



**UNIVERSIDAD DE CHILE
FACULTAD DE CIENCIAS FÍSICAS Y MATEMÁTICAS
DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA CIVIL**

**ANÁLISIS DE LA ZONA CRÍTICA DE UN PERFIL TUBULAR DE ACERO RELLENO
CON HORMIGÓN A COMPRESIÓN**

MEMORIA PARA OPTAR AL TÍTULO DE INGENIERO CIVIL, MENCIÓN
ESTRUCTURAS y CONSTRUCCIÓN

DIEGO RENÉ HURTADO CATHALIFAUD

PROFESOR GUÍA:

RICARDO HERRERA MARDONES

MIEMBROS DE LA COMISIÓN:

ALEJANDRO VERDUGO PALMA

LEONARDO MASSONE SÁNCHEZ

SANTIAGO DE CHILE

2015

RESUMEN DE MEMORIA PARA OPTAR AL

TÍTULO DE: Ingeniero Civil con mención en Estructuras y Construcción

POR: Diego René Hurtado Cathalifaud.

FECHA: 20/08/2015

PROFESOR GUÍA: Ricardo Herrera Mardones.

ANÁLISIS DE LA ZONA CRÍTICA DE UN PERFIL TUBULAR DE ACERO RELLENO CON HORMIGÓN A COMPRESIÓN

Los CFTs (*Concrete-filled steel tube*), son elementos tubulares de acero rellenos de hormigón. Éstos suelen usarse como columnas en sistemas de marcos arriostrados y momento-resistentes. A través de investigaciones se ha logrado concluir que éstos presentan grandes ventajas constructivas y estructurales en términos de facilidad constructiva, economía y mejora en el comportamiento mecánico de estructuras.

Dentro de este trabajo de título se aborda este tema a través del análisis del comportamiento mecánico de la zona crítica en elementos CFTs sometidos a compresión axial pura mediante modelamiento en software de elementos finitos ANSYS. Se detalla el modelamiento llevado a cabo junto con las simplificaciones y supuestos considerados y se realiza un análisis de los parámetros que constituyen los modelos de los materiales acero y hormigón tales como el módulo tangente del acero, la cohesión, ángulo de fricción interna y dilatación en el hormigón, además de la fricción entre ambos materiales e imperfección inicial del tubo de acero. Intentando reproducir registros de especímenes ensayados por Schneider (1998) se calibran los parámetros de los distintos modelos geométricos realizados y con los resultados de modelos se encuentran relaciones de tensión y deformación entre el acero y el hormigón y entre el segmento plástico y el resto de la columna. El modelo calibrado entrega resultados similares a los obtenidos experimentalmente y permite analizar por separado la respuesta del acero y hormigón y la interacción entre éstos durante el proceso carga axial. Además se encuentran tendencias entre los parámetros del modelo del acero en función del confinamiento otorgado por el tubo de acero.

AGRADECIMIENTOS

Quiero agradecer en primer lugar a toda mi familia por la preocupación y el cariño que me han brindado no sólo estos últimos años sino a lo largo de toda mi vida. A mis padres, quienes con mucho amor y esfuerzo me han dado la posibilidad de estudiar y me han apoyado en todas las decisiones que he debido tomar, a mis tías que desde mi primer año en la capital han velado por mi salud, mi bolsillo y porque no me falte nada.

Quisiera agradecer también a los profesores de la comisión. Al profesor Ricardo Herrera por su buena voluntad y paciencia al haberme ayudado y guiado durante el transcurso de esta etapa. A los profesores Alejandro Verdugo y Leonardo Massone por su disposición y sus observaciones y sugerencias.

Aprovecho de agradecer a mi querido Colegio Seminario Conciliar y a sus profesores, a la academia de Karate KyokushinKaikan del Sr. Carlos Nelky, a la academia de música del Sr. Alan Gálvez Rojo (Q.E.P.D) y a la Escuela de Ingeniería y Ciencias de la Universidad de Chile, que me han entregado los valores que me identifican como persona y que son la base de mi presente y mi futuro.

Agradezco enormemente a mi Daniela Luz, a quien amo y ha estado conmigo durante todo este proceso, ha sido muy paciente y me ha acompañado siempre.

A todos mis amigos incondicionales, compañeros del colegio, compañeros de universidad y a mis amigos de Coquimbo que me conocen desde que éramos niños y todavía comparten conmigo una bella amistad. A mis grandes amigos de la universidad, Karla, Manolo, Peter, Lorenzo, Leo, Fran, Alina, Martín, Tello, etc. A mis amigos putres Ernesto y Leandro, a los locos del 902, Gerson, Rodrigo y Camilo, mis primos Paul, Axel y Max, compañeros de la pecera que han sido parte de este proceso, entre otros. En fin... probablemente se me olvida nombrar a muchas personas más. Pido perdón de antemano, pero creo que si lograra recordarlos a todos me faltarían hojas para terminar de nombrarlos.

TABLA DE CONTENIDO

1. INTRODUCCIÓN	1
1.1. Motivación	1
1.2. Objetivos	2
1.2.1. Objetivos Generales	2
1.2.2. Objetivos Específicos	2
1.3. Alcances.....	2
2. ANTECEDENTES	4
2.1. Sobre estudios y modelos numéricos.....	4
2.2. Sobre resultados de ensayos experimentales.....	5
2.3. Base de datos bibliográfica estudiada.....	6
2.4. Comportamiento general de las columnas CFTs	9
2.5. Mecanismo de falla	11
2.6. Normativa aplicable al cálculo y diseño.....	12
2.6.1. AISC 360-10	12
3. MODELACIÓN NUMÉRICA.....	17
3.1. Introducción.....	17
3.2. Modelo de elementos finitos.....	17
3.3. Modelamiento de materiales.	17
3.3.1. Tipos de elementos	17

3.3.2.	Modelo del acero	19
3.3.3.	Modelo del hormigón	20
3.4.	Geometría general	24
3.5.	Procedimiento para análisis no lineal	26
3.5.1.	Modos de Pandeo.....	27
3.5.2.	Imperfección impuesta.....	29
3.6.	Modelamiento del elemento compuesto.....	29
3.6.1.	Geometría.....	29
3.6.2.	Condiciones de borde.....	30
3.6.3.	Mallado	32
3.6.4.	Parámetros de estudio.....	33
4.	RESULTADOS Y ANÁLISIS	34
4.1.	General	34
4.2.	Análisis de parámetros.....	34
4.2.1.	Coeficiente friccional en el contacto acero-hormigón	35
4.2.2.	Módulo tangente del acero en estado plástico	36
4.2.3.	Imperfección inicial del tubo de acero.....	38
4.2.4.	Parámetros de Drucker-Prager para el hormigón	40
4.3.	Comparación con ensayos experimentales.....	45
4.3.1.	Relación entre deformaciones del modelo numérico y columnas ensayadas por Schneider (1998)	45

4.3.2. Resultados de modelos numéricos extendidos a escala experimental.....	47
4.3.3. Resumen y análisis de resultados.	66
4.3.3.1. Comparación de resistencias entre modelos analíticos y resultados experimentales.....	69
4.3.3.2. Valores de c y ϕ calibrados para distintas razones D/t	69
4.3.3.3. Deformación del segmento plástico.	71
5. CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES	72
5.1. Conclusiones.....	72
5.2. Recomendaciones.....	74
BIBLIOGRAFÍA	75

ÍNDICE DE TABLAS

Tabla 2-1: Geometrías ensayadas por Schneider modeladas en este tema de memoria.	6
Tabla 2-2: Resistencias a compresión axial según AISC 360-10 para especímenes ensayados por Schneider (1998).	15
Tabla 3-1: c y ϕ para especímenes ensayados por Schneider (1998)	23
Tabla 4-1: Valores base para análisis de parámetros de Drucker-Prager	40
Tabla 4-2: Parámetros utilizados en el modelamiento numérico para las distintas formas.	67
Tabla 4-3: Resistencias obtenidas en forma analítica, experimentalmente y calculadas según AISC 360-10.	69

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2-1: Disposición general de los especímenes y ubicación instrumental. (SCHNEIDER, 1998).	7
Figura 2-2: Comportamiento de los distintos especímenes formados por tubos de sección cuadrada.	8
Figura 2-3: Pandeo local típico en tubos de sección transversal cuadrada (SCHNEIDER, 1998).	9
Figura 3-1: Representación de la geometría del elemento finito SHELL181 (ANSYS, 2013).	18
Figura 3-2: Representación de la geometría del elemento finito SOLID65 (ANSYS, 2013)	18
Figura 3-3: Superficie de fluencia de Von-Mises. ($F_y=420$ [MPa])	20

Figura 3-4: Valores de σ_y^c y β en función de c y ϕ	21
Figura 3-5: Comportamiento de los parámetros de cohesión y ángulo de fricción interna para distintas resistencias del hormigón según expresiones obtenidas en base a aproximaciones de Rochette y Labossière.....	23
Figura 3-6: Superficie de falla de Drucker-Prager. ($\sigma_y^c=9,8$; $\beta=0,141$)	24
Figura 3-7: Vista en corte de la sección modelada.....	25
Figura 3-8: Vista isométrica de la sección modelada.	26
Figura 3-9: Condiciones de borde en sección de acero para análisis de pandeo local. .	27
Figura 3-10: Primeros cuatro modos de pandeo para la sección de acero.	28
Figura 3-11: Condiciones de borde aplicadas sobre el tubo de acero para modelo del elemento compuesto.	31
Figura 3-12: Mallado de modelo S1. a) mallado realizado para análisis de modos de pandeo lineal en tubo de acero. b) mallado para análisis estructural estático de elemento compuesto.	33
Figura 4-1: Estudio del coeficiente de fricción f	36
Figura 4-2: Estudio de la razón E_s/E_sT	37
Figura 4-3: Comparación entre columnas con distinta imperfección inicial ϵ_0 en [mm]. .	38
Figura 4-4: Distintas respuestas en CFT de pared delgada sin imperfección inicial	39
Figura 4-5: Estudio del parámetro de cohesión de Drucker-Prager, c	42
Figura 4-6: Estudio del parámetro de ángulo de fricción interna de Drucker-Prager, ϕ . .	43
Figura 4-7: Estudio del parámetro de dilatación de Drucker-Prager, ϕ_d	44
Figura 4-8: Idealización de columna CFT con segmentos de falla y segmentos elásticos. a) columna cft. b) segmento de falla. c) segmento elástico.....	46

Figura 4-9: Resultados obtenidos para modelos con parámetros de Drucker-Prager calculados en base a fórmula deducida de aproximación de Rochette y Labossière....	48
Figura 4-10: Resumen de resultados obtenidos en los distintos modelos numéricos. ...	49
Figura 4-11: Curva teórica simplificada del hormigón sin confinar (SCHNEIDER, 1998).	50
Figura 4-12: Comportamiento de S1 obtenido mediante extensión del modelamiento numérico.....	51
Figura 4-13: S1 - Tensiones axiales medias en el acero y hormigón.	51
Figura 4-14: Tensiones en componentes del espécimen S1.....	52
Figura 4-15: Tensiones en componentes del espécimen S2.....	55
Figura 4-16: Comportamiento de S3 obtenido mediante extensión del modelamiento numérico.....	57
Figura 4-17: S3 - Tensiones axiales medias en el acero y hormigón.	57
Figura 4-18: Tensiones en componentes del espécimen S3.....	58
Figura 4-19: Comportamiento de S4 obtenido mediante extensión del modelamiento numérico.....	60
Figura 4-20: S4 - Tensiones axiales medias en el acero y hormigón.	60
Figura 4-21: Tensiones en componentes del espécimen S4.....	61
Figura 4-22: Comportamiento de S5 obtenido mediante extensión del modelamiento numérico.....	63
Figura 4-23: S5 - Tensiones axiales medias en el acero y hormigón.	63
Figura 4-24: Tensiones en componentes del espécimen S5.....	64
Figura 4-25: Comportamiento general de los CFT modelados.....	66

Figura 4-26: valores calibrados de c versus D/t	70
Figura 4-27: Valores calibrados de ϕ versus D/t	70
Figura 4-28: Porcentaje representado por los segmentos críticos en la deformación total de la columna.	71

1. INTRODUCCIÓN

1.1. Motivación

El uso de elementos compuestos de acero y hormigón en estructuras ha despertado gran interés en las últimas décadas. Estos elementos compuestos aprovechan las ventajas constructivas y estructurales de ambos materiales mezclando la ductilidad y resistencia a tracción del acero con la masa, resistencia a compresión y economía que presenta el hormigón como material.

Aparte del conocido caso del hormigón armado, existen también otros casos en que se utilizan elementos compuestos de hormigón y acero. Ejemplos de esto son los SRC o perfiles de acero encajonados en secciones de hormigón armado y los CFTs o Perfiles tubulares de acero rellenos con hormigón. Ambos tipos de composiciones han sido estudiados y utilizados en estructuras en que son sometidos a compresión.

En particular los CFTs se usan principalmente como columnas. Éstos presentan una gran ventaja constructiva ya que el hormigón no requiere moldajes debido a que se encuentra contenido en el perfil tubular de acero el cual no sólo trabaja como molde sino que además le otorga confinamiento al hormigón y de esta manera una mayor resistencia y ductilidad. Además este tipo de columnas ayudan a disminuir los plazos de construcción debido a que se pueden montar varios pisos de elevación antes de verter el hormigón en su interior, aguantando el peso propio de la estructura. De esta forma se deja de lado la limitación de tiempo debido al descimbre de las columnas de hormigón armado usuales.

Se ha determinado que las columnas CFT tienen mayor resistencia que las columnas tradicionales de hormigón armado. Además la falla que se produce en este tipo de columnas ocurre manifestándose como un pandeo local en el caso del acero y una fracturación en el hormigón. En este trabajo se estudia el comportamiento e interacción del acero y el hormigón en torno a la zona crítica de falla.

1.2. Objetivos

1.2.1. Objetivos Generales

Caracterizar la respuesta de la zona crítica de un elemento CFT sometido a compresión mediante modelos numéricos

1.2.2. Objetivos Específicos

Estudiar el comportamiento de la zona crítica de falla que se produce en elementos CFT sometidos a compresión, a través de modelos de elementos finitos.

Comparar resultados obtenidos mediante análisis numéricos y experimentos previos llevados a cabo.

Establecer relaciones entre los parámetros propios de un elemento CFT y de los materiales y la respuesta que presenta el modelo numérico.

1.3. Alcances

En esta sección se exponen los alcances del presente trabajo y la forma en que se lleva a cabo este estudio para intentar cumplir los objetivos planteados en la sección anterior. En este primer capítulo se ha introducido el concepto de los elementos CFTs, sus ventajas y limitaciones y la motivación que lleva a cabo el estudio realizado en este trabajo.

La segunda parte corresponde al capítulo de antecedentes. Éste presenta un resumen de algunos estudios teóricos y analíticos realizados previamente por otros autores, entre los cuales se encuentra el estudio realizado por Schneider (1998), del cual se seleccionan 5 columnas CFT de sección cuadrada con razones ancho-espesor del tubo de acero entre 17 y 40,5, y cuyos resultados experimentales sirven como comparación para el análisis del modelamiento numérico realizado en este trabajo. Se muestra además un resumen del comportamiento general y los mecanismos de falla observados por los diversos autores. Finalmente se presentan las disposiciones

normativas de ASIC (2010) para el cálculo y diseño de elementos CFTs sometidos a compresión axial pura.

En el tercer capítulo se detalla el modelamiento numérico llevado a cabo en ANSYS en su modalidad Workbench desarrollada para la versión 15.0.0. En éste se dan a conocer los modelos utilizados para el acero y el hormigón junto con la geometría adoptada, el mallado de los materiales y las condiciones de borde que permiten modelar la zona crítica como se presenta. Se explica el procedimiento de análisis no lineal mediante el cual se aplica una imperfección inicial en el modelo para facilitar la convergencia del mismo y lograr un pandeo local en el tubo de acero. Finalmente se dan a conocer los parámetros de estudio a analizar, para los cuales se buscará determinar una relación con el comportamiento del elemento compuesto modelado.

El cuarto capítulo presenta un análisis de los parámetros presentados en el capítulo anterior y de cómo éstos determinan la respuesta de los especímenes modelados al ser sometidos a una compresión axial pura bajo las condiciones dadas. Los resultados del estudio del comportamiento de los distintos parámetros se utilizan para calibrar modelos que puedan ser comparados con aquellos seleccionados de la bibliografía. Se muestran los resultados obtenidos para los modelos calibrados tanto para el elemento compuesto como para cada uno de sus componentes. Se analizan los resultados obtenidos y se busca establecer una relación entre éstos y las razones de ancho-espesor de las paredes de los tubos de acero de los distintos especímenes representados. Se realiza una comparación entre las resistencias obtenidas en los modelos numéricos, las que se presentan en la literatura y las que establecen las disposiciones normativas señaladas en el segundo capítulo. Por último se analiza el comportamiento del segmento crítico modelado en comparación al resto de la columna bajo los supuestos adoptados.

Finalmente, en base a los resultados analizados se presentan conclusiones y recomendaciones para el futuro desarrollo de estudios similares de modelamiento de elementos CFT de características similares.

2. ANTECEDENTES

El uso de CFTs no se ha logrado masificar aún en Chile debido a la escasa información que existe respecto de su comportamiento y mecanismo de falla. Estudios y ensayos se han llevado a cabo principalmente en Estados Unidos, Japón y Medio Oriente.

Autores aluden tanto al estudio numérico como a ensayos experimentales de estos elementos relacionados mayormente con la determinación de la resistencia y comportamiento de elementos CFT compuestos de acero y hormigón de alta resistencia (*high-strength composite concrete-filled steel tube*) tanto para elementos de viga como columna ante diversos tipos de carga (compresión pura, flexión y flexo-compresión).

Los perfiles de acero usualmente escogidos para el estudio de elementos estructurales son los perfiles tubulares SHS, RHS y CHS (*Square hollow section*, *Rectangular hollow section* y *Circular hollow section*, respectivamente).

2.1. Sobre estudios y modelos numéricos

Diversos autores han desarrollado modelos con el propósito de, mediante estudios paramétricos, simular la respuesta de columnas CFT y de cada uno de sus componentes sometidos a compresión y otras sollicitaciones.

Modelos de fibras han sido utilizados para intentar reproducir el comportamiento de elementos, obteniendo como resultados buenas aproximaciones, en especial para el caso de predecir el comportamiento de esfuerzo-deformación en vigas y columnas de alta resistencia sometidas a esfuerzos monótonos o cíclicos y para modelar análisis estáticos y dinámicos en marcos compuestos. (Varma y otros, 2005).

Otros estudios han comparado el efecto de pandeo en tubos huecos de acero y tubos rellenos con hormigón concluyendo que, al menos para columnas poco esbeltas, se logra prevenir la ondulación típica del pandeo del tubo de acero al añadir el hormigón al interior ya que éste evita que el acero se pueda deformar hacia dentro bajo ciertas hipótesis, una de éstas es asumir contacto perfectamente simétrico entre los distintos materiales en la interfaz, la cual es responsable de una importante parte del error en resultados numéricos. (Malone, 1998).

Varma (2000) propone un modelo de elementos finitos desarrollado en ABAQUS, cuya geometría consiste en un cuarto de la sección transversal, a la cual se le imponen condiciones de borde que aprovechan la simetría de la sección completa para compatibilizar tensiones y deformaciones y de esta forma simplificar el modelo. Además modela como longitud sólo un segmento de la columna, la cual estima en el ancho de la sección modelada, y corresponde a la zona plástica de deformación inelástica en la columna. Además considera una imperfección inicial en el acero para facilitar la convergencia y propone un modelo multiaxial plástico para el hormigón obteniendo resultados, aunque no en todos los casos, debido a limitaciones del modelo de material del hormigón en el programa.

2.2. Sobre resultados de ensayos experimentales

Existen registros de ensayos a lo largo de todo el mundo. Dichos registros se pueden encontrar en publicaciones científicas orientadas a recopilar resultados de estudios experimentales y analíticos. Éstos resultados han sido la base para el estudio de otros temas realizados en forma posterior y sobre temas más específicos relacionados con la aplicación de elementos CFTs de la misma forma en que se pretende hacer en este trabajo de título.

La revisión bibliográfica de estos registros es la base sobre la cual se realiza la presente tesis. Los registros de los distintos estudios realizados se encuentran típicamente en forma de resumen en cuanto a la parte analítica y en forma de tablas con datos experimentales obtenidos por distintos autores en distintas fechas y lugares. Éstos ensayos y estudios analíticos se han hecho bajo diversas condiciones, ya sea distintos materiales, condiciones de borde, tipos de esfuerzos, etc., por lo que se dispone de una amplia gama de datos lo que permite comparar y comprobar y respaldar los resultados obtenidos a medida que se procesan los modelos con distintos parámetros de entrada, geometrías, condiciones de borde y resistencias.

Se toma como referencia los ensayos realizados por Schneider (1998), dentro de los cuales se pueden encontrar registros de ensayos experimentales en forma de gráficos de carga axial – deformación para 14 especímenes de columnas cortas con distintas geometrías. Éstos incluyen 5 especímenes de sección cuadrada en base a los cuales se centra el estudio de este tema de memoria.

2.3. Base de datos bibliográfica estudiada

Se utiliza como base de datos bibliográfica, los resultados experimentales obtenidos por Stephen P. Schneider en su publicación “Axially Loaded Concrete-Filled Steel Tubes” publicado en octubre de 1998.

En su publicación, Schneider presenta un estudio experimental y analítico del comportamiento de columnas CFT cortas. Un total de 14 columnas son ensayadas, de las cuales 5 corresponden a perfiles CFT de sección cuadrada. En la Tabla 2-1 se muestran las 5 columnas cortas de sección cuadrada ensayadas por Schneider y sus propiedades geométricas y mecánicas identificadas por el autor.

Tabla 2-1: Geometrías ensayadas por Schneider modeladas en este tema de memoria.

Forma	Diámetro externo nominal [mm]	Dimensiones Reales [mm]	Espesor real de pared [mm]	Razón D/t	Razón L/D	A _s /A _{total} [%]	Propiedades del Acero			Propiedades del Hormigón		
							A _s [mm ²]	F _y [MPa]	E _s [MPa]	A _c [mm ²]	f' _c [kPa]	E _c [MPa]
S1	127 X 127	127,3 X 127,3	3,15	40,4	4,8	9,5	1535	356	180518	14645	30454	26611
S2	127 X 127	126,9 X 126,9	4,34	29,2	4,8	13,0	2077	357	190164	13935	26044	24609
S3	127 X 127	126,9 X 127,0	4,55	27,9	4,8	13,6	2174	322	205322	13871	23805	23528
S4	127 X 127	125,3 X 126,5	5,67	22,3	4,8	17,0	2684	312	203944	13097	23805	23528
S5	127 X 127	126,8 X 127,2	7,47	17,0	4,8	21,5	3426	347	204633	12516	23805	23528

El autor señala que se realizaron varias mediciones geométricas en distintas ubicaciones en la columna con el fin de tener un registro más preciso. El cemento utilizado fue portland tipo I. Arena y áridos de tamaño máximo de 9,5 [mm] fueron mezclados para obtener un hormigón de 20 [MPa] a los 28 días y un asentamiento de cono de 75 [mm]. Las propiedades mostradas en la Tabla 2-1 corresponden a valores medios obtenidos de ensayos de probetas cilíndricas extraídas de cada mezcla. El módulo elástico del hormigón en la tabla corresponde al módulo tangente a un tercio de la resistencia última de las probetas ensayadas.

La configuración experimental esquematizada en la Figura 2-1 corresponde a la utilizada en los distintos ensayos. Se dispuso un cojinete esférico en el extremo superior del CFT para asegurar que la carga se aplicara de forma concéntrica. Los LVDTs corresponden a Transductores diferenciales linealmente variables (en inglés, *Linear variable differential transducers*), son instalados en las esquinas y son monitoreados durante el ensayo con el propósito de verificar que la carga sea aplicada

uniformemente y a la vez monitorear las deformaciones axiales, las cuales son calculadas como el promedio de los cuatro registros.

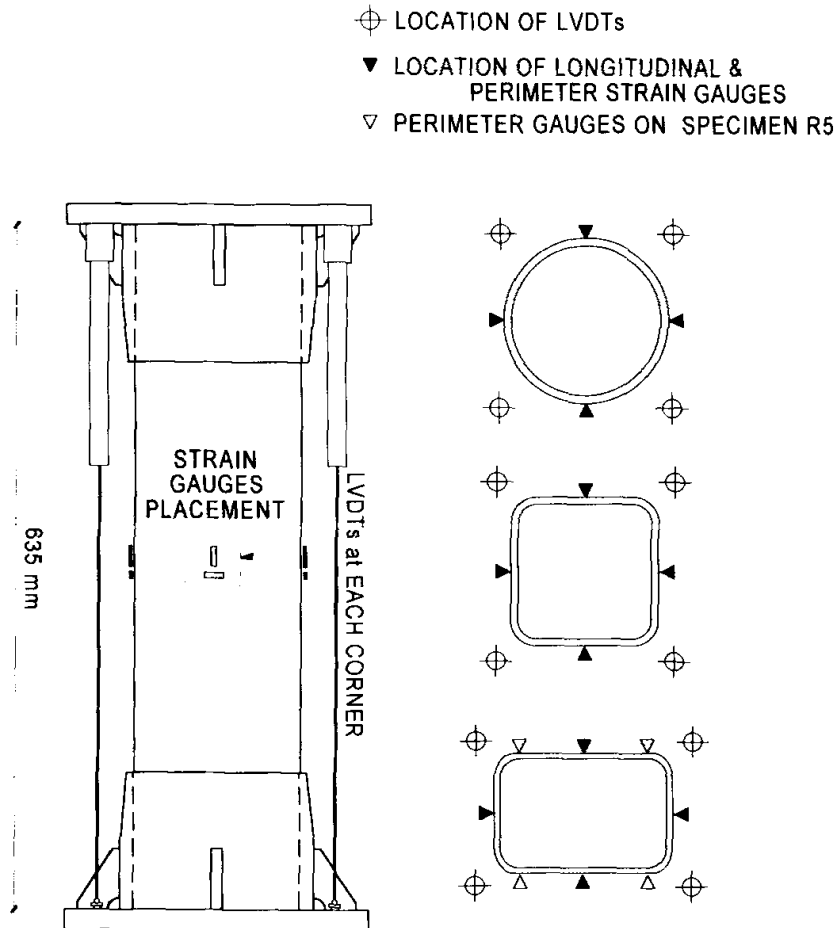


Figura 2-1: Disposición general de los especímenes y ubicación instrumental. (SCHNEIDER, 1998).

Las cargas fueron aplicadas a una tasa muy lenta tal que permitiera que el comportamiento de pandeo local del CFT pudiera ser observado cuidadosamente. Además medidores de deformación o *strain gauges* fueron situados en el exterior del tubo para medir deformaciones verticales y expansión perimetral de la pared del tubo de acero.

Los resultados registrados se han digitalizado y se muestran en la Figura 2-2 para los distintos ejemplares. Se aprecia un decaimiento en la resistencia de los CFTs de pared delgada y una tendencia a endurecimiento para el espécimen S5. La columna S4 mostró una transición entre las otras y un comportamiento elástico, perfectamente plástico.

Se muestra, además la ubicación aproximada del pandeo local del tubo en la curva. La Figura 2-3 muestra el pandeo local obtenido en la columna S3 en el cual se aprecia, coincidentemente con lo observado por Varma (2000), que se producen dos pandeos locales en total el tubo de acero a lo largo de la columna.

