martensítica, con la consiguiente disminución del módulo tangente. La carga, pasado este punto de inicio de pandeo, puede llegar a subir a medida que las fibras de la barra terminan su transformación martensítica y el su módulo tangente se incrementa. Posteriormente, para una deformación superior, la carga aplicada disminuye debido a los efectos de segundo orden. Por lo tanto, en este espécimen se dan dos puntos de inestabilidad y el módulo de la rama martensítica cobra gran importancia.
- Para **esbelteces altas** el módulo de la rama martensítica no es importante, aunque sí lo es el módulo de la rama austenítica. Para esbelteces altas, el inicio de la inestabilidad se produce antes de que el material abandone el régimen lineal inicial. Por este motivo, de acuerdo con la teoría de Euler, el módulo de elasticidad inicial marca el inicio de pandeo.
- En cuando a la **asimetría en el comportamiento tracción-compresión en deformaciones** del NiTi, la menor longitud de la rama de transformación martensítica en compresión que en tracción provoca que la caída de la carga aplicada sea menor en la rama post-pandeo.
- Finalmente, en cuanto a la **asimetría en el comportamiento tracción-compresión en tensiones**, la diferencia en las tensiones de inicio y de fin de transformación de fase martensítica, en tracción y en compresión, resulta importante para esbelteces bajas, ya que, en estos casos, el inicio del pandeo se produce cuando las fibras de la sección entran en la fase de transformación martensítica.

Del modelo analítico para el cálculo del comportamiento post-pandeo de barras aisladas

- Se ha propuesto un **modelo analítico para el cálculo de la relación constitutiva tensión deformación que incluye el pandeo de la barra, válida tanto para barras de SMA como**

de cualquier otro material. En este modelo plantea el equilibrio energético de la barra y se basa en la hipótesis de que la forma de la barra en su posición deformada tiene forma cosenoidal. El modelo tiene en cuenta el comportamiento no lineal del material a partir de la ecuación constitutiva en compresión (sin pandeo) del material y la no linealidad geométrica. La resolución del modelo se realiza por control de desplazamientos, en concreto mediante incrementos sucesivos de acortamiento por flexión de la barra. Este modelo ha sido contrastado con ensayos numéricos y experimentales de barras de NiTi. Se ha obtenido una excelente precisión respecto a los modelos numéricos y una suficiente precisión respecto a los resultados experimentales.

De las recomendaciones de Diseño para la Separación de la Armadura Transversal

- Se ha desarrollado la **aplicación general del modelo analítico** para el cálculo de la carga crítica de pandeo en barras comprimidas en elementos de hormigón **para aceros de mayor y menor calidad que el utilizado en los ensayos** (el de referencia) y para **SMA**.
- Se ha propuesto una **expresión simplificada del módulo reducido del acero** que supone una pendiente nula del módulo de elasticidad en tracción del acero, del lado de la seguridad. La expresión propuesta depende exclusivamente del límite elástico del acero en compresión.
- **Para hormigones sin fibras de acero**, se ha propuesto una **expresión para el cálculo de la separación de la armadura transversal** en función de la tensión límite y el módulo reducido de la barra comprimida entre otros parámetros. **Se proponen dos criterios** para definir la tensión límite: (1) **en tensiones**, la barra no pandea para tensiones inferiores a la de plastificación (2) **y en deformaciones**, la barra no pandea para deformaciones inferiores a una deformación última requerida. Este último criterio sirve para definir la **mínima separación para asegurar que la barra no pandea antes de que plastifiquen los estribos**.
- Para elementos fabricados **con hormigones sin fibras**, y basado en el criterio de mínima separación para asegurar que la barra no pandea antes de que plastifiquen los estribos, se propone disponer una **separación máxima** de la armadura transversal igual a $4D$, siendo D el diámetro de la armadura longitudinal. Y basado en el criterio en tensiones, se propone separación máxima de la armadura transversal igual a $30D$.
- **En el caso de hormigones con fibras**, por regla general cuando **el recubrimiento deja de ser eficiente, los estribos se encuentran plastificados**. En consecuencia, mediante la armadura transversal no es posible retrasar el pandeo de la barra comprimida. En este caso, se puede asegurar que no pandea hasta la deformación límite del recubrimiento para

cualquier separación de armadura transversal. Este caso sucede en hormigones de alta resistencia con fibras de acero en su masa o de muy altas prestaciones.

- En el caso de hormigones con fibras, en donde **el recubrimiento resulte ineficiente antes de plastificar los estribos**, la armadura transversal sí puede servir para retrasar el pandeo de la armadura comprimida. En este caso, **se ha propuesto una expresión para el cálculo de la separación máxima** y una tabla con los valores de la rigidez del recubrimiento α_c y la rigidez de los estribos α_s que se debe utilizar dependiendo de la casuística.

IX.3 Futuras Líneas de Investigación

A continuación se indican las posibles líneas de investigación de trabajos futuros en relación con la investigación desarrollada.

- Proponer un **programa experimental** para estudiar la inestabilidad de las barras en elementos de hormigón **con otras calidades de acero** (B400SD y B600SD), con el objetivo de calibrar la deformación límite $\varepsilon_{crit,\eta \leq 1}$ en el que se produce la situación de inestabilidad en barras comprimidas para $\eta \leq 1$, es decir cuando la barra pandeas entre estribos. Este estudio debería extenderse para los siguientes tipos de hormigón: convencional y alta resistencia con fibras de acero en su masa, y de muy altas prestaciones. De esta forma se podría obtener experimentalmente una relación entre la rigidez del recubrimiento de hormigón α_c y la deformación de la armadura longitudinal ε_L . Esta expresión supondría **conocer cómo la rigidez del recubrimiento se va degradando en función de la deformación longitudinal $\alpha_c(\varepsilon_L)$** . Dichos resultados, servirán para mejorar la precisión del método analítico para el cálculo de la carga crítica de pandeo propuesto en esta tesis doctoral.
- Proponer un **programa experimental** para estudiar la inestabilidad de las barras en elementos de hormigón con **barras de SMA con adherencia**. En esta investigación se han ensayado barras de SMA (NiTi) pulidas sin adherencia.
- Realizar ensayos experimentales y comprobar el modelo analítico para **elementos de sección circular con armadura transversal en espiral o con forma circular**.
- **Controlar experimentalmente de forma más detallada las deformaciones en los estribos**. Este hecho permitirá conocer la expansión del núcleo en elementos sometidos a carga excéntrica, fabricados con y sin fibras metálicas.
- Realizar **ensayos experimentales y ampliar el modelo analítico** para evaluar el pandeo de la armadura **en elementos reforzados con otros materiales** (FRP, SMA exterior...).

Actualmente cada vez más estructuras son reparadas o reforzadas, por lo que evaluar el pandeo de la armadura en estos elementos es cada vez más más útil.

- **Proponer expresiones de la rigidez de los estribos para geometrías de armadura transversal complejas.**
- **Extender el modelo analítico para que sea capaz de evaluar la tensión que puede soportar una armadura que ya ha pandeado en otra historia de carga.** Por lo tanto, el modelo ampliado debería ser capaz de asumir una geometría inicial de la armadura altamente deformada. Esto sería de utilidad para evaluar la capacidad portante de una estructura dañada cuyos elementos posean armaduras que hayan pandeado.
- **Mejorar el diseño del experimento de las barras aisladas.** Es decir, que los empotramientos de las barras no permitan giro alguno.
- **Aplicar el modelo de barra aislada a otros materiales.** El modelo que predice el comportamiento a compresión de barras comprimidas de SMA puede ser aplicado a cualquier tipo de material. Por este motivo, resulta útil verificar experimentalmente el modelo analítico mediante el ensayo de barras de otros materiales.
- **Extender el modelo analítico para predecir la descarga en barras aisladas de SMA pandeadas.** En este trabajo de investigación se ha elaborado un modelo para predecir el comportamiento de las barras sometidas a compresión monotónica. Sin embargo, no se ha estudiado la descarga de las barras de SMA una vez han pandeado. Debido a su superelasticidad, este fenómeno puede ser importante, ya que son capaces de recobrar parcialmente su forma original tras el pandeo, tal como se ha podido observar experimentalmente.

Capítulo X.

Referencias Bibliográficas

X.1 Referencias

- [1] Caballero-Morrison KE, Bonet JL, Navarro-Gregori J, Martí-Vargas JR. Behaviour of steel-fibre-reinforced normal-strength concrete slender columns under cyclic loading. *Engineering Structures* 2012;39:162–75. doi:10.1016/j.engstruct.2012.02.003.
- [2] Caballero-Morrison KE, Bonet JL, Navarro-Gregori J, Serna-Ros P. An experimental study of steel fiber-reinforced high-strength concrete slender columns under cyclic loading. *Engineering Structures* 2013;57:565–77. doi:10.1016/j.engstruct.2012.06.052.
- [3] P. Paultre, R. Eid, Y. Langlois, Y. Lévesque. Behavior of Steel Fiber-Reinforced High-Strength Concrete Columns under Uniaxial Compression Read More: <http://ascelibrary.org/doi/abs/10.1061/%28ASCE%29ST.1943-541X.0000211>. ASCE 2010;136.
- [4] Campione G, Fossetti M, Papia M. Behavior of Fiber-Reinforced Concrete Columns under Axially and Eccentrically Compressive Loads. *ACI Structural Journal* 2010;107:272–81.
- [5] Saiidi MS, Tazarv M, Nakashoji B, Varela S, Kavianipour. Resilient and Sustainable Bridges of the Future. Second International Conference on Innovation in Bridges and Soil-Structure Interaction, Atenas, Grecia; 57-68; IBSBI 2014.
- [6] Bonet JL, Pereiro-Barceló J, Navarro-Gómez A. Smart Seismic Concrete Connection. P201631022, n.d.
- [7] Fomento EM de, Hormigón ECP del. EHE-08: Instrucción de Hormigón Estructural : con comentarios de los miembros de la Comisión Permanente del Hormigón. 2008.
- [8] EN 1998-1; Eurocode 8: Design of structures for earthquake resistance - Part 1: General rules, seismic actions and rules for buildings. 2004.

- [9] EN 1992-1-1; Eurocode 2: Design of concrete structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings. 2004.
- [10] EN 1998-2; Eurocode 8: Design of concrete structures - Part 2: Bridges. 2005.
- [11] ACI Committee 318. ACI 318-14: Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary. 2014.
- [12] Castro Bugallo MC. Análisis Experimental de Soportes de Homrigón de Altas Prestaciones Sometidos a Compresión y Carga Lateral Cíclica. Tesis Doctoral. Deparametanto de Ingeniería de la Construcción y de Proyectos de Ingeniería Civil, Universitat Politècnica de València, 2016.
- [13] M. Saiid Saiidi MO and Mahmoud Sadrossadat-Zadeh. Cyclic Response of Concrete Bridge Columns Using Superelastic Nitinol and Bendable Concrete. *Structural Journal* 2009;106. doi:10.14359/56285.
- [14] Wilson JC, Wesolowsky MJ. Shape Memory Alloys for Seismic Response Modification: A State-of-the-Art Review. *Earthquake Spectra* 2005;21:569–601. doi:10.1193/1.1897384.
- [15] Filippou FC, Popov EP, Bertero VV. Modeling of Reinforced Concrete Joints under Cyclic Excitations. *Journal of Structural Engineering, ASCE* 1983;109.
- [16] FEMA. Designing for Earthquakes. A Manual for Architects. FEMA 454 2006.
- [17] Branco M, Guerreiro L, Mahesh KK, Braz Fernandes FM. Effect of load cycling on the phase transformations in Ni–Ti wires for civil engineering applications. *Construction and Building Materials* 2012;36:508–19. doi:10.1016/j.conbuildmat.2012.06.003.
- [18] Cladera A, Weber B, Leinenbach C, Czaderski C, Shahverdi M, Motavalli M. Iron-based shape memory alloys for civil engineering structures: An overview. *Construction and Building Materials* 2014;63:281–93. doi:10.1016/j.conbuildmat.2014.04.032.
- [19] Fang H, Wong MB, Bai Y, Luo R. Effect of heating/cooling rates on the material properties of NiTi wires for civil structural applications. *Construction and Building Materials* 2015;101, Part 1:447–55. doi:10.1016/j.conbuildmat.2015.10.081.
- [20] Nakashima M, Inoue K, Tada M. Classification of damage to steel buildings observed in the 1995 Hyogoken-Nanbu earthquake. *Engineering Structures* 1998;20:271–281.
- [21] Sabelli R, Mahin S, Chang C. Seismic demands on steel braced frame buildings with buckling-restrained braces. *Engineering Structures* 2003;25:655–66. doi:10.1016/S0141-0296(02)00175-X.
- [22] Sun W. Seismic response control of high arch dams including contraction joint using nonlinear super-elastic SMA damper. *Construction and Building Materials* 2011;25:3762–7. doi:10.1016/j.conbuildmat.2011.04.013.
- [23] Muntasir Billah AHM, Shahria Alam M. Seismic performance of concrete columns reinforced with hybrid shape memory alloy (SMA) and fiber reinforced polymer (FRP) bars. *Construction and Building Materials* 2012;28:730–42. doi:10.1016/j.conbuildmat.2011.10.020.
- [24] Gencturk B, Araki Y, Kusama T, Omori T, Kainuma R, Medina F. Loading rate and temperature dependency of superelastic Cu–Al–Mn alloys. *Construction and Building Materials* 2014;53:555–60. doi:10.1016/j.conbuildmat.2013.12.002.
- [25] Qiu C, Zhu S. Characterization of cyclic properties of superelastic monocrystalline Cu–Al–Be SMA wires for seismic applications. *Construction and Building Materials* 2014;72:219–30. doi:10.1016/j.conbuildmat.2014.08.065.
- [26] Czaderski C, Shahverdi M, Brönnimann R, Leinenbach C, Motavalli M. Feasibility of iron-based shape memory alloy strips for prestressed strengthening of concrete structures.

- Construction and Building Materials 2014;56:94–105. doi:10.1016/j.conbuildmat.2014.01.069.
- [27] Chen Q, Shin M, Andrawes B. Experimental study of non-circular concrete elements actively confined with shape memory alloy wires. *Construction and Building Materials* 2014;61:303–11. doi:10.1016/j.conbuildmat.2014.02.076.
- [28] Lee WJ, Weber B, Leinenbach C. Recovery stress formation in a restrained Fe–Mn–Si-based shape memory alloy used for prestressing or mechanical joining. *Construction and Building Materials* 2015;95:600–10. doi:10.1016/j.conbuildmat.2015.07.098.
- [29] Kim MK, Kim DJ, Chung Y-S, Choi E. Direct tensile behavior of shape-memory-alloy fiber-reinforced cement composites. *Construction and Building Materials* 2016;102, Part 1:462–70. doi:10.1016/j.conbuildmat.2015.11.015.
- [30] Shahverdi M, Czaderski C, Motavalli M. Iron-based shape memory alloys for prestressed near-surface mounted strengthening of reinforced concrete beams. *Construction and Building Materials* 2016;112:28–38. doi:10.1016/j.conbuildmat.2016.02.174.
- [31] Osteraas J, Krawinkler H. The Mexico Earthquake of September 19, 1985—Behavior of Steel Buildings. *Earthquake Spectra* 1989;5:51–88. doi:10.1193/1.1585511.
- [32] Kim H, Goel S. Seismic evaluation and upgrading of braced frame structures for potential local failures. UMCEE 92-24, Dept. of Civil Engineering and Environmental Engineering, Univ. of Michigan, Ann Arbor: 1992.
- [33] Tremblay R, Filiatrault A, Timler P, Bruneau M. Performance of steel structures during the 1994 Northridge earthquake. *Canadian Journal of Civil Engineering* 1995;22:338–360.
- [34] DesRoches R, McCormick J, Delemont M. Cyclic Properties of Superelastic Shape Memory Alloy Wires and Bars. *Journal of Structural Engineering, ASCE* 2004;130:38–46.
- [35] D. C. Lagoudas. *Shape Memory Alloys: Modeling and Engineering Applications*. Springer, USA: 2006.
- [36] Melton KN, Harrison JD. *Corrosion of NiTi Based Shape Memory Alloys*, Pacific Grove, CA: 1994.
- [37] Duerig T, Pelton A, Stöckel D. An overview of nitinol medical applications. *Materials Science and Engineering: A* 1999;273–275:149–60. doi:10.1016/S0921-5093(99)00294-4.
- [38] El Feninat F, Laroche G, Fiset M, Mantovani D. Shape Memory Materials for Biomedical Applications. *Advanced Engineering Materials* 2002;4:91–104. doi:10.1002/1527-2648(200203)4:3<91::AID-ADEM91>3.0.CO;2-B.
- [39] Bassani P, Besseghini S. NiTiCu shape memory alloy: Superplastic elongation during thermal cycling. *Le Journal de Physique IV* 2001;11:Pr8-381-Pr8-386. doi:10.1051/jp4:2001864.
- [40] Melton KN, Simpson J, Duerig T. *A New Wide Hysteresis NiTi Based Shape Memory Alloy and its Applications*, The Japan Institute of Metals: 1986, p. 1053–8.
- [41] Lagoudas DC. *Shape Memory Alloys: Modeling and Engineering Applications*. New York: Springer; 2008.
- [42] Sutou Y, Omori T, Kainuma R, Ishida K. Ductile Cu–Al–Mn based shape memory alloys: general properties and applications. *Materials Science and Technology* 2008;24:896–901. doi:10.1179/174328408X302567.

- [43] Ozbulut OE, Hurlebaus S, Desroches R. Seismic Response Control Using Shape Memory Alloys: A Review. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures* 2011;22:1531–49. doi:10.1177/1045389X11411220.
- [44] Wolons D, Gandhi F, Malovrh B. Experimental Investigation of the Pseudoelastic Hysteresis Damping Characteristics of Shape Memory Alloy Wires. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures* 1998;9:116–26. doi:10.1177/1045389X9800900205.
- [45] Dolce M, Cardone D. Mechanical behaviour of shape memory alloys for seismic applications 2. Austenite NiTi wires subjected to tension. *International Journal of Mechanical Sciences* 2001;43:2657–77. doi:10.1016/S0020-7403(01)00050-9.
- [46] Tamai H, Kitagawa Y. Pseudoelastic behavior of shape memory alloy wire and its application to seismic resistance member for building. *Computational Materials Science* 2002;25:218–27. doi:10.1016/S0927-0256(02)00266-5.
- [47] Malecot P, Lexcellent C, Foltete E, Collet M. Shape Memory Alloys Cyclic Behavior: Experimental Study and Modeling. *Journal of Engineering Materials and Technology* 2006;128:335–45.
- [48] McCormick J, Tyber J, DesRoches R, Gall K, Maier HJ. Structural engineering with NiTi. II: mechanical behavior and scaling. *Journal of Engineering Mechanics* 2007;133:1019–29.
- [49] Azadi B, Rajapakse RKN, Maijer DM. One-dimensional thermomechanical model for dynamic pseudoelastic response of shape memory alloys. *Smart Materials and Structures* 2006;15:996.
- [50] Wu K, Yang F, Pu Z, Shi J. The Effect of Strain Rate on Detwinning and Superelastic Behavior of Ni Ti Shape Memory Alloys. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures* 1996;7:138–44. doi:10.1177/1045389X9600700203.
- [51] Schmidt I, Lammering R. The damping behaviour of superelastic NiTi components. *Materials Science and Engineering: A* 2004;378:70–5. doi:10.1016/j.msea.2003.09.106.
- [52] Ren W, Li H, Song G. A one-dimensional strain-rate-dependent constitutive model for superelastic shape memory alloys. *Smart Materials and Structures* 2007;16:191.
- [53] Tobushi H, Shimeno Y, Hachisuka T, Tanaka K. Influence of strain rate on superelastic properties of TiNi shape memory alloy. *Mechanics of Materials* 1998;30:141–50. doi:10.1016/S0167-6636(98)00041-6.
- [54] Dayananda GN, Rao MS. Effect of strain rate on properties of superelastic NiTi thin wires. *Materials Science and Engineering: A* 2008;486:96–103. doi:10.1016/j.msea.2007.09.006.
- [55] Soul H, Isalgue A, Yawny A, Torra V, Lovey FC. Pseudoelastic fatigue of NiTi wires: frequency and size effects on damping capacity. *Smart Materials and Structures* 2010;19:085006.
- [56] Ozbulut OE, Hurlebaus S. Neuro-fuzzy Modeling of Temperature- and Strain-rate-dependent Behavior of NiTi Shape Memory Alloys for Seismic Applications. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures* 2010;21:837–49. doi:10.1177/1045389X10369720.
- [57] Auricchio F, Sacco E. A Superelastic Shape-Memory-Alloy Beam Model. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures* 1997;8:489–501. doi:10.1177/1045389X9700800602.
- [58] Orgéas L, Favier D. Non-Symmetric Tension-Compression Behaviour of NiTi Alloy. *Journal de Physique IV* 1995;05:C8-605-C8-610. doi:10.1051/jp4/199558605.
- [59] Piedboeuf MC, Gauvin R, Thomas M. DAMPING BEHAVIOUR OF SHAPE MEMORY ALLOYS: STRAIN AMPLITUDE, FREQUENCY AND TEMPERATURE EFFECTS. *Journal of Sound and Vibration* 1998;214:885–901. doi:10.1006/jsvi.1998.1578.

