



**Escuela de Caminos**

Escuela Técnica Superior de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos  
UPC BARCELONATECH

**Extension of CSM provisions for the  
design of stainless steel I-section  
unrestrained beams**

Trabajo realizado por:

**André Alexis Milón Zevallos**

Dirigido por:

**Dra. Esther Real Saladrigas**

**Dra. Itsaso Arrayago Luquin**

Máster en:

**Ingeniería Estructural y de la Construcción**

Barcelona, **febrero 2023**

Departamento de Ingeniería Civil y Ambiental (DECA)

**TRABAJO FINAL DE MÁSTER**

## DEDICATORIA

*A mis padres, Rosario y Hugo, por haberme forjado como la persona que soy en la actualidad; muchos de mis logros se los debo a ustedes incluido este. Me formaron con normas y algunas libertades, pero al final siempre me motivaron para alcanzar mis anhelos y, sobre todo, nunca dejaron de creer en mí.*

*A mis hermanos, Alexandra, Rosa y Víctor, por su compañía y apoyo en esta etapa y por permitirme aprender de sus aciertos y desaciertos.*

*A mis sobrinos Aldahana, Luzhanya, Fabriccio, Matheo y Fabiana, por darme la oportunidad de demostrarles que, a pesar de las adversidades, se puede lograr las metas trazadas con esfuerzo, dedicación, perseverancia, ímpetu, y la preservación de los valores.*

## **AGRADECIMIENTOS**

*A Dios por darme la fortaleza y sabiduría para sobrellevar todos los obstáculos y dificultades que se presentaron en el desarrollo de esta etapa, por ser siempre una luz en la oscuridad.*

*A mis padres por brindarme la oportunidad de desarrollar mis capacidades a través del estudio en una casa universitaria de calidad, por todas las muestras de cariño y preocupación que fueron un aporte para el logro de mis objetivos.*

*A la Universidad Politécnica de Cataluña por albergarme durante los tres cuatrimestres del máster universitario.*

*A mis asesoras Esther Real Saladrigas e Itsaso Arrayago Luquin por el apoyo y tiempo brindados para el desarrollo de la presente investigación, por impartirme sus conocimientos durante todo el proceso del máster universitario.*

*A los docentes del máster por compartir sus conocimientos y experiencias, por su empeño en formar profesionales de calidad en la ingeniería civil.*

## RESUMEN

El uso del acero inoxidable en el sector de la construcción es cada vez más habitual, utilizándose como elementos estructurales además de con fines ornamentales debido a sus inmejorables propiedades, como la resistencia a la corrosión, su gran ductilidad y un costo de mantenimiento económico. El comportamiento estructural de este material es, no obstante, diferente al que presenta el acero convencional, puesto que está marcado por una respuesta no lineal y un importante endurecimiento por deformación.

Recientemente, diversas investigaciones sobre el acero inoxidable han llevado al desarrollo de un nuevo método de diseño, el Continuous Strength Method (CSM), capaz de considerar estas particularidades. El CSM es un método de cálculo basado en criterios deformacionales que tiene en cuenta el endurecimiento por deformación, el cual ha demostrado un excelente desempeño en la predicción de las resistencias de la sección transversal. Sin embargo, aún se requieren nuevas investigaciones para su uso en la predicción de la capacidad resistente de elementos sometidos a inestabilidades globales.

En la presente investigación se ha logrado plantear una propuesta para extender, por primera vez, los lineamientos que brinda el CSM en la predicción de la capacidad resistente de vigas de sección en I de acero inoxidable ante los efectos de pandeo lateral.

Para el cumplimiento de esta propuesta se realizó un estudio paramétrico con 56 vigas de acero inoxidable austenítico y dúplex de diferentes secciones y longitudes, basado en un modelo de elementos finitos previamente validado. Estas vigas no arriostras fueron sometidas a flexión pura con finalidad obtener la capacidad de resistencia ante el pandeo lateral, para luego plasmar estos resultados en función de la esbeltez local, la esbeltez global y el coeficiente de reducción por pandeo lateral para el desarrollo de la nueva propuesta de cálculo.

Finalmente, con los resultados obtenidos, se realizó una valoración en la precisión de las predicciones de resistencia entre las disposiciones existentes en el código de diseño europeo EN 1993-1-4 y la propuesta de mejora por medio del CSM, arrojando muy buenos resultados y mejorando considerablemente la actual propuesta normativa.

**Palabras clave:** Acero inoxidable, pandeo lateral, Continuous Strength Method, elementos finitos, vigas de sección en I.