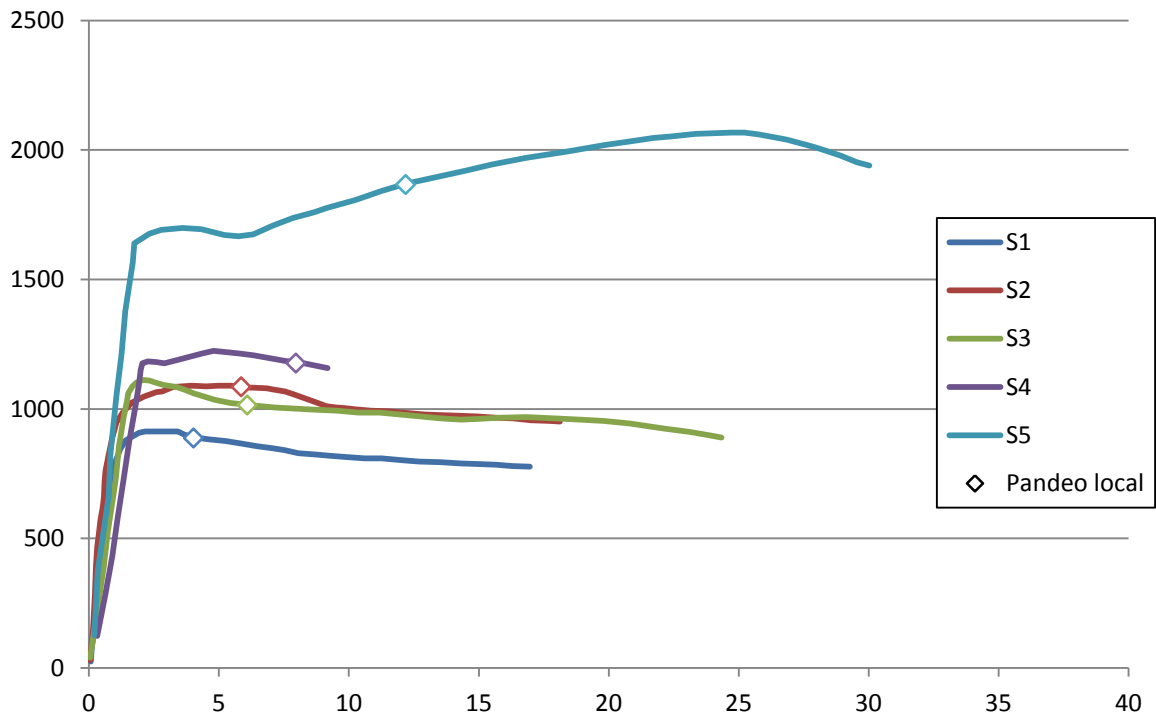


Figura 2-2: Comportamiento de los distintos especímenes formados por tubos de sección cuadrada.

A los especímenes se les extrajo cortando con una sierra, posterior a ser ensayados, la sección en la cual ocurrió el pandeo local. En la sección extraída se pudo observar que no había demasiada separación entre el hormigón y el acero en torno a la zona pandeada. Se observó que aparentemente el hormigón fluyó plásticamente permaneciendo cohesionado aún.

Los ensayos mencionados se modelan e intentan reproducir, a través de los datos proporcionados en la misma publicación, en el software de elementos finitos ANSYS, cuyo procedimiento se detalla en el Capítulo 3.

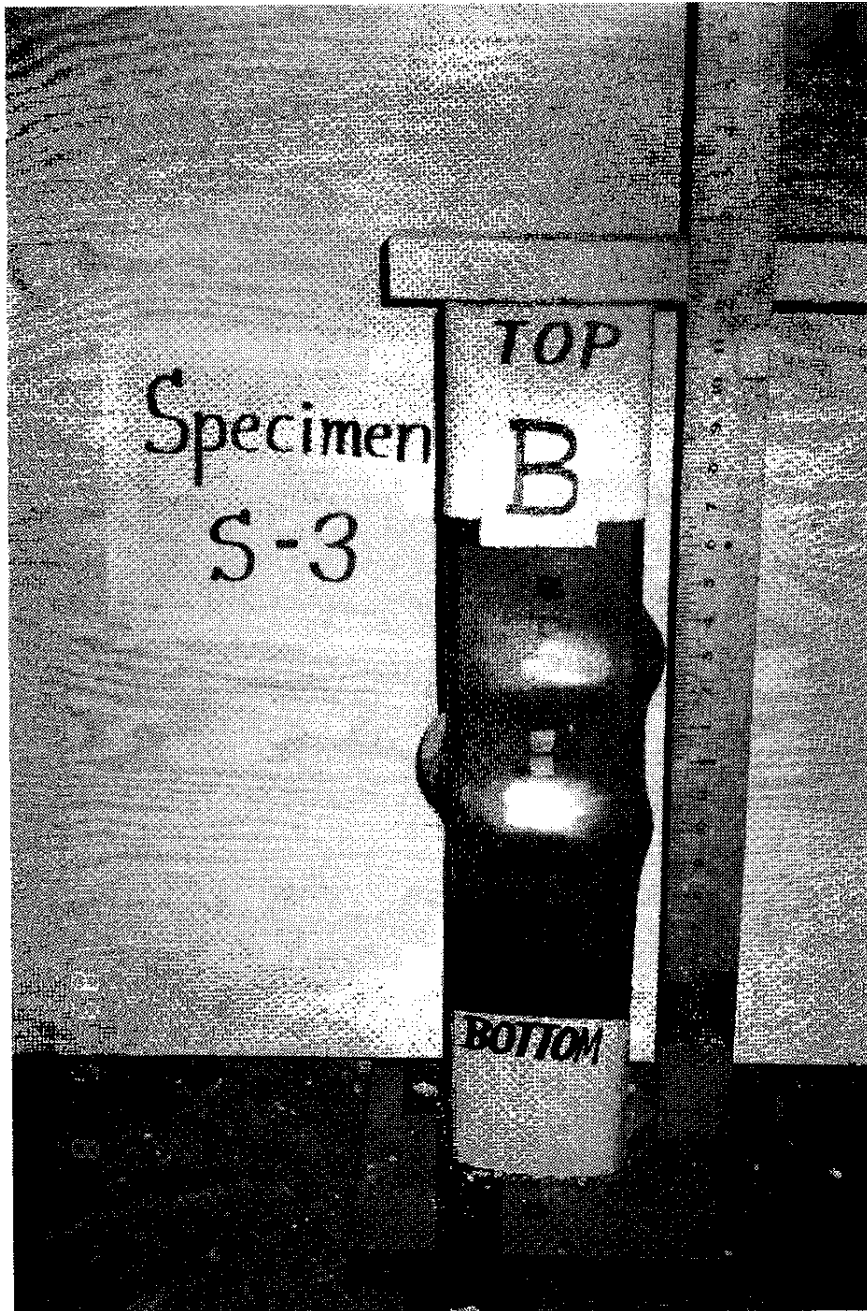


Figura 2-3: Pandeo local típico en tubos de sección transversal cuadrada (SCHNEIDER, 1998).

2.4. Comportamiento general de las columnas CFTs

Gardner y Jacobson (1967), Tsuji (1991), Zhang (1991), Furlong (1967), Shakir-Khalil (1991) han estudiado y logrado describir en forma general el comportamiento de las

secciones CFT sometidas a carga axial concéntrica, entre algunos de sus ensayos experimentales realizados. En términos generales se pueden identificar varias etapas.

En un comienzo el coeficiente de Poisson del acero es mayor al del hormigón (0,28 versus 0,15 a 0,25, respectivamente) por lo que se produce una leve separación de los materiales debido a una mayor expansión en el tubo de acero. En esta etapa existe poca interacción entre los materiales y la carga es sostenida en forma independiente en cada material. Las tensiones a lo largo del tubo de acero permanecen aproximadamente constantes.

Cuando el hormigón ha alcanzado una deformación unitaria de aproximadamente 0,001 se producen microfisuras, a raíz de las cuales se produce una expansión lateral y por lo tanto el núcleo de hormigón comienza a acercarse a la expansión constante del acero.

La expansión del hormigón reinicia la interacción entre ambos materiales, produciéndose tensiones triaxiales en éste y biaxiales en el acero. Producto de esta interacción, las tensiones longitudinales en el tubo de acero pasan a ser función de las tensiones en el contacto hormigón-acero.

El hormigón, luego de superar una deformación unitaria de 0,001 logra una rápida expansión hasta confinarse por completo a una deformación unitaria de 0,002 aproximadamente. Esto al menos en perfiles circulares, ya que en perfiles rectangulares el confinamiento se produce parcialmente y principalmente en torno a las 4 esquinas de la sección transversal.

Una vez producido el confinamiento, se producen tensiones en la dirección transversal en el tubo de acero. Dichas tensiones sumadas a las tensiones longitudinales pueden tener dos efectos en el elemento, dependiendo del eventual estado de fluencia que pudiera tener el acero:

- Si el acero aún no ha fluido en las zonas de mayor tensión de contacto el acero disminuirá la cantidad de carga adicional que puede aguantar antes de la fluencia.

- Si ya ha ocurrido la fluencia, la rigidez elástica del acero disminuye y éste entrega parte de su carga axial al hormigón.

Cabe mencionar que mientras la expansión del hormigón tiene un efecto perjudicial en la capacidad longitudinal del acero, la capacidad de carga del componente de hormigón en el CFT mejora, sobretodo en el caso de secciones circulares. En el caso de las secciones rectangulares, las paredes planas proveen poca presión perpendicular para restringir la expansión del hormigón. Sólo las esquinas ejercen confinamiento en forma parcial. En estos perfiles rectangulares la resistencia en exceso a la capacidad de carga axial nominal se atribuye principalmente al endurecimiento post-deformación en el acero. De todas formas, el encajonado del hormigón tiene beneficios tales como aumento en la ductilidad y tenacidad del conjunto.

2.5. Mecanismo de falla

En tubos de pared gruesa, dependiendo de la resistencia del acero, podría tenerse una falla en el hormigón por aplastamiento previo a la fluencia del acero, lo cual es un modo de falla indeseable. En el otro caso (fluencia del acero) el hormigón comienza a sufrir aplastamiento luego de la fluencia del tubo de acero. En este estado de confinamiento el hormigón puede seguir resistiendo carga adicional hasta que el tubo de acero falla por completo, esto es; por un pandeo local muy extensivo o por plastificación total en la sección transversal. En particular, en secciones cuadradas el pandeo se propaga a las cuatro alas debido a su mayor susceptibilidad a pandearse. Típicamente esto ocurre en los lados más largos, en secciones rectangulares cuyos lados no son todos iguales.

Los perfiles conformados por tubos de pared delgada, en cambio, pueden fallar por un pandeo local elástico o inelástico en el acero, o por falla de corte en el hormigón a una deformación unitaria de aproximadamente 0,005. Éste último modo de falla viene seguido por un pandeo local del acero en estado de fluencia.

En cualquiera de los casos mencionados, la deformación longitudinal en el elemento no es suficiente para permitir que ocurra un confinamiento en el núcleo de hormigón. De todas formas el pandeo local del acero se ve controlado por la influencia del núcleo de

hormigón. Éste lo fuerza a pandearse hacia afuera lo cual tiene tres ventajas. En la zona de pandeo la distancia entre el ala superior e inferior aumenta, lo cual ayuda a prevenir que el módulo plástico de la sección disminuya significativamente; el hormigón tiende a distribuir el pandeo, de esta forma mitigando la concentración de tensiones en ciertas zonas lo cual suele producir fracturas en el hormigón; y finalmente retarda el pandeo local al estabilizar la pared del tubo, lo cual permite a menudo desarrollar completamente la tensión de fluencia en la sección del tubo previo a pandearse.

2.6. Normativa aplicable al cálculo y diseño

Para el cálculo de la resistencia nominal de elementos CFT sometidos a compresión, aplican las disposiciones descritas en la norma AISC 360-10 (AISC, 2010).

Las especificaciones de cálculo y diseño estipuladas en la norma ACI 318 (ACI, 2008) no se consideran debido a que no ha presentado cambios en varios años respecto a elementos compuestos. Por este mismo motivo, la norma AISC 360-10 se refiere a que las especificaciones presentadas en ACI 318 no deben ser consideradas para así poder sacar provecho de las investigaciones recientes del comportamiento de los elementos compuestos, las cuales se detallan a continuación.

2.6.1. AISC 360-10

El código establece que al menos el 1% del área de la sección transversal de las columnas CFT debe ser abarcado por el tubo de acero. Éste a su vez debe cumplir con un mínimo de esbeltez. Según esta esbeltez, el tubo es clasificado como compacto, no compacto o esbelto. La Ecuación 2-1 y Ecuación 2-2 muestran los límites de esbeltez Compacto/No compacto y No compacto/Esbelto, respectivamente. Se especifica, además, un límite máximo de esbeltez especificado en la Ecuación 2-3.

$$\lambda_p = 2,26 \sqrt{\frac{E}{F_y}} \quad \text{Ecuación 2-1}$$

$$\lambda_r = 3,00 \sqrt{\frac{E}{F_y}} \quad \text{Ecuación 2-2}$$

$$\frac{b}{t_{max}} = 5,00 \sqrt{\frac{E}{F_y}} \quad \text{Ecuación 2-3}$$

Dentro de la norma se explica la diferenciación y el criterio según los cuales se clasifican las distintas esbelteces de los elementos de acero sometidos a compresión:

Sección compacta: Una sección compacta tiene suficiente espesor para desarrollar fluencia del tubo en compresión axial, y para proveer confinamiento al hormigón para desarrollar su resistencia a compresión (0,85f'c)

Sección no compacta: Tiene suficiente espesor como para desarrollar fluencia en el acero pero no puede confinar adecuadamente al hormigón en su interior luego de que éste alcance una tensión de 0,7f'c y comience a experimentar inelasticidad y expansión volumétrica, y ejerza presión sobre las paredes del tubo.

Sección esbelta: No puede desarrollar fluencia del tubo en la dirección longitudinal ni confinar al hormigón luego que éste alcanza una tensión de 0,7f'c.

Resistencia a la compresión

La resistencia de diseño $\phi_c P_n$, y la resistencia admisible P_n/Ω_c se determinan por el estado límite de pandeo en flexión basado en la esbeltez del elemento de sección cuadrada como sigue:

$$\phi_c=0,75 \text{ (LRFD)} \quad \Omega_c=2,00 \text{ (ASD)}$$

a) Cuando $\frac{P_{no}}{P_e} \leq 2,25$

$$P_n = P_{no} \left[0,658 \frac{P_{no}}{P_e} \right] \quad \text{Ecuación 2-4}$$

b) Cuando $\frac{P_{no}}{P_e} > 2,25$

$$P_n = 0,877 P_e$$

Ecuación 2-5

donde:

P_{no} = resistencia nominal a compresión de una sección del elemento compuesto (N)

P_e = carga crítica de pandeo elástico (N)
 $= \pi^2 (EI_{eff}) / (K L)^2$

A_c = área del hormigón (mm^2)

A_s = área de la sección de acero (mm^2)

E_c = módulo elástico del hormigón (MPa)
 $= 0,043 w_c^{1,5} \sqrt{f'_c}$

EI_{eff} = rigidez efectiva de la sección compuesta ($\text{N}\cdot\text{mm}^2$)
 $= E_s I_s + C_3 E_c I_c$

C_3 = $0,6 + 2 \left(\frac{A_s}{A_c + A_s} \right) \leq 0,9$

E_s = módulo de elasticidad del acero
 $= 200.000$ (MPa)

F_y = tensión mínima especificada para el acero (MPa)

I_c = momento de inercia del hormigón en torno al eje neutro elástico de la sección compuesta (mm^4)

I_s = momento de inercia del acero en torno al eje neutro elástico de la sección compuesta (mm^4)

K = factor de longitud efectiva

L = longitud sin arrostramiento lateral del elemento (mm)

f'_c = resistencia compresiva del hormigón (MPa)

w_c = peso del hormigón por unidad de volumen ($1500 \leq w_c \leq 2500$ kg/m^3)

La resistencia nominal del elemento P_{no} se calcula como sigue:

a) Para secciones compactas

$$P_{no} = P_p \quad \text{Ecuación 2-6}$$

donde

$$P_p = F_y A_s + 0,85 f'_c A_c$$

b) Para secciones no compactas

$$P_{no} = P_p - \frac{P_p - P_y}{(\lambda_r - \lambda_p)^2} (\lambda - \lambda_p)^2 \quad \text{Ecuación 2-7}$$

donde

λ es la esbeltez del tubo de acero, calculada como b/t

$$P_y = F_y A_s + 0,7 f'_c A_c$$

c) Para secciones esbeltas

$$P_{no} = F_{cr} A_s + 0,7 f'_c A_c \quad \text{Ecuación 2-8}$$

donde

$$F_{cr} = \frac{9E_s}{\left(\frac{b}{t}\right)^2}$$

En la Tabla 2-2 se muestran los valores de resistencia a compresión calculados para los distintos especímenes mencionados en la sección 2.3. Se puede observar que todos los elementos presentan secciones compactas por lo que la resistencia axial nominal, P_{no} , corresponde a la resistencia plástica, P_p .

Tabla 2-2: Resistencias a compresión axial según AISC 360-10 para especímenes ensayados por Schneider (1998).

Forma	$\lambda = D/t$	λ_p	λ_r	P_p [kN]	P_y [kN]	F_{cr} [MPa]	P_e [kN]	P_n [kN]	P_{obs} [kN]	P_{obs}/P_n
S1	40,4	50,9	67,6	966	892	995	48786	958	868	0,91
S2	29,2	52,2	69,2	1098	1035	2002	58104	1089	1024	0,94
S3	28,0	57,1	75,8	1028	970	2361	62183	1021	1090	1,07
S4	22,2	57,8	76,7	1158	1102	3723	69974	1150	1179	1,03
S5	17,0	54,9	72,9	1515	1458	6372	87113	1504	1647	1,09

Se puede observar que, debido a que las columnas son cortas, la carga crítica de pandeo elástico es de un valor muy alto por lo que la carga nominal de las columnas viene dada por la expresión de la Ecuación 2-4. P_{obs} corresponde a la carga correspondiente al límite elástico observada por Schneider en sus ensayos.

3. MODELACIÓN NUMÉRICA

3.1. Introducción

En esta sección se explica el procedimiento llevado a cabo para modelar los distintos ejemplares CFT que se busca representar, detallando las propiedades de los materiales constitutivos, sus geometrías y consideraciones tales como imperfecciones iniciales que se deben tomar en cuenta junto con las condiciones de borde, cargas y condiciones de simetría empleados.

3.2. Modelo de elementos finitos

El modelo de elementos finitos empleado busca simular el comportamiento general descrito en la sección anterior. Para esto se debe definir el comportamiento elástico y plástico de ambos materiales y además incluir una imperfección inicial que permita la convergencia hacia una solución que manifieste el mecanismo de falla propio de este tipo de elemento.

3.3. Modelamiento de materiales.

3.3.1. Tipos de elementos

SHELL181

Para el perfil tubular se utiliza el elemento SHELL181, el cual se caracteriza por tener 4 nodos cada uno con seis grados de libertad: tres de traslación y tres de rotación en las direcciones x, y, z. Este elemento SHELL es compatible con análisis para elementos que van de delgados a moderadamente gruesos. SHELL181 se ajusta aplicaciones tanto lineales como de grandes deformaciones. Su uso se da principalmente para modelar placas compuestas o construcciones tipo *sándwich*.

A este tipo de elementos se le puede atribuir un cierto espesor, el cual en este caso deberá coincidir con el espesor del tubo correspondiente a cada caso.

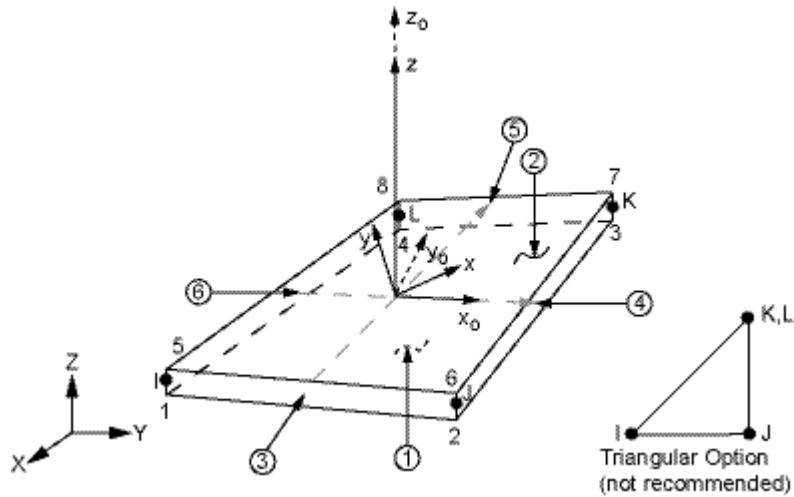


Figura 3-1: Representación de la geometría del elemento finito SHELL181 (ANSYS, 2013).

SOLID65

El elemento de hormigón se modela como un elemento sólido, específicamente el elemento SOLID65. Se escoge este tipo de elemento finito ya que dentro de la biblioteca del software, es el más indicado al momento de modelar materiales con y sin refuerzos como el hormigón debido a que permite que el material se agriete o sufra aplastamiento al sobrepasar sus límites respectivos tensionales. El elemento sólido consta de ocho nodos con tres grados de libertad en cada nodo

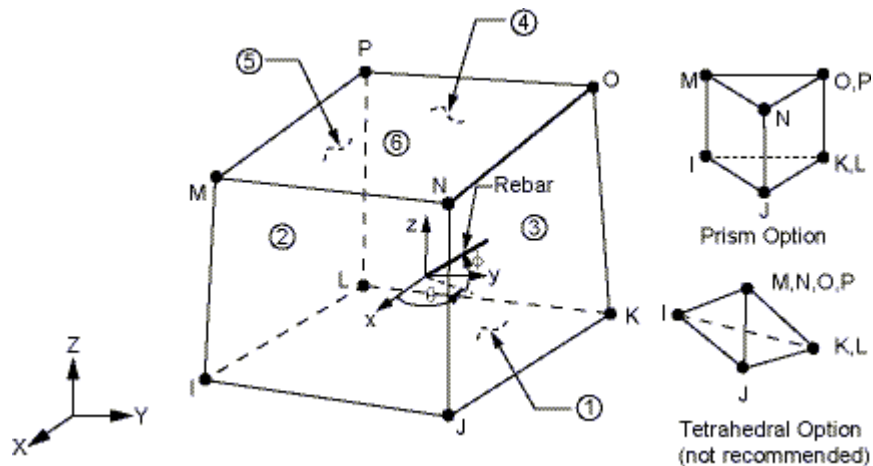


Figura 3-2: Representación de la geometría del elemento finito SOLID65 (ANSYS, 2013)

3.3.2. Modelo del acero

Para modelar el tubo de acero se utiliza el elemento Shell 181 mencionado en 3.3.1. El comportamiento elástico y plástico viene dado por una curva de endurecimiento isotrópico bilineal. Ésta corresponde al comportamiento uniaxial típico en elementos longitudinales de acero. El módulo de Young varía para cada modelo según se presenta en la Tabla 2-1. El coeficiente de Poisson se ha considerado como 0,3, el cual corresponde al valor que incorpora el software por defecto en el material y que además se encuentra en el rango de lo presentado previamente en antecedentes.

Cabe mencionar que por simplicidad se han omitido tensiones residuales que se podrían ocasionar por el plegado del tubo de acero, asumiendo que éstas no afectarían mayormente los resultados.

El comportamiento uniaxial se compatibiliza con el comportamiento multiaxial a través del criterio de plastificación de Von-Mises en el cual se calcula una tensión equivalente σ_{VM} en función de las tensiones principales σ_1 , σ_2 y σ_3 .

$$\sigma_{VM} = \sqrt{3J_2} \quad \text{Ecuación 3-1}$$

$$J_2 = \frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}{6} \quad \text{Ecuación 3-2}$$

J_2 corresponde al segundo invariante del desviador de tensiones. Cuando σ_{VM} alcanza el valor de tensión de fluencia para el caso uniaxial σ_y se obtiene una superficie de falla consistente en un cilindro cuyo eje central está contenido en la dirección del vector (1,1,1) y cuyo radio es $\sqrt{2/3}\sigma_y$ como se muestra en la Figura 3-3. Esta superficie determina el comportamiento del acero ya que en estados tensionales que se encuentren al interior de ésta, se tendrá un comportamiento elástico, afuera de la superficie de Von-Mises se sigue el comportamiento plástico de la curva tensión-deformación uniaxial, según el valor de la tensión σ_{VM} .

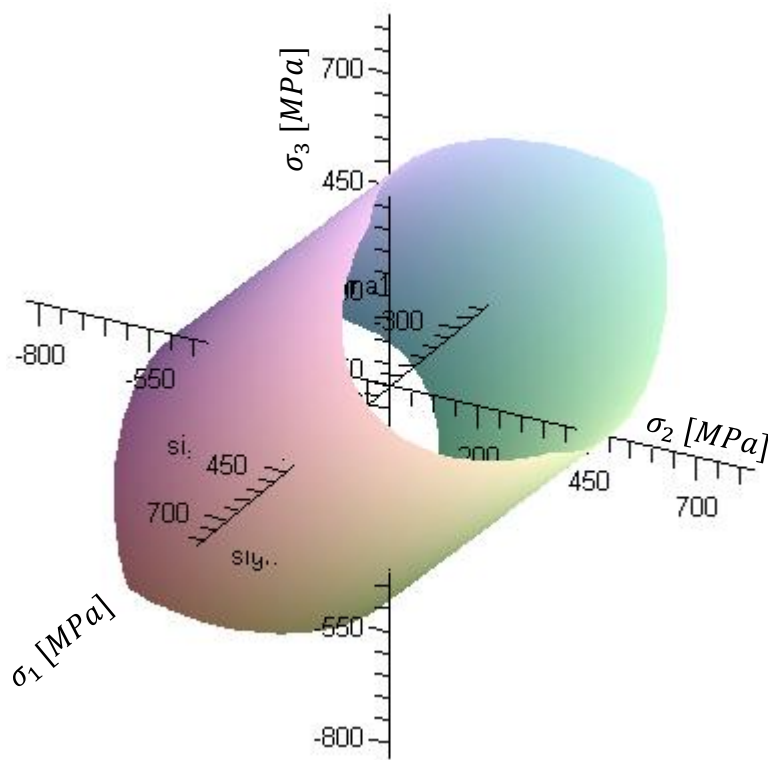


Figura 3-3: Superficie de fluencia de Von-Mises. ($F_y=420$ [MPa])

3.3.3. Modelo del hormigón

El hormigón de relleno en el tubo se modela mediante elementos Solid 65 como se menciona en 3.3.1. El criterio de Drucker-Prager es utilizado como modelo multiaxial para definir el paso del comportamiento lineal-elástico a plástico en el hormigón.

$$\sqrt{J_2} = \sigma_y^c + \beta I_1 \quad \text{Ecuación 3-3}$$

$$I_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 \quad \text{Ecuación 3-4}$$

I_1 es el primer invariante del tensor de tensiones, σ_y^c corresponde al parámetro de fluencia del hormigón y β es un parámetro del hormigón. Ambos valores pueden ser determinados experimentalmente o a través de ϕ y c , el ángulo de fricción interna y la cohesión, respectivamente y se describen en la **Ecuación 3-5** y **Ecuación 3-6**.

$$\sigma_y^c = \frac{6 c \cos \phi}{\sqrt{3} (3 - \sin \phi)} \quad \text{Ecuación 3-5}$$

$$\beta = \frac{2 \sin \phi}{\sqrt{3} (3 - \sin \phi)} \quad \text{Ecuación 3-6}$$

Se muestran los valores de σ_y^c y β para distintas cohesiones y ángulos de fricción.