- [60] Chang B-C, Shaw JA, Iadicola MA. Thermodynamics of Shape Memory Alloy Wire: Modeling, Experiments, and Application. *Continuum Mechanics and Thermodynamics* 2006;18:83–118. doi:10.1007/s00161-006-0022-9.
- [61] Chen W, Bo S. Temperature dependence of a NiTi shape memory alloy's superelastic behavior at a high strain rate. *Journal of Mechanics of Materials and Structures* 2006;1:339–356.
- [62] Churchill CB, Shaw JA, Iadicola MA. TIPS AND TRICKS FOR CHARACTERIZING SHAPE MEMORY ALLOY WIRE: PART 2—FUNDAMENTAL ISOTHERMAL RESPONSES. *Experimental Techniques* 2009;33:51–62. doi:10.1111/j.1747-1567.2008.00460.x.
- [63] Rondelli G. Corrosion resistance tests on NiTi shape memory alloy. *Biomaterials* 1996;17:2003–8. doi:10.1016/0142-9612(95)00352-5.
- [64] Foster SJ. On behavior of high-strength concrete columns: Cover spalling, steel fibers, and ductility. *ACI Structural Journal* 2001;98:583–9.
- [65] Aoude H., William D. C., Denis M. Axial Load Response of Columns Constructed with Fibers and Self-Consolidating Concrete. *ACI Struct J* 2009;106:349.
- [66] Rodríguez F, Prado D. Hormigón con la incorporación de fibras. *Revista de Obras Públicas* 1984:779–96.
- [67] J. Society of Civil Engineers. Recommendations for Design and Construction of High Performance Fiber Reinforced Cement Composites with Multiple Fine Cracks (HPFRCC). Japan Society of Civil Engineers 2008.
- [68] Walraven JC. High performance fiber reinforced concrete: progress in knowledge and design codes. *Materials and Structures* 2009;42:1247. doi:10.1617/s11527-009-9538-3.
- [69] Mármol P. Hormigones con fibras de acero, características mecánicas. Tesis de Máster, Departamento de Ingeniería Civil: Construcción, Universidad Politécnica de Madrid, 2010.
- [70] Asensio Cuenca E. Comportamiento a cortante de elementos constructivos fabricados con hormigón autocompactante y hormigón reforzado con fibras. Tesis de Máster. Universidad Politécnica de Valencia, 2008.
- [71] J. S. C. E. (Japan Society of Civil Engineers, Earthquake Engineering Committee). Earthquake Resistant Design for Civil Engineering Structures in Japan 1988.
- [72] Campione G, Letizia Mangiavillano M. Fibrous reinforced concrete beams in flexure: Experimental investigation, analytical modelling and design considerations. *Engineering Structures* 2008;30:2970–80. doi:10.1016/j.engstruct.2008.04.019.
- [73] Mansur M, Ong K. Behavior of Reinforced Fiber Concrete Deep Beams in Shear. *ACI Struct J* 1991;88:98–105.
- [74] Spasojevic A. Structural implications of ultra-high performance fibre-reinforced concrete in bridge design 2008.
- [75] ACI. 544.1R. State-of-the-Art Report on Fiber Reinforced Concrete 1996.
- [76] David A. Fanella and Antoine E. Naaman. Stress-Strain Properties of Fiber Reinforced Mortar in Compression. *Journal Proceedings* 1985;82. doi:10.14359/10359.
- [77] A. Samer Ezeldin, Perumalsamy N. Balaguru. Normal- and High-Strength Fiber-Reinforced Concrete under Compression. *Journal of Materials in Civil Engineering* 1992;4:415–29. doi:10.1061/(ASCE)0899-1561(1992)4:4(415).

- [78] Nataraja MC, Dhang N, Gupta AP. Stress – strain curves for steel fiber reinforced concrete under compression. *Cement and Composites* 1999;21:383–90.
- [79] J. A. O. Barros, J. A. Figueiras. Flexural Behavior of SFRC: Testing and Modeling. *Journal of Materials in Civil Engineering* 1999;11:331–9. doi:10.1061/(ASCE)0899-1561(1999)11:4(331).
- [80] Popovics S. A numerical approach to the complete stress–strain curve of concrete. *Cement and Concrete Research* 1973;3:582–99.
- [81] Yu-Chen Ou, Mu-Sen Tsai, Kuang-Yen Liu, Kuo-Chun Chang. Compressive Behavior of Steel-Fiber-Reinforced Concrete with a High Reinforcing Index. *Journal of Materials in Civil Engineering* 2012;24:207–15. doi:10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0000372.
- [82] Papia M, Russo G, Zingone G. Instability of longitudinal bars in RC columns. *Journal of Structural Engineering* 1988;114:445–461.
- [83] Dhakal RP, Maekawa K. Reinforcement stability and fracture of cover concrete in reinforced concrete members. *Journal of Structural Engineering* 2002c;128:1253–1262.
- [84] Dhakal RP. Post-peak response analysis of SFRC columns including spalling and buckling. *Structural Engineering and Mechanics* 2006;22:311–30.
- [85] Campione G. Compressive behavior of short fibrous reinforced concrete members with square cross-section. *Structural Engineering and Mechanics* 2011;37:649–69.
- [86] B. Bresler and P. H. Gilbert. Tie Requirements for Reinforced Concrete Columns. *Journal Proceedings* 1961;58. doi:10.14359/7997.
- [87] Charles F. Scribner. Reinforcement Buckling in Reinforced Concrete Flexural Members. *Journal Proceedings* 1986;83. doi:10.14359/2648.
- [88] Pantazopoulou SJ. Detailing for reinforcement stability in RC members. *Journal of Structural Engineering* 1998;124:623–632.
- [89] Talaat MM, Mosalam KM. Computational modeling of progressive collapse in reinforced concrete frame structures. ProQuest; 2007.
- [90] Mander JB, Priestley MJN, Park R. Observed stress-strain behavior of confined concrete. *Journal of Structural Engineering* 1988;114:1827–1849.
- [91] Giuffrè A, Pinto PE. Il comportamento del cemento armato per sollecitazioni cicliche di forte intensità. *Giornale Del Genio Civile* 1970;5:391–408.
- [92] Menegotto M, Pinto PE. Method of Analysis for Cyclically Loaded RC Frames Including Changes in Geometry and Non-elastic Behaviour of Elements Under Combined Normal Force and Bending. IABSE Congress Reports of the Working Commission 1973;13.
- [93] Gomes A, Appleton J. Nonlinear cyclic stress-strain relationship of reinforcing bars including buckling. *Engineering Structures* 1997;19:822–826.
- [94] Dhakal RP, Maekawa K. Path-dependent cyclic stress–strain relationship of reinforcing bar including buckling. *Engineering Structures* 2002b;24:1383–1396.
- [95] Massone LM, Moroder D. Buckling modeling of reinforcing bars with imperfections. *Engineering Structures* 2009;31:758–67. doi:10.1016/j.engstruct.2008.11.019.
- [96] Massone LM, López EE. Modeling of reinforcement global buckling in RC elements. *Engineering Structures* 2014;59:484–94. doi:10.1016/j.engstruct.2013.11.015.
- [97] Bekker A, Brinson LC. Phase diagram based description of the hysteresis behavior of shape memory alloys. *Acta Materialia* 1998;46:3649–3665.

- [98] Tanaka K, Nishimura F, Hayashi T, Tobushi H, LExcellent C. Phenomenological analysis on subloops and cyclic behavior in shape memory alloys under mechanical and/or thermal loads. *Mechanics of Materials* 1995;19:281–92. doi:10.1016/0167-6636(94)00038-1.
- [99] Bo Z, Lagoudas DC. Thermomechanical modeling of polycrystalline SMAs under cyclic loading, Part I: theoretical derivations. *International Journal of Engineering Science* 1999;37:1089–1140.
- [100] Lagoudas DC, Bo Z. Thermomechanical modeling of polycrystalline SMAs under cyclic loading, Part II: Material characterization and experimental results for a stable transformation cycle. *International Journal of Engineering Science* 1999;37:1141–1173.
- [101] Bo Z, Lagoudas DC. Thermomechanical modeling of polycrystalline SMAs under cyclic loading, Part III: evolution of plastic strains and two-way shape memory effect. *International Journal of Engineering Science* 1999;37:1175–1203.
- [102] Bo Z, Lagoudas DC. Thermomechanical modeling of polycrystalline SMAs under cyclic loading, Part IV: Modeling of minor hysteresis loops. *International Journal of Engineering Science* 1999;37:1205–1249.
- [103] Mander JB, Seismic design of bridge piers. Doctoral Thesis. University of Canterbury, Nueva Zenlanda, 1983.
- [104] Mander JB, Panthaki FD, Kasalanati A. Low-cycle fatigue behavior of reinforcing steel. *Journal of Materials in Civil Engineering* 1994;6:453–468.
- [105] Monti G, Nuti C. Nonlinear cyclic behavior of reinforcing bars including buckling. *Journal of Structural Engineering* 1992;118:3268–3284.
- [106] Rodriguez ME, Botero JC, Villa J. Cyclic stress-strain behavior of reinforcing steel including effect of buckling. *Journal of Structural Engineering* 1999;125:605–612.
- [107] Bayrak O, Sheikh SA. Plastic hinge analysis. *Journal of Structural Engineering* 2001;127:1092–1100.
- [108] Bae S, Miseses AM, Bayrak O. Inelastic Buckling of Reinforcing Bars. *Journal of Structural Engineering* 2005;131:314–21. doi:10.1061/(ASCE)0733-9445(2005)131:2(314).
- [109] Lee HJ, Lee JJ. A numerical analysis of the buckling and postbuckling behavior of laminated composite shells with embedded shape memory alloy wire actuators. *Smart Materials and Structures* 2000;9:780.
- [110] Tawfik M, Ro J-J, Mei C. Thermal post-buckling and aeroelastic behaviour of shape memory alloy reinforced plates. *Smart Materials and Structures* 2002;11:297.
- [111] Park J-S, Kim J-H, Moon S-H. Vibration of thermally post-buckled composite plates embedded with shape memory alloy fibers. *Composite Structures* 2004;63:179–88. doi:10.1016/S0263-8223(03)00146-6.
- [112] Asadi H, Bodaghi M, Shakeri M, Aghdam MM. On the free vibration of thermally pre/post-buckled shear deformable SMA hybrid composite beams. *Aerospace Science and Technology* 2013;31:73–86. doi:10.1016/j.ast.2013.09.008.
- [113] Asadi H, Bodaghi M, Shakeri M, Aghdam MM. An analytical approach for nonlinear vibration and thermal stability of shape memory alloy hybrid laminated composite beams. *European Journal of Mechanics - A/Solids* 2013;42:454–68. doi:10.1016/j.euromechsol.2013.07.011.
- [114] Asadi H, Kiani Y, Shakeri M, Eslami MR. Exact solution for nonlinear thermal stability of hybrid laminated composite Timoshenko beams reinforced with SMA fibers. *Composite Structures* 2014;108:811–22. doi:10.1016/j.compstruct.2013.09.010.

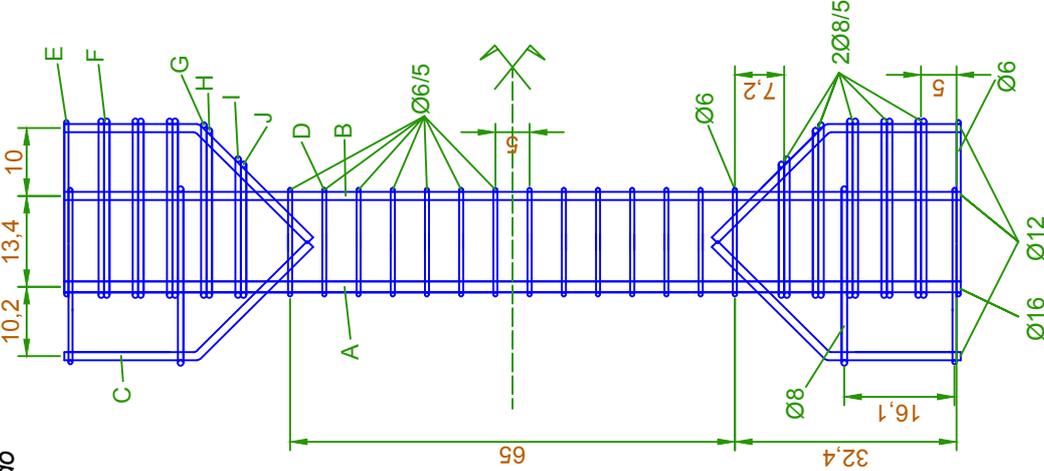
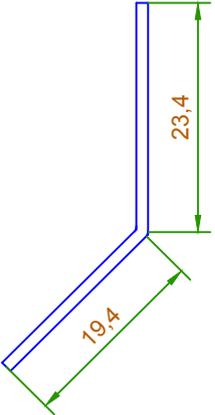
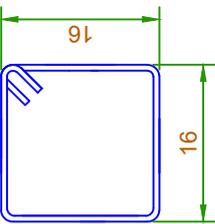
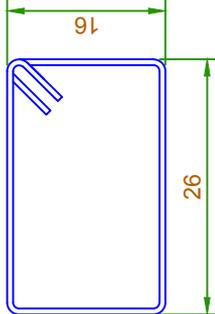
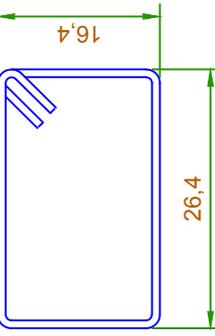
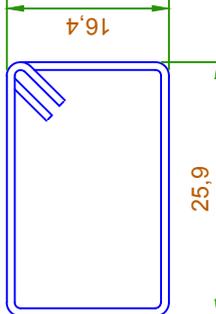
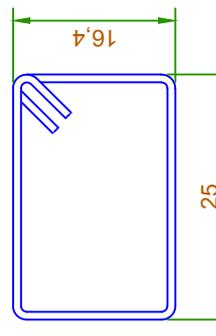
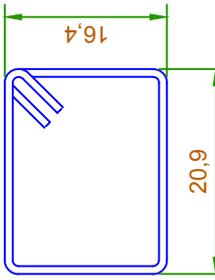
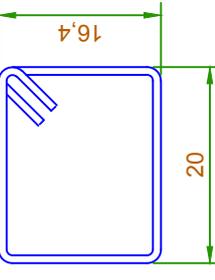
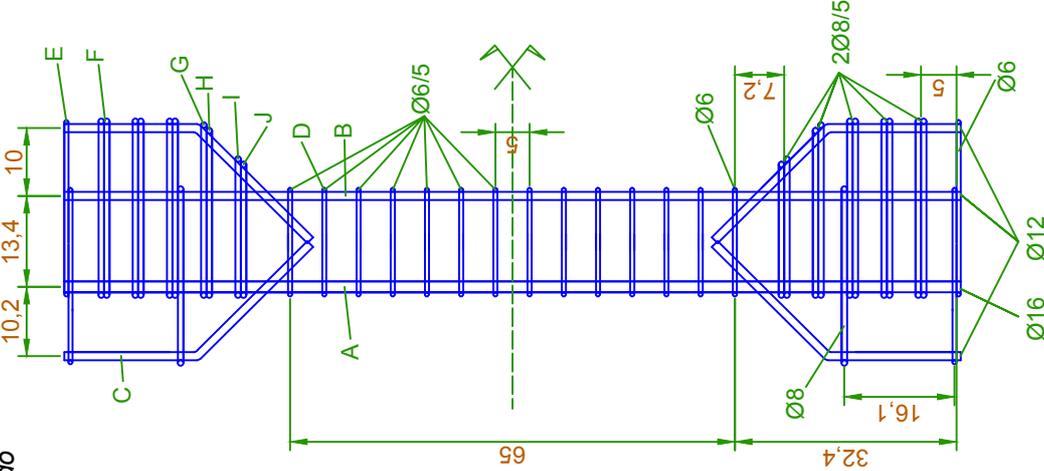
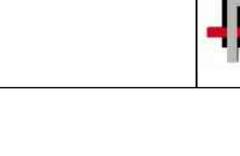
- [115] Asadi H, Eynbeygi M, Wang Q. Nonlinear thermal stability of geometrically imperfect shape memory alloy hybrid laminated composite plates. *Smart Materials and Structures* 2014;23:075012. doi:10.1088/0964-1726/23/7/075012.
- [116] Asadi H, Kiani Y, Shakeri M, Eslami MR. Exact Solution for Nonlinear Thermal Stability of Geometrically Imperfect Hybrid Laminated Composite Timoshenko Beams Embedded with SMA Fibers. *Journal of Engineering Mechanics* 2015;141:04014144. doi:10.1061/(ASCE)EM.1943-7889.0000873.
- [117] Asadi H, Bodaghi M, Shakeri M, Aghdam MM. Nonlinear dynamics of SMA-fiber-reinforced composite beams subjected to a primary/secondary-resonance excitation. *Acta Mechanica* 2015;226:437–55. doi:10.1007/s00707-014-1191-4.
- [118] Asadi H, Akbarzadeh AH, Wang Q. Nonlinear thermo-inertial instability of functionally graded shape memory alloy sandwich plates. *Composite Structures* 2015;120:496–508. doi:10.1016/j.compstruct.2014.10.027.
- [119] Asadi H, Akbarzadeh AH, Chen ZT, Aghdam MM. Enhanced thermal stability of functionally graded sandwich cylindrical shells by shape memory alloys. *Smart Materials and Structures* 2015;24:045022. doi:10.1088/0964-1726/24/4/045022.
- [120] Asadi H, Kiani Y, Aghdam M, Shakeri M. Enhanced thermal buckling of laminated composite cylindrical shells with shape memory alloy. *Journal of Composite Materials* 2016;50:243–56. doi:10.1177/0021998315573287.
- [121] Rahman MA, Qiu J, Tani J. Buckling and postbuckling characteristics of the superelastic SMA columns. *International Journal of Solids and Structures* 2001;38:9253–9265.
- [122] Rahman MA, Tani J. Postbuckling characteristics of the short superelastic shape memory alloy columns-experiment and quantitative analysis. *Applied Mechanics and Engineering* 2006;11:941.
- [123] Movchan AA, Movchan IA, Sil'chenko LG. Effect of structural transformation and deformation nonlinearity on the stability of a shape memory alloy rod. *Mechanics of Solids* 2010;45:876–84. doi:10.3103/S0025654410060117.
- [124] Movchan AA, Sil'chenko LG, Sil'chenko TL. Taking account of the martensite inelasticity in the reverse phase transformation in shape memory alloys. *Mechanics of Solids* 2011;46:194–203. doi:10.3103/S0025654411020075.
- [125] Richter F, Kastner O, Eggeler G. Finite-Element Simulation of the Anti-Buckling-Effect of a Shape Memory Alloy Bar. *Journal of Materials Engineering and Performance* 2011;20:719–30. doi:10.1007/s11665-010-9797-8.
- [126] Urushiyama Y, Lewinnek D, Qiu J, Tani J. Buckling of Shape Memory Alloy Columns (Buckling of Curved Column and Twinning Deformation Effect). *JSME (The Japan Society of Mechanical Engineers) Int J Ser A, Solid Mech Mater* 2003;46:60–7.
- [127] New Proposal of Eurocode 2; AEN/ CTN 140. CEN-TC250-SC2_N1095_PT-SC2-T1_S09_2016-05-07_-_Draft_of_sect.pdf; 2016.
- [128] International Federation for Structural Concrete, editor. *Model Code 2010:: final draft. Vol. 2*, Lausanne: The International Federation for Structural Concrete; 2012.
- [129] Collins, Michael .P.; Mitchel, Denis; Macgregor, James G. *Structural Design Considerations for High-Strength Concrete*. *Concrete International* 1993:27–34.
- [130] Leite L, Bonet JL, Pallarés L, Miguel PF, Fernández-Prada MA. Experimental research on high strength concrete slender columns subjected to compression and uniaxial bending with unequal eccentricities at the ends. *Engineering Structures* 2013;48:220–32. doi:10.1016/j.engstruct.2012.07.039.