## ABSTRACT

The use of stainless steel in the construction sector is becoming more common, being used in structural elements as well as for ornamental purposes due to its excellent properties such as corrosion resistance, high ductility and low maintenance cost. The structural behaviour of this material is, however, different from that of conventional steel, since it is characterized by a nonlinear stress-strain response with significant strain hardening.

Recent research on stainless steel has led to the development of a new design method, the Continuous Strength Method (CSM), capable of taking these particularities into account. The CSM is a deformation-based design method that takes into account strain hardening effects, which has demonstrated excellent results when predicting the resistance of stainless steel cross-sections. However, further research is still required for its use in the prediction of the resistance capacity of members subjected to global instabilities.

In the present research, a proposal has been made to extend, for the first time, the guidelines provided by the CSM to the prediction of the lateral-torsional buckling resistance of unrestrained stainless steel I-section beams. For this, a parametric study of 56 austenitic and duplex stainless steel unrestrained beams with different cross-sections and lengths was carried out, based on a previously validated finite element model. These unbraced beams were subjected to a pure bending moment in order to obtain their lateral-torsional buckling resistance, to then analyse these results in terms of local slenderness, global slenderness and the reduction coefficient for lateral-torsional buckling for the development of the new design proposal.

Finally, strength predictions according to the existing European design provisions EN 1993-1-4 were compared with those obtained using the developed CSM-based approach, which was found to enhance consistency and provide more accurate strength predictions.

**Keywords:** stainless steel, lateral-torsional buckling, Continuous Strength Method, finite element, I-section beams.

# ÍNDICE

<b>DEDICATORIA</b> .....	<b>ii</b>
<b>AGRADECIMIENTOS</b> .....	<b>iii</b>
<b>RESUMEN</b> .....	<b>iv</b>
<b>ABSTRACT</b> .....	<b>v</b>
<b>ÍNDICE</b> .....	<b>vi</b>
<b>ÍNDICE DE FIGURAS</b> .....	<b>viii</b>
<b>ÍNDICE DE TABLAS</b> .....	<b>x</b>
<b>CAPÍTULO 1. INTRODUCCIÓN E INFORMACIÓN GENERAL</b> .....	<b>11</b>
1.1 Objetivos .....	12
1.1.1 <i>Objetivo General</i> .....	12
1.1.2 <i>Objetivos Específicos</i> .....	12
1.2 Metodología de trabajo .....	12
1.3 Organización del documento.....	13
<b>CAPÍTULO 2. EL ACERO INOXIDABLE Y SU COMPORTAMIENTO COMO MATERIAL ESTRUCTURAL</b> .....	<b>15</b>
2.1 Acero Inoxidable .....	15
2.2 Propiedades del Acero Inoxidable.....	16
<b>CAPÍTULO 3. PREDICCIÓN DE LA CAPACIDAD RESISTENTE EN ELEMENTOS DE ACERO INOXIDABLE ANTE PANDEO LATERAL</b> .....	<b>20</b>
3.1 Norma de diseño existente.....	20
3.1.1 <i>Eurocódigo EN 1993-1-4 +A1(2015)</i> .....	20
3.2 Continuous Strength Method (CSM) .....	22
3.2.1 <i>El Continuous Strength Method para la resistencia a flexión de la sección transversal</i> .....	25
3.2.2 <i>El Continuous Strength Method para la resistencia a compresión de la sección transversal</i> .....	25
3.2.3 <i>El Continuous Strength Method para columnas de acero inoxidable</i> .....	26
<b>CAPÍTULO 4. VALIDACIÓN DEL MODELO NUMÉRICO</b> .....	<b>29</b>
4.1 Descripción del ensayo .....	29
4.2 Caracterización del material .....	31
4.3 Características geométricas de los elementos ensayados .....	32
4.4 Imperfecciones geométricas globales .....	33
4.5 Distribución de tensiones residuales .....	34

4.6	Elaboración del modelo numérico .....	35
4.7	Análisis de resultados y validación de modelo numérico .....	40
<b>CAPÍTULO 5. ESTUDIO PARAMÉTRICO.....</b>		<b>43</b>
5.1	Parámetros de estudio .....	43
<b>CAPÍTULO 6. ANÁLISIS DE RESULTADOS Y NUEVA PROPUESTA .....</b>		<b>48</b>
6.1	Análisis y propuesta según EN 1993-1-4 .....	48
6.2	Análisis y propuesta según CSM.....	53
<b>CAPITULO 7. CONCLUSIONES .....</b>		<b>65</b>
7.1	Conclusiones .....	65
7.2	Futuras líneas de investigación .....	67
<b>REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</b>		<b>68</b>