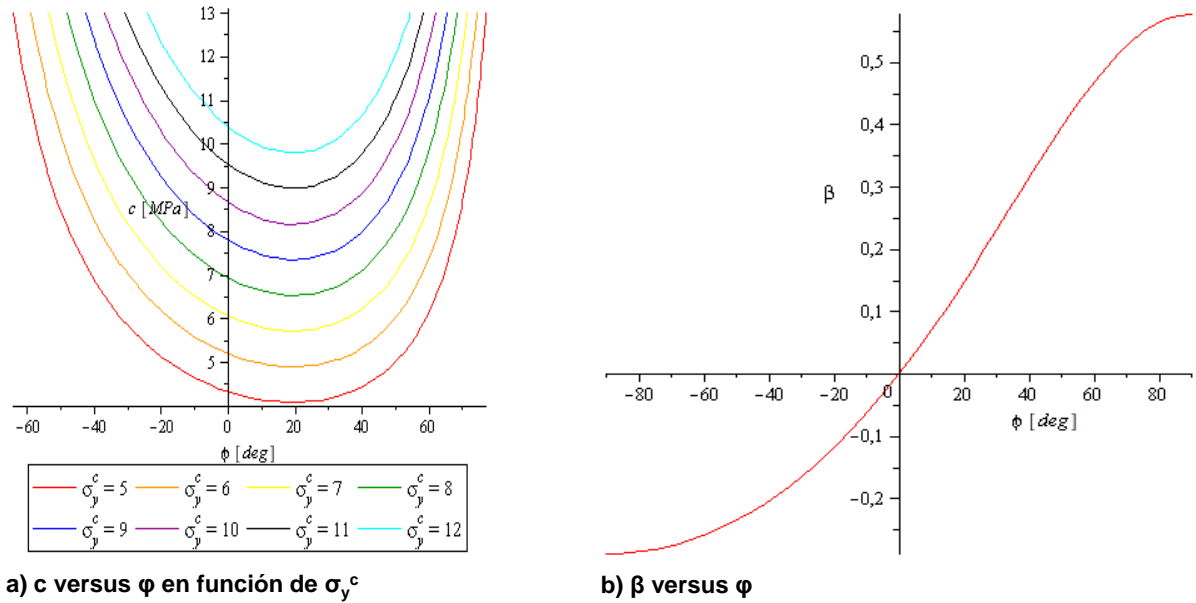


Figura 3-4: Valores de σ_y^c y β en función de c y ϕ

En la Figura 3-4 a), los valores de σ_y^c están en MPa. Más adelante se busca calibrar un modelo que permita determinar valores de cohesión y fricción interna adecuados para poder representar parte del comportamiento de las columnas CFT.

La teoría de Coulomb establece relaciones entre los parámetros de cohesión, ángulo interno y la resistencia a compresión para el hormigón sin confinar:

$$f_c' = \frac{2 c \cos \phi}{1 - \sin \phi} = 2 c \tan \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2} \right) \quad \text{Ecuación 3-7}$$

$$k = \frac{1 + \sin \phi}{1 - \sin \phi} = \tan^2 \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2} \right) \quad \text{Ecuación 3-8}$$

De este modo, para un hormigón con una resistencia a compresión dada, se puede establecer una relación entre su cohesión y ángulo de fricción interna. En la Ecuación 3-8, k corresponde al factor de efectividad de confinamiento.

Rochette y Labossière (1996) proponen las siguientes fórmulas para determinar los valores de los parámetros σ_y^c y β .

$$\beta = \frac{5}{f'c} \quad \text{Ecuación 3-9}$$

$$\frac{\sigma_y^c}{f'c} = \frac{1}{\sqrt{3}} - \beta \quad \text{Ecuación 3-10}$$

A partir de estas últimas y las Ecuación 3-5 y Ecuación 3-6 se obtienen aproximaciones directas para calcular c y ϕ , dadas por:

$$\phi = \text{sen}^{-1} \left(\frac{3}{1 + \frac{2f'c}{5\sqrt{3}}} \right) \quad \text{Ecuación 3-11}$$

$$c = (f'c - 5\sqrt{3}) \frac{3 - \text{sen } \phi}{6 \cos \phi} \quad \text{Ecuación 3-12}$$

La Figura 3-5 muestra cómo varían los parámetros de Drucker-Prager según las ecuaciones propuestas.

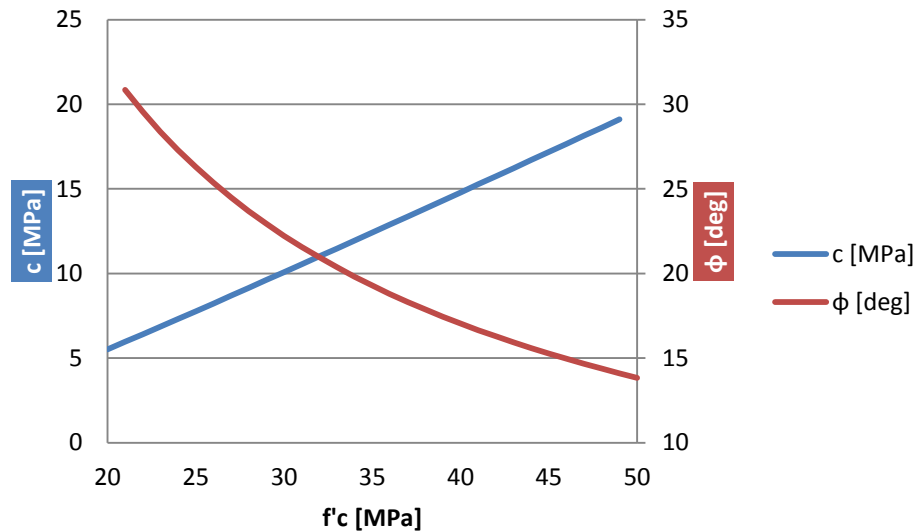


Figura 3-5: Comportamiento de los parámetros de cohesión y ángulo de fricción interna para distintas resistencias del hormigón según expresiones obtenidas en base a aproximaciones de Rochette y Labossière.

A continuación se presentan los resultados obtenidos al calcular la cohesión y ángulo de fricción interna para los distintos especímenes ensayados por Schneider según las Ecuación 3-11 y Ecuación 3-8

Tabla 3-1: c y φ para especímenes ensayados por Schneider (1998)

Forma	f'c [MPa]	c [MPa]	φ [deg]
S1	30,454	10,28	21,93
S2	26,044	8,24	25,32
S3	23,805	7,22	27,50
S4	23,805	7,22	27,50
S5	23,805	7,22	27,50

Los parámetros c y ϕ del hormigón, mediante la Ecuación 3-3, definen una superficie cónica en el espacio abstracto de las tensiones principales. Así, para un estado tensional ubicado al interior de dicha superficie se cumplen relaciones elásticas de tensión y deformación, mientras que para tensiones en la superficie o fuera de ella, la superficie cambia según una regla de flujo dada por el parámetro de dilatancia ϕ_d . La regla de flujo explicita cómo aumentaran la deformación plástica en función de la tasa de aumento de la tensión si se aumenta la sollicitación sobre un material que ha alcanzado su límite de fluencia. Cuando $\phi_d = \phi$ la regla de flujo es asociada lo cual

produce deformaciones normales a la superficie de fluencia, cuando $\phi_d = 0$ la regla de flujo es no asociada y existe un menor aumento en el volumen del material.

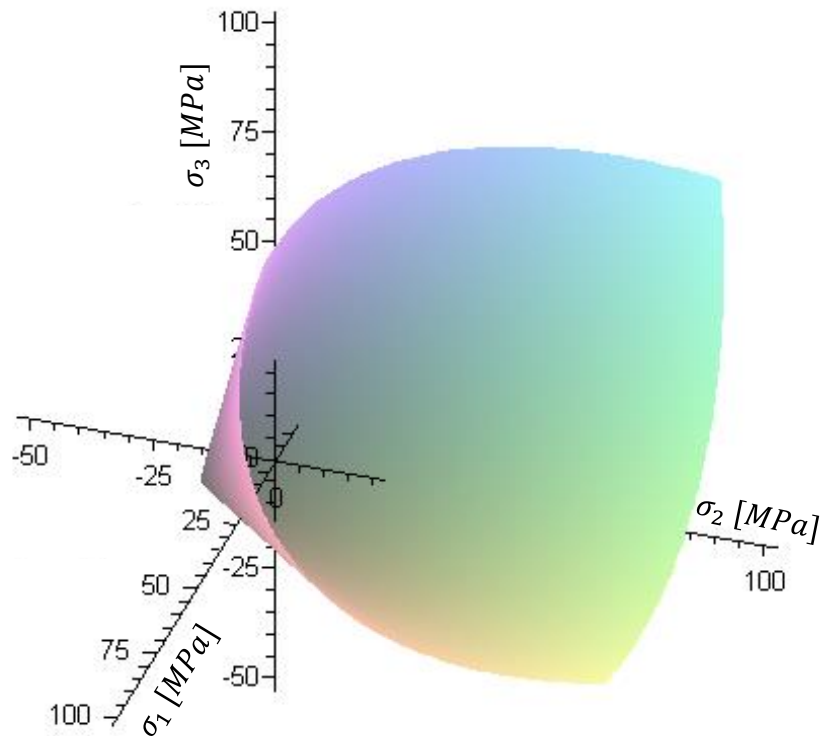


Figura 3-6: Superficie de falla de Drucker-Prager. ($\sigma_y^c=9,8$; $\beta=0,141$)

3.4. Geometría general

Por simplicidad y un ahorro en el tiempo de computación se modela sólo una porción de la columna completa, con lo que la sección transversal queda como un cuarto de la original y el largo del segmento modelado corresponde al segmento en el cual ocurren las deformaciones plásticas, el cual fue estimado por Varma (2000), a través de resultados experimentales, como aproximadamente el ancho de la sección de la columna. En las Figura 3-7 y Figura 3-8 se observa la geometría modelada: t corresponde al espesor del tubo de acero, B es el ancho de la sección original

(completa) del espécimen modelado, L' es el largo del segmento modelado, el cual es siempre menor al largo original L . Se muestran además las secciones que resultan de la simplificación mencionadas, en éstas se aplicarán las condiciones de borde y simetría necesarias para modelar correctamente cada elemento.

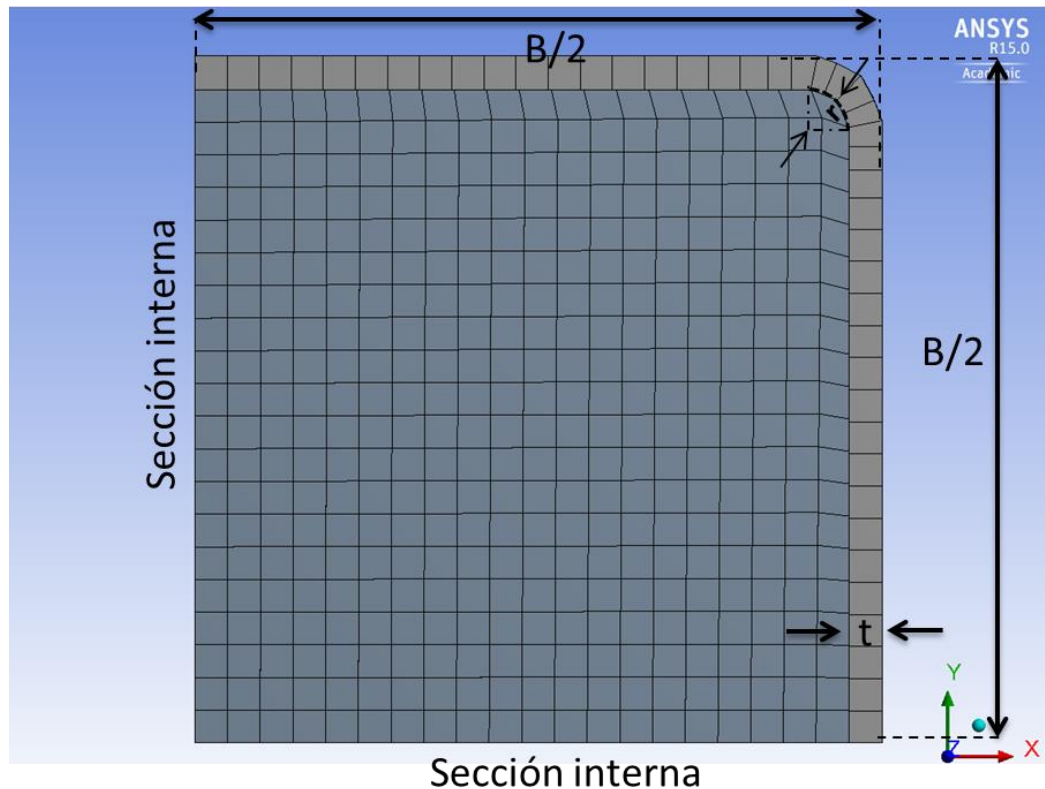


Figura 3-7: Vista en corte de la sección modelada.

Con el objetivo de intentar reproducir de mejor forma el confinamiento del acero sobre el hormigón, las esquinas de la sección del tubo de acero se modelan redondeadas. El radio de curvatura típico en este tipo de elementos corresponde a tres veces el espesor del tubo, sin embargo se considera igual al espesor para el caso de los ensayos realizados por Schneider (1998).

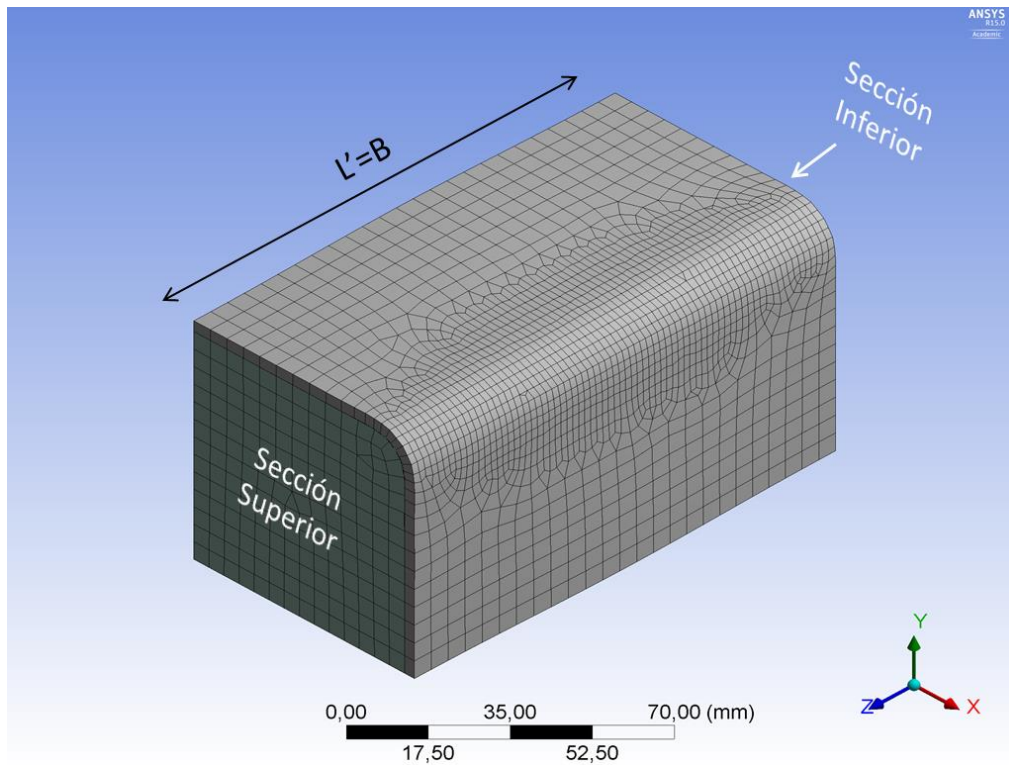


Figura 3-8: Vista isométrica de la sección modelada.

3.5. Procedimiento para análisis no lineal

Para lograr un pandeo local en el tubo de acero se debe establecer una imperfección inicial la cual viene dada por un modo de pandeo lineal, el cual se obtiene a través de un análisis de los modos de pandeo que resultan en la sección de acero con las condiciones de borde correspondientes como se ilustra en la Figura 3-9. En la imagen u_x , u_y , u_z corresponden a desplazamientos en las direcciones x , y , z , mientras que r_x , r_y , r_z corresponden a rotaciones en los ejes respectivos. La magnitud del desplazamiento d se puede tomar como unitaria ya que las deformaciones resultantes del análisis de pandeo tienen un valor máximo para la deformación total equivalente a la unidad.

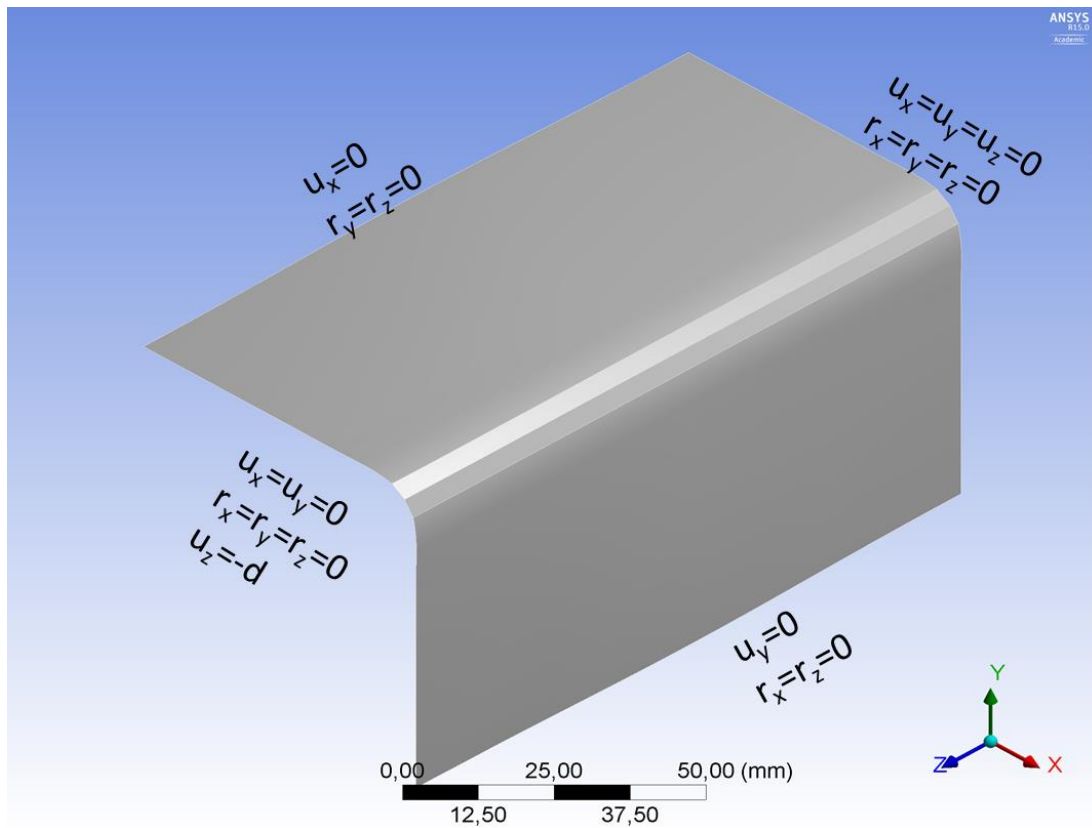


Figura 3-9: Condiciones de borde en sección de acero para análisis de pandeo local.

3.5.1. Modos de Pandeo

El análisis de pandeo permite analizar varios modos de pandeo lineal en función de la geometría y condiciones de borde especificadas. En la Figura 3-10 se ejemplifica el resultado del análisis mencionado para los primeros cuatro modos de pandeo para un perfil dado. Los gráficos muestran la deformación unitaria equivalente. La numeración de los distintos modos dependerá del multiplicador de carga correspondiente a cada uno, el cual representa un factor por el cual se debe multiplicar la carga (o desplazamiento) aplicada en el análisis para obtener el pandeo resultante en cada caso. El orden de numeración de los distintos modos dependerá, entonces, de las propiedades geométricas y mecánicas de la sección analizada. En la Figura 3-10, los modos 1 y 2 presentan una sola ondulación: hacia el mismo sentido y en sentidos opuestos, respectivamente. Lo mismo ocurre en los siguientes casos, el modo 3 presenta dos ondulaciones asimétricas respecto de la diagonal de la sección, mientras

que el modo 4 muestra simetría en sus ondulaciones en torno a la diagonal de la sección.

En cada modo, la deformación corresponde a una normalización, por lo que se debe multiplicar por un ponderador para obtener la geometría inicial con el nivel de deformación deseado.

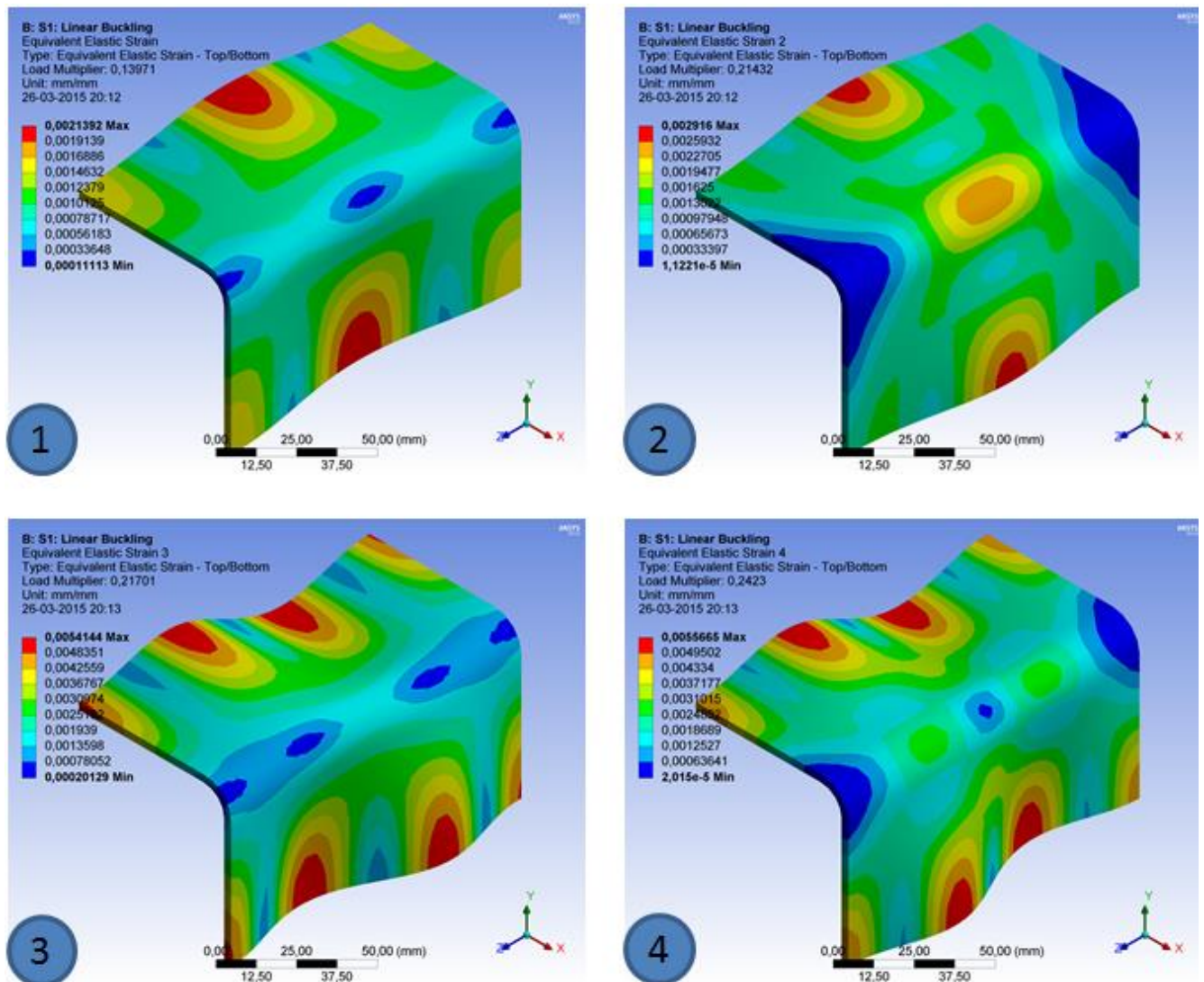


Figura 3-10: Primeros cuatro modos de pandeo para la sección de acero.

3.5.2. Imperfección impuesta

De los modos de pandeo mencionados en el párrafo anterior se utiliza aquel en que exista sólo una ondulación de pandeo longitudinalmente en el elemento y además dichas ondulaciones ocurren hacia afuera de tal modo que la sección del tubo se pueda compatibilizar geoméricamente con el hormigón en su interior, sin existir penetración entre elementos de ambos materiales. En el ejemplo de la Figura 3-10 lo descrito corresponde al segundo modo.

La geometría del acero seleccionada se utiliza como forma inicial en un nuevo modelo en el cual se incorpora, además, la porción de hormigón. La amplitud de la deformación total del modo correspondiente es un parámetro de estudio desarrollado en la sección 4.2.3.

3.6. Modelamiento del elemento compuesto

3.6.1. Geometría

Se modela sólo la porción mencionada anteriormente, es decir, sólo un cuarto de la sección transversal y el largo del segmento es equivalente al ancho original de la sección del espécimen correspondiente. Para el tubo de acero se toma como geometría el resultado del procedimiento de pandeo descrito en el párrafo anterior amplificado por un factor tal que la deformación transversal del tubo facilite la convergencia pero no comprometa la resistencia del mismo. Varma (2000) menciona que mediante medidas experimentales ha resultado un desplazamiento inicial máximo de 2,5mm en especímenes de 1,2m largo. Para cada caso se considera una deformación proporcional al largo correspondiente.

3.6.2. Condiciones de borde

Se busca representar ensayos de compresión axial pura por lo que la carga/desplazamiento se aplica en un extremo y el otro se mantiene restringido de movimiento en la dirección axial de la columna.

3.6.2.1. Cargas/Desplazamientos

Para facilitar la convergencia del modelo, se elige realizar el análisis bajo desplazamiento controlado. Éste desplazamiento se aplica en toda la sección superior mostrada en la Figura 3-8, vale decir: se aplica un desplazamiento controlado en la superficie de hormigón y el mismo desplazamiento en todo el contorno superior de la superficie de acero simultáneamente.

El desplazamiento se desarrolla como un incremento lineal en pasos de carga. Se utilizan de 30 a 60 pasos de carga en la mayoría de los modelos, dependiendo del nivel de deformación axial necesario y las dificultades de convergencia que puedan existir. El análisis se configura de tal forma de permitir grandes deformaciones. Las iteraciones del programa se realizan según el método de Newton-Raphson completo, ya que corresponde al método utilizado por el software por defecto.

3.6.2.2. Apoyos

Para el tubo de acero se restringe el desplazamiento en la dirección z y se permite libre desplazamiento en las direcciones x e y para todo el borde de la sección inferior, para el borde de la sección superior se permite desplazamiento en x e y . Se impide la rotación en las tres direcciones tanto para los bordes de la sección inferior y superior.

Para el hormigón su sección inferior se restringe de desplazamiento en la dirección z y se restringe esta superficie a salir del plano que lo contiene mediante una condición de “apoyo sin fricción”, esto último para evitar que se produzcan grandes tensiones que podrían ocasionarse en caso de imponer empotramiento.

3.6.2.3. Condiciones de simetría

Para que la geometría seleccionada sea válida se deben imponer condiciones de borde en las secciones internas esquematizadas en la Figura 3-7 tanto para el acero como para el hormigón.

Para los bordes laterales del tubo de acero se imponen restricción de desplazamiento en las direcciones normales a las secciones internas con las que limitan. Además se restringe su rotación excepto en las direcciones normales a las secciones internas limitantes.

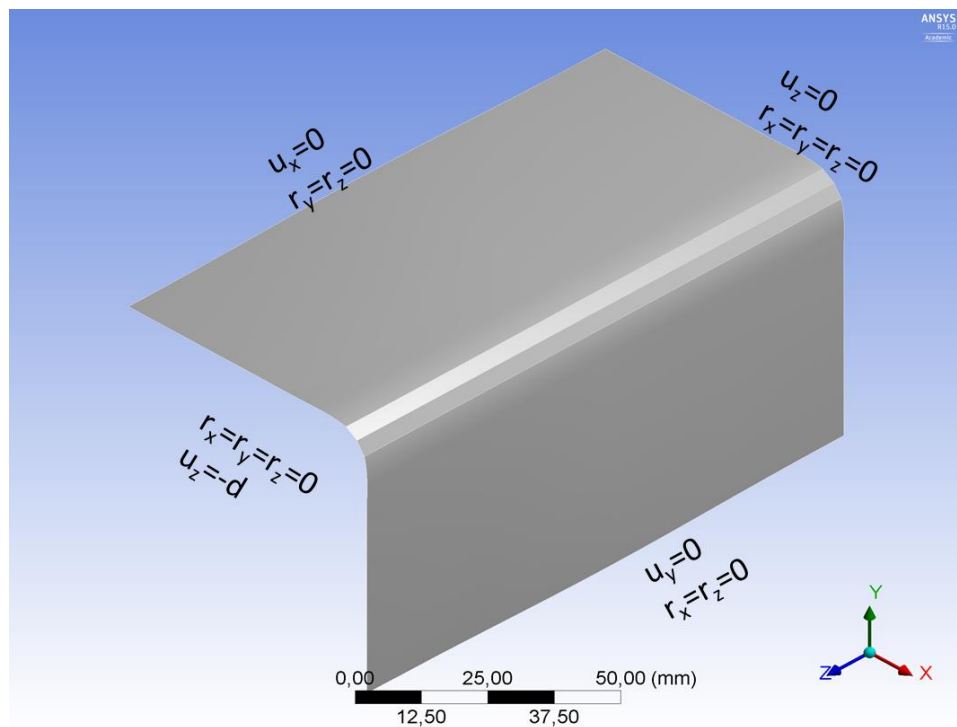


Figura 3-11: Condiciones de borde aplicadas sobre el tubo de acero para modelo del elemento compuesto.