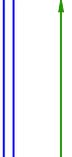
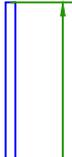
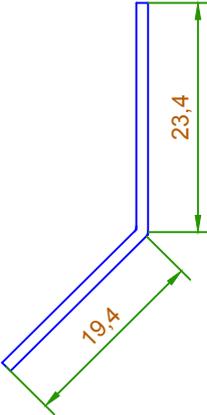
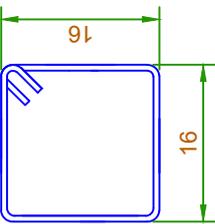
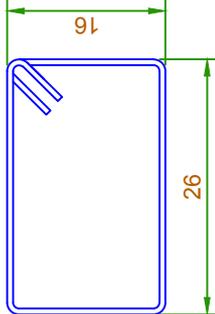
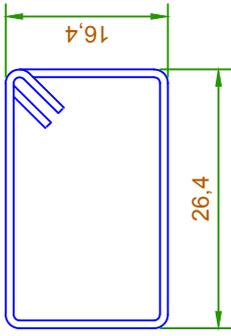
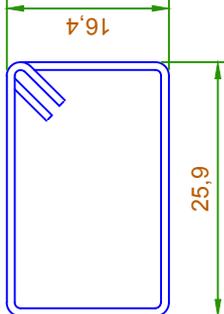
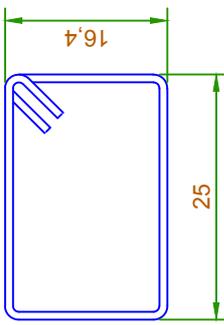
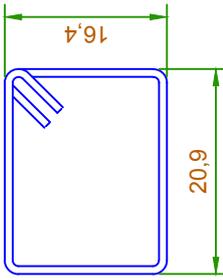
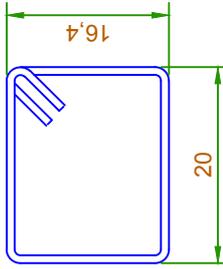
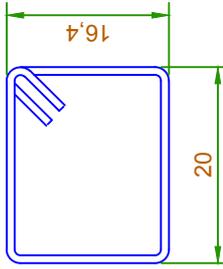
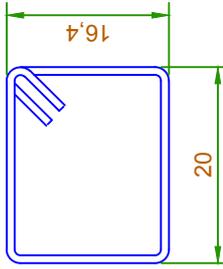
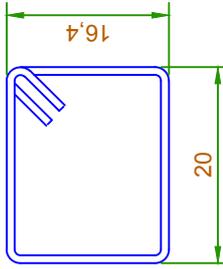
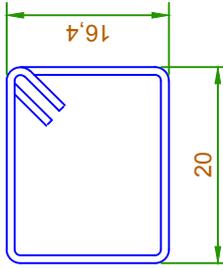
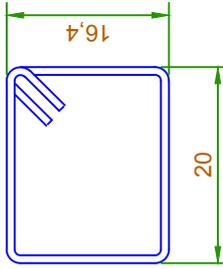
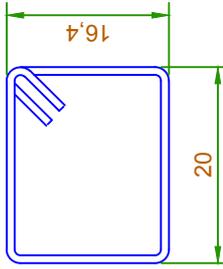
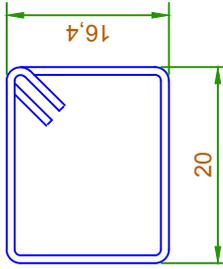
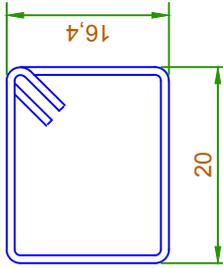
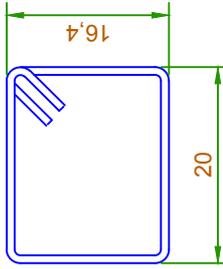
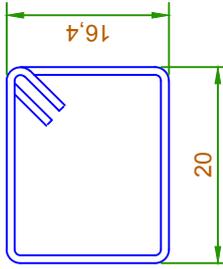
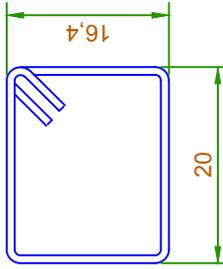
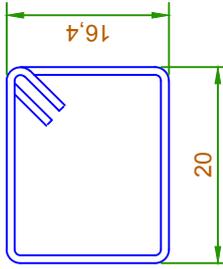
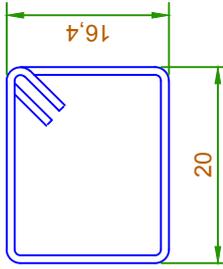
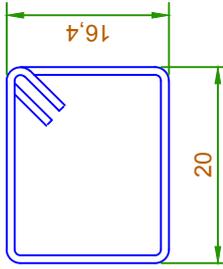
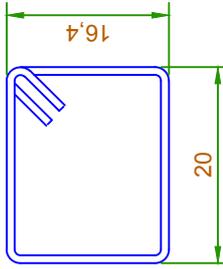
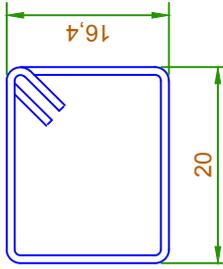
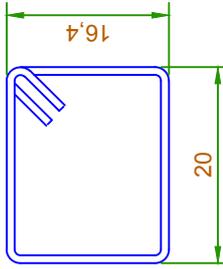
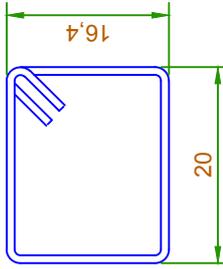
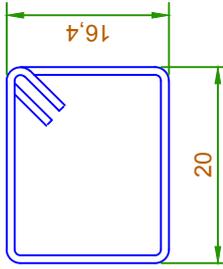
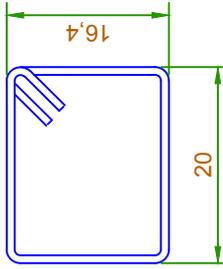
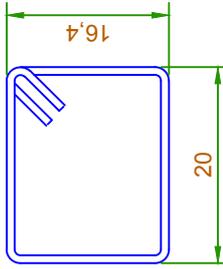
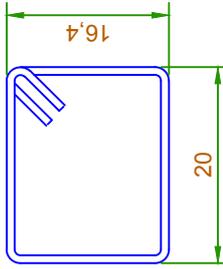
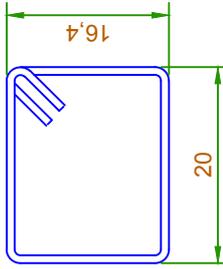
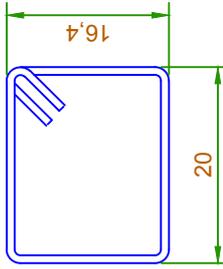
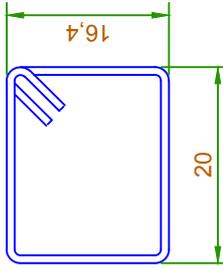
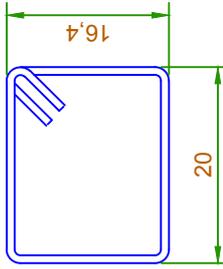
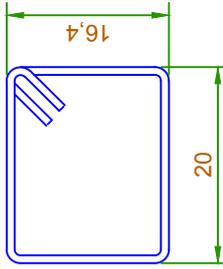
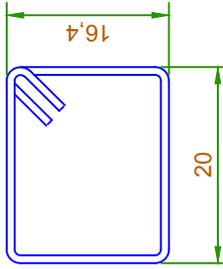
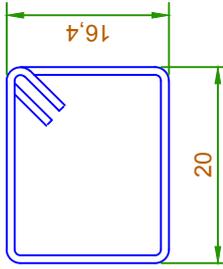
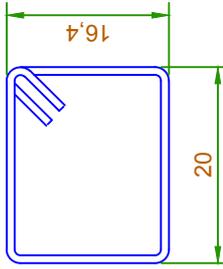
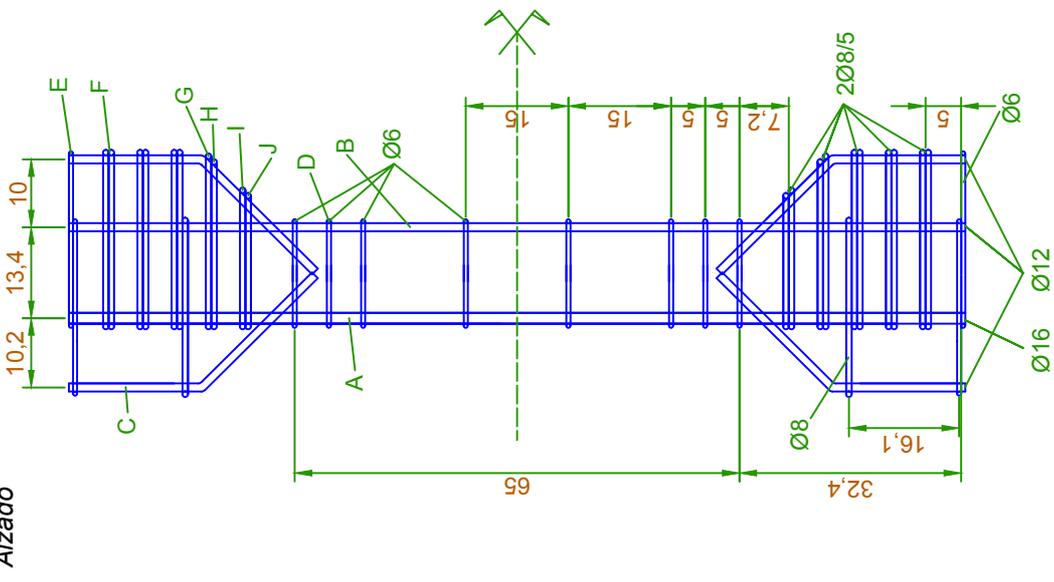
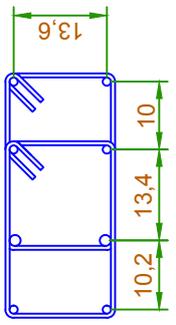
- [131] Asociación española de normalización y certificación, AENOR. UNE-EN 12390-3. Ensayos de hormigón endurecido – Parte 3: Determinación de la resistencia a compresión de probetas. 2000.
- [132] Asociación española de normalización y certificación, AENOR. UNE-EN 14651:2007. Método de ensayo para hormigón con fibras metálicas. Determinación de la resistencia a la tracción por flexión (límite de proporcionalidad (LOP), resistencia residual 2007.
- [133] AENOR. Spanish Association for Standards and Certification. UNE-EN ISO 6892-1:2009. Metallic materials. Tensile testing. Part 1: Method of test at ambient temperature. 2010.
- [134] Dodd LL, Restrepo-Posada JI. Model for predicting cyclic behavior of reinforcing steel. *Journal of Structural Engineering* 1995;121:433–445.
- [135] ASTM F2004 - 05. Standard Test Method for Transformation Temperature of Nickel-Titanium Alloys by Thermal Analysis. *soja.pdf* 2010.
- [136] Mo YL, Chan J. Bond and slip of plain rebars in concrete. *Journal of Materials in Civil Engineering* 1996;8:208–211.
- [137] Verderame GM, De Carlo G, Ricci P, Fabbrocino G. Cyclic bond behaviour of plain bars. Part II: Analytical investigation. *Construction and Building Materials* 2009;23:3512–22. doi:10.1016/j.conbuildmat.2009.07.001.
- [138] Tazarv M, Saiid Saiidi M. Low-Damage Precast Columns for Accelerated Bridge Construction in High Seismic Zones. *Journal of Bridge Engineering* 2016;21:04015056. doi:10.1061/(ASCE)BE.1943-5592.0000806.
- [139] Wai-Fah Chen, E. M. Lui. *Structural Stability: Theory and Implementation*. PTR Prentice Hall; 1987.
- [140] Khajeh A, M. Attard M. Lateral Behaviour of Concrete. *World Academy of Science, Engineering and Technology* 2011;59:940–5.
- [141] Lokuge WP, Sanjayan JG, Setunge S. Stress-strain model for laterally confined concrete. *Journal of Materials in Civil Engineering* 2005;17:607–16. doi:10.1061/(ASCE)0899-1561(2005)17:6(607).
- [142] Montoya E, Vecchio FJ, Sheikh SA. Compression field modeling of confined concrete: Constitutive models. *Journal of Materials in Civil Engineering* 2006;18:510–7. doi:10.1061/(ASCE)0899-1561(2006)18:4(510).
- [143] Osorio E, Bairán JM, Marí AR. Lateral behavior of concrete under uniaxial compressive cyclic loading. *Materials and Structures* 2012. doi:10.1617/s11527-012-9928-9.
- [144] Dassault Systèmes Simulia Corp. ABAQUS 6.13. *Abaqus analysis user's manual*. 2013.
- [145] Auricchio F, Taylor RL. Shape-memory alloys: modelling and numerical simulations of the finite-strain superelastic behavior. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 1997;143:175–194.
- [146] Auricchio F, Taylor RL. Shape-memory alloys: macromodelling and numerical simulations of the superelastic behavior. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 1997;146:281–312.

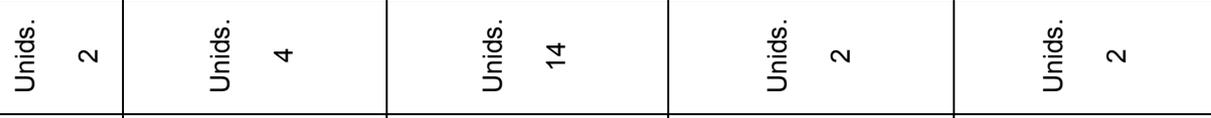
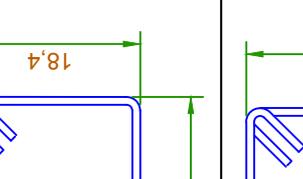
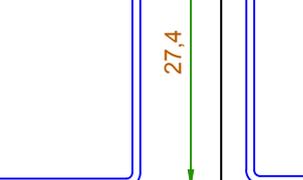
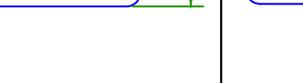
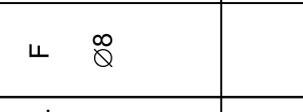
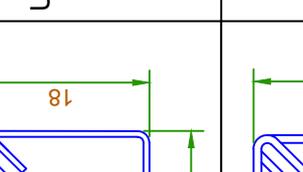
Anejo A: Planos

Este anejo contiene los planos de los especímenes con forma de hueso que se ensayaron para estudiar del pandeo de la armadura comprimida. También se incluyen los planos de las extensiones de las rótulas de apoyo y demás artilugios diseñados exprefeso para llevar a cabo la campaña experimental.

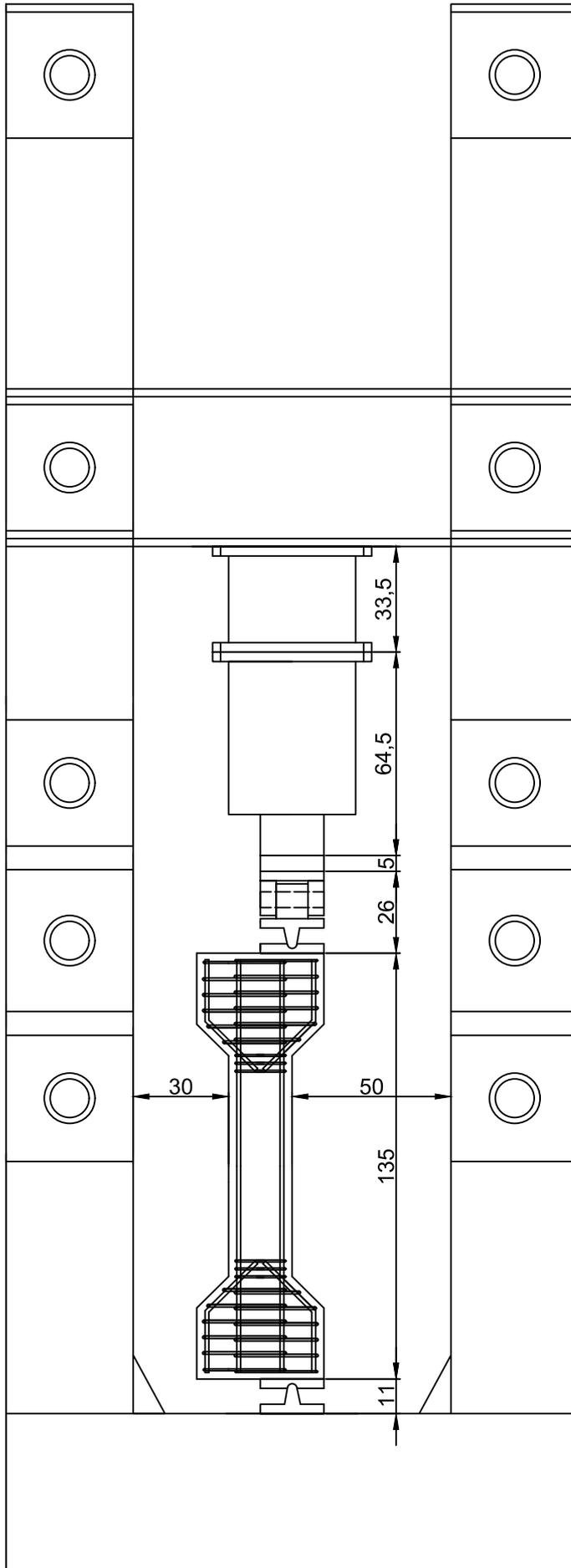
Alzado					Unids.
A Ø16		2			
B Ø12		2			
C Ø12		8	D Ø6	Unids. 6	
E Ø6		4	F Ø8	Unids. 14	
G Ø8		2	H Ø8	Unids. 2	
I Ø8		2	J Ø8	Unids. 2	
Planta 	Nombre Armado tipo E, estribos a 60 cm, recubrimiento de 2 cm	Unidad cm Acero B500S			
Proyectista Javier Pereiro Barceló					

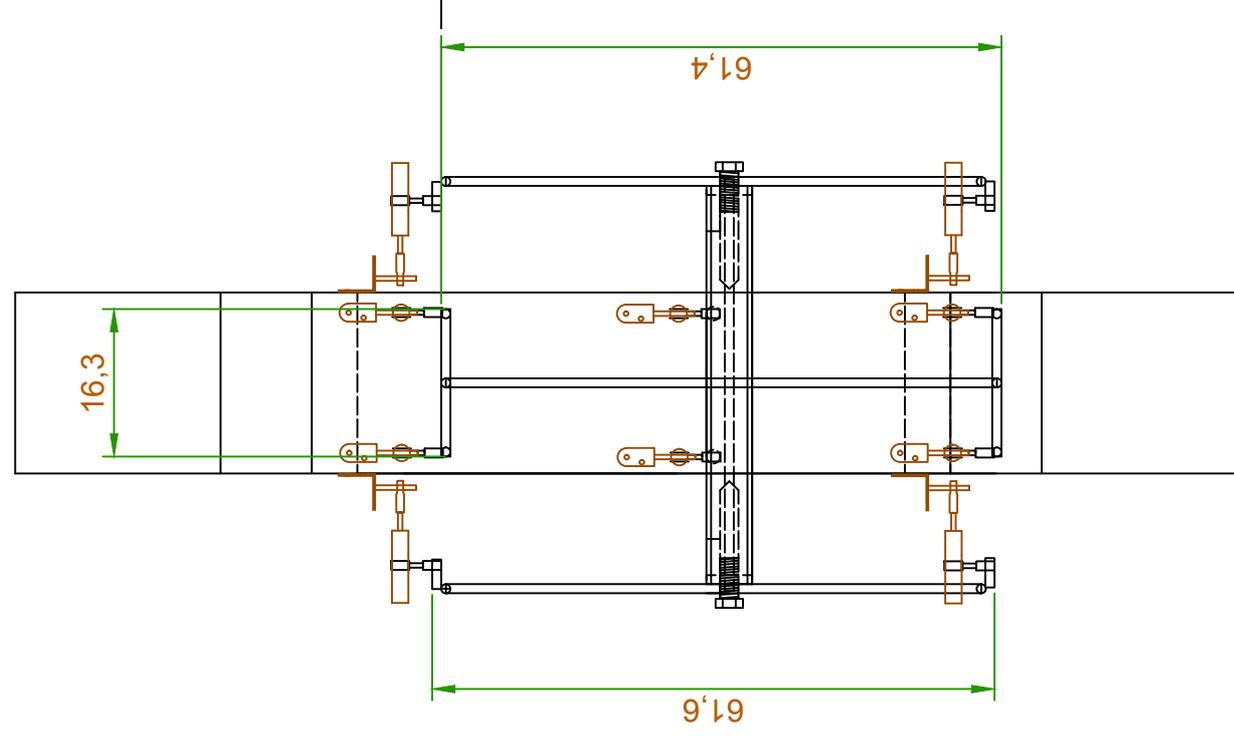
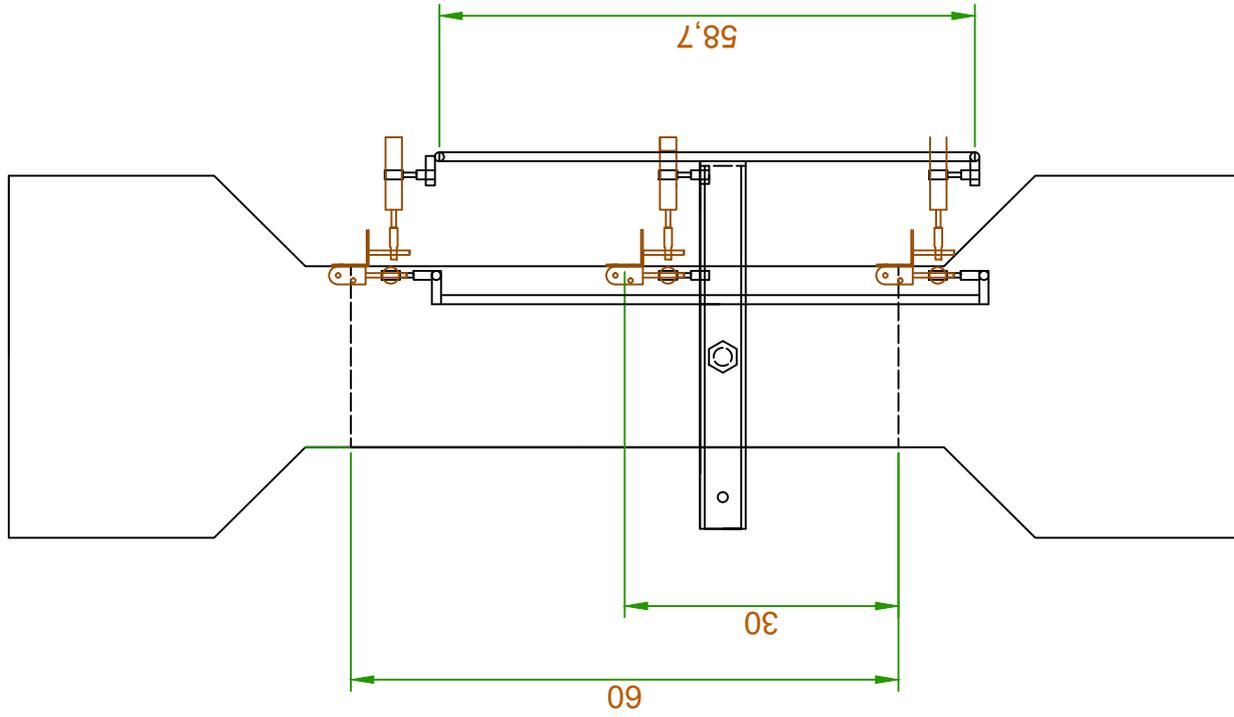
Alzado						Unids.		
A Ø16						2		
B Ø12						2		
C Ø12		Unids. 8	D Ø6		Unids. 14			
E Ø6		Unids. 4	F Ø8		Unids. 14			
G Ø8		Unids. 2	H Ø8		Unids. 2			
I Ø8		Unids. 2	J Ø8		Unids. 2			
Planta 	Nombre Armado tipo A, estribos a 5 cm, recubrimiento de 2 cm					Observaciones Estribos atados, no soldados	Unidad cm	Acero B500S
Proyectista Javier Pereiro Barceló								