## ÍNDICE DE FIGURAS

<b>Figura 2.1.</b> Curvas tensión-deformación completas para el acero inoxidable y el acero al carbono.[Fuente: (Steel Construction Institute (SCI), 2017)].....	16
<b>Figura 2.2.</b> Definición de la resistencia correspondiente a una deformación remanente de 0.2 %. [Fuente: (Steel Construction Institute (SCI), 2017)] .....	17
<b>Figura 2.3.</b> Principales parámetros del modelo material. [Fuente: (Steel Construction Institute (SCI), 2017)].....	19
<b>Figura 3.1.</b> Modelo de material para el CSM, bilineal con endurecimiento lineal. [Fuente: (Steel Construction Institute (SCI), 2017)].....	23
<b>Figura 4.1.</b> Configuración e instrumentación real de la prueba. [Fuente: (Wang, Yang, Gao, Shi, & Yuan, 2014)].....	30
<b>Figura 4.2.</b> Diagrama esquemático de la configuración y la instrumentación de la prueba. . [Fuente: Wang et al.....	30
<b>Figura 4.3.</b> Curva tensión-deformación del acero inoxidable ensayado para 6 y 8 mm de espesor. ....	32
<b>Figura 4.4.</b> Modelo de distribución de tensiones residuales para perfiles en I soldados. [Fuente: (Wang, et al., 2014)] .....	34
<b>Figura 4.5.</b> Primer modelo numérico de elementos finitos – Viga EI-5.....	35
<b>Figura 4.6.</b> Modo crítico de pandeo – Viga EI-5. ....	36
<b>Figura 4.7.</b> Estado de carga para una viga sujeta a pandeo lateral. [Fuente:(Xiong et al.,2022)].....	37
<b>Figura 4.8.</b> Segundo modelo numérico de elementos finitos – Viga EI-5.....	38
<b>Figura 4.9.</b> Modo crítico de pandeo – Viga EI-5. ....	39
<b>Figura 4.10.</b> Deformada de elementos del ensayo experimental y modelo numérico [Fuente: (Wang et al., (2014)] .....	40
<b>Figura 4.11.</b> Curva carga-flecha de las muestras analizadas. ....	42
<b>Figura 5.1.</b> Curva tensión-deformación del acero inoxidable en estudio.....	44
<b>Figura 5.2.</b> Propiedades geométricas de la sección en estudio. ....	45
<b>Figura 6.1.</b> Comparación entre resultados numéricos y curva de pandeo $\alpha = 0.76$ para perfiles en I de acero inoxidable austenítico. ....	49
<b>Figura 6.2.</b> Comparación entre resultados numéricos y curva de pandeo $\alpha = 0.76$ para perfiles en I de acero inoxidable dúplex. ....	49



<b>Figura 6.3.</b> Comparación entre resultados numéricos y posibles curvas de pandeo a adoptar para perfiles en I de acero inoxidable austenítico. ....	51
<b>Figura 6.4.</b> Comparación entre resultados numéricos y posibles curvas de pandeo a adoptar para perfiles en I de acero inoxidable dúplex. ....	51
<b>Figura 6.5.</b> Relación entre las amplitudes de imperfección equivalentes CSM y EN en función de la esbeltez local $\lambda_p$ .....	55
<b>Figura 6.6.</b> Curva de pandeo efectiva propuesta para vigas con esbeltez local de $\lambda_p = 0.25$ . y conformadas con acero inoxidable austenítico. ....	60
<b>Figura 6.7.</b> Curva de pandeo efectiva propuesta para vigas con esbeltez local de $\lambda_p = 0.35$ . y conformadas con acero inoxidable austenítico. ....	60
<b>Figura 6.8.</b> Curva de pandeo efectiva propuesta para vigas con esbeltez local de $\lambda_p = 0.45$ . y conformadas con acero inoxidable austenítico. ....	61
<b>Figura 6.9.</b> Curva de pandeo efectiva propuesta para vigas con esbeltez local de $\lambda_p = 0.55$ . y conformadas con acero inoxidable austenítico. ....	61
<b>Figura 6.10.</b> Curva de pandeo efectiva propuesta para vigas con esbeltez local de $\lambda_p = 0.25$ . y conformadas con acero inoxidable dúplex. ....	62
<b>Figura 6.11.</b> Curva de pandeo efectiva propuesta para vigas con esbeltez local de $\lambda_p = 0.35$ . y conformadas con acero inoxidable dúplex. ....	62
<b>Figura 6.12.</b> Curva de pandeo efectiva propuesta para vigas con esbeltez local de $\lambda_p = 0.45$ . y conformadas con acero inoxidable dúplex. ....	63
<b>Figura 6.13.</b> Curva de pandeo efectiva propuesta para vigas con esbeltez local de $\lambda_p = 0.55$ . y conformadas con acero inoxidable dúplex. ....	63
<b>Figura 6.14.</b> Evaluación de los enfoques Eurocódigo y CSM propuesto para vigas no arriostradas en sección I de acero inoxidable. ....	64