Para el hormigón se impone que las secciones internas tienen un apoyo deslizante, el cual permite desplazamientos sólo en direcciones transversales dentro del plano que contiene a la superficie aplicada

3.6.2.4. Contacto

La interacción entre los materiales se simula como un contacto friccional ya que así se pueden representar de mejor manera las tensiones de corte y deslizamientos relativos entre los materiales debido a la diferencia que existe entre éstos a lo largo de la deformación en el sentido axial del elemento y las tensiones normales. Este tipo de contacto permite, además, que los elementos puedan separarse. Esto es muy importante en éste análisis ya que se espera un pandeo por parte del acero y para que esto ocurra, se espera que no exista adherencia con el hormigón. El coeficiente de fricción varía hasta 0,5 para lograr encontrar el que más se acomode a los resultados experimentales. Además en la zona de contacto se busca hacer un mallado tal que compatibilice los mallados de los distintos elementos y ayude a la convergencia del proceso iterativo.

El comportamiento de contacto elegido es simétrico, vale decir no permite que exista penetración de los nodos del elemento *contact* (hormigón) en el elemento *target* ni viceversa.

3.6.3. Mallado

El mallado para cada elemento se hace en una primera instancia en forma homogénea para lograr determinar una aproximación de la zona en la cual ocurre la falla para posteriormente realizar un mallado más fino y detallado en zonas que presenten una mayor deformación. Se busca que los elementos tengan un aspecto más bien parecido a un cubo, esto es; lograr que las aristas estén dispuestas en forma aproximadamente ortogonal una de la otra.

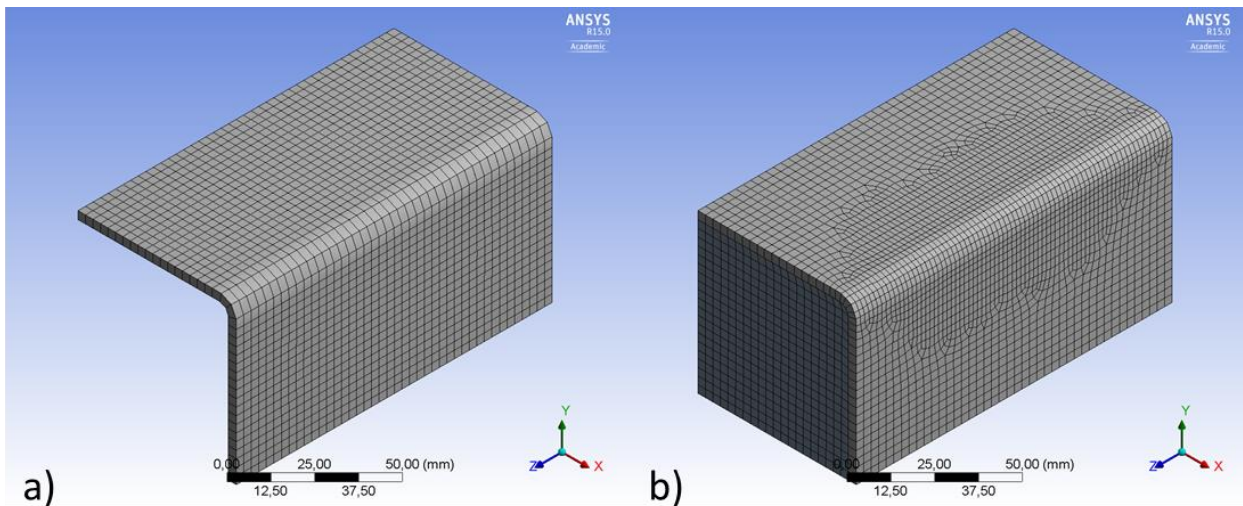


Figura 3-12: Mallado de modelo S1. a) mallado realizado para análisis de modos de pandeo lineal en tubo de acero. b) mallado para análisis estructural estático de elemento compuesto.

3.6.4. Parámetros de estudio

Junto con las propiedades mecánicas de los componentes del CFTs; acero y hormigón, existen otros parámetros propios de la interacción entre ellos, los cuales determinan el comportamiento del elemento compuesto. Parámetros que se estudian en este tema de memoria son:

- coeficiente de fricción entre el acero y hormigón
- modulo tangente del acero en estado plástico
- nivel de imperfección inicial del tubo de acero
- cohesión del hormigón para el modelo Drucker-Prager
- ángulo de fricción interna del hormigón para el modelo Drucker-Prager
- dilatancia de la superficie de Drucker-Prager para el hormigón.

Cabe mencionar que se considera que estos parámetros participan directamente en el comportamiento del segmento plástico modelado, sin afectar directamente el comportamiento del resto de la longitud de los especímenes que se busca representar. Éstos y otros factores se analizan en detalle en el Capítulo 4.

4. RESULTADOS Y ANÁLISIS

4.1. General

En este capítulo se presentan los resultados de los modelos numéricos y el estudio de parámetros en estos mismos, junto con el análisis y calibración de los parámetros constitutivos del elemento compuesto y sus componentes.

Es importante mencionar que el estudio de los parámetros se realiza en función de las deformaciones aplicadas directamente sobre los modelos numéricos. Este estudio tiene como objetivo determinar la incidencia de éstos parámetros en los elementos en términos de comportamiento elástico y plástico posterior.

Luego del estudio de parámetros se lleva a cabo la calibración de éstos y la posterior comparación entre los modelos numéricos y los registros de especímenes ensayados por Schneider (1998). Para poder comparar los modelos numéricos con los especímenes ensayados se establece una relación entre la deformación axial numérica con la deformación del elemento completo que se busca representar. Dicha relación se presenta en la sección 4.3.1.

4.2. Análisis de parámetros

A continuación se presentan los resultados del análisis de elementos finitos correspondientes a los valores de la reacción conjunta del acero y hormigón en el segmento crítico correspondiente a la zona en que se desarrollan las tensiones plásticas, los cuales serán utilizados como base para la posterior comparación con los registros de los ensayos experimentales realizados por Schneider.

Para poder determinar de mejor manera la sensibilidad de los especímenes, se ha llevado a cabo el estudio de sensibilidad de parámetros para dos muestras en cada caso; correspondientes a un elemento compuesto de pared delgada y otro de pared gruesa, para este efecto se han escogido los especímenes S1 y S5, respectivamente.

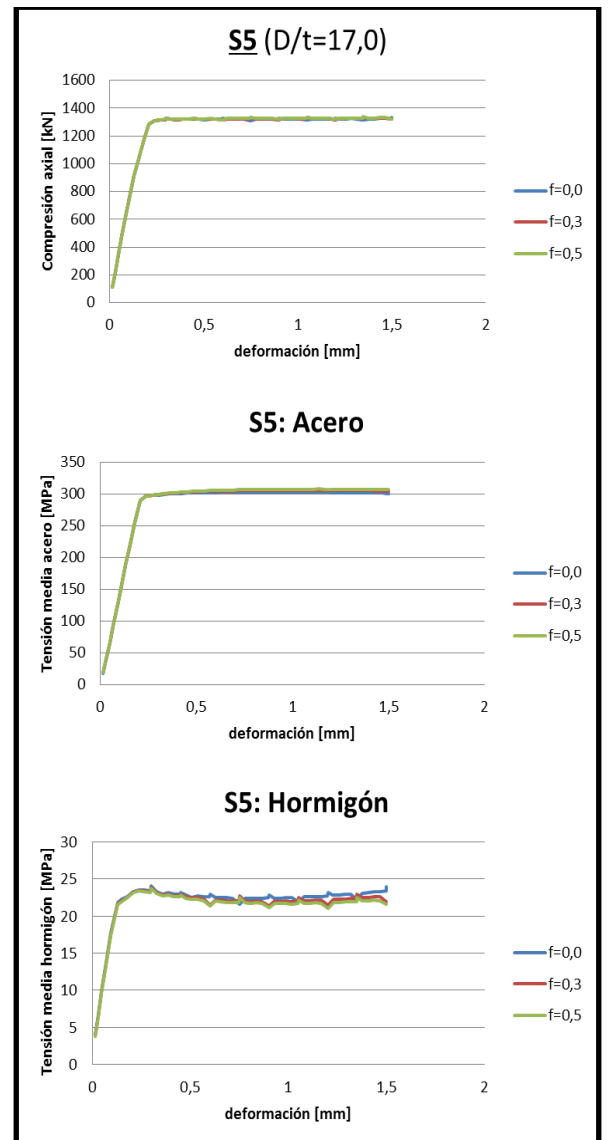
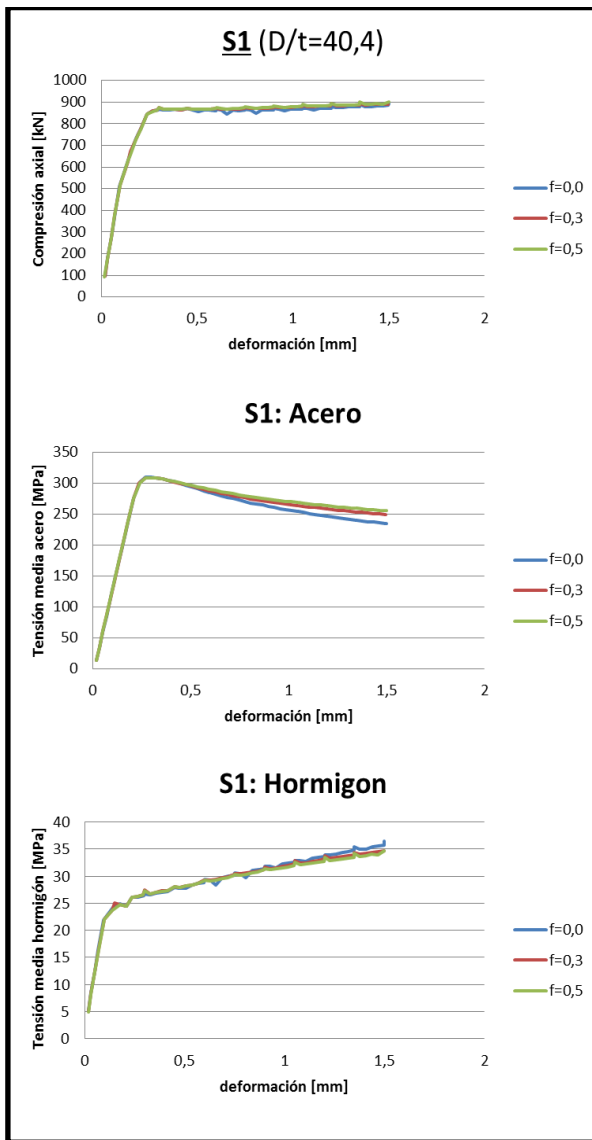
Además de las reacción resultante del elemento se muestran por separado las tensiones medias del tubo de acero y la porción de hormigón en su interior. para lograr interpretar de mejor manera cómo afectan en un material los parámetros asociados a propiedades mecánicas del otro material junto con la transferencia de carga de un material a otro a través de la interacción que existe entre ambos. . Es preciso mencionar que las tensiones medias han sido calculadas como la reacción de cada componente dividida por el área correspondiente y representan una aproximación de las tensiones que ocurren en una porción dada de la porción modelada y no necesariamente representan las tensiones máximas al interior del segmento analizado.

4.2.1. Coeficiente friccional en el contacto acero-hormigón

Para ambos especímenes se ha variado el coeficiente friccional f desde 0 hasta 0,5. En la Figura 4-1 se observan los resultados obtenidos para ambos modelos y el desglose de las tensiones medias para sus componentes en función de la deformación aplicada. Se observa que el coeficiente de roce no incide mayormente en el comportamiento del elemento compuesto.

En cuanto a la interacción entre el tubo de acero y el hormigón en su interior, se puede apreciar tanto para la columna de pared delgada como para la de pared gruesa, que a medida que el coeficiente de fricción crece, el acero toma más carga. Dicho aumento en la carga del acero viene acompañado con una disminución en la tensión media del hormigón en el interior.

En general, se aprecia que el efecto del coeficiente friccional viene dado después de alcanzado el límite elástico y no parece ser un factor relevante en la resistencia máxima del modelo ni una variación significativa en la resistencia en el rango de deformaciones plásticas.



a) Especimen S1

b) Especimen S5

Figura 4-1: Estudio del coeficiente de fricción f .

4.2.2. Módulo tangente del acero en estado plástico

Como se detalla en 3.3.2, el acero se representa a través de un modelo bilineal, cuyo estado plástico es alcanzado cuando se cumple el criterio de Von-mises para el valor de fluencia del acero correspondiente a cada caso y en el cual la relación entre tensión y deformación viene dada por un módulo tangente E_{sT} el cual en este caso se representa como una fracción del módulo tangente elástico E_s .

En la Figura 4-2 se muestra cómo varía el comportamiento del segmento modelado ante distintas razones E_s/E_{sT} obteniéndose un comportamiento marcado por el modelo bilineal del acero en el caso del segmento de columna de pared gruesa con baja incidencia en la respuesta del hormigón. En la columna de pared delgada se observa que el valor del módulo tangente plástico no afecta al comportamiento del hormigón al interior de la columna pero sí en el tubo de acero en el rango de deformaciones plásticas y por lo tanto a la resistencia de la columna luego del límite elástico. Se puede ver, además, que los resultados son muy similares entre sí cuando E_s/E_{sT} es mayor a 400.

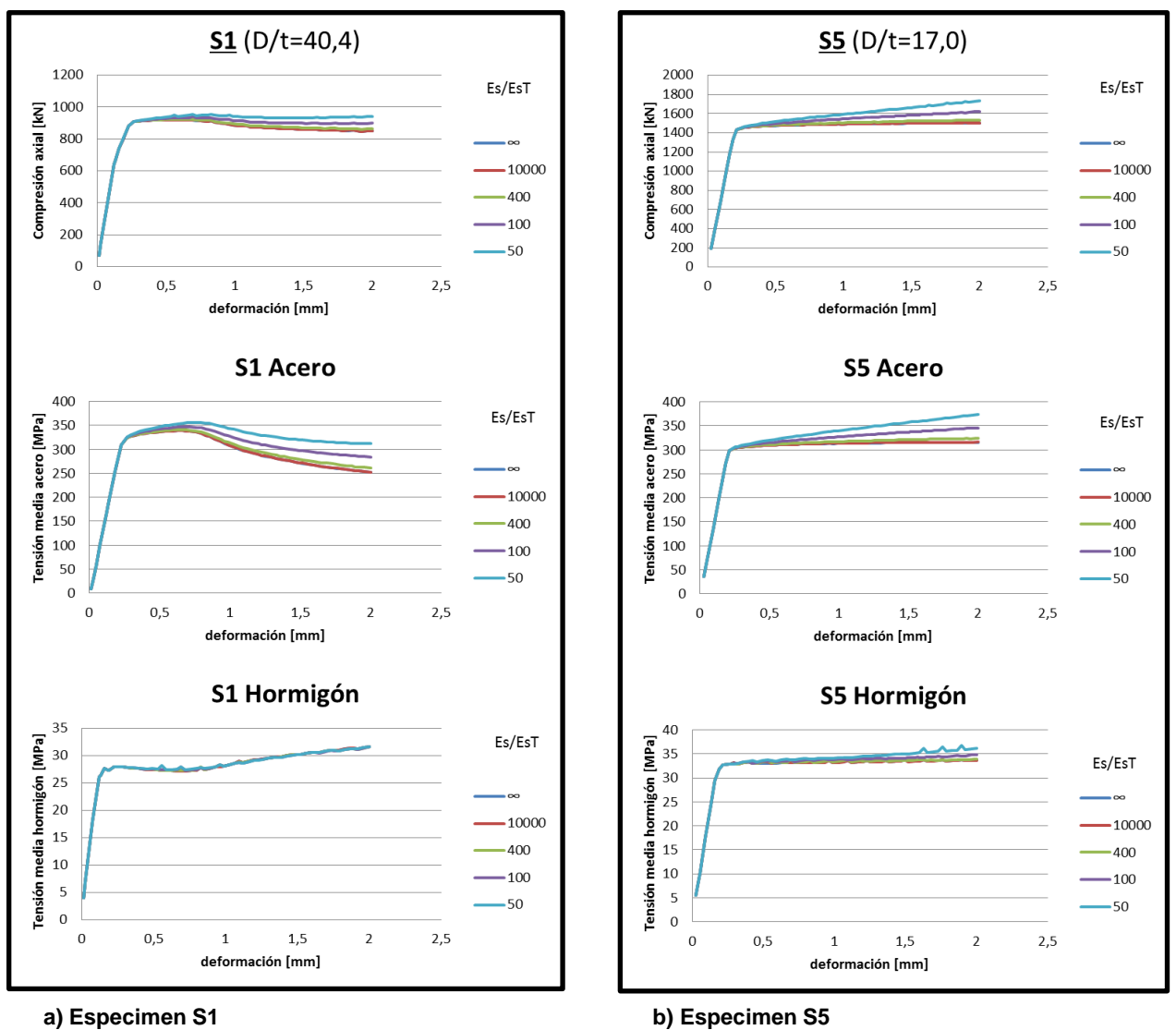


Figura 4-2: Estudio de la razón E_s/E_{sT} .

4.2.3. Imperfección inicial del tubo de acero

Si bien, la convergencia de un modelo sin imperfección inicial se puede lograr mediante un mallado fino y una correcta distribución de los pasos de carga, también se puede facilitar obtener resultados imponiendo una imperfección geométrica inicial como se describe en la sección 3.5. La importancia de este análisis radica en encontrar un rango de valores de imperfección inicial del tubo de acero dentro de los cuales el valor no afecte significativamente los resultados y además poder deducir una magnitud de imperfección presente en las columnas ensayadas ante un eventual comportamiento propio de una imperfección.

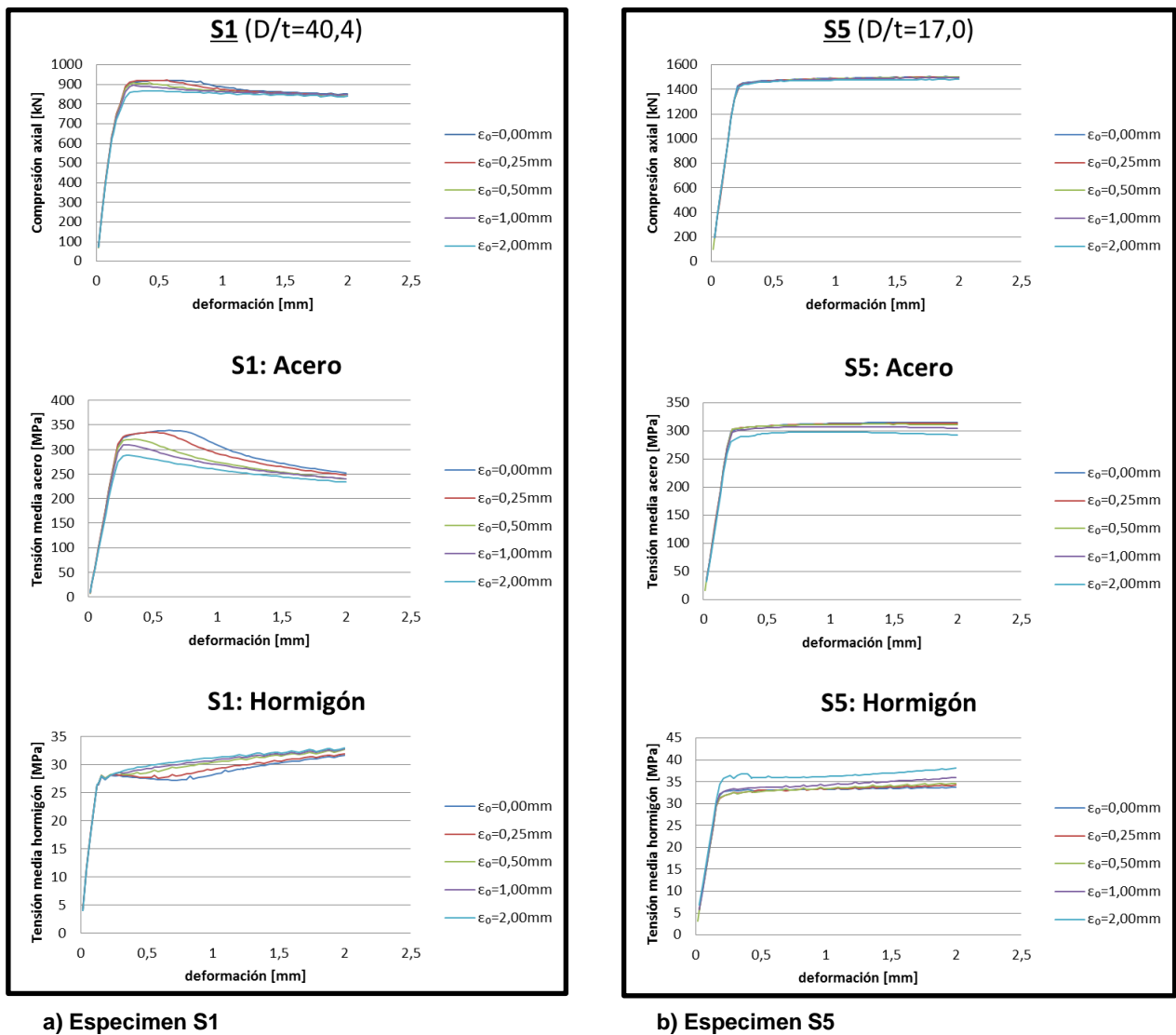


Figura 4-3: Comparación entre columnas con distinta imperfección inicial ϵ_0 en [mm].

En la Figura 4-3 se muestran los resultados de los modelos para distintos valores de imperfección inicial ϵ_0 tanto para la sección compuesta como para cada material. En el caso de la sección compuesta por un tubo de pared delgada la resistencia máxima se ve disminuida para deformaciones de 1 [mm] o superiores, esta disminución en la resistencia global viene dada por una disminución en la resistencia del acero principalmente. Se puede apreciar que para amplitudes pequeñas en la imperfección, la curva muestra un tramo de estabilidad que se manifiesta como un *plateau* en la parte superior de las curva de tensión del acero (ver curva de tensión de acero correspondiente al espécimen de pared delgada para los valores de imperfección inicial de 0 y 0,25 [mm] en la Figura 4-3).

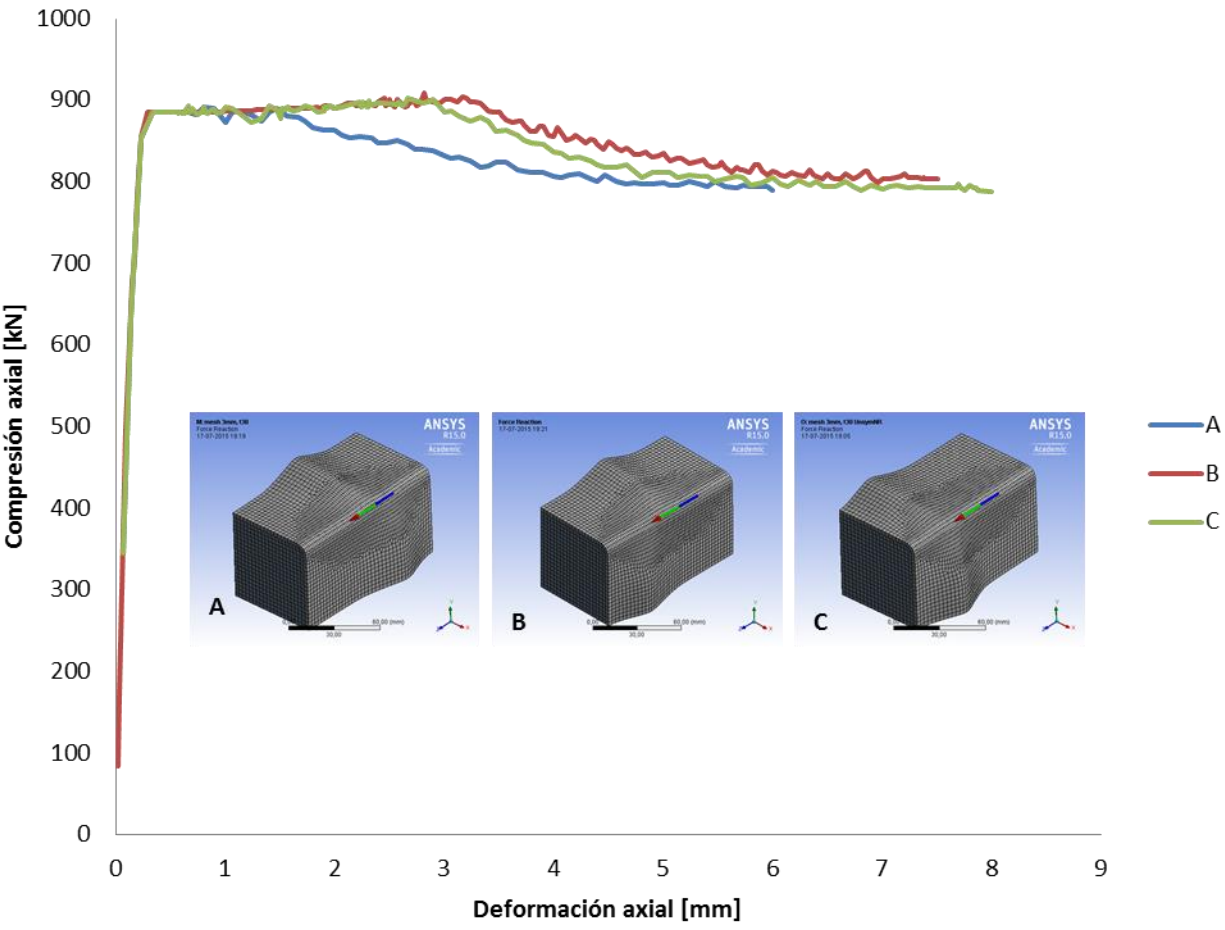


Figura 4-4: Distintas respuestas en CFT de pared delgada sin imperfección inicial

La Figura 4-4 muestra resultados obtenidos para el modelo del compuesto S1. Se han desarrollado tres modelos con la misma geometría inicial e iguales parámetros de

los materiales. En los modelos A, B y C se ha aplicado un desplazamiento axial de 10 [mm] en su sección superior distribuidos en 30, 60 y 30 pasos de carga, respectivamente. Los modelos A y B han sido calculados con el método Newton Raphson completo mientras que el modelo C ha utilizado el método Newton Raphson no simétrico. Se puede observar que en ninguno de los tres casos se obtienen pandeos centrados a lo largo del segmento modelado y que estos distintos pandeos originan distintas respuestas en la reacción del elemento compuesto. Se aprecia además que, al igual como se muestra en la Figura 4-3, los elementos con una imperfección pequeña (o nula) presentan un *plateau* en la curva luego del límite elástico, durante esta etapa se observa que la tensión de von-Mises ha superado la fluencia para toda la porción de acero. Luego de esta fase de fluencia el acero se pandea, produciendo un descenso en la curva de reacción del elemento compuesto.