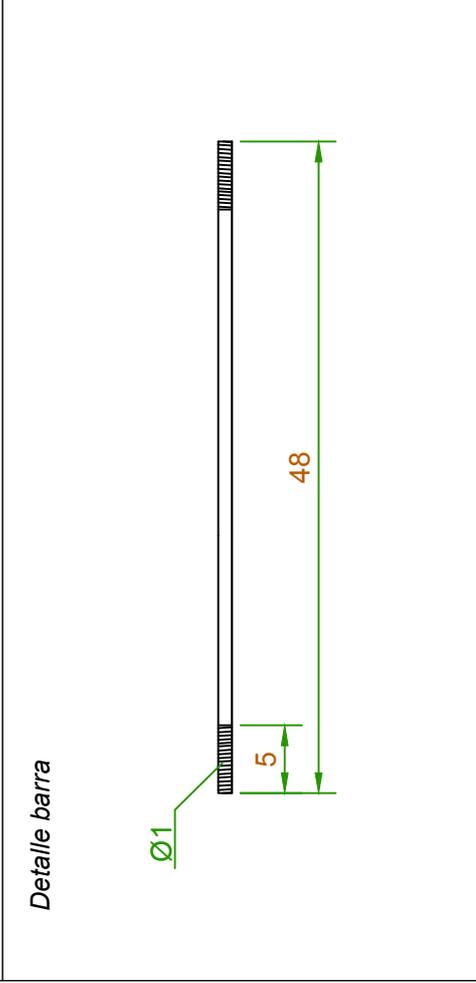
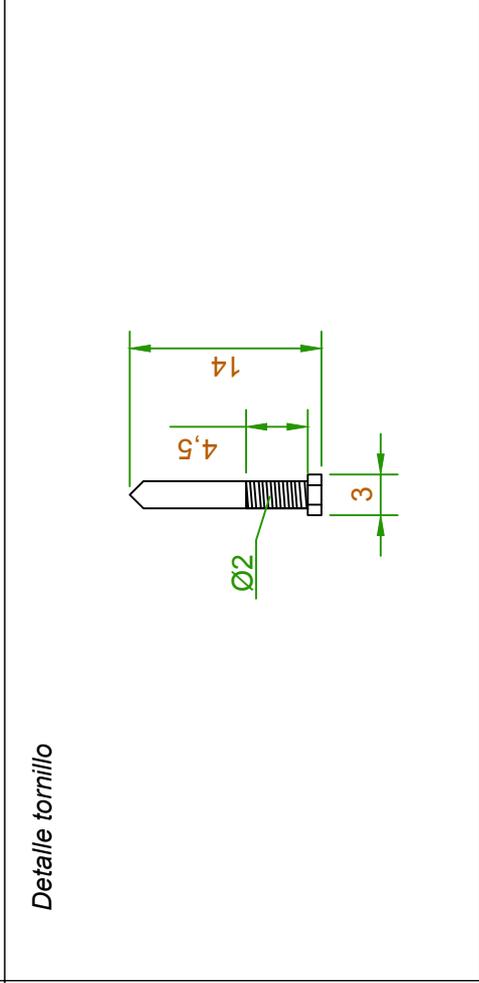
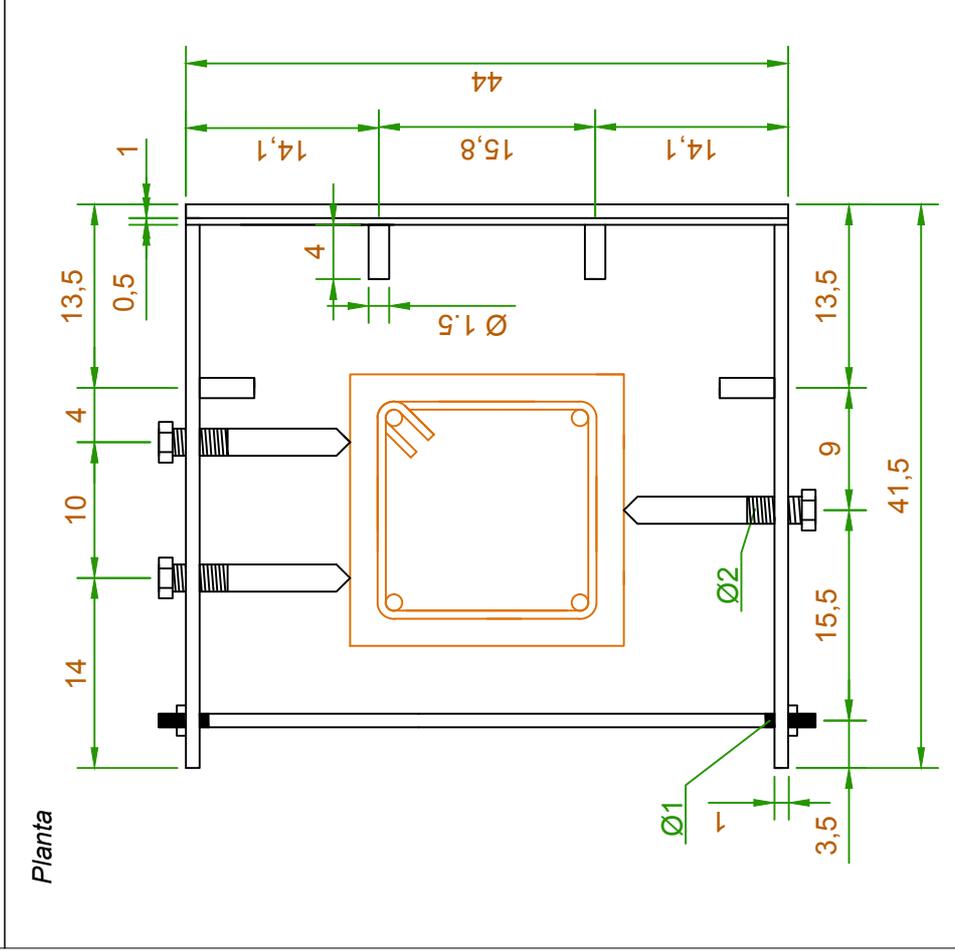
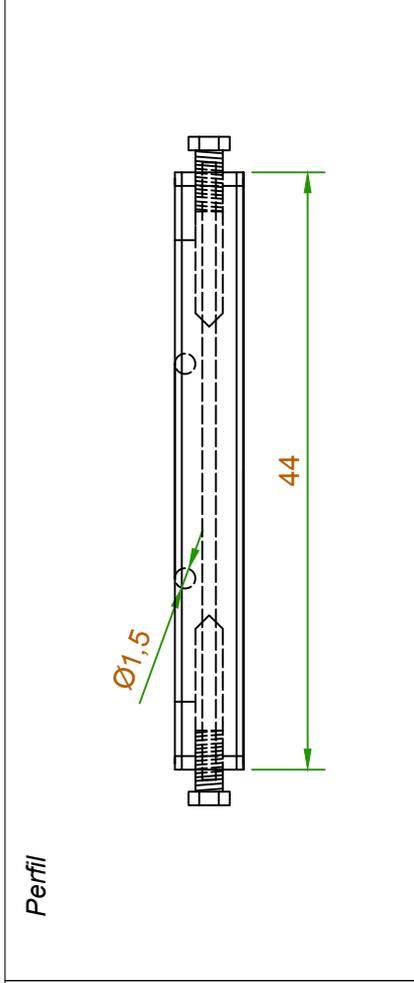
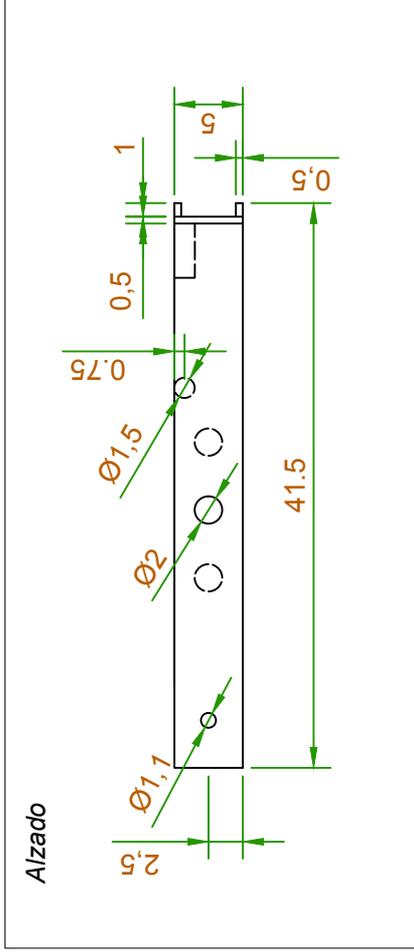
Unids.	Unids.	Unids.	Unids.	Unids.	Unids.	Unids.	Unids.
A Ø16 	B Ø12 	C Ø12 	D Ø6 	E Ø6 	F Ø8 	G Ø8 	H Ø8 
I Ø8 	J Ø8 	K Ø8 	L Ø8 	M Ø8 	N Ø8 	O Ø8 	P Ø8 
Q Ø8 	R Ø8 	S Ø8 	T Ø8 	U Ø8 	V Ø8 	W Ø8 	X Ø8 
Y Ø8 	Z Ø8 	AA Ø8 	AB Ø8 	AC Ø8 	AD Ø8 	AE Ø8 	AF Ø8 
AG Ø8 	AH Ø8 	AI Ø8 	AJ Ø8 	AK Ø8 	AL Ø8 	AM Ø8 	AN Ø8 
Alzado 	Planta 	Observaciones Estribos atados, no soldados	Unidad cm	Nombre Armado tipo C, estribos a 15 cm, recubrimiento de 2 cm	Proyectista Javier Pereiro Barceló	Acero B500S	

Alzado					Unids.	Acero B500S
A Ø16	Ø16	Unids. 8	D Ø6	Unids. 2		Unids. 2
B Ø12	Ø12	Unids. 4	F Ø8	Unids. 2		Unids. 2
C Ø12	Ø12	Unids. 8	H Ø8	Unids. 2		Unids. 2
E Ø6	Ø6	Unids. 4	J Ø8	Unids. 2		Unids. 14
G Ø8	Ø8	Unids. 2	I Ø8	Unids. 2		Unids. 2
I Ø8	Ø8	Unids. 2	Unids. 2	Unids. 2		Unids. 2
Planta		Nombre	Observaciones	Unidad	Acero	
Proyectista	Armado tipo G, estribos a 60 cm, recubrimiento de 1 cm	Unidad	Estribos atados, no soldados	cm	B500S	
Javier Pereiro Barceló	Unidad	cm	Estribos atados, no soldados	B500S	B500S	

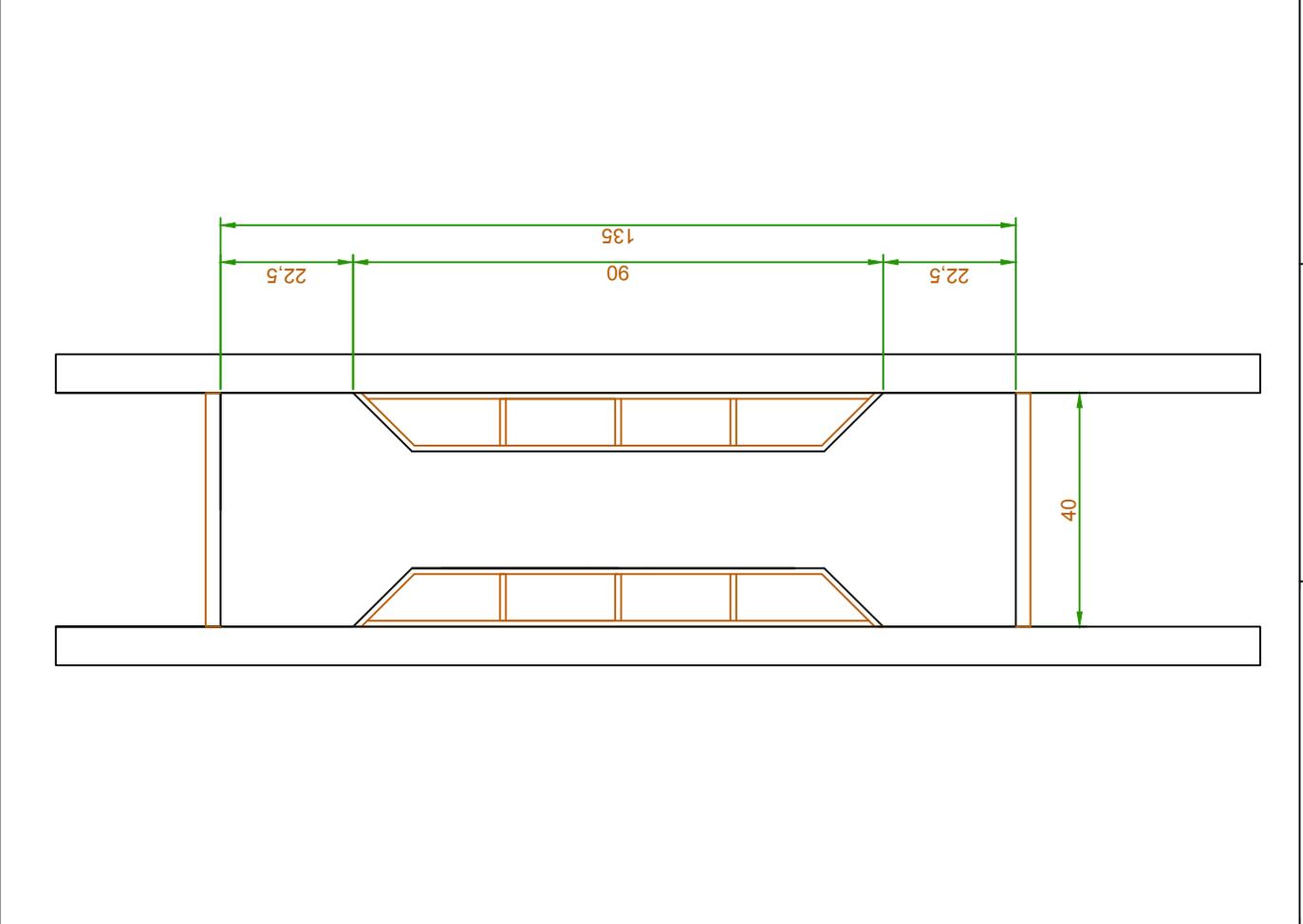
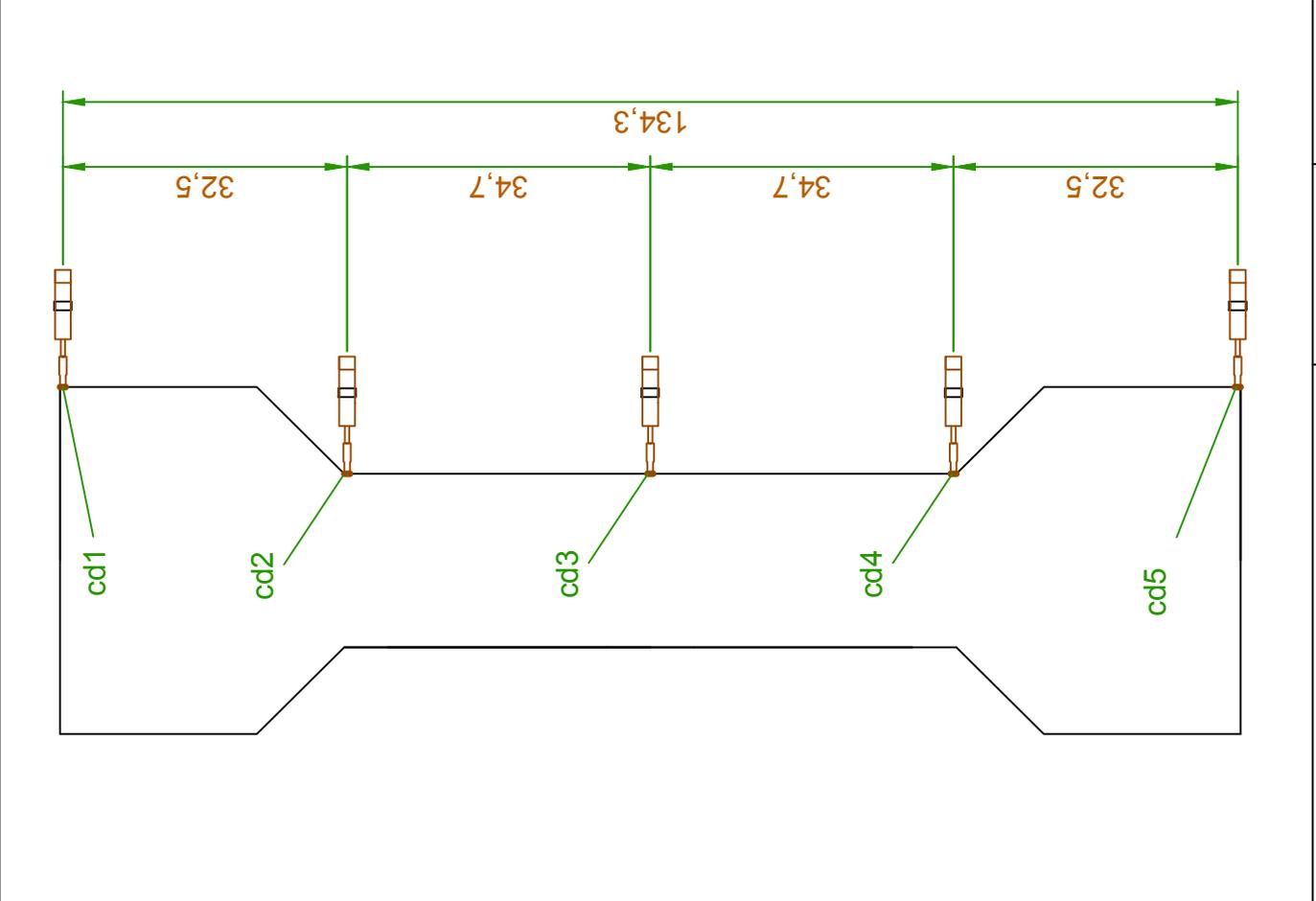
Alzado		Proyectista Javier Pereiro Barceló		Nombre Armado tipo F, estribos a 10 cm, recubrimiento de 1 cm		Observaciones Estribos atados, no soldados		Unidad cm		Acero B500S	
				A Ø16	Unids. 2			Unids. 2			Unids. 2
				C Ø12	Unids. 8	D Ø6	Unids. 12			Unids. 2	
				E Ø6	Unids. 4	F Ø8	Unids. 14			Unids. 2	
				G Ø8	Unids. 2	H Ø8	Unids. 2			Unids. 2	
				I Ø8	Unids. 2	J Ø8	Unids. 2			Unids. 2	





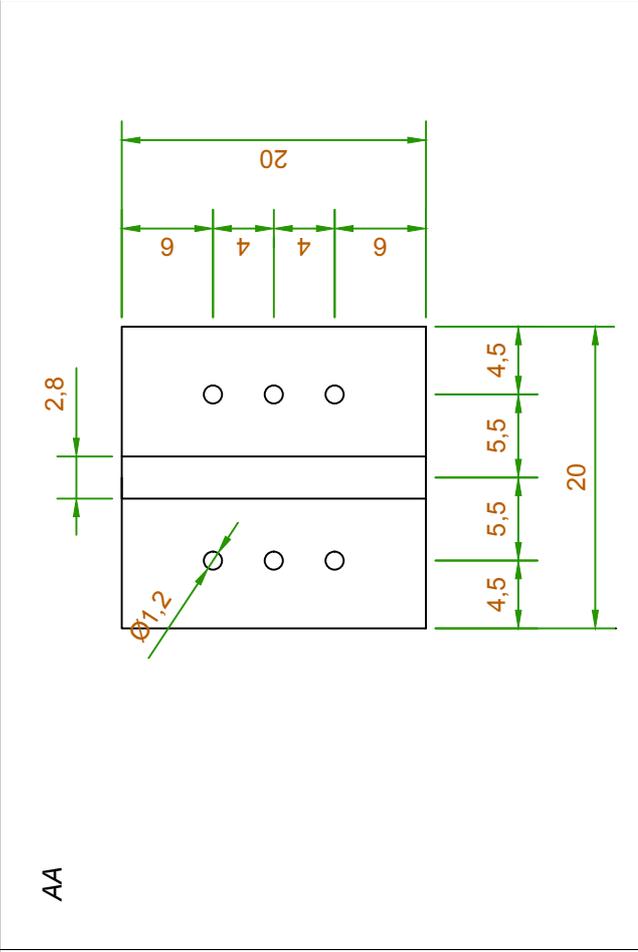
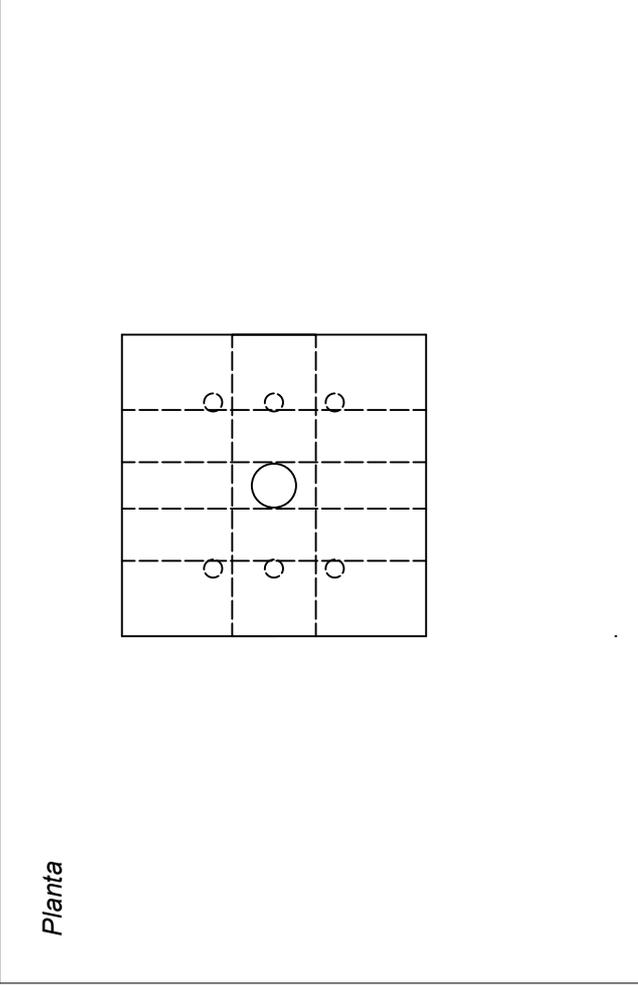
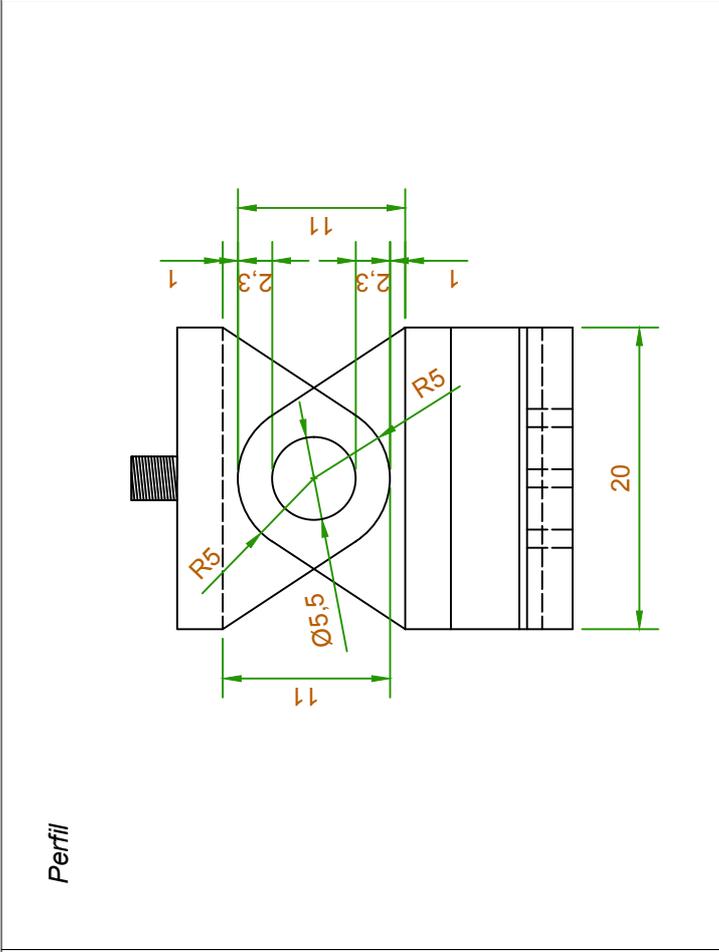
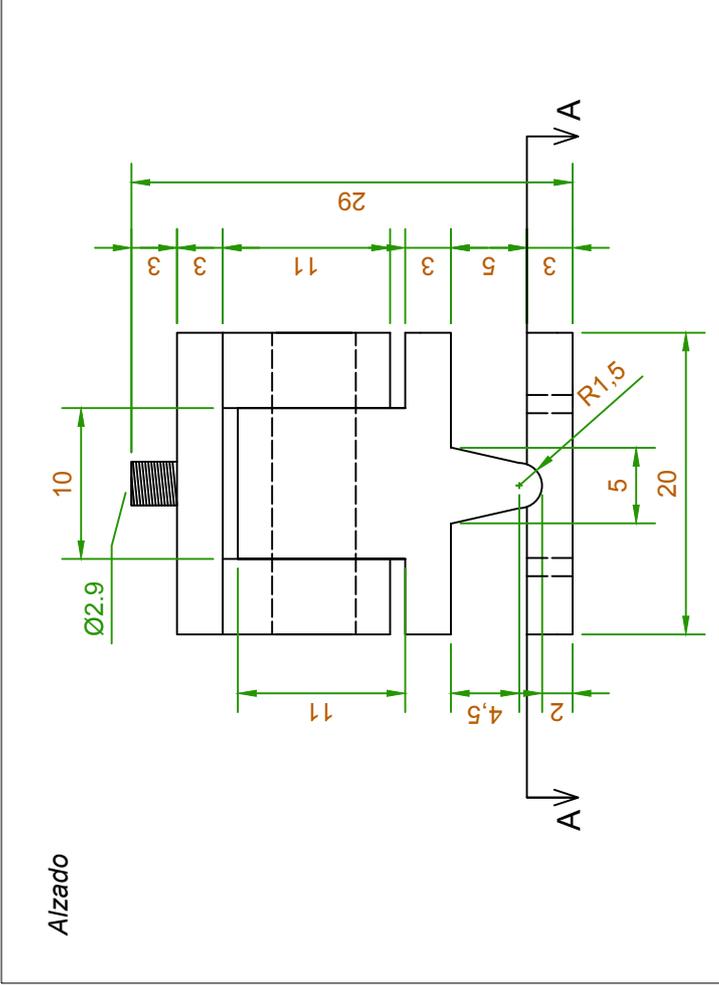