## ÍNDICE DE TABLAS

<b>Tabla 3.1.</b> Coeficientes para el modelo material del CSM. [Fuente: (Steel Construction Institute (SCI), 2017)] .....	24
<b>Tabla 4.1.</b> Propiedades mecánicas de acero inoxidable ensayado [Fuente: (Wang et al.2014)].....	31
<b>Tabla 4.2.</b> Características geométricas de las muestras ensayadas [Fuente: (Wang et al., 2014)].....	33
<b>Tabla 4.3.</b> Imperfección inicial de las muestras ensayadas [Fuente: (Wang, et al., 2014)] .....	33
<b>Tabla 4.4.</b> Comparación de resultados entre modelos FE y ensayos experimentales .....	41
<b>Tabla 5.1.</b> Propiedades mecánicas de los materiales en estudio.....	43
<b>Tabla 5.2.</b> Parámetros de secciones utilizadas para acero austenítico. ....	46
<b>Tabla 5.3.</b> Parámetros de secciones utilizadas para acero dúplex.....	47
<b>Tabla 6.1.</b> Comparación de resultados entre la capacidad real y las obtenidas por CSM y Eurocódigo para aceros austeníticos.....	57
<b>Tabla 6.2.</b> Comparación de resultados entre la capacidad real y las obtenidas por CSM y Eurocódigo para aceros dúplex. ....	58
<b>Tabla 6.3.</b> Media y coeficiente (CV) de variación de los resultados. ....	59

## CAPÍTULO 1. INTRODUCCIÓN E INFORMACIÓN GENERAL

En los últimos tiempos, el uso del acero inoxidable en el sector de la construcción ha ido aumentando considerablemente. Esto se debe a las innumerables ventajas que presenta, además de una alta resistencia a la corrosión, como son la resistencia a altas temperaturas, una gran ductilidad, su mayor resistencia y una apariencia atractiva.

El comportamiento estructural del acero inoxidable es, no obstante, claramente diferente al del acero al carbono, presentando una respuesta tensión-deformación no lineal y la ausencia de un punto de fluencia claramente definido que requiere un tratamiento alternativo en el diseño estructural. Presenta además un marcado grado de endurecimiento por deformación para niveles de deformación habitualmente alcanzados en diseño.

Para comprender mejor la respuesta estructural de elementos de acero inoxidables, se han llevado a cabo muchas investigaciones, tanto experimentales como numéricas, en donde se destacaron las deficiencias que los códigos o normativas internacionales vigentes presentan por el hecho de tratar los aceros inoxidables como los aceros estructurales habituales (Arrayago et al. 2021). Una de estas deficiencias es la de limitar la tensión de diseño al límite elástico del material y, sobre todo, no tomar en cuenta el endurecimiento por deformación. Por tal motivo, durante la última década se ha desarrollado el Continuous Strength Method (CSM), un método basado en criterios deformacionales que tiene en cuenta el efecto beneficioso del endurecimiento por deformación en la predicción de la capacidad de los elementos de acero inoxidable. Se ha demostrado que el CSM predice con mayor precisión la resistencia a nivel seccional, en comparación con las normativas tradicionales (Afshan & Gardner, 2013).

No obstante, inicialmente el CSM fue conceptualizado para predecir el comportamiento de las secciones transversales frente a efectos de compresión y flexión de manera individual. Recientemente se han llevado a cabo varias investigaciones que proponen implementar este método para predecir el comportamiento del elemento bajo condiciones de carga más generales, como las acciones combinadas de flexión y compresión. No obstante, los trabajos enfocados a

la extensión del método al cálculo de elementos de acero inoxidable sometidos a diferentes tipos de inestabilidades como el pandeo por flexión en columnas y el pandeo lateral en vigas no arriostradas son muy recientes y únicamente centrados en la respuesta de pilares de acero inoxidable de sección hueca.