Para la columna compuesta de pared tubular gruesa no se observan variaciones significativas, no obstante sí se logran apreciar variaciones en las resistencias de los materiales, en particular para un espesor de 2 [mm], en cuyo caso si bien no se obtienen pandeos en el tubo de acero, se logra apreciar una transferencia de carga entre el acero y el hormigón, mientras el acero fluye.

4.2.4. Parámetros de Drucker-Prager para el hormigón

En esta sección se analizan los parámetros mencionados en 3.3.3 que determinan la superficie de Drucker-Prager y su regla de flujo para el hormigón. Los valores para cada columna en torno a los cuales se realiza el análisis mencionado son los que se muestran en la Tabla 4-1.

Tabla 4-1: Valores base para análisis de parámetros de Drucker-Prager

Forma	c [MPa]	ϕ [deg]	ϕ_d [deg]
S1	7	19	0
S5	10	20	0

Cada vez que se analiza uno de estos tres parámetros (c, ϕ y ϕ_d), los otros dos se mantienen constantes según los valores que se indican en la Tabla 4-1.

4.2.4.1. Cohesión

La cohesión se varía para ambas columnas de 4 a 15 [MPa], mientras que ϕ se mantiene con valores de 19° y 20° para S1 y S5, respectivamente y ϕ_d se mantiene en 0° para ambos especímenes.

Como se aprecia en la Figura 4-5. Las distintas cohesiones actúan principalmente en el límite elástico del hormigón, lo cual afecta directamente en el comportamiento del elemento compuesto. Las tensiones medias registradas para el hormigón sugieren una directa relación entre este parámetro y la resistencia a compresión del hormigón f'_c .

Se aprecian curvas aproximadamente paralelas luego del límite elástico tanto para el hormigón como para la columna en ambos casos. S1 presenta una pendiente plástica levemente negativa en los casos en que la cohesión es menor a 12 [MPa]. Para S5 se aprecia un leve decaimiento en el rango plástico del hormigón para aquellos modelos en que se usó una cohesión de 4 y 7 [MPa]

El efecto en el comportamiento del acero es pequeño en el caso del espécimen de pared delgada y casi nulo en el de pared gruesa.

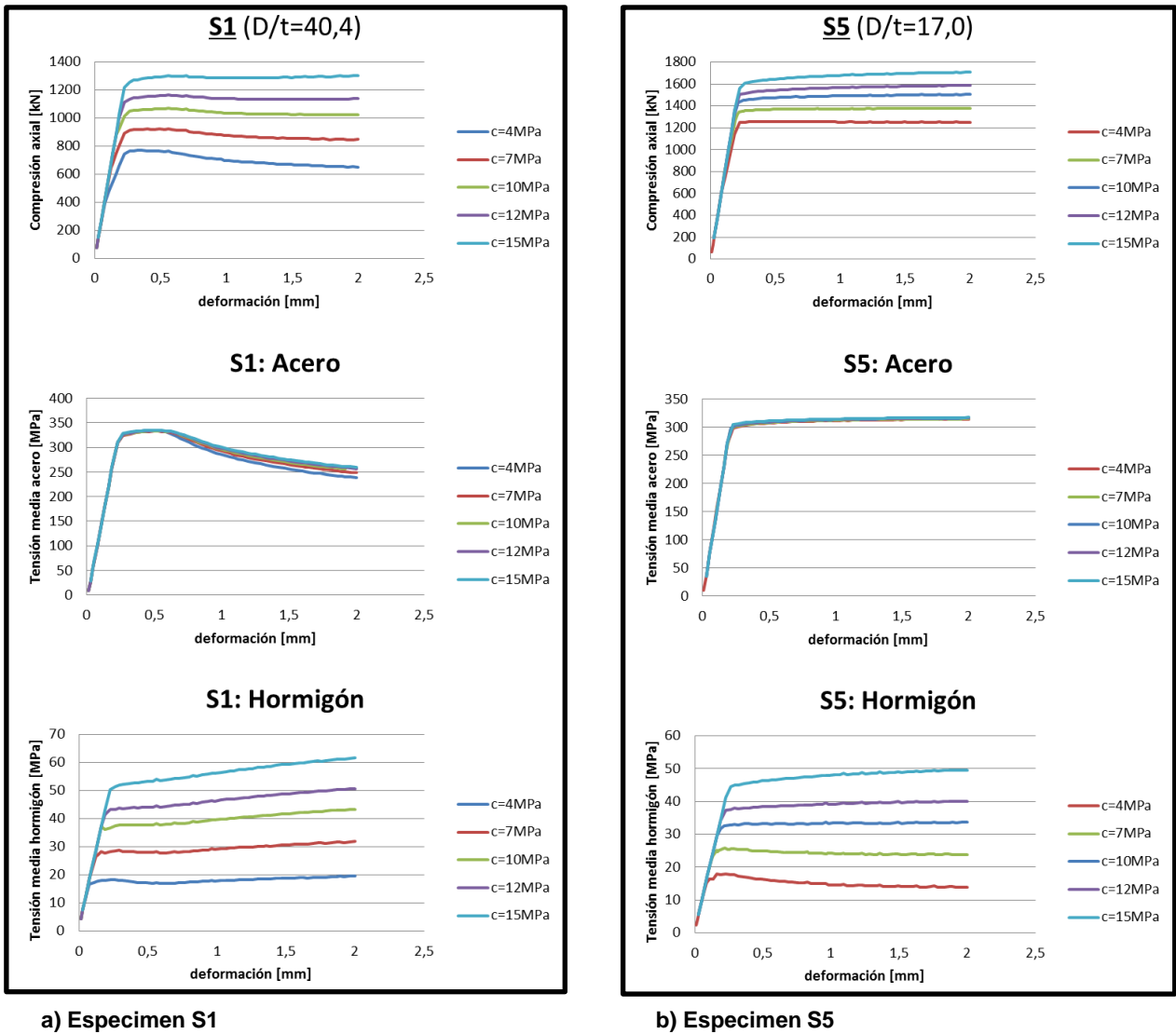


Figura 4-5: Estudio del parámetro de cohesión de Drucker-Prager, c .

4.2.4.2. Ángulo de fricción interna

El ángulo de fricción interna se ha variado entre 20° y 35° . Se ha podido observar que, al igual que la cohesión, éste determina hasta qué nivel de deformación el hormigón permanece en su rango elástico, ocasionando un efecto similar en el elemento CFT. Por esto se puede deducir que existe una relación entre éste y f'_c .

A diferencia de la cohesión, el ángulo de fricción interna influye en la pendiente del hormigón luego del límite elástico en ambos casos. Cuanto mayor es el valor de ϕ , se tiene una mayor pendiente. El hormigón presenta una curva convexa de carga en el

rango plástico para el elemento S1 y una leve concavidad en el comportamiento de la curva plástica para S5.

La incidencia en el acero es escasa, sobretodo en el tubo de pared gruesa que, en general, mantiene una curva similar a la curva bilineal de comportamiento uniaxial.

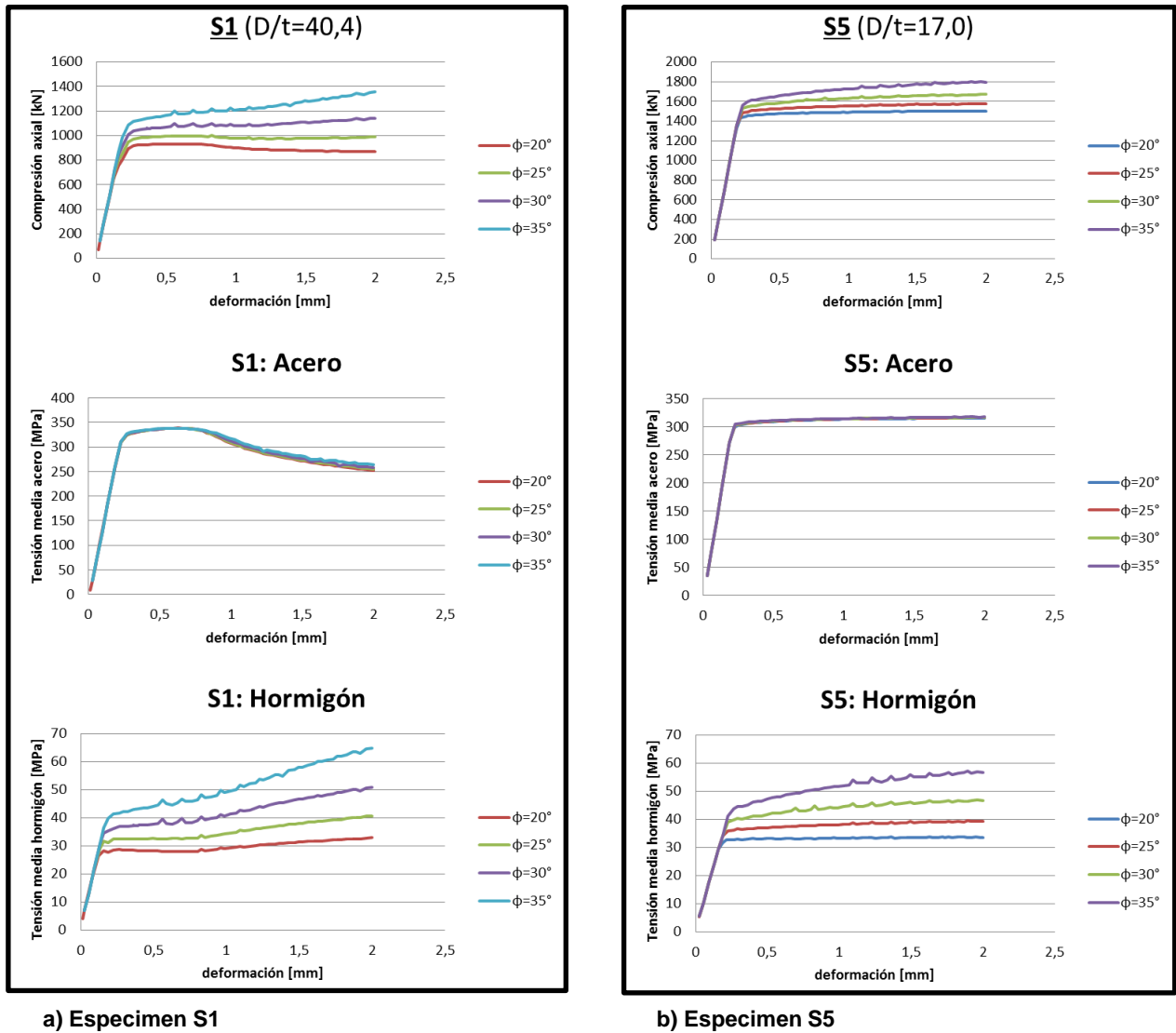


Figura 4-6: Estudio del parámetro de ángulo de fricción interna de Drucker-Prager, ϕ .

Los valores de cohesión son 7 y 10 [MPa] para S1 y S5, respectivamente mientras que la dilatancia es de 0° en ambos casos.

4.2.4.3. Dilatancia

La dilatancia, a diferencia de los dos parámetros anteriores, no controla el criterio de fluencia del hormigón sino que define la regla de flujo del hormigón luego de entrar en el rango de fluencia, variando así la expansión volumétrica del hormigón. Éstos casos y casos de valores intermedio se muestran en la Figura 4-7 para S1 y S5.

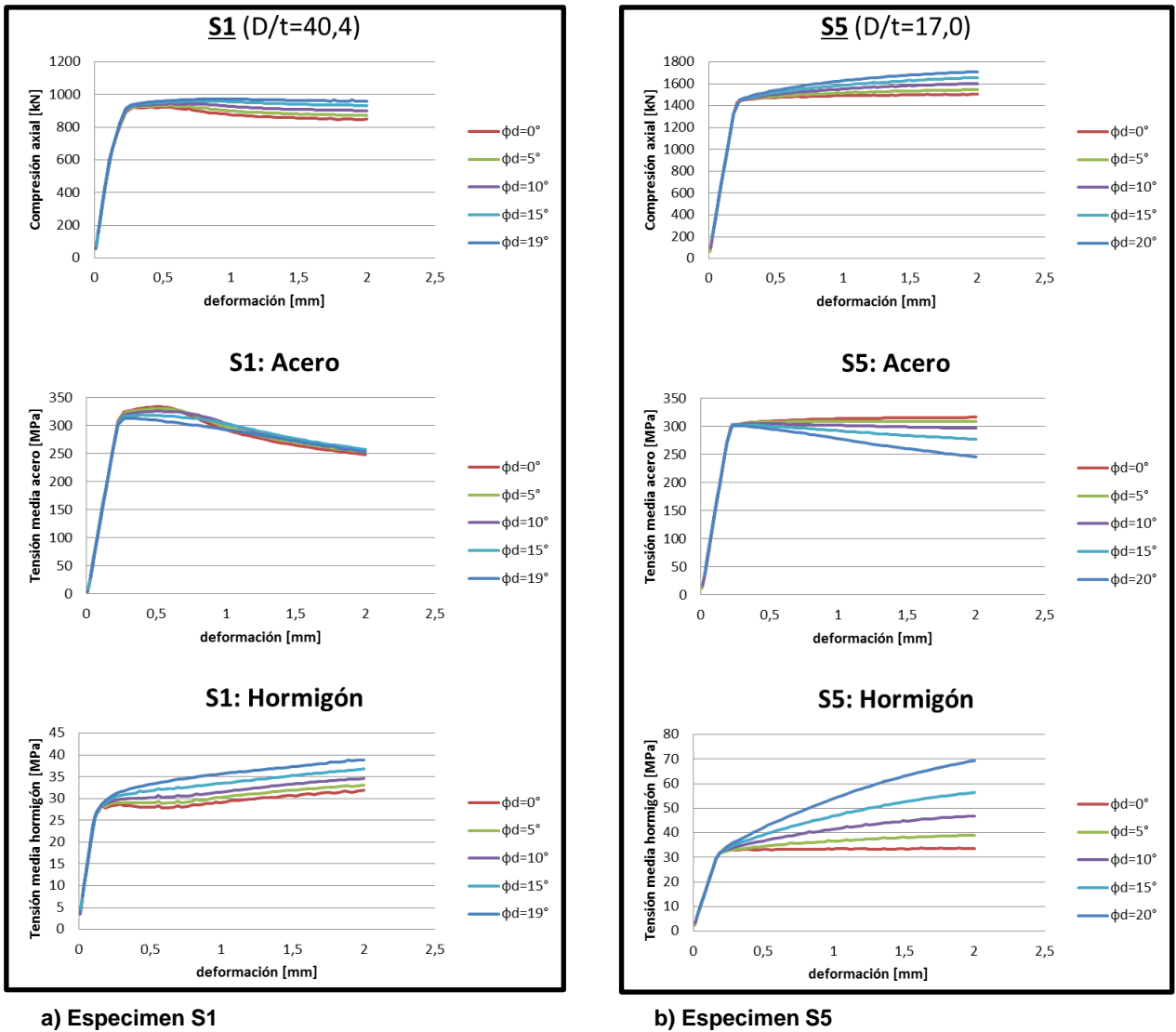


Figura 4-7: Estudio del parámetro de dilatancia de Drucker-Prager, ϕ_d .

La cohesión utilizada fue de 4 y 7 [MPa] y el ángulo de fricción interna fue de 19° y 20° para S1 y S5, respectivamente.

Se puede observar que, al no actuar directamente en el criterio de fluencia, los límites del rango elástico se conservan en ambas columnas, determinando fuertemente la resistencia del hormigón en el rango posterior a dicho límite.

Los resultados muestran que la dilatación logra interferir indirectamente en el comportamiento del acero, sobretodo en el elemento compuesto por el tubo de pared gruesa, en el cual la pendiente de la curva del hormigón varía notablemente para distintos valores de ϕ_d .

En S1, el hormigón presenta diferentes pendientes justo después del límite elástico, pero dichas pendientes parecen converger a medida que la deformación continúa, haciendo que las curvas se sigan desarrollando en forma casi paralela.

4.3. Comparación con ensayos experimentales

En esta sección se establecen las relaciones necesarias para comparar los modelos numéricos como se describen en el Capítulo 3 con los ejemplares ensayados por Schneider (1998) descritos en la sección 2.3 para poder determinar los parámetros estudiados en la sección anterior que permiten calibrar los distintos modelos numéricos.

4.3.1. Relación entre deformaciones del modelo numérico y columnas ensayadas por Schneider (1998)

En la Figura 2-3 se puede apreciar que el ejemplar S3 presentó dos pandeos locales en su longitud. Varma (2000), luego de observar resultados experimentales en CFTs, dedujo que los tubos de sección cuadrada presentaban generalmente dos segmentos de falla plástica, cuya longitud aproximó al ancho de la sección.

Se utiliza la idealización propuesta por Varma, por lo tanto se considera que la columna contiene dos porciones del segmento que se cargarán en forma plástica. En la Figura 4-8 Δ_e , Δ_p y Δ corresponden a la deformación de uno de los segmentos elásticos, uno de los segmentos plásticos y la deformación total de la columna, respectivamente.

El segmento plástico corresponde al modelo de elementos finitos presentado y por lo tanto Δ_p corresponde a la deformación axial impuesta en el modelamiento. Para el resto del tubo se supuso un comportamiento elástico tanto antes como después de la falla. La deformación del segmento elástico viene dada por la ley de Hooke y se puede calcular en función de la reacción obtenida como resultado en el modelamiento del segmento de falla.

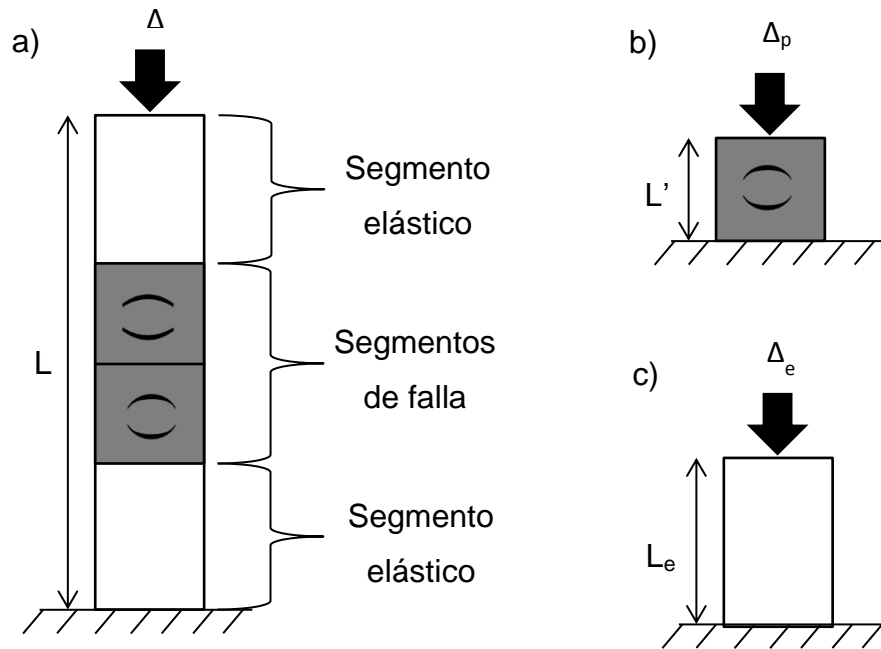


Figura 4-8: Idealización de columna CFT con segmentos de falla y segmentos elásticos. a) columna cft. b) segmento de falla. c) segmento elástico.

En la Figura 4-8, L corresponde al largo total de la columna CFT, L' corresponde al largo de cada una de las zonas de falla modeladas numéricamente y L_e es el largo de la porción superior e inferior que permanecen elásticas durante la compresión axial. La deformación de la columna CFT viene dada por la Ecuación 4-1.

$$\Delta = 2\Delta_e + 2\Delta_p$$

Ecuación 4-1

$$\Delta_e = L_e \epsilon_e = \frac{L - 2L'}{2} \frac{F_{total}}{A_c E_c + A_s E_s}$$

Ecuación 4-2

En la Ecuación 4-2 F_{Total} corresponde a la fuerza total resultante calculada como cuatro veces la suma de las reacciones del acero y hormigón obtenidas en el análisis de elementos finitos. A_c , A_s , E_c y E_s corresponden a las áreas y módulos elásticos del hormigón y acero, respectivamente.

4.3.2. Resultados de modelos numéricos extendidos a escala experimental

Utilizando las relaciones de deformación axial mencionadas en la sección anterior se logra comparar los resultados de los modelos numéricos con los resultados experimentales extraídos de la literatura.

La Figura 4-9 muestra los resultados obtenidos al considerar los parámetros de Drucker-Prager que aparecen en la Tabla 3-1, calculados en base a las ecuaciones obtenidas por la aproximación propuesta por Rochette y Labossière (1998) para los especímenes ensayados por Schneider (1998).

Para los resultados del modelo de elementos finitos mostrados en la Figura 4-9, el punto de la curva en el cual se ubica el pandeo local se identifica visualmente a partir de la interfaz del programa que permite observar la deformación del elemento en el tiempo. Para todos los especímenes se logró apreciar, además, que el inicio del pandeo local coincide con un decaimiento en la reacción en el borde inferior del tubo de acero luego de superar el estado de fluencia del mismo. De este modo se logra identificar la deformación a la cual se produce el comienzo de dicho pandeo. Este mismo procedimiento se utiliza para definir los puntos de pandeo local en el resto de los resultados presentados de aquí en adelante.

Si bien los resultados entregan valores de resistencia máxima cercanos a los experimentales, no logran capturar el comportamiento plástico posterior a la falla del elemento compuesto.

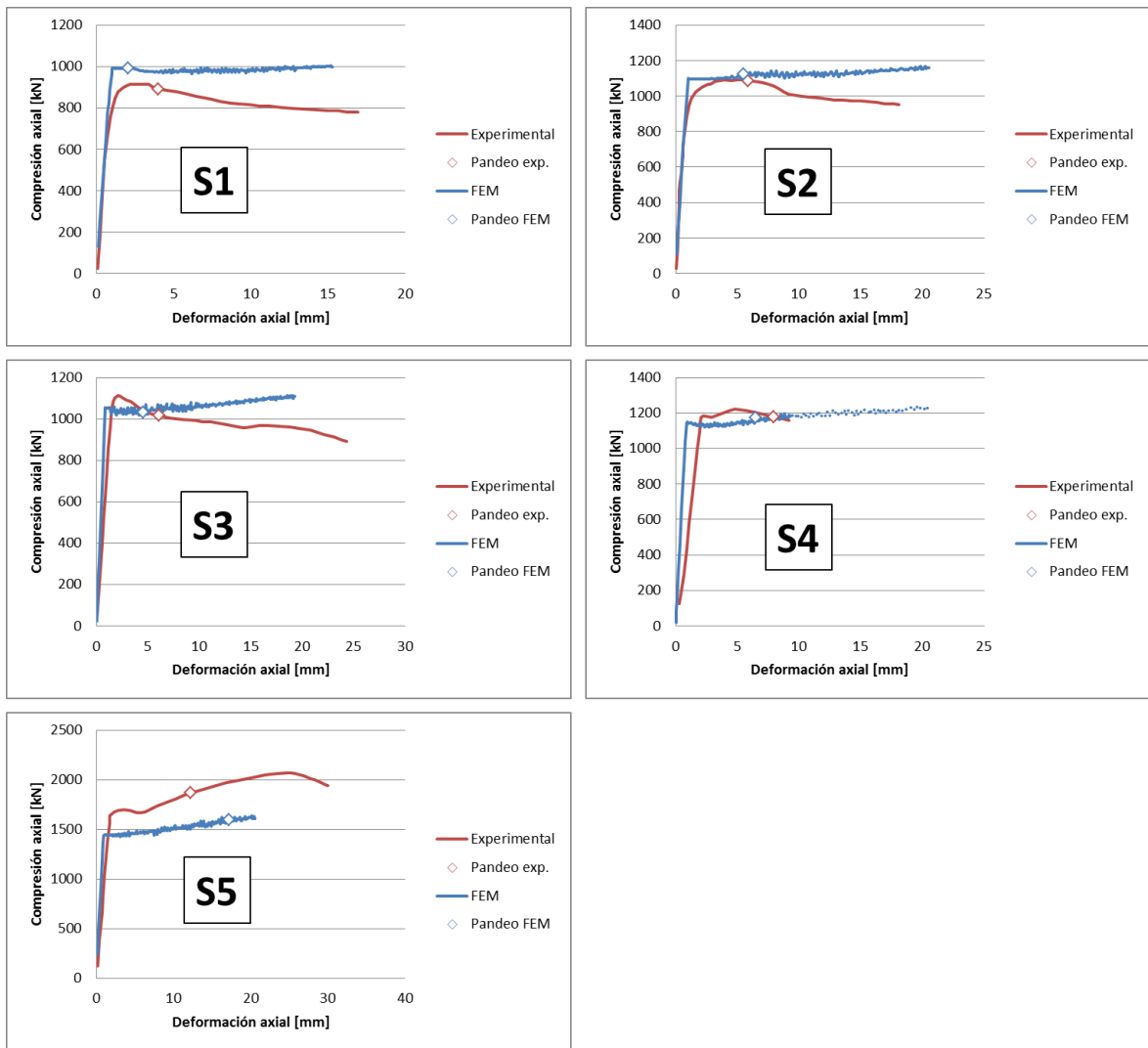


Figura 4-9: Resultados obtenidos para modelos con parámetros de Drucker-Prager calculados en base a fórmula deducida de aproximación de Rochette y Labossière.

Para los modelamientos realizados se determinó aumentar la deformación máxima aplicada al segmento crítico a 10 [mm]. Sin embargo, y a pesar de considerar dos segmentos críticos por columna, la deformación total obtenida fue sólo un poco superior a los 20 [mm]. El resultado del modelo S4 se presenta hasta la deformación que alcanzó en los ensayos experimentales ya que no se podría realizar una comparación correcta al no tener suficientes datos de referencia.

Para lograr reproducir los ensayos experimentales se han calibrado los parámetros en base a lo observado en el análisis presentado en la sección 4.2. La Figura 4-10 muestra un resumen de las curvas de compresión –deformación obtenidas en los

análisis de elementos finitos de los distintos modelos. En esta figura se puede apreciar que para los distintos especímenes se tiene una distinta pendiente en el comportamiento elástico de la columna. Esto se debe a que para mayor espesor en el tubo de acero utilizado, el módulo elástico equivalente es mayor.

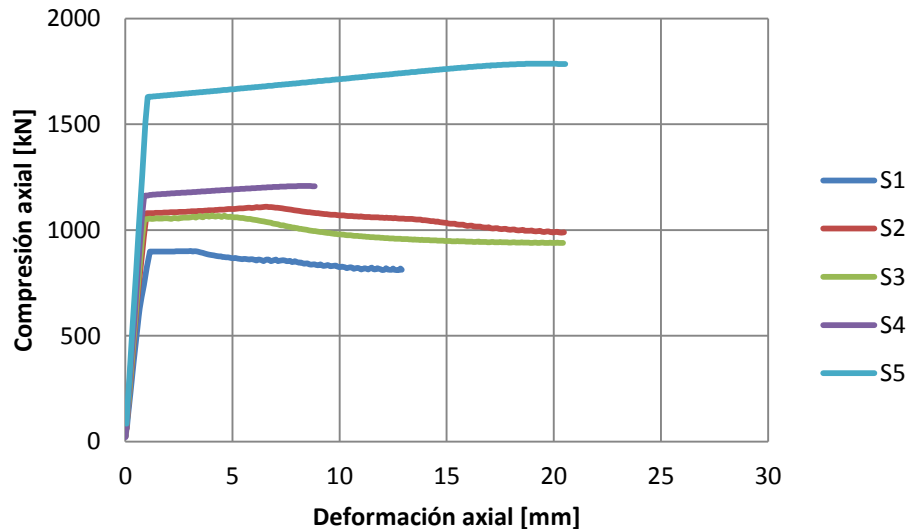


Figura 4-10: Resumen de resultados obtenidos en los distintos modelos numéricos.