 <p>IGITECH INGENIERIA Y TECNOLOGIA DEL HIBRIDO</p>	<p>Proyctista Javier Pereiro Barceló</p>	<p>Nombre Sostenedor captadores (versión inicial)</p>	<p>Unidad cm</p>	<p>Acero -</p>
---	---	--	-----------------------------	---------------------------



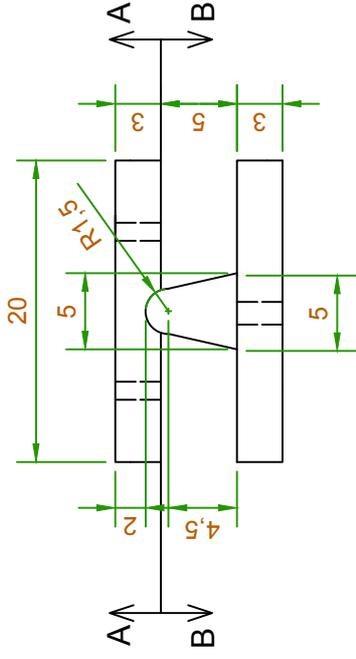
Proyectista Javier Pereiro Barcelo	Nombre Izquierda: encofrado, derecha posición de captadores (versión final)	Unidad cm	Acero -
--	---	---------------------	-------------------



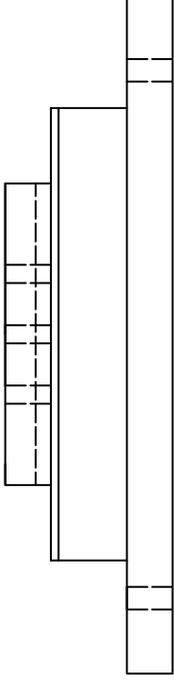


	<p>Proyectista Javier Pereiro Barceló</p>	<p>Nombre Apoyo superior</p>	<p>Unidad cm</p>	<p>Acero Fy >= 660 MPa, Fu >= 900 MPa</p>
---	--	---	-----------------------------	--

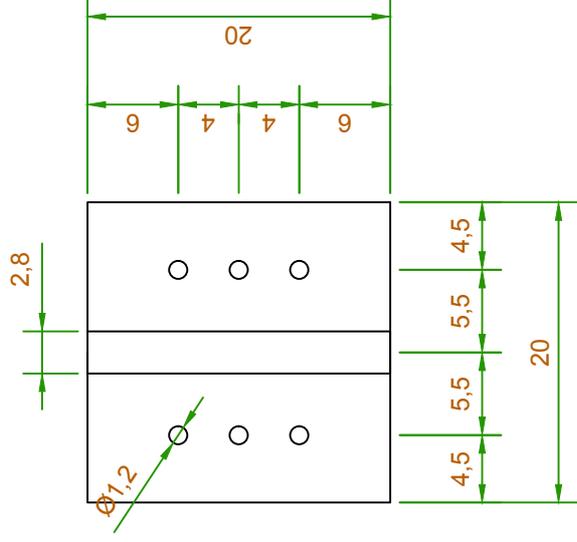
Alzado



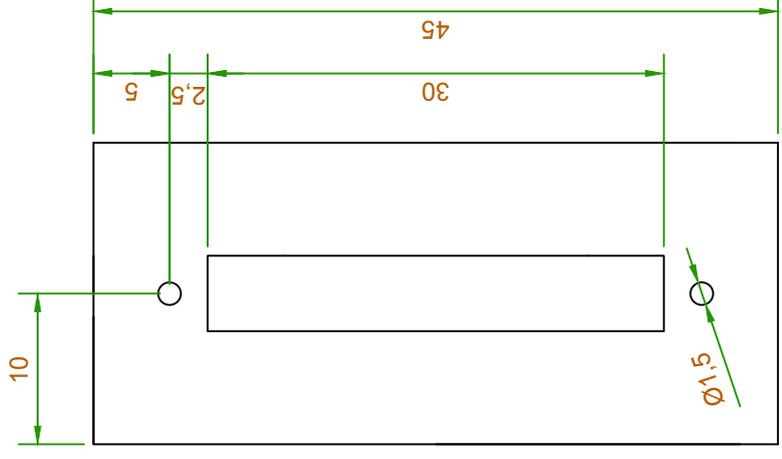
Perfil



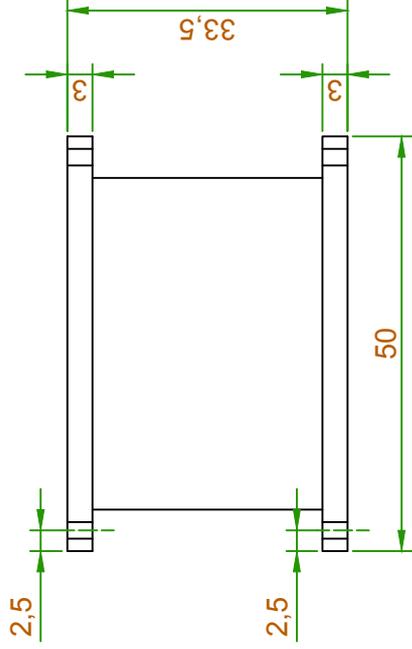
AA



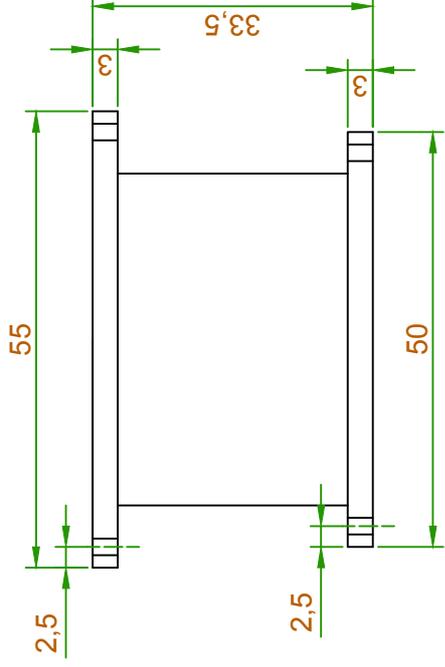
BB



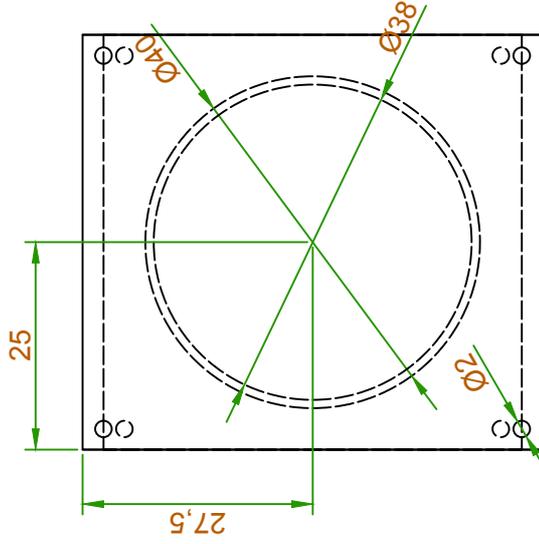
Alzado

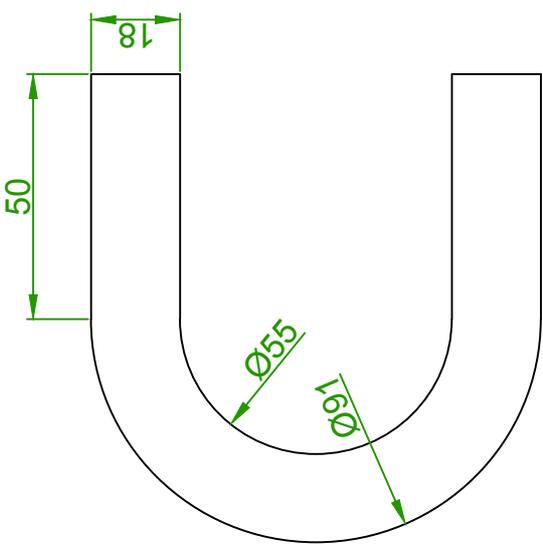
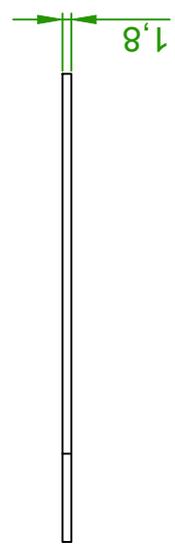


Perfil



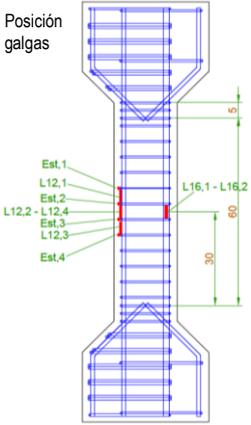
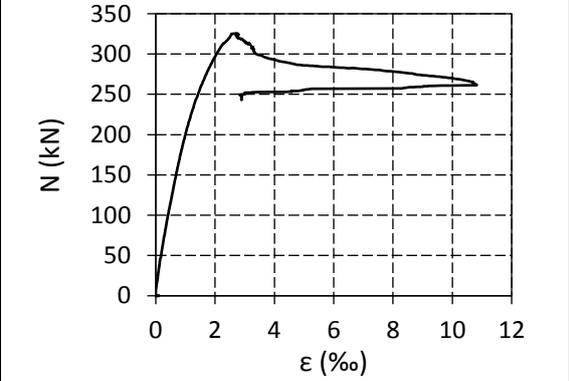
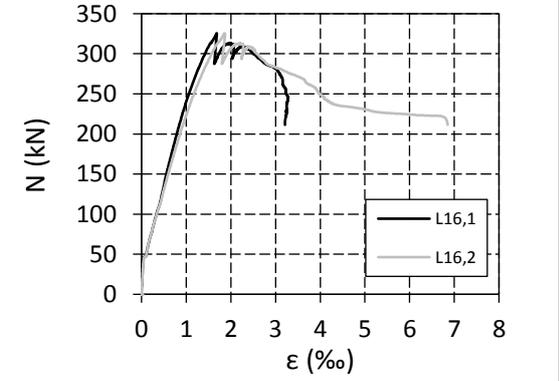
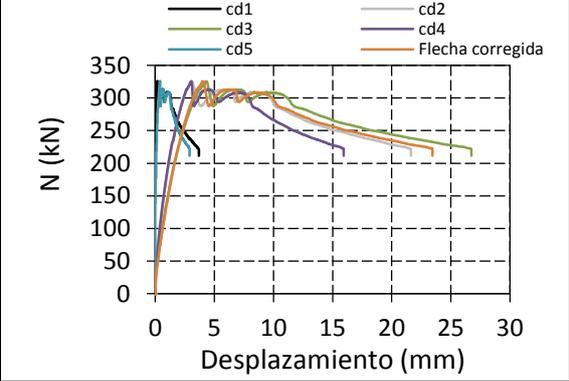
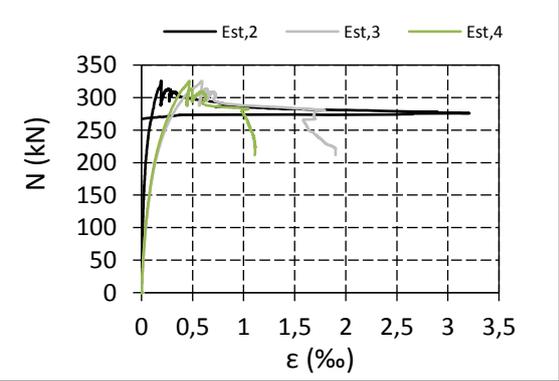
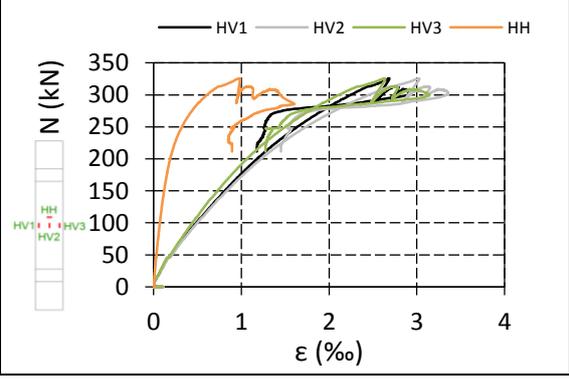
Planta



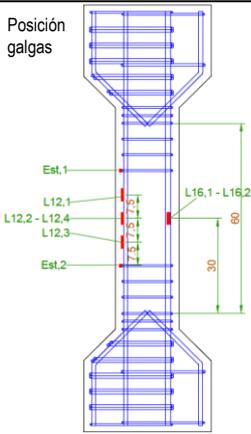
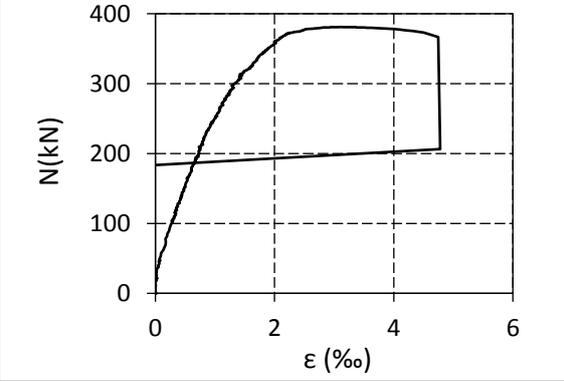
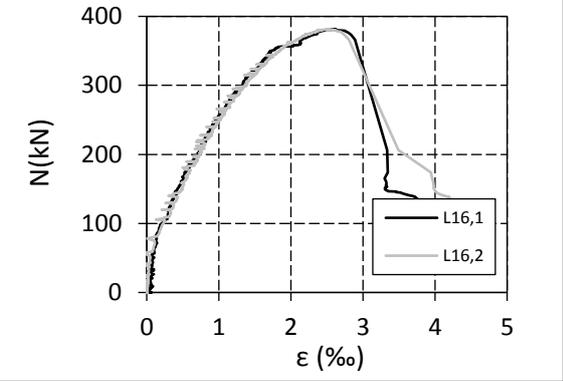
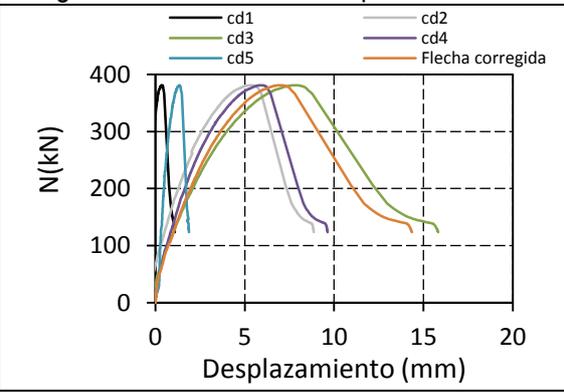
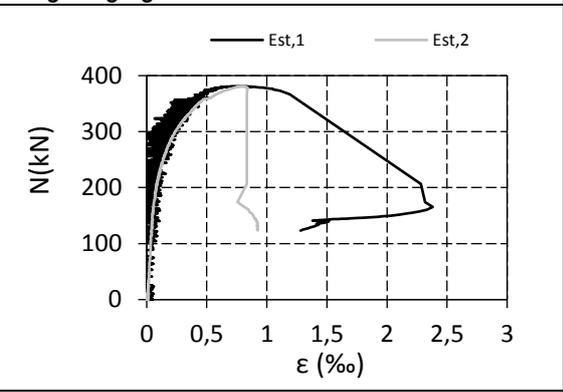
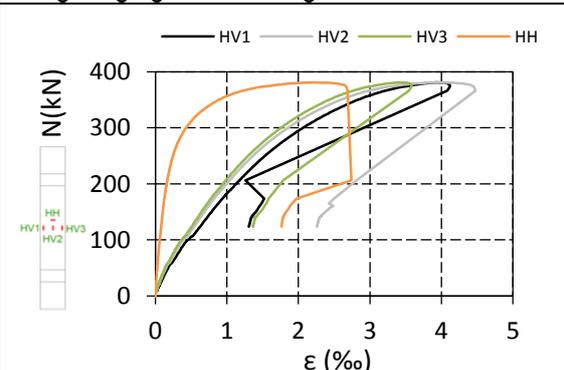
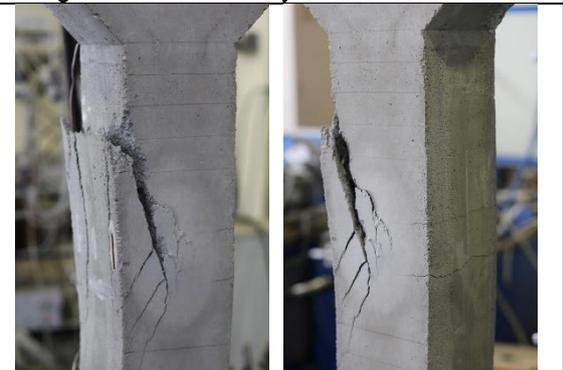
<p>Alzado</p> 	<p>Perfil</p> 
<p>Planta</p> 	<p>Nombre Chapa para minimizar holgura en pasador</p>
<p>Proyectista Javier Pereiro Barceló</p>	<p>Unidad mm</p> <p>Acero -</p>

Anejo B: Ensayos de soportes para el estudio del pandeo local de las armaduras comprimidas

Se muestra a continuación los resultados extendidos de la campaña experimental de soportes no esbeltos del capítulo IV de los 32 soportes ensayados. También se muestran los resultados de 13 soportes adicionales que se ensayaron, pero de los que no se detectó el pandeo de las armaduras comprimidas por motivos de la instrumentación.

C25F00S05T2	
<p>Hormigón: NSC sin fibras Separación de estribos: 5 cm Diámetro de estribos: 6 mm Día de hormigonado: 18/06/2014 Día de ensayo: 16/07/2014</p>	
Característica mecánicas:	
<p>$f_{cm}=23.16$ MPa $E_{cm}=25131$ MPa $\epsilon_{085}=3.8$ ‰</p>	<p>$f_{c,R1}= -$ $f_{c,R2}= -$ $f_{c,R3}= -$ $f_{c,R4}= -$</p>
<p>Posición galgas</p>  	
Gráficas	
<p>Carga – deformación galga comprimida que detecta el pandeo</p> 	<p>Carga – deformación galgas traccionadas</p> 
<p>Carga – transductores de desplazamiento</p> 	<p>Carga – galgas en estribos</p> 
<p>Carga – galgas de hormigón</p> 	<p>Fotografías tras el ensayo</p> 

C25F00S10T2	
Hormigón: NSC sin fibras Separación de estribos: 10 cm Diámetro de estribos: 6 mm Día de hormigonado: 18/06/2014 Día de ensayo: 16/07/2014	
Característica mecánicas:	
$f_{cm}=24.17$ MPa $E_{cm}=25200$ MPa $\epsilon_{0.85}=4.8$ ‰	$f_{c,R1}=-$ $f_{c,R2}=-$ $f_{c,R3}=-$ $f_{c,R4}=-$
<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 45%;"> <p>Posición galgas</p> </div> <div style="width: 50%;"> </div> </div>	
Gráficas	
Carga – deformación galga comprimida que detecta el pandeo	Carga – deformación galgas traccionadas
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo

C25F00S30T2	
<p>Hormigón: NSC sin fibras Separación de estribos: 30 cm Diámetro de estribos: 6 mm Día de hormigonado: 18/06/2014 Día de ensayo: 16/07/2014</p>	
Característica mecánicas:	
<p>$f_{cm} = 28.25 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 26584 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = 4.4 \text{ ‰}$</p>	<p>$f_{c,R1} = -$ $f_{c,R2} = -$ $f_{c,R3} = -$ $f_{c,R4} = -$</p>
<p>Posición galgas</p>  	
Gráficas	
Carga – deformación galga comprimida que detecta el pandeo	Carga – deformación galgas traccionadas
	
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
	
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo
	

C25F40S05T2	
Hormigón: NSC 40 kg/m ³ de fibras Separación de estribos: 5 cm Diámetro de estribos: 6 mm Día de hormigonado: 20/06/2014 Día de ensayo: 18/07/2014	
Característica mecánicas:	
$f_{cm} = 25.25 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 24249 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$	$f_{c,R1} = 2.39 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 1.97 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 1.66 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 1.54 \text{ MPa}$
<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 45%;"> <p>Posición galgas</p> </div> <div style="width: 45%;"> </div> </div>	
Gráficas	
Carga – deformación galga comprimida que detecta el pandeo	Carga – deformación galgas traccionadas
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo

C25F40S10T2	
<p>Hormigón: NSC 40 kg/m³ de fibras Separación de estribos: 10 cm Diámetro de estribos: 6 mm Día de hormigonado: 20/06/2014 Día de ensayo: 18/07/2014</p>	
Característica mecánicas:	
<p>$f_{cm} = 24.56 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 23897 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$</p>	<p>$f_{c,R1} = 2.19 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 2.08 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 1.77 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 1.43 \text{ MPa}$</p>
<p>Posición galgas</p>	
Gráficas	
Carga – deformación galga comprimida que detecta el pandeo	Carga – deformación galgas traccionadas
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo

C25F40S30T2	
Hormigón: NSC 40 kg/m ³ de fibras Separación de estribos: 30 cm Diámetro de estribos: 6 mm Día de hormigonado: 20/06/2014 Día de ensayo: 18/07/2014	
Característica mecánicas:	
$f_{cm} = 21.56 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 23435 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$	$f_{c,R1} = 2.1 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 2.18 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 1.87 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 1.43 \text{ MPa}$
<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 45%;"> <p>Posición galgas</p> </div> <div style="width: 45%;"> </div> </div>	
Gráficas	
Carga – deformación galga comprimida que detecta el pandeo	Carga – deformación galgas traccionadas
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo

C25F80S05T2	
Hormigón: NSC 80 kg/m ³ de fibras Separación de estribos: 5 cm Diámetro de estribos: 6 mm Día de hormigonado: 23/03/2014 Día de ensayo: 21/07/2014	
Característica mecánicas:	
$f_{cm} = 20.89 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 22690 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$	$f_{c,R1} = 4.71 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 5.7 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 5.29 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 3.43 \text{ MPa}$
<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 45%;"> <p>Posición galgas</p> </div> <div style="width: 45%;"> </div> </div>	
Gráficas	
Carga – deformación galga comprimida que detecta el pandeo	Carga – deformación galgas traccionadas
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo

C25F80S10T2	
Hormigón: NSC 80 kg/m ³ de fibras Separación de estribos: 10 cm Diámetro de estribos: 6 mm Día de hormigonado: 23/03/2014 Día de ensayo: 21/07/2014	
Característica mecánicas:	
$f_{cm} = 29.16 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 26300 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$	$f_{c,R1} = 4.95 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 5.60 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 5.21 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 3.66 \text{ MPa}$
<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 45%;"> <p>Posición galgas</p> </div> <div style="width: 50%;"> </div> </div>	
Gráficas	
Carga – deformación galga comprimida que detecta el pandeo	Carga – deformación galgas traccionadas
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo

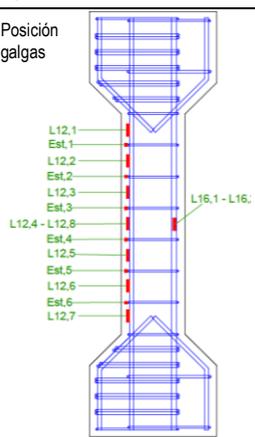
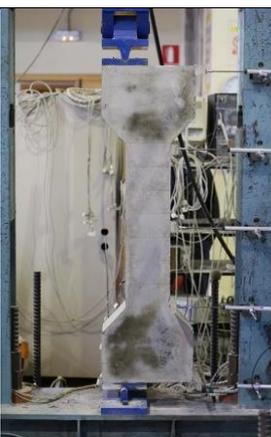
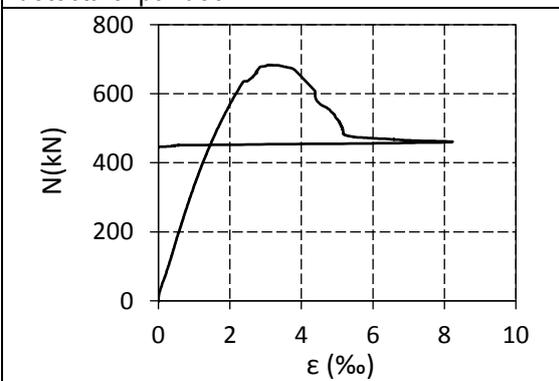
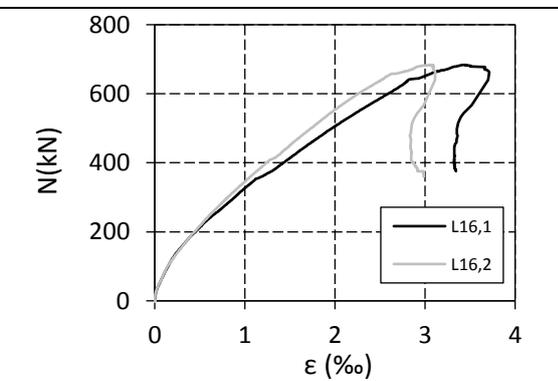
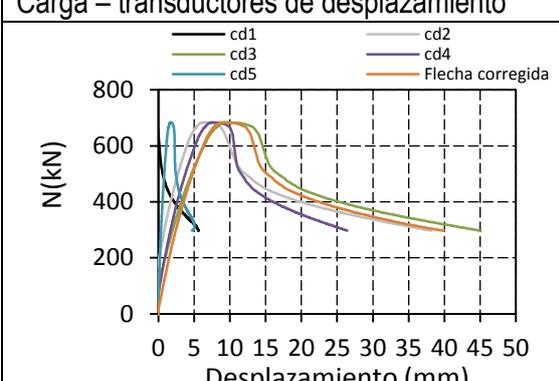
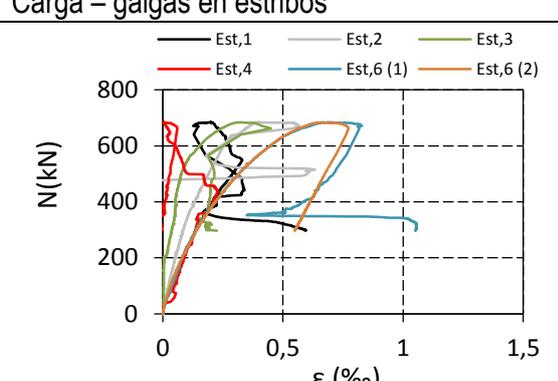
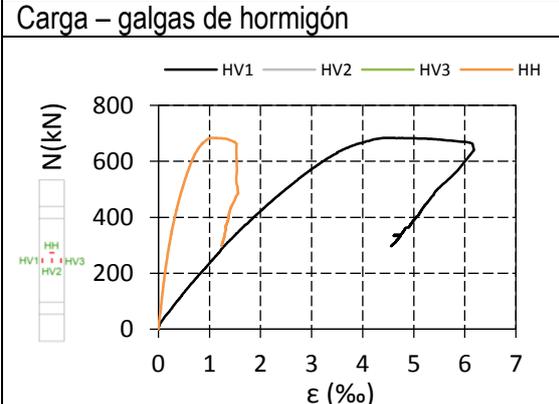
C25F80S30T2	
Hormigón: NSC 80 kg/m ³ de fibras Separación de estribos: 30 cm Diámetro de estribos: 6 mm Día de hormigonado: 23/03/2014 Día de ensayo: 21/07/2014	
Característica mecánicas:	
$f_{cm} = 25.52 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 24225 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$	$f_{c,R1} = 4.91 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 5.45 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 5.17 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 3.57 \text{ MPa}$
<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 45%;"> <p>Posición galgas</p> </div> <div style="width: 45%;"> </div> </div>	
Gráficas	
Carga – deformación galga comprimida que detecta el pandeo	Carga – deformación galgas traccionadas
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo

C80F00S05T2	
<p>Hormigón: HSC sin fibras Separación de estribos: 5 cm Diámetro de estribos: 6 mm Día de hormigonado: 12/06/2014 Día de ensayo: 10/07/2014</p>	
Característica mecánicas:	
<p>$f_{cm} = 80.31 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 35938 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = 4.2 \text{ ‰}$</p>	<p>$f_{c,R1} = -$ $f_{c,R2} = -$ $f_{c,R3} = -$ $f_{c,R4} = -$</p>
<p>Posición galgas</p>	
Gráficas	
<p>Carga – deformación galga comprimida que detecta el pandeo</p>	<p>Carga – deformación galgas traccionadas</p>
<p>Carga – transductores de desplazamiento</p>	<p>Carga – galgas en estribos</p>
<p>Carga – galgas de hormigón</p>	<p>Fotografías tras el ensayo</p>

C80F00S10T2	
<p>Hormigón: HSC sin fibras Separación de estribos: 10 cm Diámetro de estribos: 6 mm Día de hormigonado: 30/05/2014 Día de ensayo: 26/06/2014</p>	
Característica mecánicas:	
<p>$f_{cm} = 71.79 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 36189 \text{ MPa}$ $\epsilon_{0.85} = 3.74 \text{ ‰}$</p>	<p>$f_{c,R1} = -$ $f_{c,R2} = -$ $f_{c,R3} = -$ $f_{c,R4} = -$</p>
<p>Posición galgas</p>	
Gráficas	
Carga – deformación galga comprimida que detecta el pandeo	Carga – deformación galgas traccionadas
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo

C80F00S30T2	
Hormigón: HSC sin fibras Separación de estribos: 30 cm Diámetro de estribos: 6 mm Día de hormigonado: 30/05/2014 Día de ensayo: 26/06/2014	
Característica mecánicas:	
$f_{cm} = 81.87 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 36441 \text{ MPa}$ $\epsilon_{0.85} = 4.6 \text{ ‰}$	$f_{c,R1} = -$ $f_{c,R2} = -$ $f_{c,R3} = -$ $f_{c,R4} = -$
<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 45%;"> <p>Posición galgas</p> </div> <div style="width: 50%;"> </div> </div>	
Gráficas	
Carga – deformación galga comprimida que detecta el pandeo	Carga – deformación galgas traccionadas
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo

C80F40S05T2	
Hormigón: HSC 40 kg/m ³ de fibras Separación de estribos: 5 cm Diámetro de estribos: 8 mm Día de hormigonado: 13/01/2015 Día de ensayo: 10/02/2015	
Característica mecánicas:	
$f_{cm} = 85.52 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 37657 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$	$f_{c,R1} = 8.01 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 9.43 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 9.00 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 6.80 \text{ MPa}$
<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 45%;"> <p>Posición galgas</p> </div> <div style="width: 45%;"> </div> </div>	
Gráficas	
Carga – deformación galga comprimida que detecta el pandeo	Carga – deformación galgas traccionadas
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo

C80F40S10T2	
Hormigón: HSC 40 kg/m ³ de fibras Separación de estribos: 10 cm Diámetro de estribos: 8 mm Día de hormigonado: 08/01/2015 Día de ensayo: 05/02/2015	
Característica mecánicas:	
$f_{cm} = 85.19 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 37584 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$	$f_{c,R1} = 4.79 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 5.94 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 6.12 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 5.47 \text{ MPa}$
<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 45%;"> <p>Posición galgas</p>  </div> <div style="width: 45%;">  </div> </div>	
Gráficas	
Carga – deformación galga comprimida que detecta el pandeo	Carga – deformación galgas traccionadas
	
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
	
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo
	<div style="display: flex;">   </div>

C80F40S30T2	
Hormigón: HSC 40 kg/m ³ de fibras Separación de estribos: 30 cm Diámetro de estribos: 8 mm Día de hormigonado: 08/01/2015 Día de ensayo: 05/02/2015	
Característica mecánicas:	
$f_{cm} = 83.05 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 34058 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$	$f_{c,R1} = 11.48 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 13.66 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 12.42 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 10.31 \text{ MPa}$
<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 45%;"> <p>Posición galgas</p> </div> <div style="width: 45%;"> </div> </div>	
Gráficas	
Carga – deformación galga comprimida que detecta el pandeo	Carga – deformación galgas traccionadas
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo

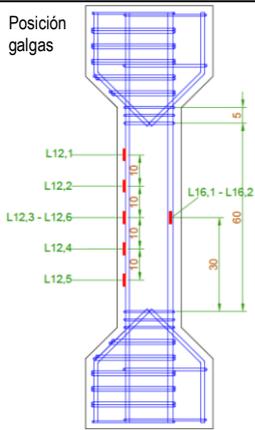
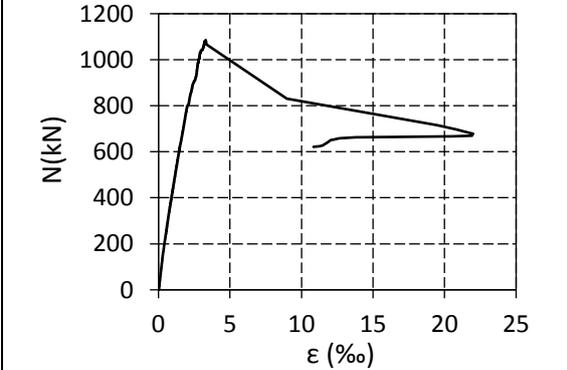
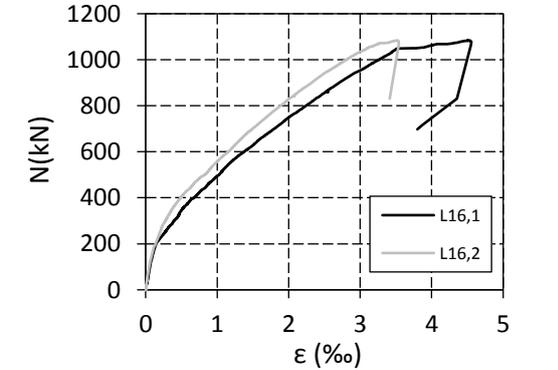
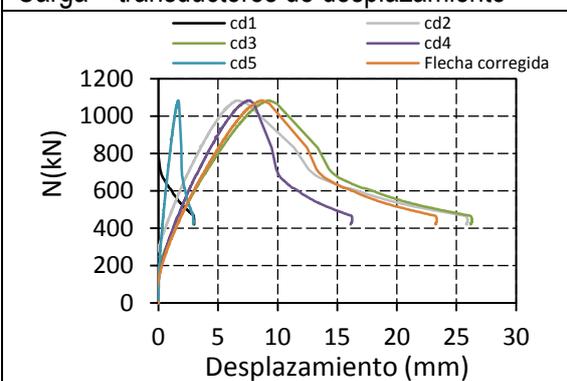
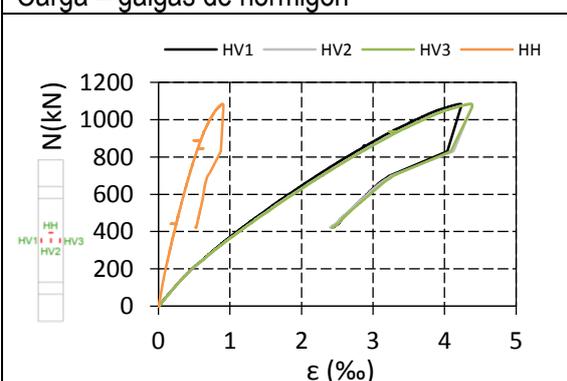
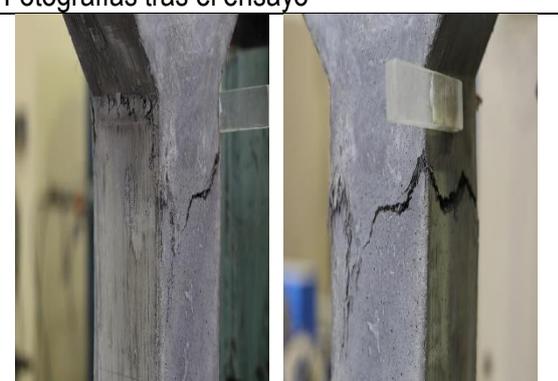
C80F80S05T2	
Hormigón: HSC 80 kg/m ³ de fibras Separación de estribos: 5 cm Diámetro de estribos: 8 mm Día de hormigonado: 27/01/2015 Día de ensayo: 23/02/2015	
Característica mecánicas:	
$f_{cm} = 78.80 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 37365 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$	$f_{c,R1} = 14.65 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 17.39 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 15.82 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 12.55 \text{ MPa}$
Posición galgas	
Gráficas	
Carga – deformación galga comprimida que detecta el pandeo	Carga – deformación galgas traccionadas
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo

C80F80S10T2	
Hormigón: HSC 80 kg/m ³ de fibras Separación de estribos: 10 cm Diámetro de estribos: 8 mm Día de hormigonado: 27/01/2015 Día de ensayo: 23/02/2015	
Característica mecánicas:	
$f_{cm} = 75.22 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 37473 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$	$f_{c,R1} = 16.30 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 17.93 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 17.22 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 15.42 \text{ MPa}$
<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 45%;"> <p>Posición galgas</p> </div> <div style="width: 45%;"> </div> </div>	
Gráficas	
Carga – deformación galga comprimida que detecta el pandeo	Carga – deformación galgas traccionadas
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo

C80F80S30T2	
Hormigón: HSC 80 kg/m ³ de fibras Separación de estribos: 30 cm Diámetro de estribos: 6 mm Día de hormigonado: 27/06/2014 Día de ensayo: 25/07/2014	
Característica mecánicas:	
$f_{cm} = 80.22 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 35474 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$	$f_{c,R1} = 13.64 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 13.77 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 8.57 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 5.75 \text{ MPa}$
<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 45%;"> <p>Posición galgas</p> </div> <div style="width: 45%;"> </div> </div>	
Gráficas	
Carga – deformación galga comprimida que detecta el pandeo	Carga – deformación galgas traccionadas
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo

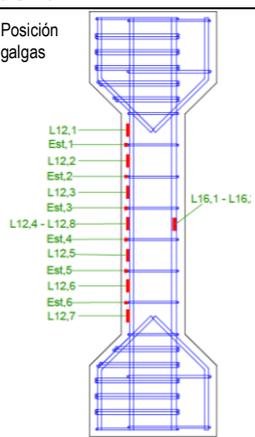
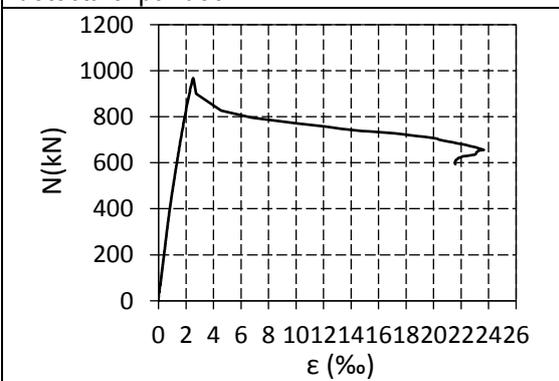
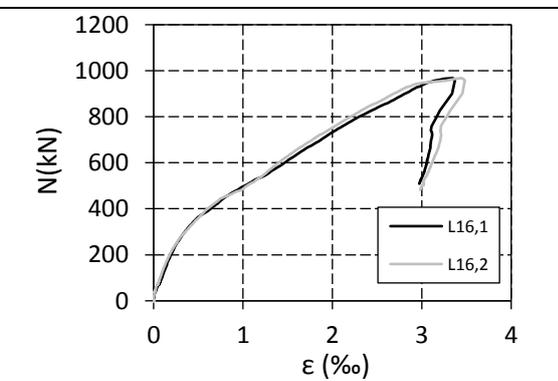
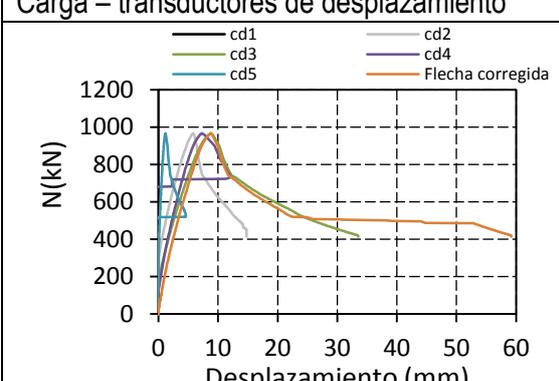
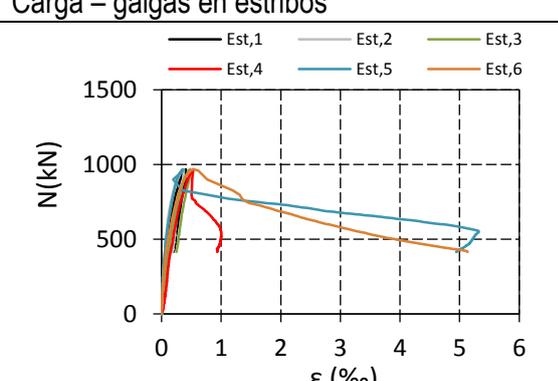
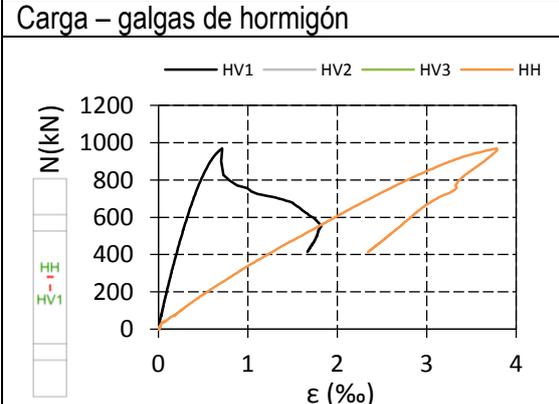
C120F060-90S10T2	
Hormigón: UHPC 150 kg/m ³ de fibras mixtas Separación de estribos: 10 cm Diámetro de estribos: 6 mm Día de hormigonado: 16/04/2014 Día de ensayo: 15/05/2014	
Característica mecánicas:	
$f_{cm} = 123.48 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 42500 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$	$f_{c,R1} = 22.99 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 21.75 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 11.71 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 7.23 \text{ MPa}$
<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 45%;"> <p>Posición galgas</p> </div> <div style="width: 50%;"> </div> </div>	
Gráficas	
Carga – deformación galga comprimida que detecta el pandeo	Carga – deformación galgas traccionadas
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo

C120F060-90S30T2	
Hormigón: UHPC 150 kg/m ³ de fibras mixtas Separación de estribos: 30 cm Diámetro de estribos: 6 mm Día de hormigonado: 16/04/2014 Día de ensayo: 15/05/2014	
Característica mecánicas:	
$f_{cm} = 123.48 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 42500 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$	$f_{c,R1} = 22.99 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 21.75 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 11.71 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 7.23 \text{ MPa}$
<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 45%;"> <p>Posición galgas</p> </div> <div style="width: 45%;"> </div> </div>	
Gráficas	
Carga – deformación galga comprimida que detecta el pandeo	Carga – deformación galgas traccionadas
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo

C120F060-90S60T2	
<p>Hormigón: UHPC 150 kg/m³ de fibras mixtas Separación de estribos: 60 cm Diámetro de estribos: 6 mm Día de hormigonado: 03/04/2014 Día de ensayo: 30/04/2014</p>	
Característica mecánicas:	
<p>$f_{cm} = 126.39 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 39566 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$</p>	<p>$f_{c,R1} = 17.72 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 11.32 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 5.00 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 3.83 \text{ MPa}$</p>
<p>Posición galgas </p> 	
Gráficas	
Carga – deformación galga comprimida que detecta el pandeo	Carga – deformación galgas traccionadas
	
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
	<p>No hay estribos</p>
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo
	