Entre las Figura 4-12 y Figura 4-24 se presentan para cada forma modelada los resultados del análisis de elementos finitos extendidos a escala experimental. En éstas se muestra la curva de respuesta compresión-deformación junto con las curvas de tensiones medias calculadas para el hormigón y el tubo de acero y las respectivas curvas teóricas de los materiales. Para el hormigón se ha tomado como comparación la curva teórica presentada en la Figura 4-11 mientras que el acero se comprara con la curva teórica bilineal introducida al modelo de elementos finitos, mencionada en 3.3.2.

Además se muestran tensiones de von-Mises para el tubo de acero, tensiones axiales y tensión equivalente de Drucker-Prager en el hormigón y presión de contacto en la interfaz a lo largo del segmento modelado. Éstas han sido calculadas para distintos instantes del proceso de compresión, los cuales se indican para cada espécimen en la curvas de compresión-deformación mediante las letras A, B y C.

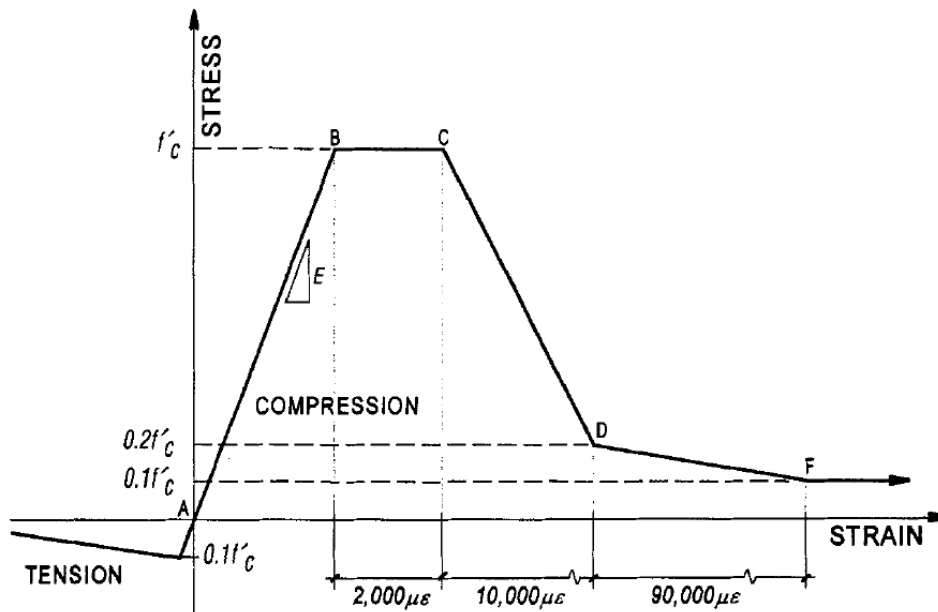


Figura 4-11: Curva teórica simplificada del hormigón sin confinar (SCHNEIDER, 1998).

El punto A representa el límite elástico que ocurre cuando el tubo de acero ha alcanzado la tensión de fluencia. B representa el punto en el que ocurre un primer pandeo local en la pared del tubo, el cual se logra identificar en las curvas de tensión media del tubo de acero ya que se caracteriza mediante un decaimiento en el valor de dicha tensión. El punto C corresponde al estado de tensión-deformación al final del análisis. Cabe mencionar que para el espécimen S1 el modelo ha logrado converger hasta el paso 50 de 60 y S4 ha convergido hasta el último paso de carga aplicado, sin embargo este resultado (Punto C) no debe ser comparado con la curva teórica ya que ésta alcanza una menor deformación axial final.

S1

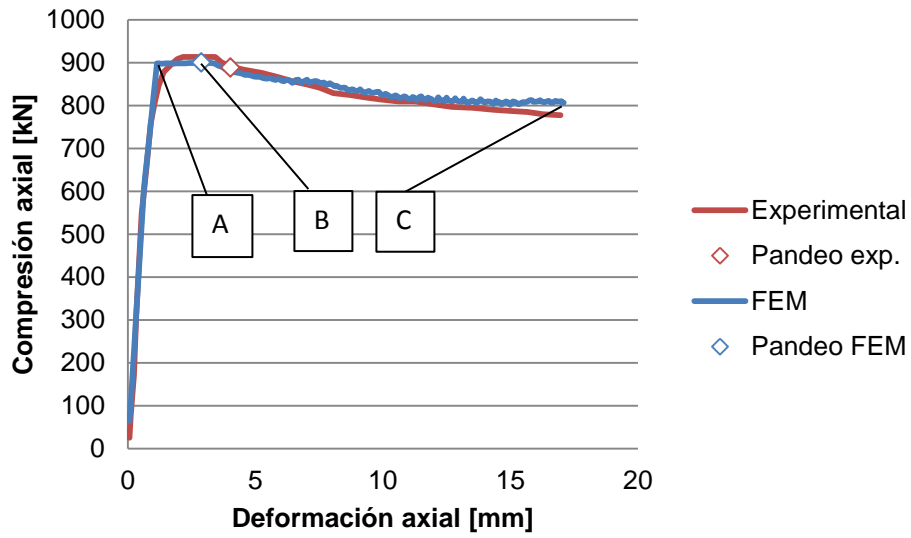


Figura 4-12: Comportamiento de S1 obtenido mediante extensión del modelamiento numérico.

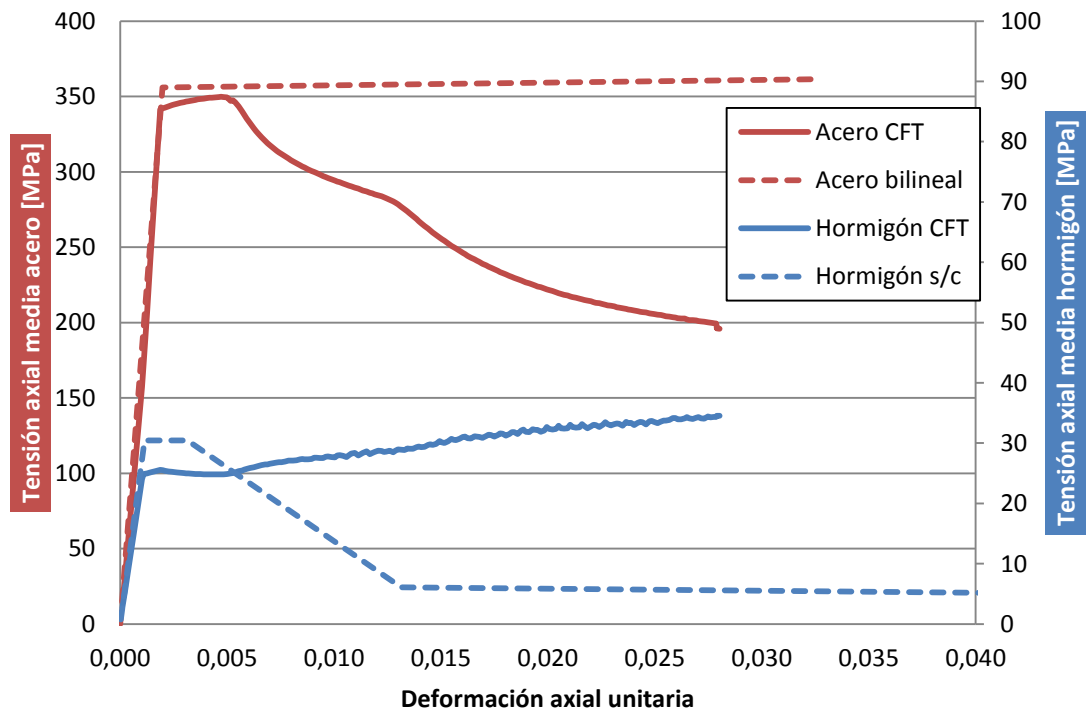
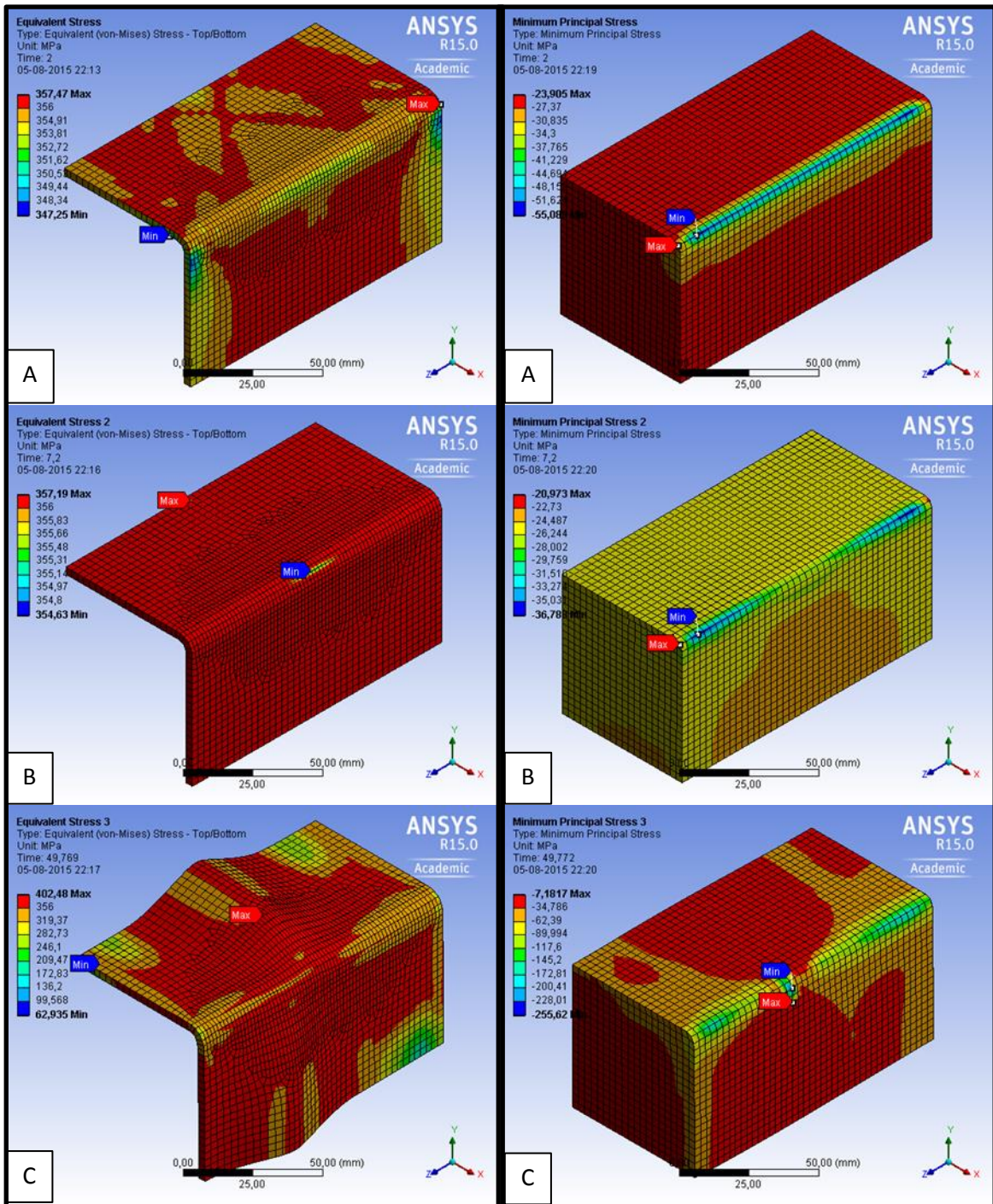


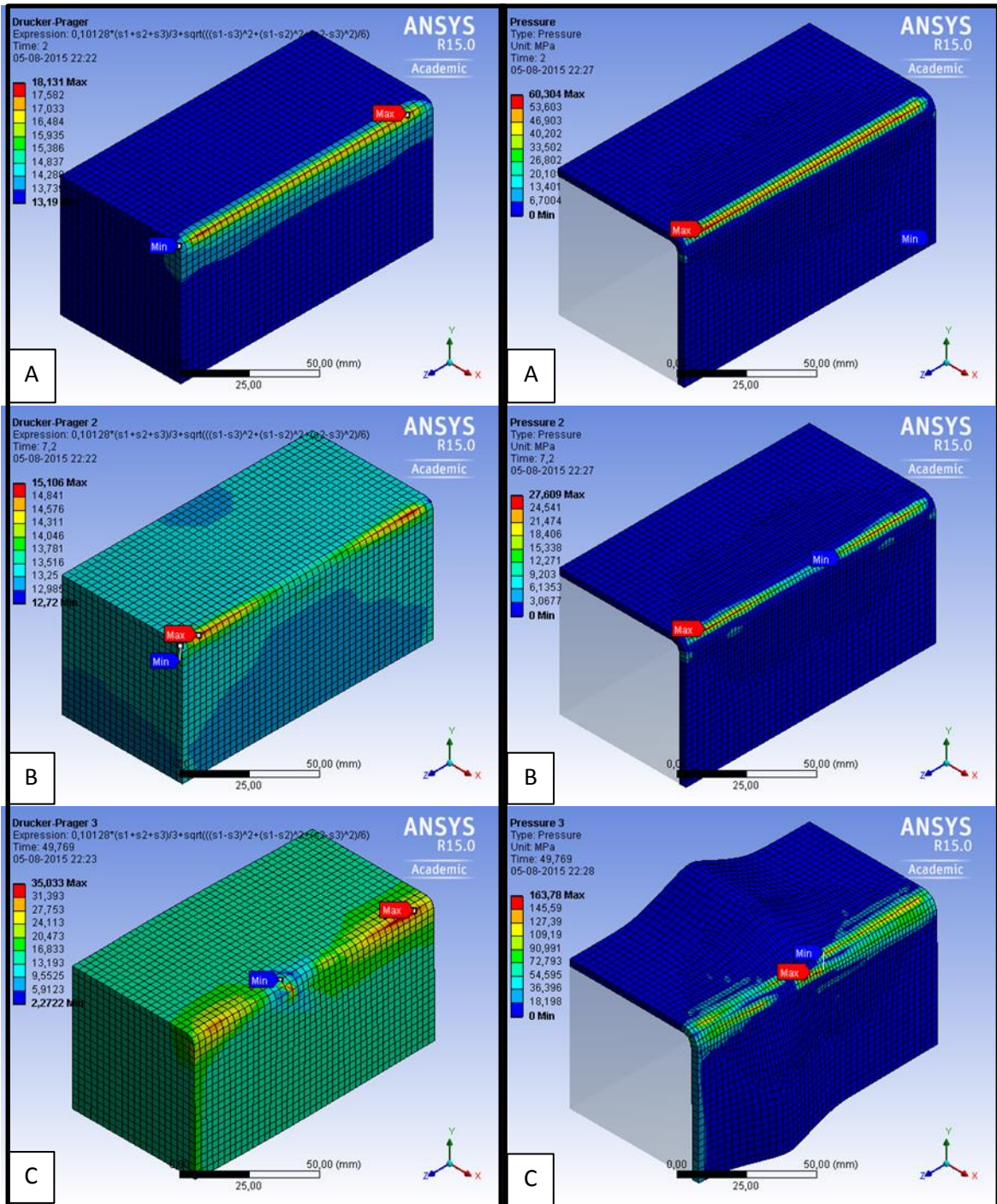
Figura 4-13: S1 - Tensiones axiales medias en el acero y hormigón.



a) Tensión de Von-Mises para el acero.

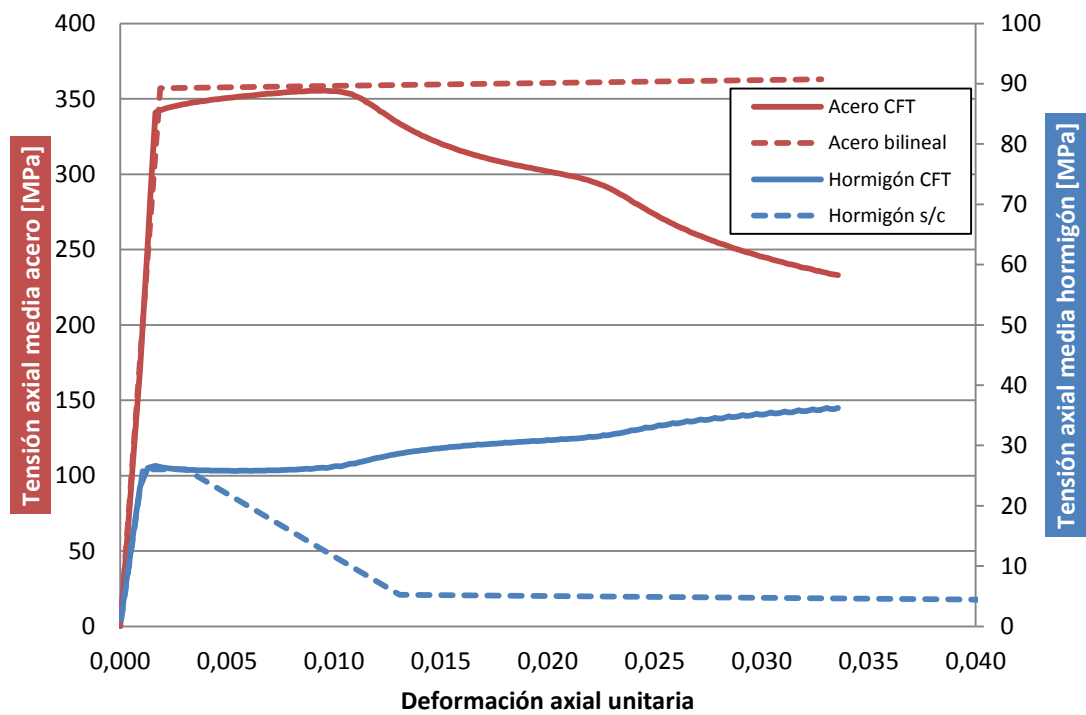
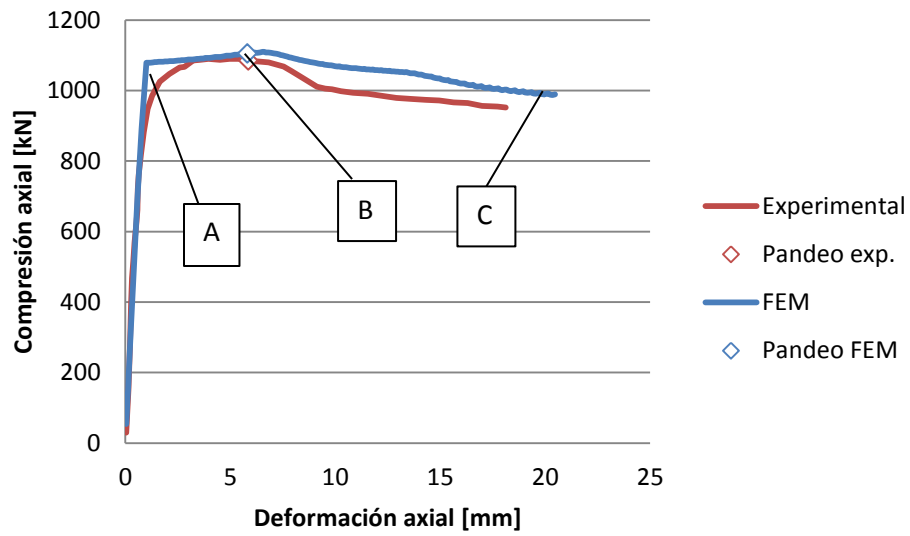
b) Tensión axial para el hormigón.

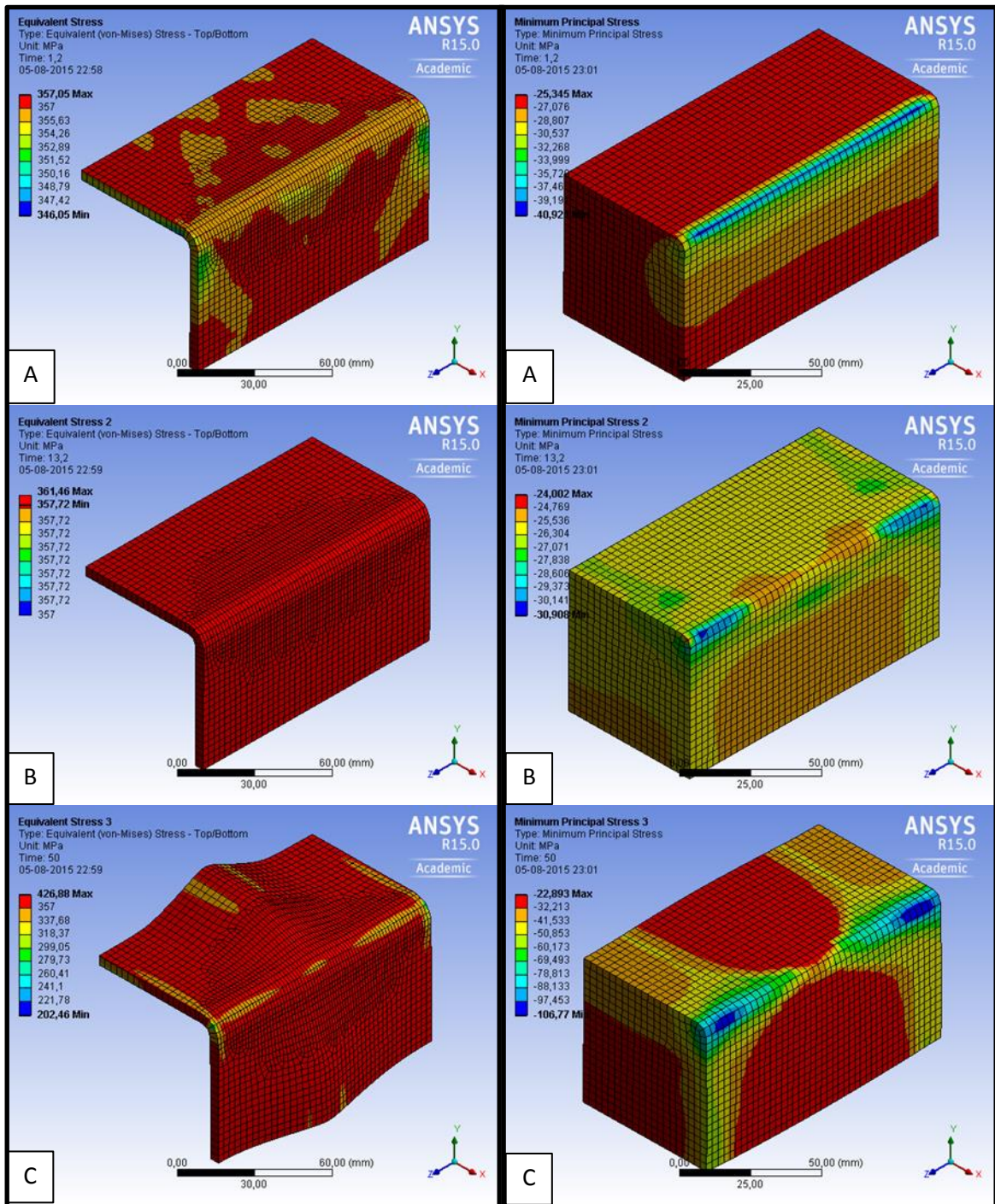
Figura 4-14: Tensiones en componentes del espécimen S1.



a) Tensión de Drucker-Prager en hormigón. b) Presión de contacto en la interfaz.

Figura 4-14 (Continuación): Tensiones en componentes del espécimen S1.

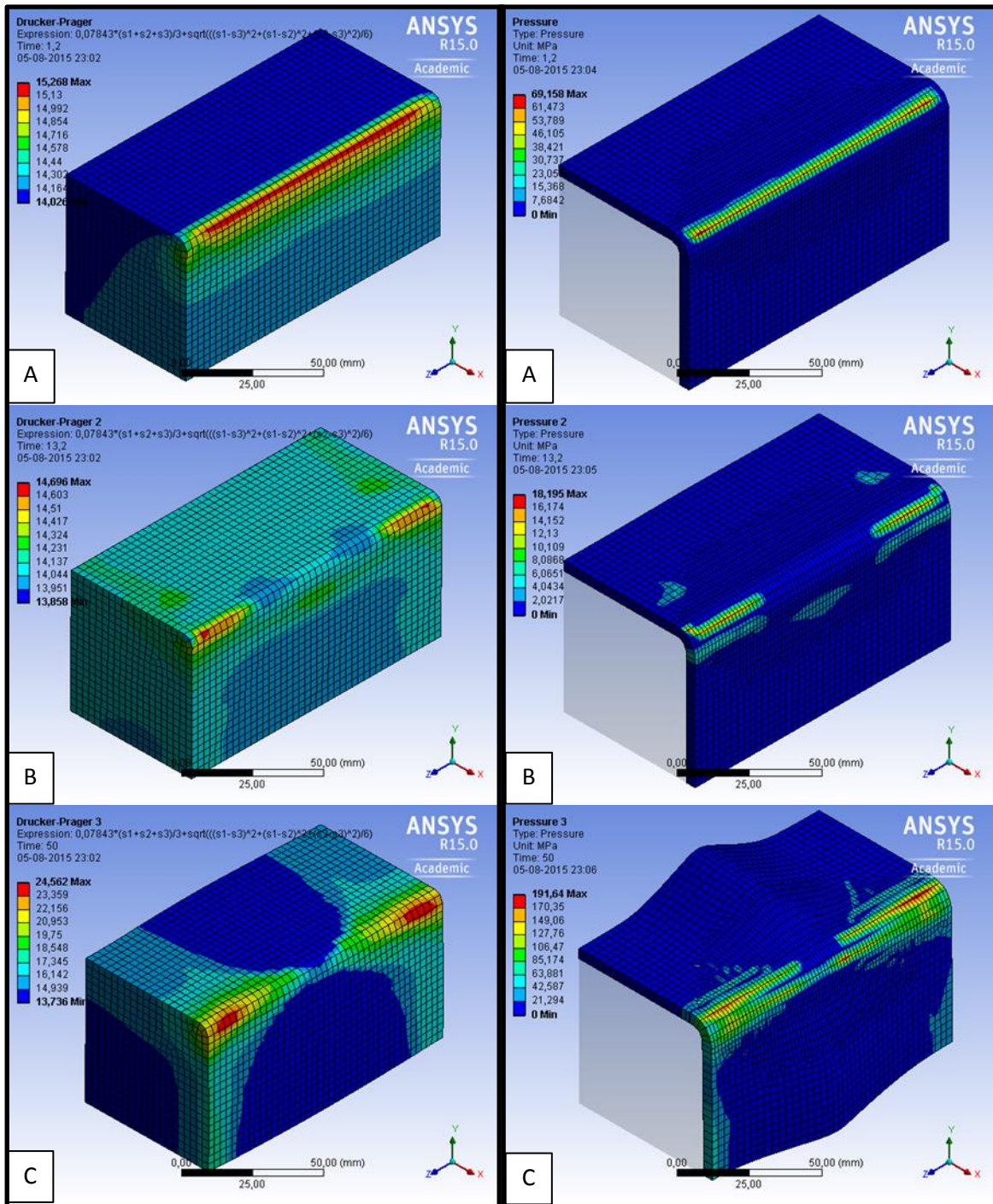




a) Tensión de Von-Mises para el acero.

b) Tensión axial para el hormigón.

Figura 4-15: Tensiones en componentes del espécimen S2.



a) Tensión de Drucker-Prager en hormigón. b) Presión de contacto en la interfaz.

Figura 4-15 (Continuación): Tensiones en componentes del espécimen S2.

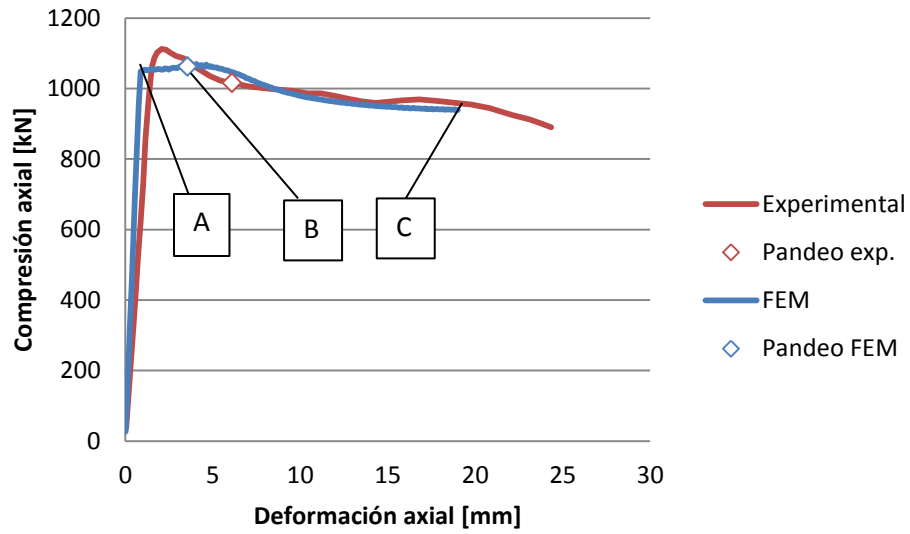


Figura 4-16: Comportamiento de S3 obtenido mediante extensión del modelamiento numérico.