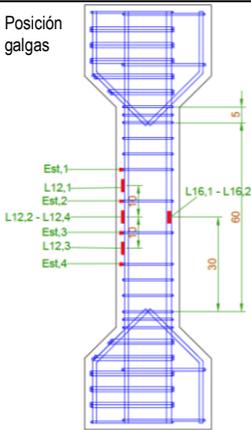
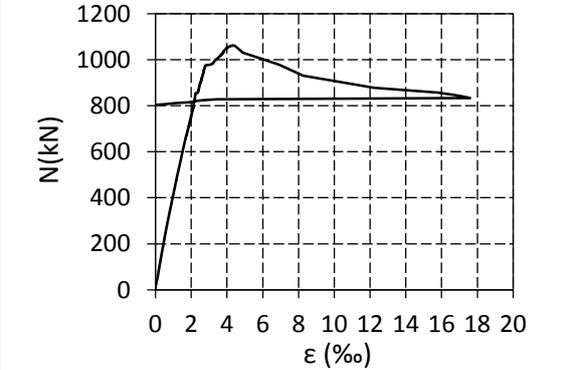
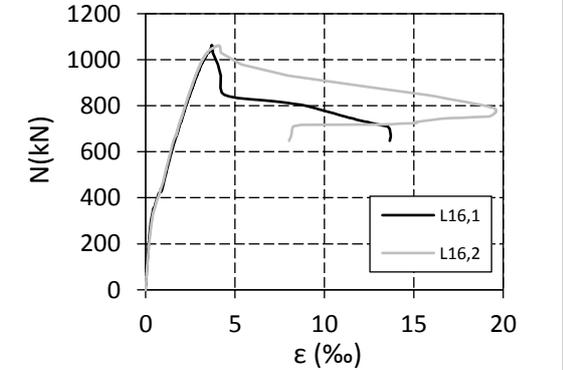
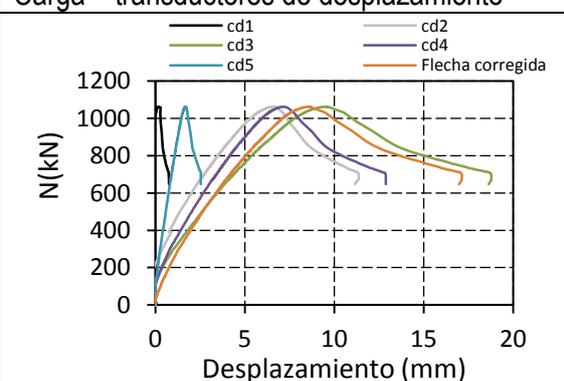
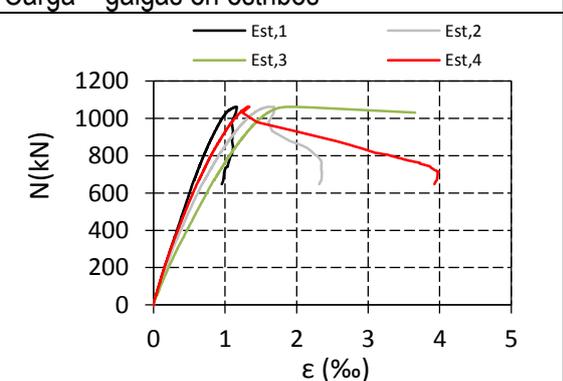
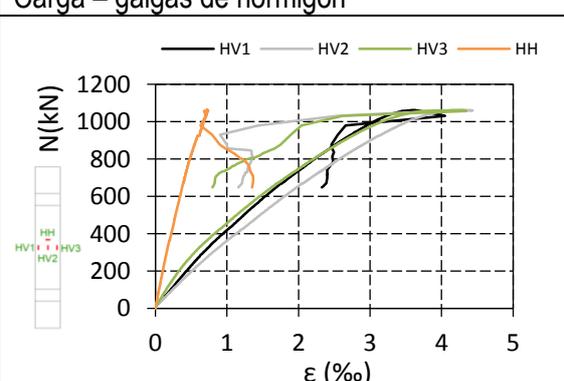
C120F060-90S10T1	
Hormigón: UHPC 150 kg/m ³ de fibras mixtas Separación de estribos: 10 cm Diámetro de estribos: 6 mm Día de hormigonado: 26/05/2014 Día de ensayo: 24/06/2014	
Característica mecánicas:	
$f_{cm} = 124.05 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 44187 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$	$f_{c,R1} = 17.01 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 20.17 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 12.45 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 9.35 \text{ MPa}$
<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 45%;"> <p>Posición galgas</p> </div> <div style="width: 45%;"> </div> </div>	
Gráficas	
Carga – deformación galga comprimida que detecta el pandeo	Carga – deformación galgas traccionadas
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo

C120F060-90S60T1	
Hormigón: UHPC 150 kg/m ³ de fibras mixtas Separación de estribos: 60 cm Diámetro de estribos: 6 mm Día de hormigonado: 07/03/2014 Día de ensayo: 08/04/2014	
Característica mecánicas:	
$f_{cm} = 131.11 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 43821 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$	$f_{c,R1} = 18.55 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 20.14 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 12.78 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 9.75 \text{ MPa}$
<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 45%;"> <p>Posición galgas</p> </div> <div style="width: 45%;"> </div> </div>	
Gráficas	
Carga – deformación galga comprimida que detecta el pandeo	Carga – deformación galgas traccionadas
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
	No hay estribos
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo

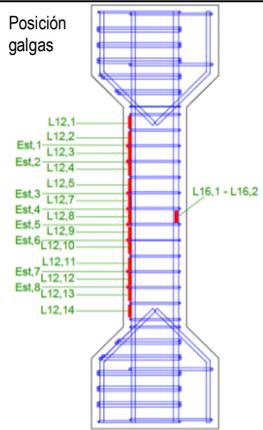
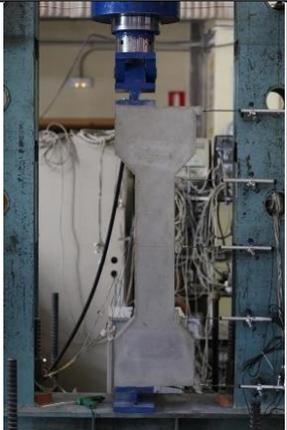
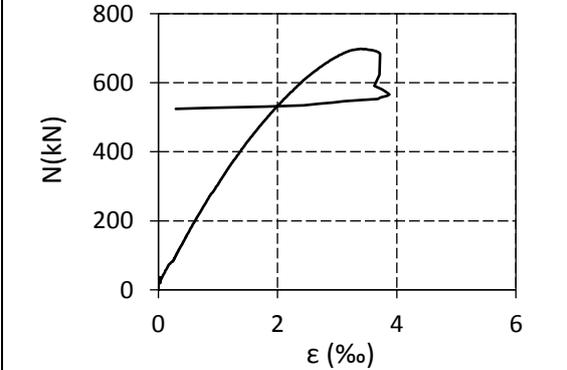
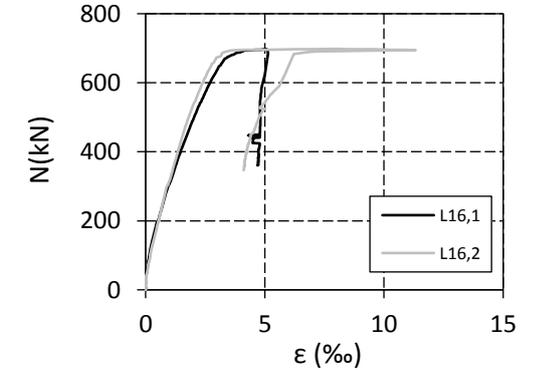
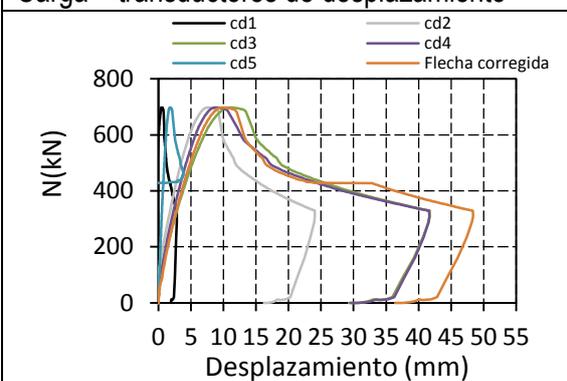
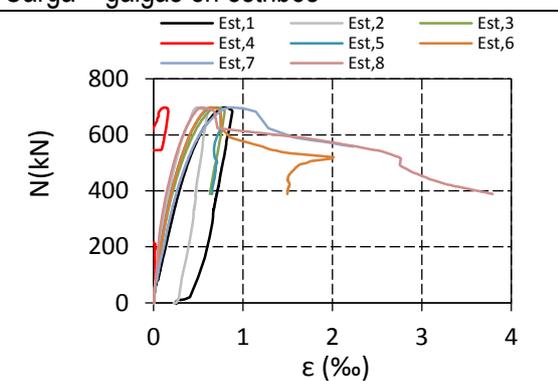
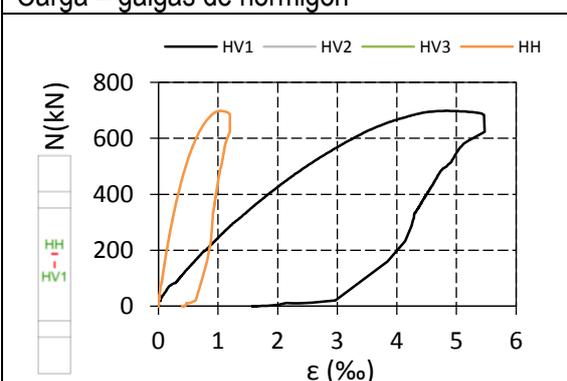
C120F150-00S10T2	
Hormigón: UHPC 150 kg/m ³ de fibras largas Separación de estribos: 10 cm Diámetro de estribos: 8 mm Día de hormigonado: 23/01/2015 Día de ensayo: 19/02/2015	
Característica mecánicas:	
$f_{cm} = 117.92 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 44331 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$	$f_{c,R1} = 22.24 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 25.57 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 25.32 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 22.03 \text{ MPa}$
Posición galgas 	
	
Gráficas	
Carga – deformación galga comprimida que detecta el pandeo	Carga – deformación galgas traccionadas
	
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
	
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo
	

C120F150-00S30T2	
Hormigón: UHPC 150 kg/m ³ de fibras largas Separación de estribos: 30 cm Diámetro de estribos: 6 mm Día de hormigonado: 09/05/2014 Día de ensayo: 06/06/2014	
Característica mecánicas:	
$f_{cm} = 114.86 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 43472 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$	$f_{c,R1} = 22.18 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 24.69 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 22.54 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 11.45 \text{ MPa}$
<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 45%;"> <p>Posición galgas</p> </div> <div style="width: 45%;"> </div> </div>	
Gráficas	
Carga – deformación galga comprimida que detecta el pandeo	Carga – deformación galgas traccionadas
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo

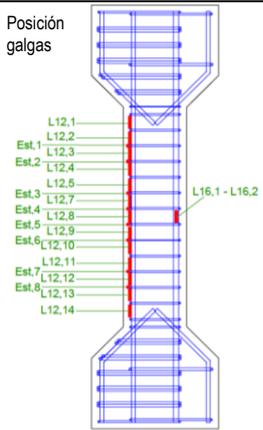
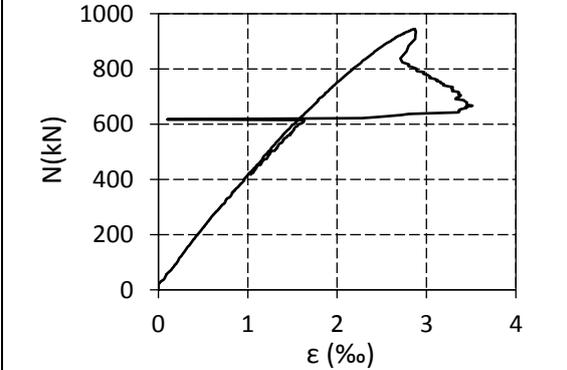
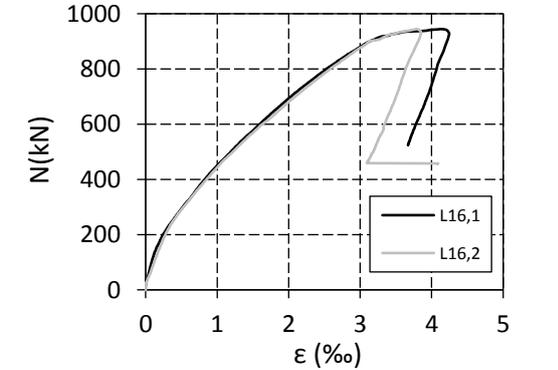
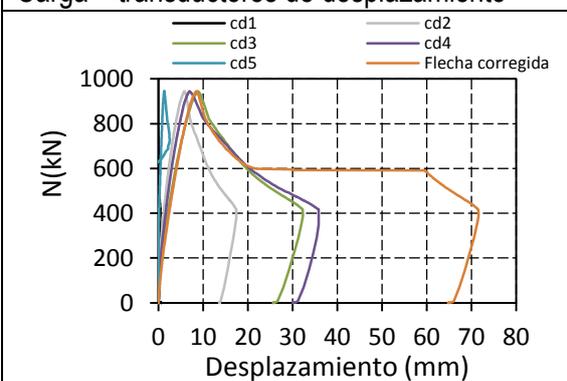
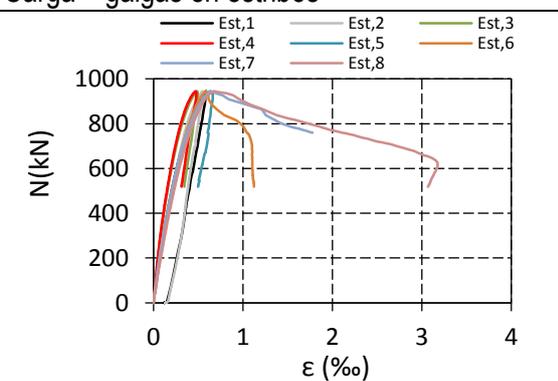
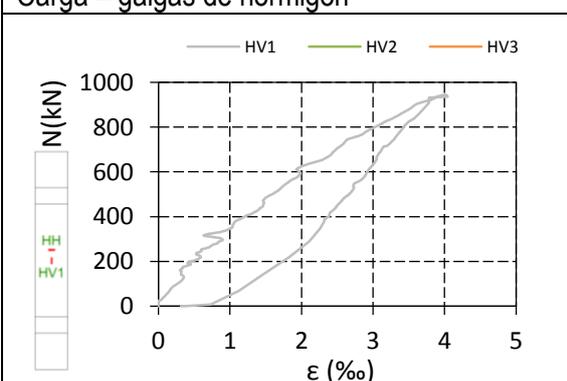
C120F150-00S60T2	
Hormigón: UHPC 150 kg/m ³ de fibras largas Separación de estribos: 60 cm Diámetro de estribos: 6 mm Día de hormigonado: 24/04/2014 Día de ensayo: 22/05/2014	
Característica mecánicas:	
$f_{cm} = 113.07 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 44000 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$	$f_{c,R1} = 19.87 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 20.68 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 13.56 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 9.46 \text{ MPa}$
<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 45%;"> <p>Posición galgas</p> </div> <div style="width: 45%;"> </div> </div>	
Gráficas	
Carga – deformación galga comprimida que detecta el pandeo	Carga – deformación galgas traccionadas
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
	No hay estribos
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo
	<div style="display: flex;"> </div>

C120F150-00S10T1	
<p>Hormigón: UHPC 150 kg/m³ de fibras largas Separación de estribos: 10 cm Diámetro de estribos: 6 mm Día de hormigonado: 16/05/2014 Día de ensayo: 13/06/2014</p>	
Característica mecánicas:	
<p>$f_{cm} = 125.96 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 42276 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$</p>	<p>$f_{c,R1} = 23.89 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 24.58 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 14.33 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 8.23 \text{ MPa}$</p>
<p>Posición galgas </p> 	
Gráficas	
Carga – deformación galga comprimida que detecta el pandeo	Carga – deformación galgas traccionadas
	
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
	
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo
	

C120F150-00S60T1	
Hormigón: UHPC 150 kg/m ³ de fibras largas Separación de estribos: 60 cm Diámetro de estribos: 8 mm Día de hormigonado: 20/01/2015 Día de ensayo: 17/02/2015	
Característica mecánicas:	
$f_{cm} = 105.00 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 40029 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$	$f_{c,R1} = 12.44 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 12.56 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 10.83 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 9.21 \text{ MPa}$
<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 45%;"> <p>Posición galgas</p> </div> <div style="width: 50%;"> </div> </div>	
Gráficas	
Carga – deformación galga comprimida que detecta el pandeo	Carga – deformación galgas traccionadas
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
	No hay estribos
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo

SMAC80F80S05T2	
<p>Hormigón: HSC 80 kg/m³ de fibras Separación de estribos: 5 cm Diámetro de estribos: 8 mm Día de hormigonado: 05/02/2015 Día de ensayo: 05/03/2015</p>	
Característica mecánicas:	
<p>$f_{cm} = 78.73 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 38655 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$</p>	<p>$f_{c,R1} = 14.05 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 16.76 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 15.59 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 12.09 \text{ MPa}$</p>
<p>Posición galgas</p>  	
Gráficas	
Carga – deformación galga comprimida que detecta el pandeo	Carga – deformación galgas traccionadas
	
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
	
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo
	

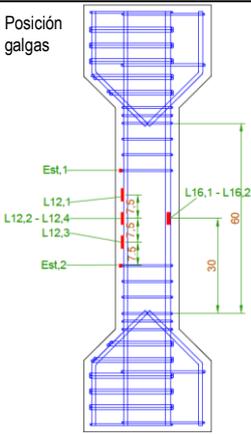
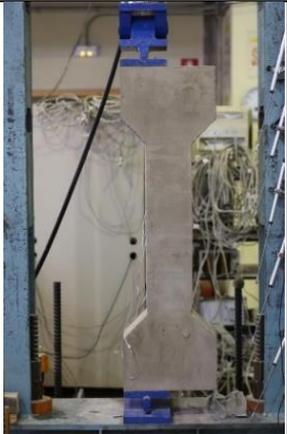
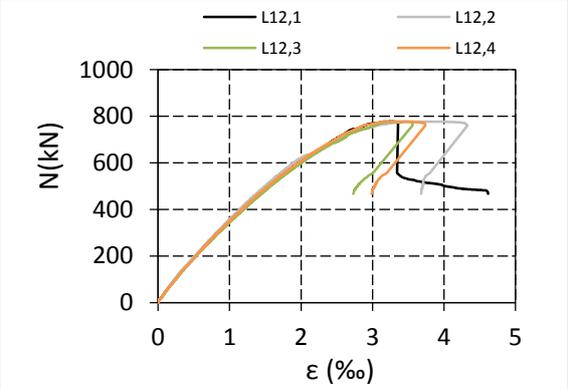
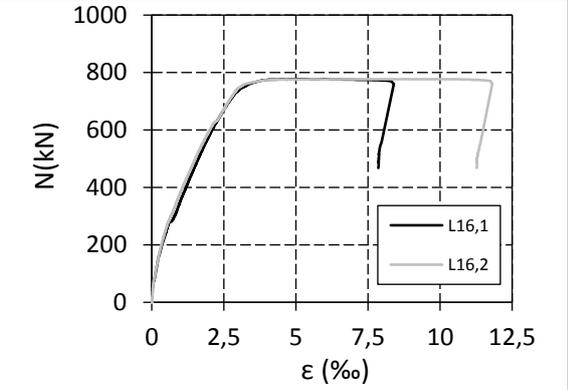
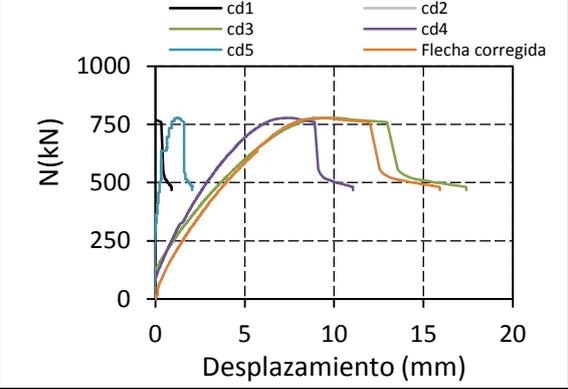
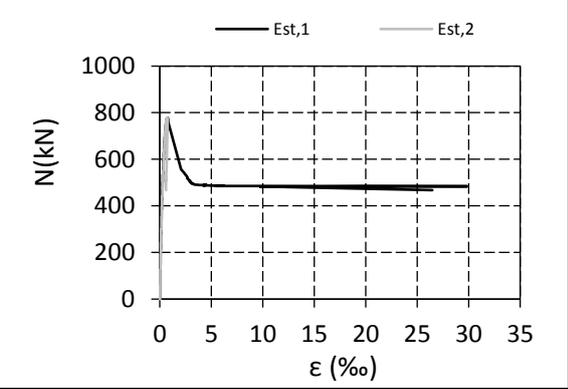
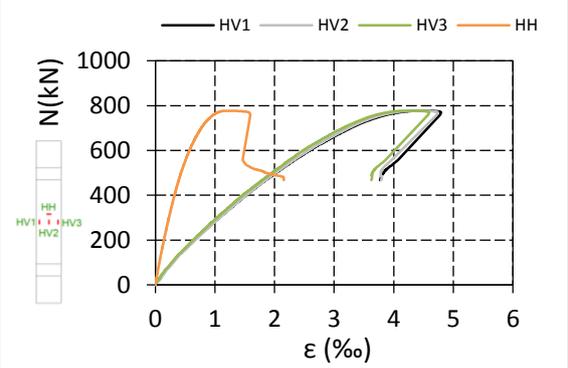
SMAC80F80S10T2	
Hormigón: HSC 80 kg/m ³ de fibras Separación de estribos: 10 cm Diámetro de estribos: 8 mm Día de hormigonado: 05/02/2015 Día de ensayo: 05/03/2015	
Característica mecánicas:	
$f_{cm} = 83.86 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 38373 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$	$f_{c,R1} = 13.36 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 15.29 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 14.32 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 11.46 \text{ MPa}$
<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 45%;"> <p>Posición galgas</p> </div> <div style="width: 50%;"> </div> </div>	
Gráficas	
Carga – deformación galga comprimida que detecta el pandeo	Carga – deformación galgas traccionadas
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo

SMAC120F060-90S05T2	
<p>Hormigón: UHPC 150 kg/m³ de fibras mixtas Separación de estribos: 5 cm Diámetro de estribos: 8 mm Día de hormigonado: 30/01/2015 Día de ensayo: 25/02/2015</p>	
Característica mecánicas:	
<p>$f_{cm} = 107.16 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 44221 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$</p>	<p>$f_{c,R1} = 15.44 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 16.07 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 13.98 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 9.95 \text{ MPa}$</p>
<p>Posición galgas</p>  	
Gráficas	
Carga – deformación galga comprimida que detecta el pandeo	Carga – deformación galgas traccionadas
	
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
	
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo
	

SMAC120F060-90S10T2 (no se detectó el pandeo)	
Hormigón: UHPC 150 kg/m ³ de fibras mixtas Separación de estribos: 10 cm Diámetro de estribos: 8 mm Día de hormigonado: 30/01/2015 Día de ensayo: 25/02/2015	
Característica mecánicas:	
$f_{cm} = 115.40 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 43293 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$	$f_{c,R1} = 18.65 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 19.94 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 18.82 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 15.12 \text{ MPa}$
Gráficas	
Carga – deformación galgas comprimidas	Carga – deformación galgas traccionadas
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo

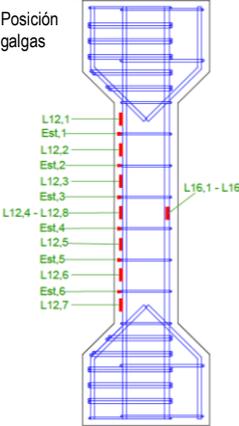
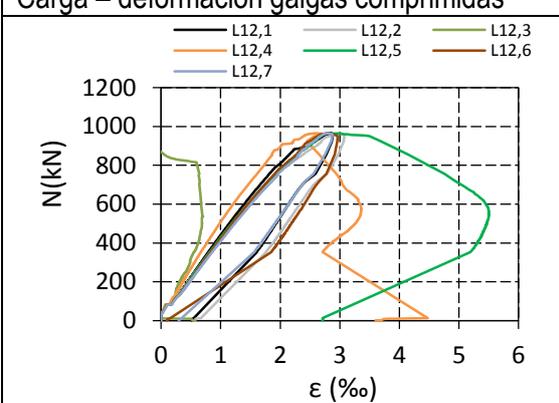
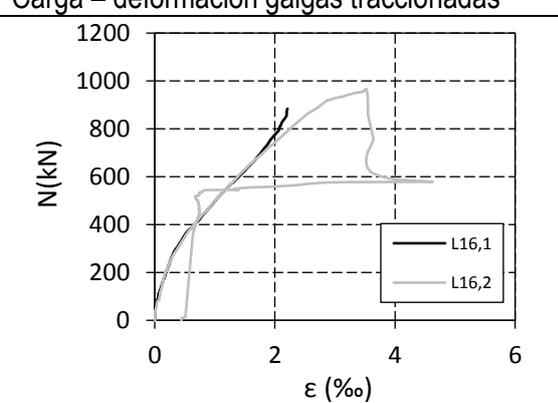
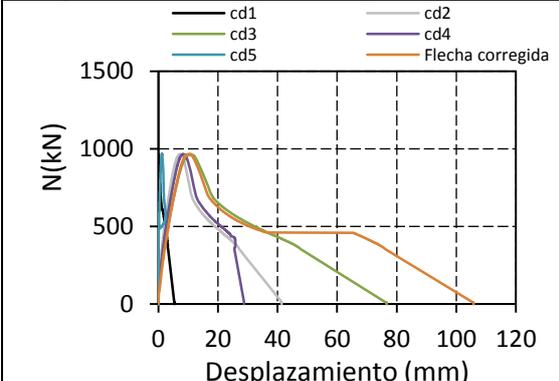
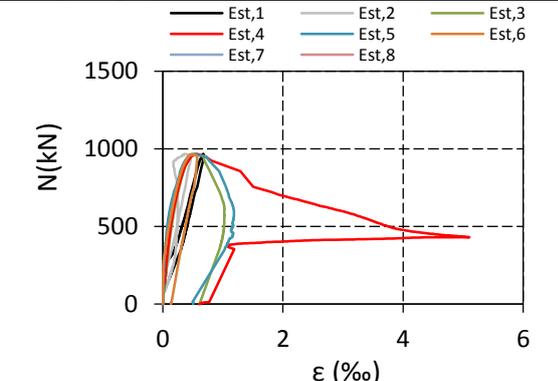
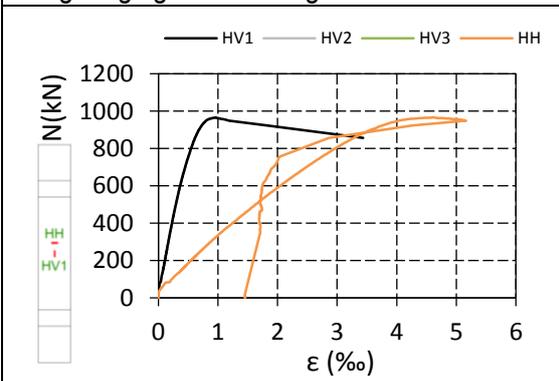
C80F40S5T2 (Pandeo no detectado)	
Hormigón: HSC con 40 kg/m ³ de fibras Separación de estribos: 5 cm Diámetro de estribos: 6 mm Día de hormigonado: 01/07/2014 Día de ensayo: 29/07/2014	
Característica mecánicas:	
$f_{cm} = 77.23 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 35353 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$	$f_{c,R1} = 10.22 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 9.45 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 7.89 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 5.85 \text{ MPa}$
<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 45%;"> <p>Posición galgas</p> </div> <div style="width: 45%;"> </div> </div>	
Gráficas	
Carga – deformación galgas comprimidas	Carga – deformación galgas traccionadas
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo

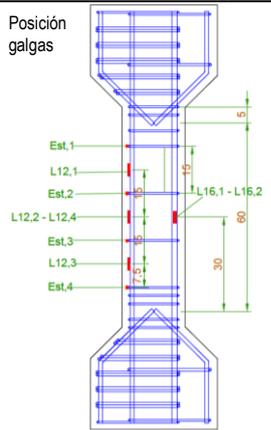
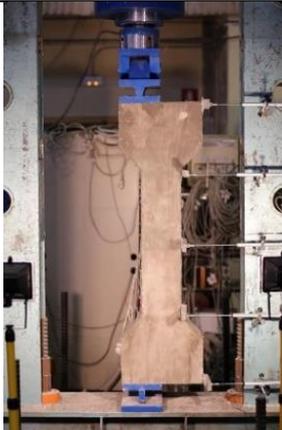
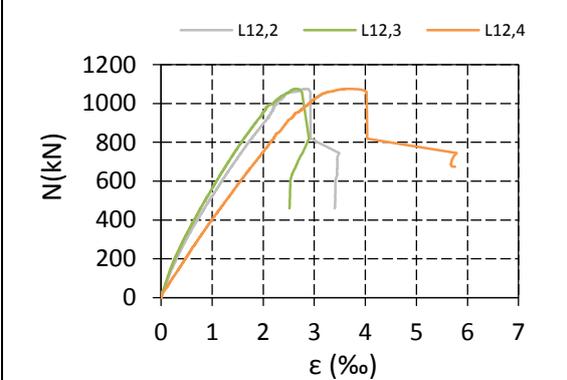
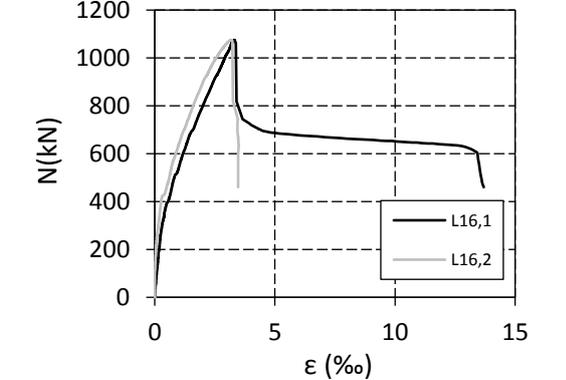
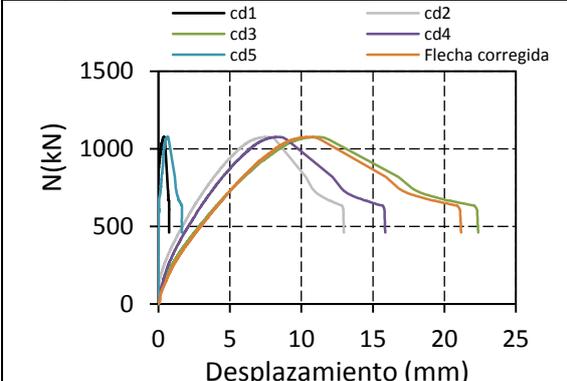
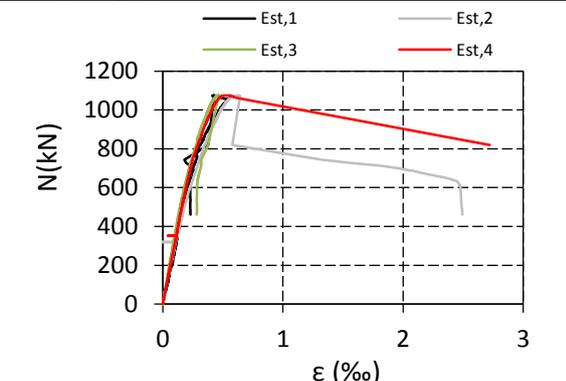
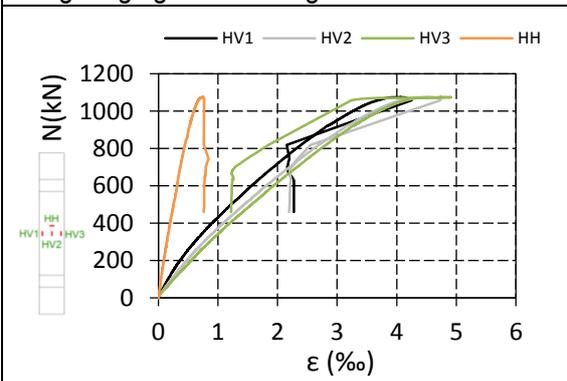
C80F40S10T2 (Pandeo no detectado)	
Hormigón: HSC con 40 kg/m ³ de fibras Separación de estribos: 10 cm Diámetro de estribos: 6 mm Día de hormigonado: 01/07/2014 Día de ensayo: 29/07/2014	
Característica mecánicas:	
$f_{cm} = 77.74 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 35020 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$	$f_{c,R1} = 9.87 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 8.85 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 7.78 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 6.56 \text{ MPa}$
<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 45%;"> <p>Posición galgas</p> </div> <div style="width: 45%;"> </div> </div>	
Gráficas	
Carga – deformación galgas comprimidas	Carga – deformación galgas traccionadas
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo
	<div style="display: flex;"> </div>

C80F40S30T2 (Pandeo no detectado)	
<p>Hormigón: HSC con 40 kg/m³ de fibras Separación de estribos: 30 cm Diámetro de estribos: 6 mm Día de hormigonado: 12/06/2014 Día de ensayo: 10/07/2014</p>	
Característica mecánicas:	
<p>$f_{cm} = 78.01 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 35938 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$</p>	<p>$f_{c,R1} = 10.53 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 11.21 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 10.20 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 8.12 \text{ MPa}$</p>
<p>Posición galgas</p>  	
Gráficas	
Carga – deformación galgas comprimidas	Carga – deformación galgas traccionadas
	
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
	
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo
	

C80F80S5T2 (Pandeo no detectado)	
Hormigón: HSC con 80 kg/m ³ de fibras Separación de estribos: 5 cm Diámetro de estribos: 6 mm Día de hormigonado: 27/06/2014 Día de ensayo: 27/07/2014	
Característica mecánicas:	
$f_{cm} = 78.195 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 35193 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$	$f_{c,R1} = 13.77 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 15.45 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 10.75 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 7.45 \text{ MPa}$
<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 45%;"> <p>Posición galgas</p> </div> <div style="width: 50%;"> </div> </div>	
Gráficas	
Carga – deformación galgas comprimidas	Carga – deformación galgas traccionadas
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo

C80F80S10T2 (Pandeo no detectado)	
Hormigón: HSC con 80 kg/m ³ de fibras Separación de estribos: 10 cm Diámetro de estribos: 6 mm Día de hormigonado: 27/06/2014 Día de ensayo: 27/07/2014	
Característica mecánicas:	
$f_{cm} = 74.7225 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 32668 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$	$f_{c,R1} = 13.61 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 14.40 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 10.87 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 8.74 \text{ MPa}$
<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 45%;"> <p>Posición galgas</p> </div> <div style="width: 45%;"> </div> </div>	
Gráficas	
Carga – deformación galgas comprimidas	Carga – deformación galgas traccionadas
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo

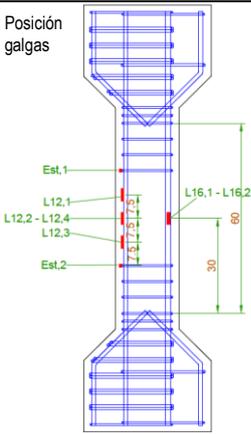
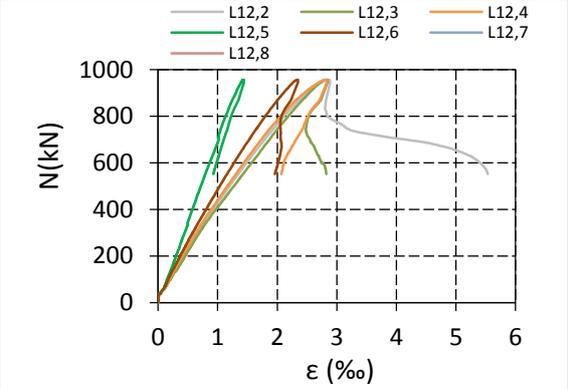
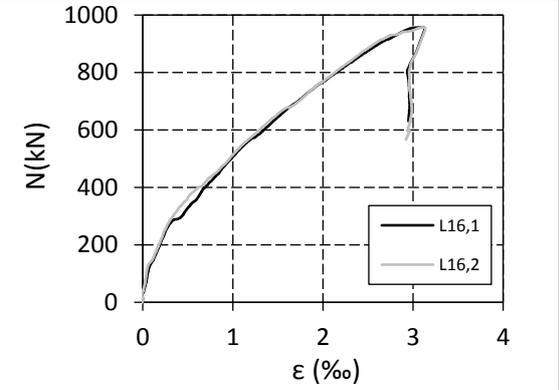
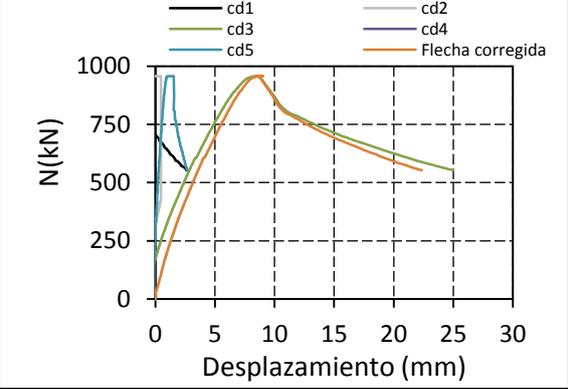
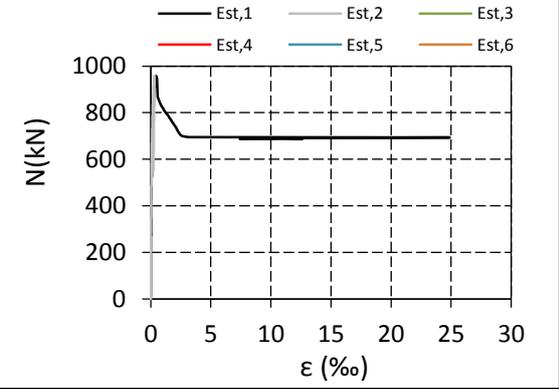
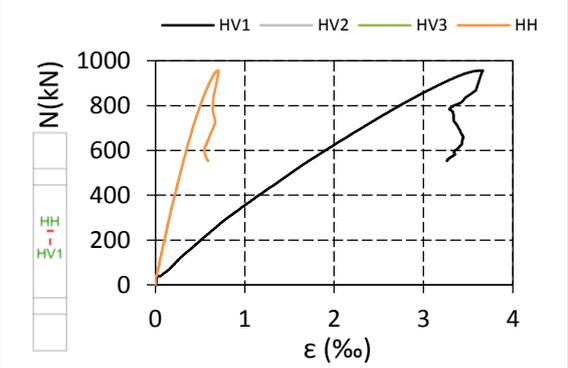
C120F90-60S10T2 (Pandeo no detectado)	
Hormigón: UHPC 150 kg/m ³ de fibras mixtas Separación de estribos: 10 cm Diámetro de estribos: 8 mm Día de hormigonado: 15/01/2015 Día de ensayo: 12/02/2015	
Característica mecánicas:	
$f_{cm} = 113.75 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 42343 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$	$f_{c,R1} = 18.45 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 21.01 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 13.45 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 9.74 \text{ MPa}$
<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 45%;"> <p>Posición galgas</p>  </div> <div style="width: 50%;">  </div> </div>	
Gráficas	
Carga – deformación galgas comprimidas	Carga – deformación galgas traccionadas
	
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
	
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo
	<p>Rompió la armadura traccionada cuando las fibras perdieron la adherencia.</p> 

C120F90-60S15T2 (Pandeo no detectado)	
Hormigón: UHPC 150 kg/m ³ de fibras mixtas Separación de estribos: 15 cm Diámetro de estribos: 6 mm Día de hormigonado: 26/05/2014 Día de ensayo: 24/06/2014	
Característica mecánicas:	
$f_{cm} = 124.05 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 44187 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$	$f_{c,R1} = 17.84 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 19.65 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 11.58 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 9.25 \text{ MPa}$
<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 45%;"> <p>Posición galgas</p>  </div> <div style="width: 45%;">  </div> </div>	
Gráficas	
Carga – deformación galgas comprimidas	Carga – deformación galgas traccionadas
	
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
	
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo
	

C120F90-60S30T2 (Pandeo no detectado)	
Hormigón: UHPC 150 kg/m ³ de fibras mixtas Separación de estribos: 30 cm Diámetro de estribos: 8 mm Día de hormigonado: 15/01/2015 Día de ensayo: 12/02/2015	
Característica mecánicas:	
$f_{cm} = 117.05 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 49399 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$	$f_{c,R1} = 19.16 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 21.03 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 13.50 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 10.65 \text{ MPa}$
<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 45%;"> <p>Posición galgas</p> </div> <div style="width: 45%;"> </div> </div>	
Gráficas	
Carga – deformación galgas comprimidas	Carga – deformación galgas traccionadas
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo
	<div style="display: flex;"> <div style="width: 50%;"> </div> <div style="width: 45%;"> <p>Rompió la armadura traccionada cuando las fibras perdieron la adherencia.</p> </div> </div>

C120F150-00S10T2 (Pandeo no detectado)	
Hormigón: UHPC 150 kg/m ³ de fibras largas Separación de estribos: 10 cm Diámetro de estribos: 6 mm Día de hormigonado: 09/05/2014 Día de ensayo: 06/06/2014	
Característica mecánicas:	
$f_{cm} = 114.86 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 43472 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$	$f_{c,R1} = 24.69 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 26.2 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 11.45 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 10.26 \text{ MPa}$
<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 45%;"> <p>Posición galgas</p> <p>Est.1, L12.1, Est.2, L12.2 - L12.4, Est.3, L12.3, Est.4</p> <p>L16.1 - L16.2</p> <p>5, 60, 30</p> </div> <div style="width: 45%;"> </div> </div>	
Gráficas	
Carga – deformación galgas comprimidas	Carga – deformación galgas traccionadas
<p>— L12,1 — L12,3 — L12,4</p> <p>N(kN)</p> <p>ϵ (‰)</p>	<p>— L16,1 — L16,2</p> <p>N(kN)</p> <p>ϵ (‰)</p>
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
<p>— cd1 — cd2 — cd3 — cd4 — cd5 — Flecha corregida</p> <p>N(kN)</p> <p>Desplazamiento (mm)</p>	<p>— Est,1 — Est,2 — Est,3 — Est,4</p> <p>N(kN)</p> <p>ϵ (‰)</p>
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo
<p>— HV1 — HV2 — HV3 — HH</p> <p>N(kN)</p> <p>ϵ (‰)</p>	

C120F150-00S15T2 (Pandeo no detectado)	
Hormigón: UHPC 150 kg/m ³ de fibras largas Separación de estribos: 15 cm Diámetro de estribos: 6 mm Día de hormigonado: 16/05/2014 Día de ensayo: 13/06/2014	
Característica mecánicas:	
$f_{cm} = 125.96 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 42276 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$	$f_{c,R1} = 24.58 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 25.78 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 13.23 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 8.56 \text{ MPa}$
<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 45%;"> <p>Posición galgas</p> </div> <div style="width: 50%;"> </div> </div>	
Gráficas	
Carga – deformación galgas comprimidas	Carga – deformación galgas traccionadas
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo

C120F150-00S30T2 (Pandeo no detectado)	
<p>Hormigón: UHPC 150 kg/m³ de fibras largas Separación de estribos: 30 cm Diámetro de estribos: 8 mm Día de hormigonado: 23/01/2015 Día de ensayo: 19/02/2015</p>	
Característica mecánicas:	
<p>$f_{cm} = 126.88 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 48994 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$</p>	<p>$f_{c,R1} = 22.58 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 25.58 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 25.32 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 22.01 \text{ MPa}$</p>
<p>Posición galgas</p>  	
Gráficas	
Carga – deformación galgas comprimidas	Carga – deformación galgas traccionadas
	
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
	
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo
	

C120F150-00S60T2 (Pandeo no detectado)	
<p>Hormigón: UHPC 150 kg/m³ de fibras largas Separación de estribos: 60 cm Diámetro de estribos: 8 mm Día de hormigonado: 20/01/2015 Día de ensayo: 17/02/2015</p>	
Característica mecánicas:	
<p>$f_{cm} = 123.00 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 42000 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$</p>	<p>$f_{c,R1} = 21.36 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 24.59 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 24.12 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 18.5 \text{ MPa}$</p>
<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 45%;"> <p>Posición galgas</p> </div> <div style="width: 45%;"> </div> </div>	
Gráficas	
Carga – deformación galgas comprimidas	Carga – deformación galgas traccionadas
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
	No hay estribos
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo

C120F150-00S60T1 (Pandeo no detectado)	
Hormigón: UHPC 150 kg/m ³ de fibras largas Separación de estribos: 60 cm Diámetro de estribos: 6 mm Día de hormigonado: 24/04/2015 Día de ensayo: 22/05/2015	
Característica mecánicas:	
$f_{cm} = 113.07 \text{ MPa}$ $E_{cm} = 44000 \text{ MPa}$ $\epsilon_{085} = -$	$f_{c,R1} = 20.68 \text{ MPa}$ $f_{c,R2} = 22.56 \text{ MPa}$ $f_{c,R3} = 14.46 \text{ MPa}$ $f_{c,R4} = 10.36 \text{ MPa}$
<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 45%;"> <p>Posición galgas</p> </div> <div style="width: 45%;"> </div> </div>	
Gráficas	
Carga – deformación galgas comprimidas	Carga – deformación galgas traccionadas
Carga – transductores de desplazamiento	Carga – galgas en estribos
	No hay estribos
Carga – galgas de hormigón	Fotografías tras el ensayo

Anejo C: Ensayos de barras aisladas de acero

Se muestran a continuación los resultados de los ensayos de compresión de barras aisladas de acero. Esta campaña experimental consta de 30 ensayos de los que se obtuvo la curva que relacionaba la fuerza introducida por el actuador hidráulico con el acortamiento de la barra, el cual fue medido mediante los transductores de desplazamiento. En este anejo se muestran las gráficas una vez convertidas a tensión – deformación.