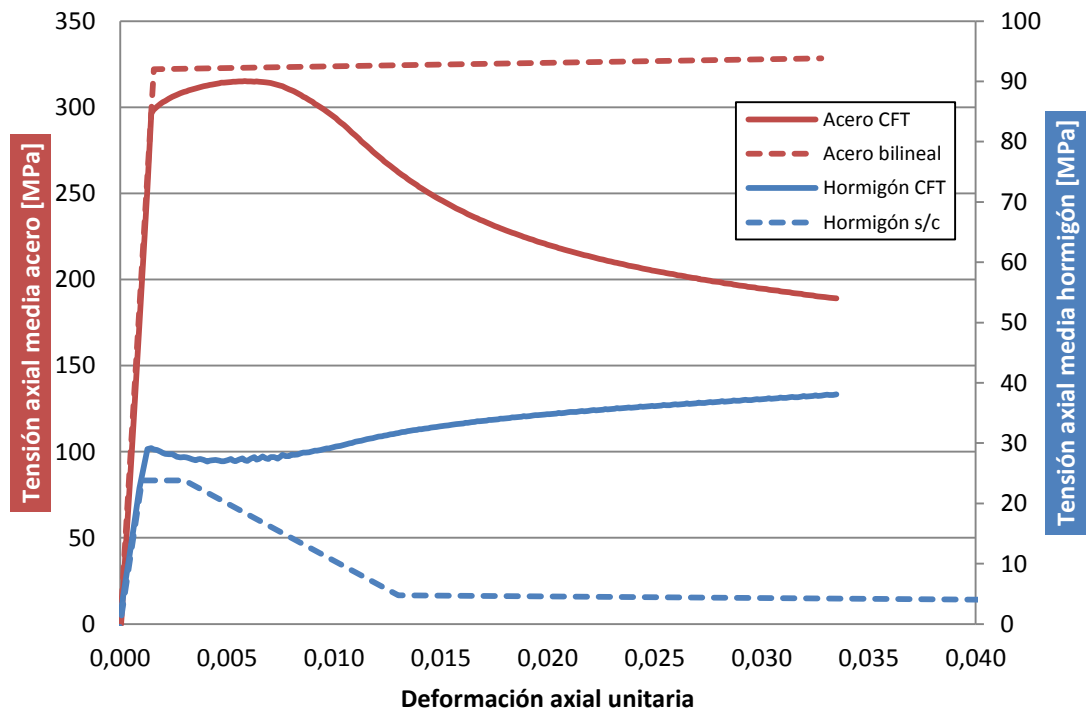
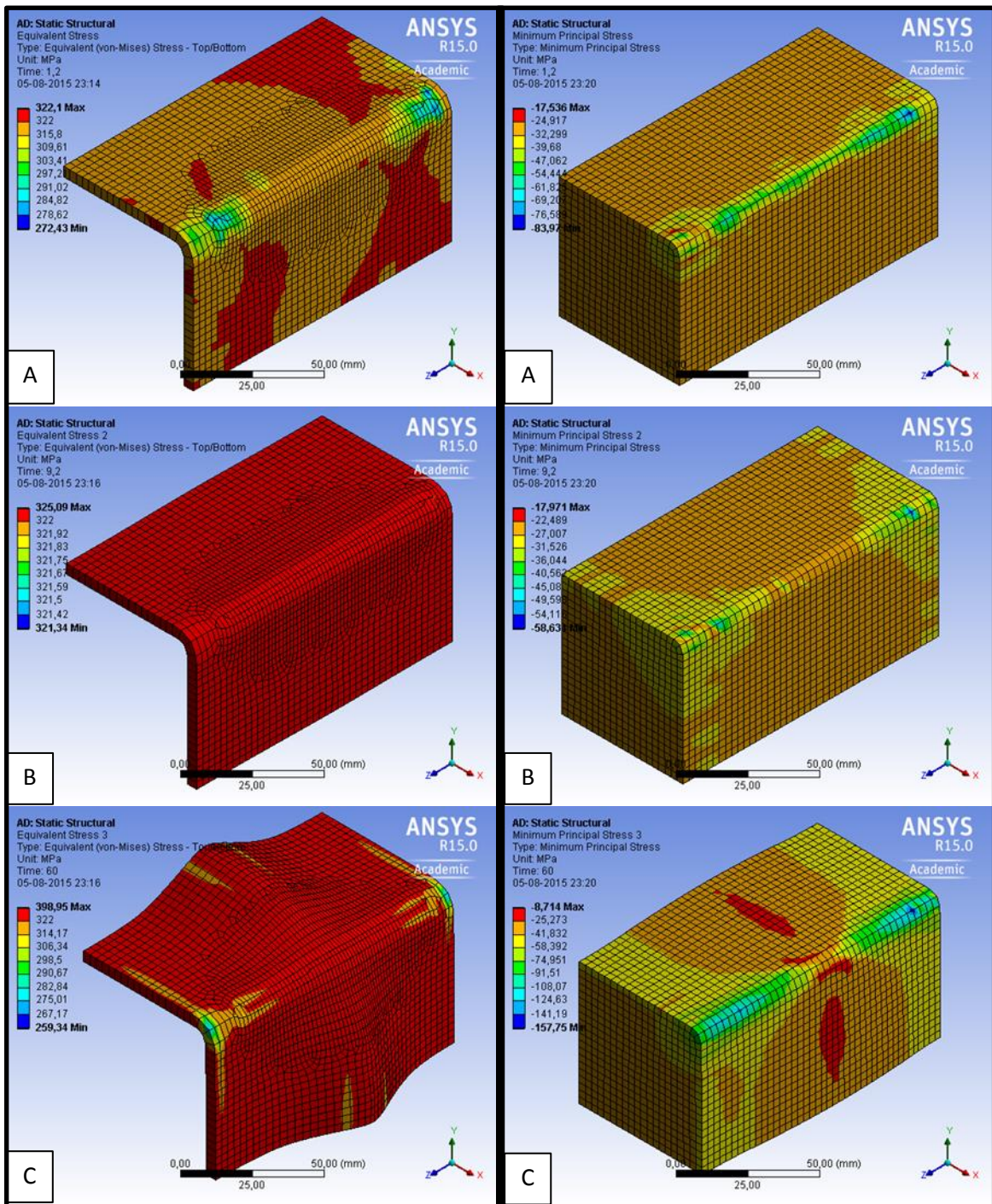


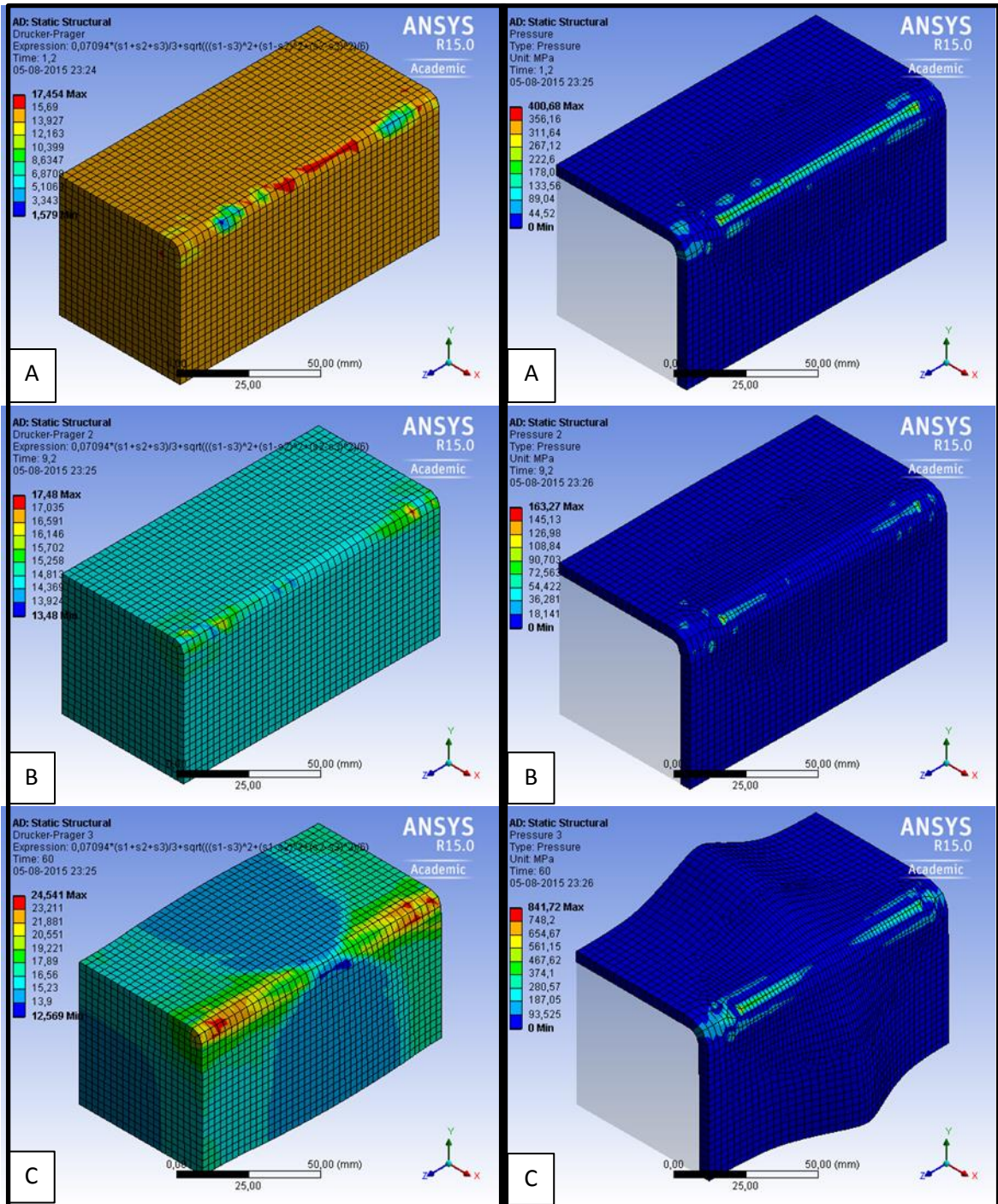
Figura 4-17: S3 - Tensiones axiales medias en el acero y hormigón.



a) Tensión de Von-Mises para el acero.

b) Tensión axial para el hormigón.

Figura 4-18: Tensiones en componentes del espécimen S3.



a) Tensión de Drucker-Prager en hormigón. b) Presión de contacto en la interfaz.

Figura 4-18 (Continuación): Tensiones en componentes del espécimen S3.

S4

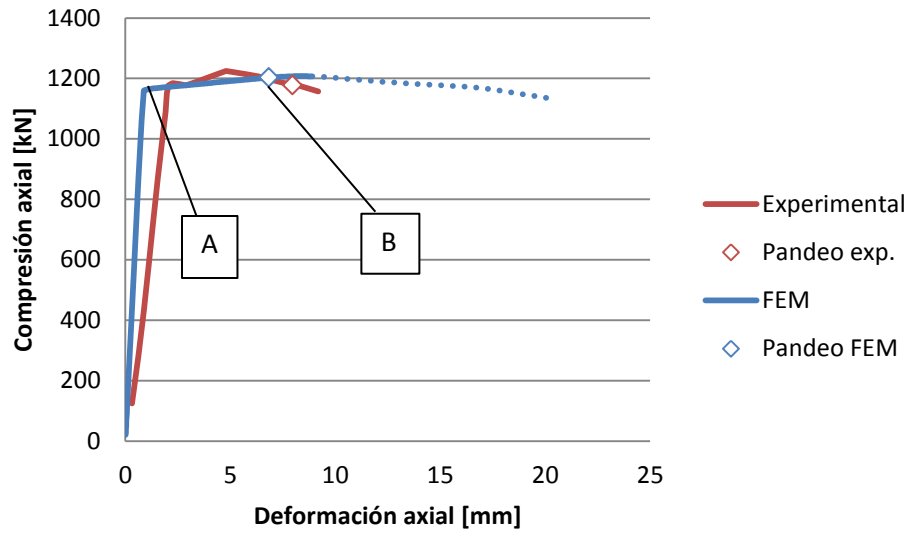


Figura 4-19: Comportamiento de S4 obtenido mediante extensión del modelamiento numérico.

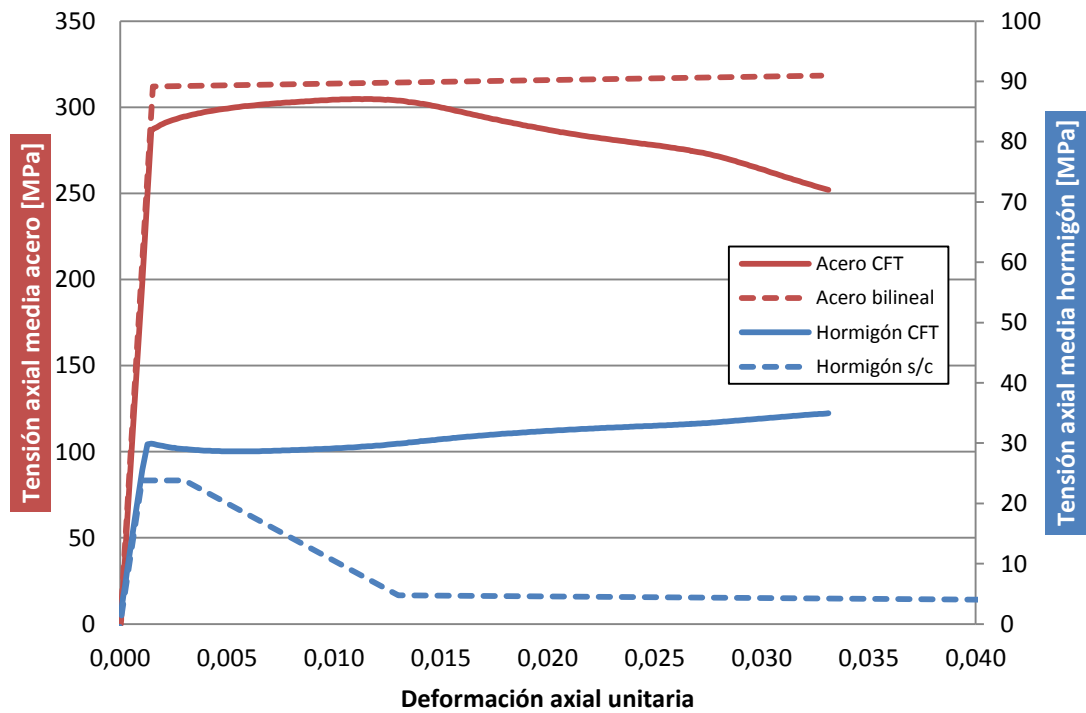
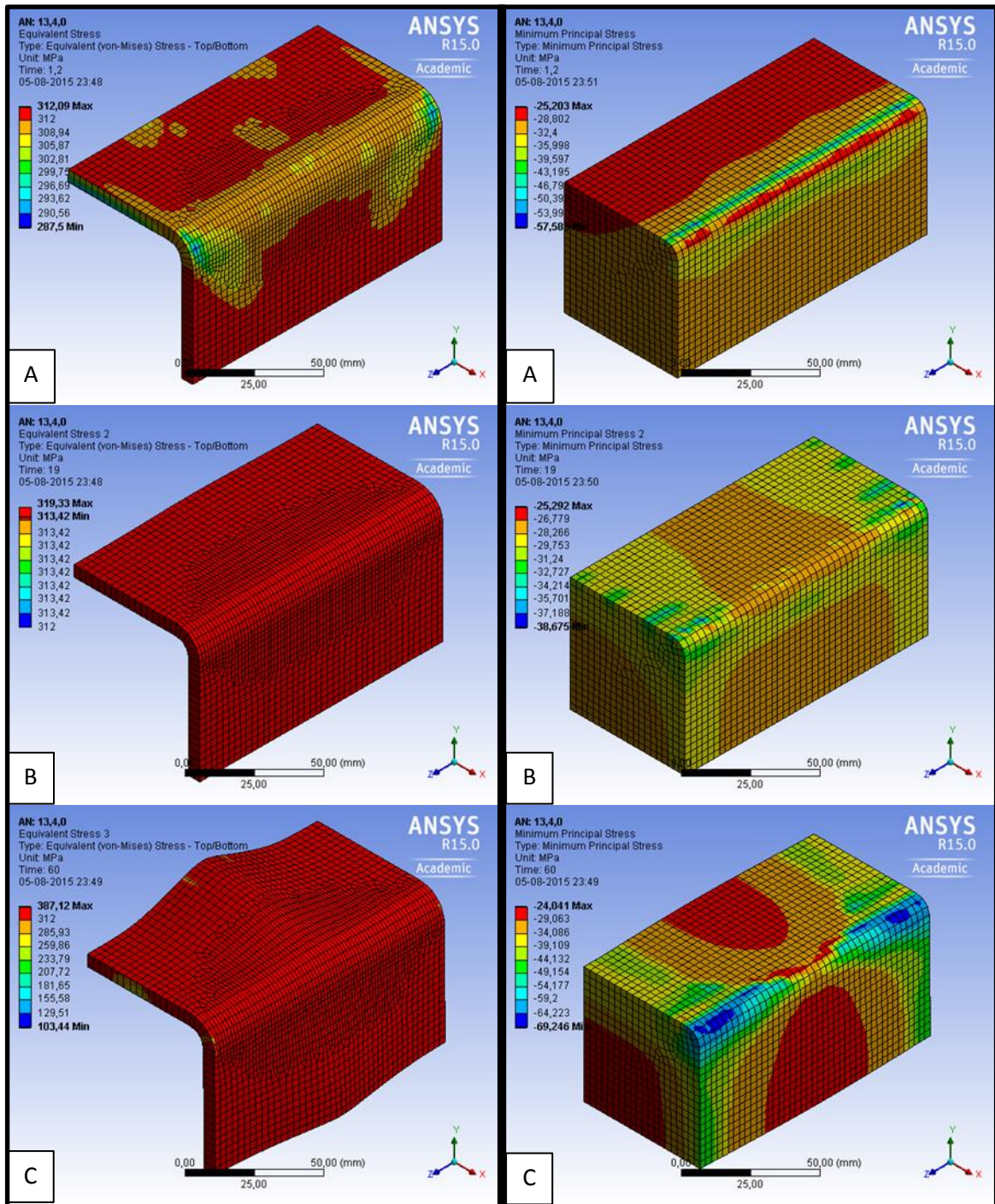


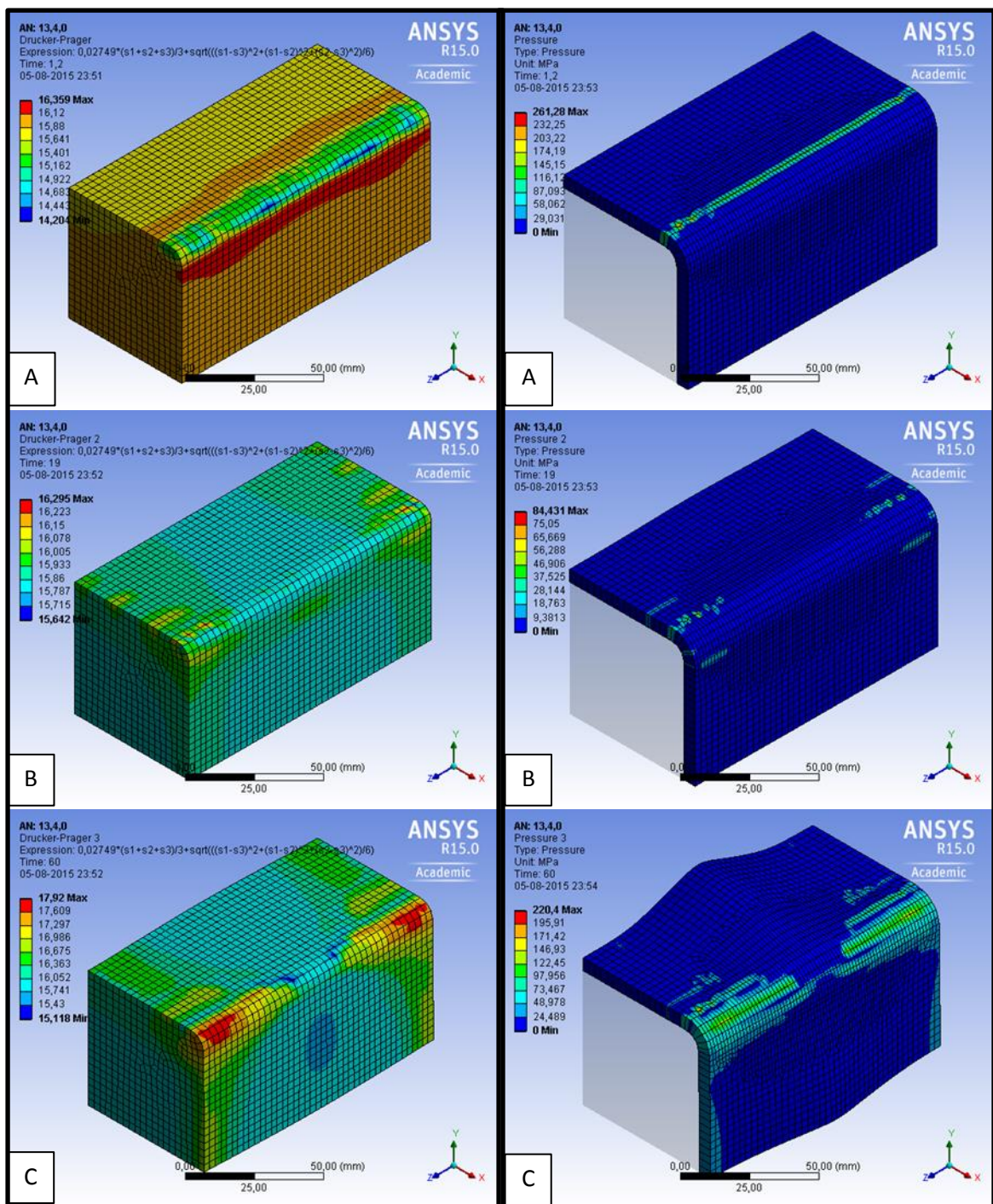
Figura 4-20: S4 - Tensiones axiales medias en el acero y hormigón.



a) Tensión de Von-Mises para el acero.

b) Tensión axial para el hormigón.

Figura 4-21: Tensiones en componentes del espécimen S4.



a) Tensión de Drucker-Prager en hormigón. b) Presión de contacto en la interfaz.

Figura 4-21 (Continuación): Tensiones en componentes del espécimen S4.

S5

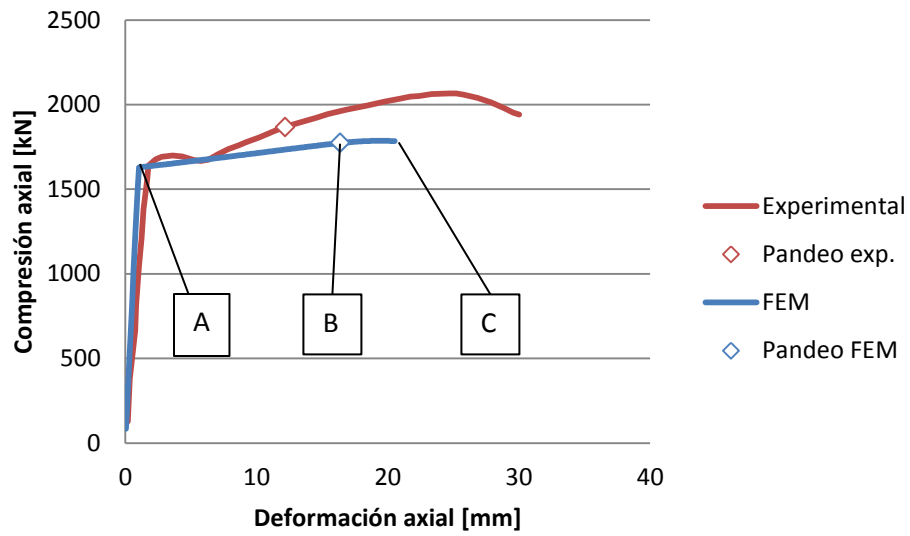


Figura 4-22: Comportamiento de S5 obtenido mediante extensión del modelamiento numérico.

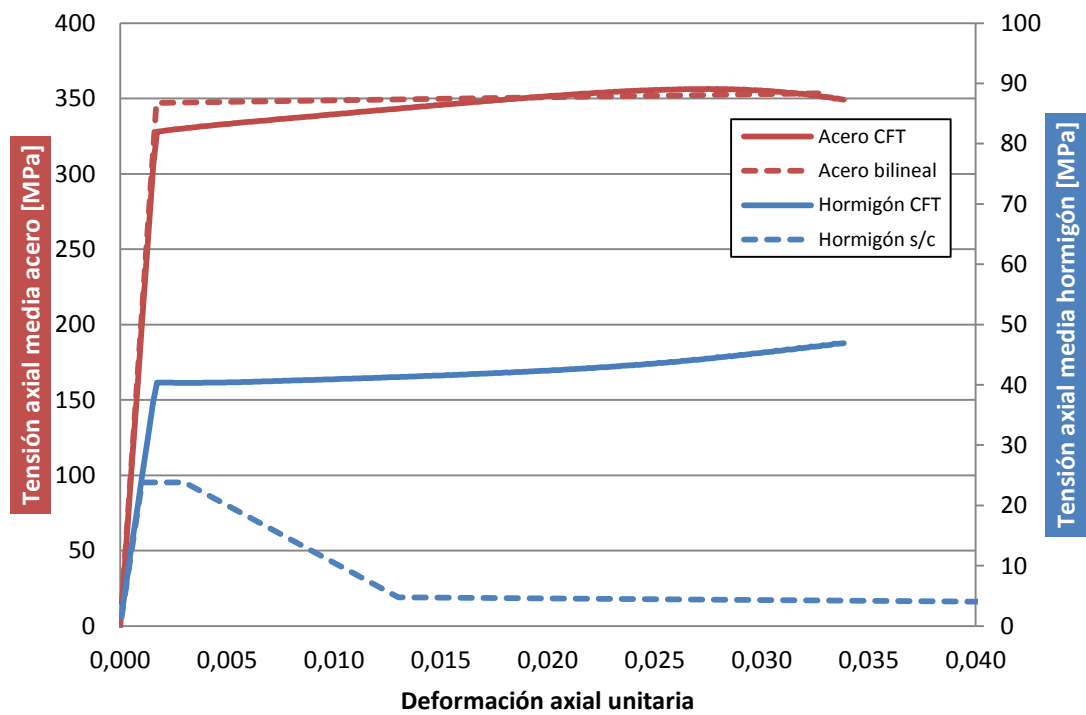
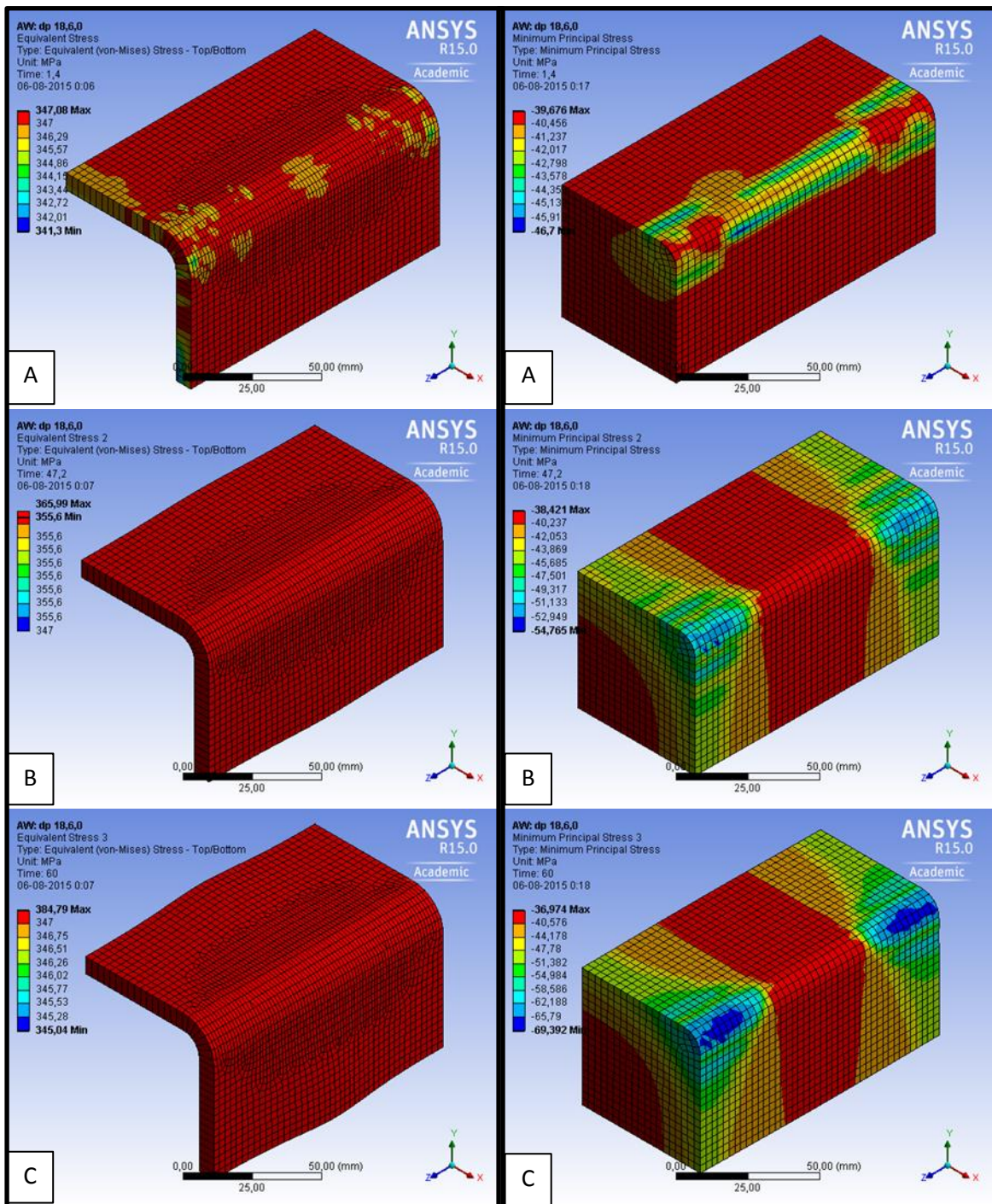


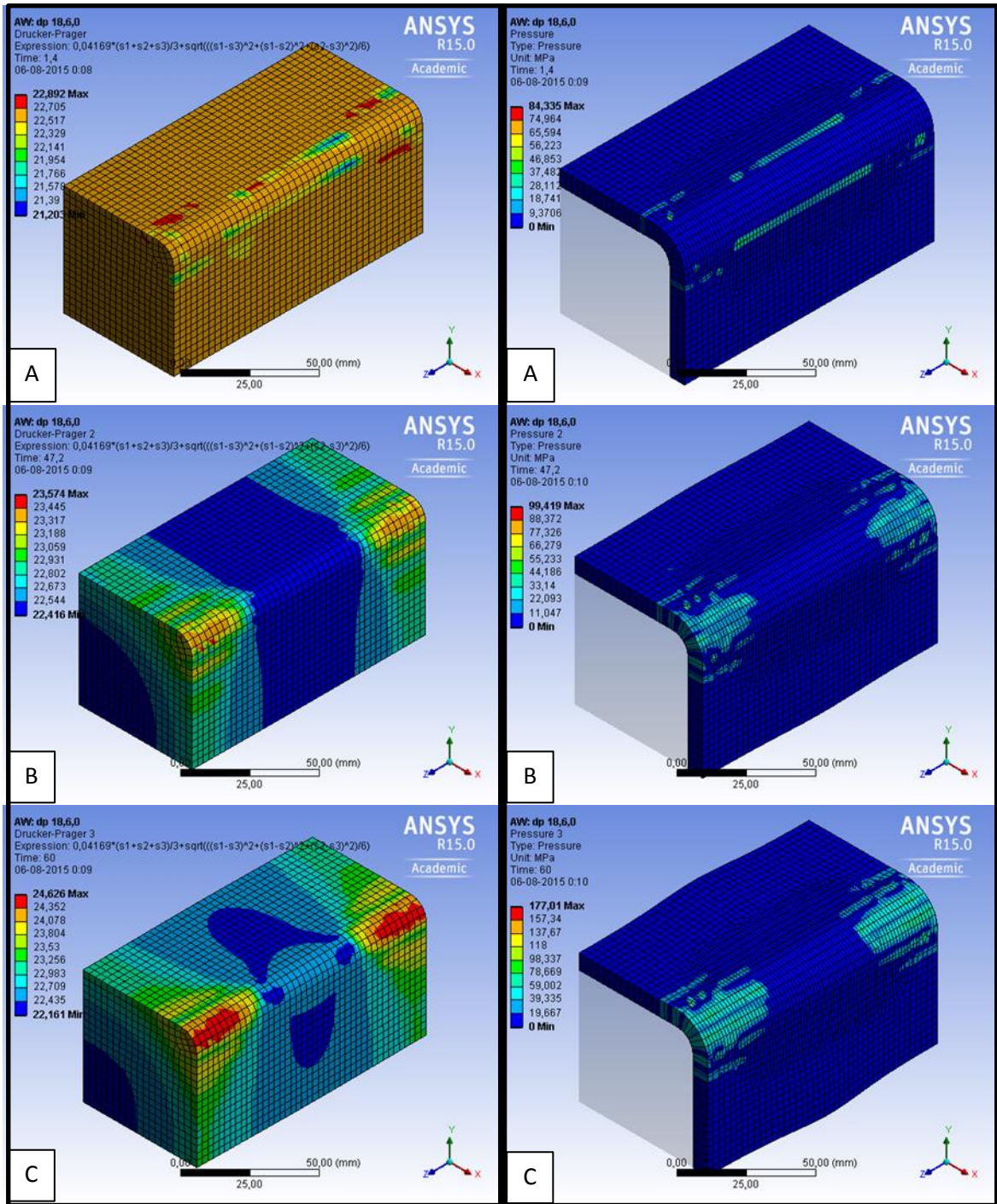
Figura 4-23: S5 - Tensiones axiales medias en el acero y hormigón.



a) Tensión de Von-Mises para el acero.

b) Tensión axial para el hormigón.

Figura 4-24: Tensiones en componentes del espécimen S5.



a) Tensión de Drucker-Prager en hormigón. b) Presión de contacto en la interfaz.

Figura 4-24 (Continuación): Tensiones en componentes del espécimen S5.

4.3.3. Resumen y análisis de resultados.

Las curvas obtenidas del análisis se logran acercar a las curvas experimentales en la mayoría de los casos, Sin embargo en algunos la forma de las curvas no se logra reproducir con mayor precisión. La Figura 4-25 esquematiza el comportamiento general observado en los resultados presentados en la sección anterior.

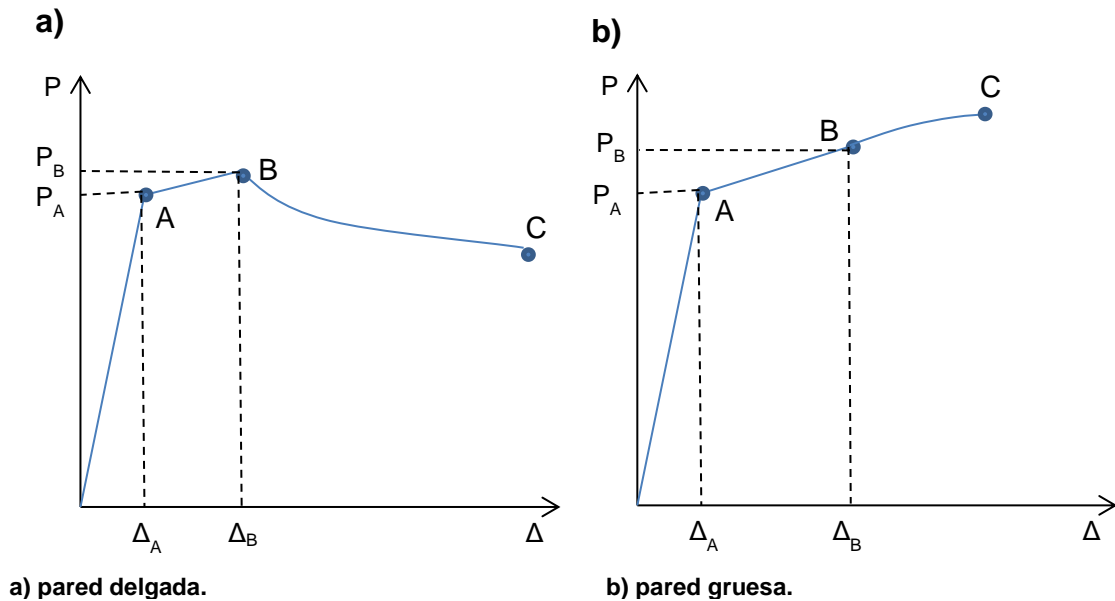


Figura 4-25: Comportamiento general de los CFT modelados.

Para tubos de pared delgada, entre A y B se aprecia un aumento aproximadamente lineal de la respuesta ante la deformación. Durante esta etapa el acero se encuentra en un estado de fluencia y el hormigón muestra una cierta relajación debido a que el estado de fluencia del acero disminuye la presión en la interfaz y esto permite una deformación transversal, disminuyendo la tensión axial que se tenía. El hormigón vuelve a tomar tensión axial a medida que las paredes del tubo de acero comienzan a pandearse. En el caso del espécimen S5 (pared gruesa) se aprecia un constante aumento en la tensión axial para el hormigón, ya que entre los puntos A y B el acero, incluso en estado de fluencia, le otorga presión y confinamiento. Luego de B se observa un cambio leve en la resistencia del compuesto, a medida que el pandeo se produce. Este pandeo se produce lentamente en función de la deformación axial.

En general se obtuvieron valores altos de tensión en el hormigón en zonas cercanas al borde de la sección cuadrada a lo largo de toda la deformación aplicada, alcanzando valores muy superiores a la tensión del hormigón sin confinar.

Los parámetros utilizados en cada modelo se muestran en la Tabla 4-2. El coeficiente friccional fue el mismo para todos los especímenes ya que en 4.2.1 se vio que la variación de este parámetro no altera significativamente los resultados. La razón E_s/E_{sT} utilizada en todos los modelos fue de 1.000 debido a que es un valor razonable y se encuentra en el rango de valores que suelen usarse en el diseño ($E_s/E_{sT} \sim \infty$). Fue posible usar tubos con un pequeño grado de imperfección inicial en el rango de deformaciones estudiado, excepto en el caso de S3, el cual requirió una imperfección mayor para lograr ajustarse a la curva experimental. La cohesión y el ángulo de fricción interna se calibraron conjuntamente con el fin de lograr el límite elástico y pendiente plástica deseada. Se utiliza una regla de flujo no asociada ($\phi_d=0$) para evitar endurecimiento excesivo por parte del hormigón y permitir que existan pendientes menores a las que se obtienen con una dilatancia mayor a cero.

Tabla 4-2: Parámetros utilizados en el modelamiento numérico para las distintas formas.

Forma	Coeficiente de fricción en contacto	Razón E_s/E_{sT}	Imperfección Inicial [mm]	Drucker-Prager		
				Cohesión [MPa]	ϕ [deg]	ϕ_d [deg]
S1	0,3	1000	0,005	9,5	14	0
S2	0,3	1000	0,005	10,5	11	0
S3	0,3	1000	0,25	11	10	0
S4	0,3	1000	0,05	13	4	0
S5	0,3	1000	0,05	18	6	0

S1

Para S1 se logran calibrar parámetros que permiten una aproximación muy cercana a la curva experimental. Para lograr el descenso de la curva (Figura 4-12: B) fue necesario imponer una imperfección inicial en el tubo de acero. En la Figura 4-13 se logra apreciar el desfase entre los pandeos en ambas paredes del tubo modelado a través la curva de tensión media del acero.

S2

En los resultados de este modelo se logran capturar de forma general los valores de resistencia máxima de la columna respecto de los datos experimentales y el decaimiento posterior al pandeo del tubo de acero sin lograr reproducir en forma tan ajustada los valores posteriores a éste.

S3

Debido a la forma brusca en que cambia la curva experimental se debió imponer una imperfección mayor del tubo con el fin de anticipar el decaimiento en la resistencia de la columna compuesta, logrando valores de compresión cercanos al registro experimental en este rango de deformación.

S4

Los resultados para S4 presentan inicialmente una notable diferencia del módulo elástico entre la curva experimental y la curva obtenida. La calibración de parámetros se hizo considerando la resistencia máxima presentada por la columna ensayada, el pandeo registrado y el posterior comportamiento de la curva. Debido a que el registro experimental se interrumpe (por razones no informadas) antes de los 10 [mm] de deformación, los valores posteriores modelados fueron utilizados sólo como referencia para tratar de, a través de éstos, imitar la pendiente posterior al pandeo.

S5

La respuesta obtenida para S5 está dominada principalmente por el modelo bilineal impuesto al acero. Sin embargo se debieron utilizar valores altos en la cohesión del hormigón para lograr alcanzar la resistencia experimental.

4.3.3.1. Comparación de resistencias entre modelos analíticos y resultados experimentales.

La Tabla 4-3 presenta una comparación entre las resistencias obtenidas en el modelo analítico realizado, P_A , y lo obtenido experimentalmente, P_y , además de los valores calculados según las disposiciones de la norma AISC 360 (AISC, 2010), utilizando los valores reportador por Schneider (1998) para la resistencia del acero y el hormigón.

Tabla 4-3: Resistencias obtenidas en forma analítica, experimentalmente y calculadas según AISC 360-10.

Forma	FEM	Experimental	AISC 360-10	P_A/P_y	P_A/P_n
	P_A [kN]	P_y [kN]	P_n [kN]		
S1	897,908	868	958	1,03	0,94
S2	1079,224	1024	1089,3	1,05	0,99
S3	1048,48	1090	1020,8	0,96	1,03
S4	1160,58	1179	1150,1	0,98	1,01
S5	1510,72	1647	1504,2	0,92	1,00

Se observa que los resultados de los modelos calibrados se acercan a los valores experimentales y a la predicción de AISC 360 (AISC, 2010).

4.3.3.2. Valores de c y ϕ calibrados para distintas razones D/t .

Las Figura 4-26 y Figura 4-27 muestran los valores obtenidos de cohesión y ángulo de fricción interna respectivamente, graficados respecto de la razón ancho-espesor de los distintos especímenes calibrados.

Se observa que para los dos parámetros calibrados existe una tendencia en función de D/t . En el caso de la cohesión, se presentó una tendencia inversamente proporcional a la razón D/t , vale decir, especímenes con tubos de acero de pared gruesa (D/t pequeño) presentan un valor alto de cohesión, lo cual coincide con el mayor nivel de confinamiento entregado por tubos de pared gruesa.

El ángulo de fricción interna muestra una tendencia aproximadamente lineal y directamente proporcional a la razón D/t , lo cual coincide con lo concluido por Richart y otros. (1929) acerca de la relación entre el ángulo de fricción interna y el nivel de confinamiento del hormigón.

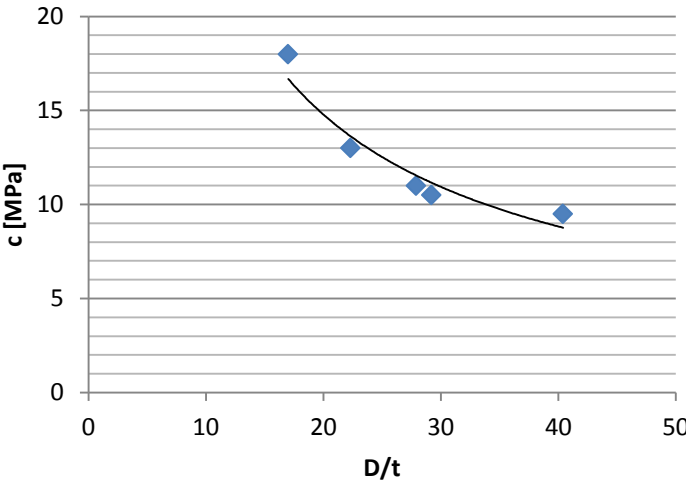


Figura 4-26: valores calibrados de c versus D/t .

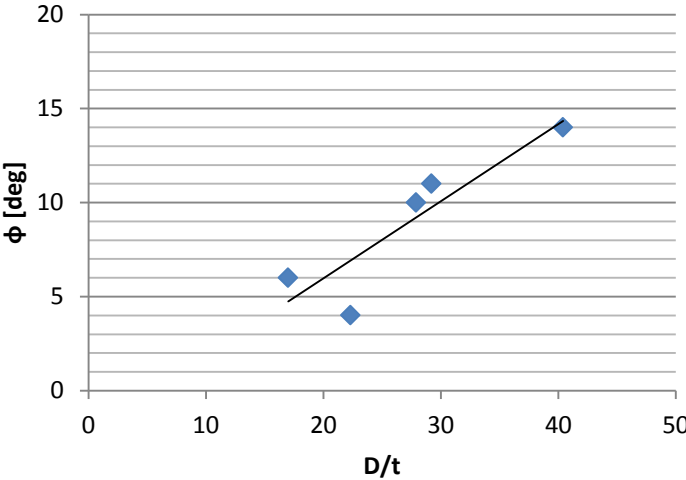


Figura 4-27: Valores calibrados de ϕ versus D/t .

Es importante mencionar que las tendencias señaladas se refieren al comportamiento general de los CFTs en función de su razón D/t sin considerar que los distintos especímenes presentan además distintas propiedades mecánicas para el

acero y hormigón, las cuales también determinan el comportamiento del modelo aunque no en mayor medida

4.3.3.3. Deformación del segmento plástico.

La Figura 4-28 muestra cómo varía rápidamente el porcentaje de deformación tomado por el segmento crítico modelado, ocurriendo la deformación plástica en torno a los 1 [mm] de deformación total del tubo.

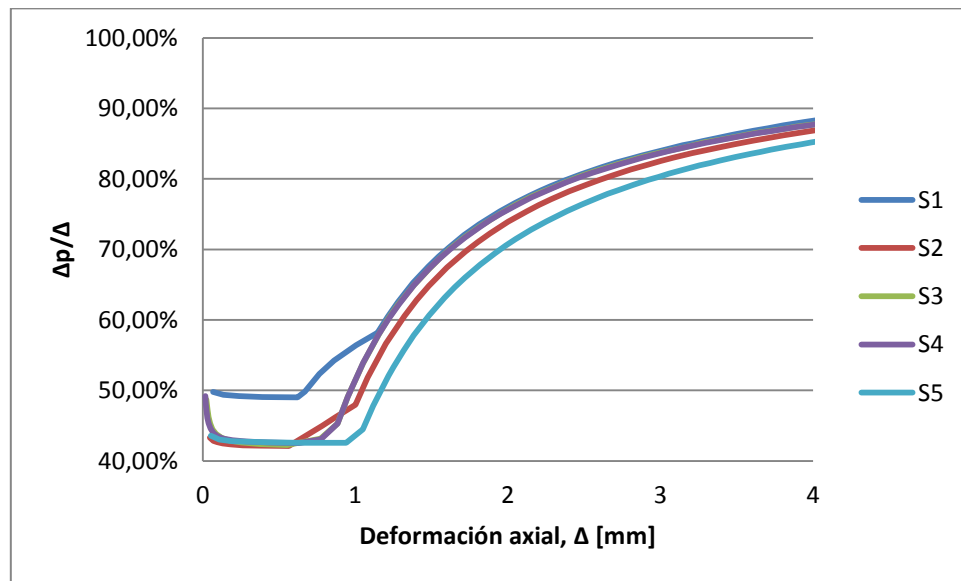


Figura 4-28: Porcentaje representado por los segmentos críticos en la deformación total de la columna.

5. CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

5.1. Conclusiones

Se puede concluir que, para columnas cuadradas cortas sometidas a compresión axial, el segmento crítico en el cual falla puede ser analizado mediante modelamiento numérico, obteniendo buenas predicciones de resistencia y comportamiento, además de poder reproducir el pandeo local en el tubo de acero.

La simplificación de suponer dos segmentos críticos de longitud similar al ancho de la columna utilizada arrojó resultados similares a los experimentales y permite conocer la interacción de dichos segmentos con el resto de la columna.

El rango elástico de deformación de las columnas CFT es pequeño, produciéndose comportamiento plástico en su parte central a una deformación axial de aproximadamente 1 [mm] en el caso de las columnas estudiadas lo cual significa aproximadamente un 1,5 ‰. Cuando se alcanza una deformación axial de alrededor de 1,6 % del largo de la columna, el segmento crítico, equivalente a dos veces el segmento modelado, ha llegado a tomar más del 90 % de la deformación total aplicada (siendo que la zona crítica en este estudio representó un 41,6 % de la longitud total de la columna).

El modelo de Drucker-Prager logra capturar parcialmente el comportamiento plástico del hormigón confinado, esto debido a la dificultad de incorporar correctamente el aplastamiento que suele ocurrir experimentalmente en columnas compuestas sometidas a compresión axial en las que el hormigón confinado es capaz de fluir como un material dúctil, llenando los espacios generados por el pandeo local del tubo y permaneciendo cohesionado. Sin embargo se pudo representar el comportamiento global del elemento compuesto, calibrando los parámetros c , ϕ y ϕ_d en cierto rango según las propiedades del hormigón modelado.

El parámetro de roce entre acero y hormigón no incide mayormente en el resultado de los modelos numéricos realizados y puede ser considerado cercano a 0,3.

Se modelaron varios valores de módulo tangente para el acero en estado plástico E_{sT} , sin embargo suelen usarse valores pequeños. De los resultados obtenidos se puede concluir que cuando el módulo tangente plástico es al menos 400 veces menor al módulo elástico del acero, los resultados comienzan a converger a aquellos que se obtienen cuando se asume que E_{sT} es nulo.

Existe un cierto rango en que la imperfección inicial no incide en el valor de resistencia máxima de las columnas. Este rango es más permisible para columnas cuyo tubo tiene una pared de mayor espesor. En general esta imperfección es significativa cuando representa cerca de un 30 % del espesor del tubo de acero en la longitud del segmento crítico.

En base a los resultados obtenidos se puede observar cómo en columnas con razón D/t pequeña el acero actúa confinando al hormigón y alterando notablemente su comportamiento y resistencia, alcanzando tensiones muy superiores a f'_c , especialmente en las esquinas de la sección del CFT.

Los CFTs con valores de D/t grandes presentan una mayor susceptibilidad a cambios en los parámetros de Drucker-Prager. Los CFT con razones D/t pequeñas fueron aquellos cuyas curvas más se alejaron de la respuesta experimental. Esto último debido al modelo bilineal con que fue modelado el acero, ya que los resultados experimentales mostraron curvas similares a las que se observan típicamente en elementos de acero.

En general se observa que el parámetro de cohesión presenta una tendencia inversamente proporcional a la razón D/t , mientras que para el ángulo de fricción interna, ϕ , se obtuvo una tendencia aproximadamente lineal. Establecer una relación más precisa para determinar estos parámetros, escapa de los alcances de este trabajo. Sin embargo, eventualmente se podría hallar una fórmula considerando otros factores como las resistencias y otros parámetros mecánicos y geométricos de los componentes de un CFT.

5.2. Recomendaciones

Las siguientes recomendaciones aplican para el modelamiento numérico de columnas CFT cuadradas y cortas de características similares a las estudiadas:

Se recomienda para el modelamiento numérico de columnas CFT, utilizar los criterios de Von-Mises y Drucker-Prager para el acero y hormigón, respectivamente. Para Von-Mises usar como referencia un comportamiento uniaxial con pendiente nula luego del límite plástico.

Para el modelamiento de elementos compuestos con f'_c entre 20 y 30 (MPa) se deben utilizar valores de cohesión y fricción interna cercanos a los presentados en este trabajo, cuidando ser consistente con la relación que existe entre éstos y el nivel de confinamiento al que se encuentra sometido el hormigón, el cual depende fuertemente de la razón D/t.

Se pueden utilizar imperfecciones iniciales de hasta un 30 % del espesor del tubo de acero y, aunque no se aplique una imperfección inicial, se recomienda utilizar el procedimiento de análisis no lineal para imponer el modo de falla correspondiente. La importancia de imponer una imperfección inicial radica en que ésta permite que se produzca un pandeo local controlado en el tubo de acero, ya que de no imponerla se obtienen resultados sobreestimados para la resistencia a compresión.

Si bien los resultados obtenidos en los distintos modelos se acercan a los resultados experimentales, estos han sido calibrados para efectos de análisis. Por lo tanto se recomienda guiarse por las disposiciones establecidas en la norma AISC 360-10, la cual entrega una aproximación aceptable de la resistencia de elementos CFTs sometidos a compresión.

BIBLIOGRAFÍA

ACI Committee 318 (2005), "Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-05)," *American Concrete Institute*.

AISC (2010), "Specification for Structural Steel Buildings," *American Institute of Steel Construction*.

ANSYS (2013), ANSYS User's Manual, Version 15.0.0.

Gourley, B.C., Tort, C., Denavit, M.D., Schiller, P.H., y Hajjar, J.F. April (2008), "A Synopsis of Studies of the Monotonic and Cyclic Behavior of Concrete-Filled Steel Tube Members, Connections, and Frames," *NSEL Report Series*, Report No. MSEL-008.

Haider, A.H., Ahmed, M. (2013), "Nonlinear Finite Element Analysis of Concrete Filled Steel Tubes," *Journal of Babylon University*, Vol. 21, No. 2, pp. 477-492.

Malone, A.W. (1998), "Concrete Filled Steel Tubular Columns, A Finite Element Study," *Department of Civil and Environmental Engineering Review*. Amherst: University of Massachusetts, pp.1-5.

Mirmiran, A., Zagers, K., y Yuan, W. (2000), "Nonlinear finite element modeling of concrete confined by fiber composites," *Finite Elements in Analysis and Design*, Vol. 35, pp. 79-96.

Richart, F. E., Brandtzaeg, A., y Brown, R. L. (1929), "Failure of plain and spirally reinforced concrete in compression," *Bulletin 190, University of Illinois Engineering Experimental Station*.

Rochette, P., y Labossière, P. (1996), "A plasticity approach for concrete columns confined with composite materials," *Proceedings Advanced Composite Materials in Bridges and Structures*, CSCE, pp. 359-366.

Schneider, S.P. (1998), "Axially Loaded Concrete-Filled Steel Tubes," *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 124, No. 10, October, pp. 1125-1138.

Varma, A.H. (2000), "Seismic behavior, analysis and design of high strength square concrete filled Steel tube (CFT) columns," Tesis de doctorado en Ingeniería Civil. Universidad de Lehigh.

Varma, A.H., Ricles, J.M., Sause, R., y Lu, L.W. (2002), "Seismic behavior and modeling of high-strength composite concrete-filled steel tube (CFT) beam–columns," *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 58, No. 5-8, pp. 725-758.

Varma, A.H., Sause, R., Ricles, J.M., y Li, Q. January-February (2005), "Development and Validation of Fiber Model for High-Strength Square Concrete-Filled Steel Tube Beam-Columns," *ACI Structural Journal*, Vol. 102, No. 1, pp. 73-85.