Sin embargo, un modo de colapso típico en vigas no arriostradas de sección en I sometidas a flexión, como lo es el pandeo lateral, aún es poco abordado dentro de los lineamientos actuales del CSM debido a la dificultad de incorporar los efectos de la no linealidad del material y su endurecimiento por deformación en el cálculo de inestabilidades. Motivo por el cual se desarrolla y se presenta a continuación la presente investigación.

## **1.1 Objetivos**

### **1.1.1 Objetivo General**

El objetivo general de este trabajo es el de comprender el efecto de la no linealidad del material en el pandeo lateral de vigas de sección en I de acero inoxidable, y proponer una nueva metodología de cálculo que permita tenerlo en cuenta en la predicción de su resistencia.

### **1.1.2 Objetivos Específicos**

- Desarrollar un modelo numérico que sea capaz de representar correctamente los efectos del pandeo lateral en vigas de sección en I de acero inoxidable.
- Desarrollar una base de datos de vigas de sección en I de acero inoxidable sometidas a los efectos del pandeo lateral.
- Evaluar la precisión de las ecuaciones de cálculo consideradas en EN 1993-1-4 para pandeo lateral y, en caso existan imprecisiones, proponer una mejora.
- Extender el ámbito de aplicación del Continuous Strength Method (CSM) al cálculo de vigas no arriostradas de acero inoxidable.

## **1.2 Metodología de trabajo**

La metodología llevada a cabo para alcanzar los objetivos anteriormente descritos es la siguiente. Como primer paso se revisará la literatura sobre la caracterización del material de acero inoxidable, la base del Continuous Strength Method (CSM) y los

estudios experimentales y numéricos previos en los que se analicen vigas de sección en I no arriostradas ante los efectos del pandeo lateral.

Luego de ello, se desarrollará un modelo avanzado de elementos finitos utilizando el software Abaqus (2020) que valide de la manera más realista posible los efectos que produce el pandeo lateral en el tipo de vigas en estudio. Con el modelo validado, se realizará un estudio paramétrico considerando diversos parámetros como longitud de los elementos, geometría de las secciones y familias de acero inoxidable.

Una vez obtenidos los resultados, se utilizarán para evaluar la precisión de las ecuaciones existentes para la predicción de la resistencia de elementos no arriostrados sometidos a pandeo lateral en base a la formulación recogida actualmente en el Eurocódigo para elementos de acero inoxidable, EN 1993-1-4.

Finalmente, se realizará una comparación global entre las predicciones de resistencia de las disposiciones existentes en el código de diseño europeo EN 1993-1-4, se realizará una propuesta de mejora en caso de ser necesario y se extenderá la aplicación del CSM al cálculo del pandeo lateral.

### **1.3 Organización del documento**

A continuación, se presenta una breve descripción de cada capítulo incluido en este documento.

#### **CAPÍTULO 1: INTRODUCCIÓN E INFORMACIÓN GENERAL**

En este capítulo se presenta la parte introductoria, el objetivo general de la investigación y los objetivos específicos que ayudaron a llevarlo a cabo, además de la metodología a emplear y la organización del presente documento.

#### **CAPÍTULO 2: EL ACERO INOXIDABLE Y SU COMPORTAMIENTO COMO MATERIAL ESTRUCTURAL**

Se brinda todos los conceptos necesarios sobre el acero inoxidable como material estructural, tales como su composición, ventajas, tipos, aplicaciones y sobre todo su comportamiento estructural.

### CAPÍTULO 3: PREDICCIÓN DE LA CAPACIDAD RESISTENTE EN ELEMENTOS DE ACERO INOXIDABLE ANTE PANDEO LATERAL

Se describen los lineamientos de la normativa vigente EN 1993-1-4 para el diseño de elementos de acero inoxidable y las disipaciones que presenta el CSM.

### CAPÍTULO 4: VALIDACIÓN DEL MODELO NUMÉRICO

Se detallan todas las consideraciones tomadas para la elaboración de los modelos numéricos, así como la caracterización del material, condiciones de contorno y carga, imperfecciones globales, tensiones residuales y tipos de análisis, además de su validación respecto a los resultados de los ensayos experimentales.

### CAPÍTULO 5: ESTUDIO PARAMÉTRICO

En este capítulo se desarrolla una base de datos con ayuda de los modelos numéricos validados considerando diferentes parámetros geométricos y tipos de material de acero inoxidable.

### CAPITULO 6: ANÁLISIS DE RESULTADOS Y NUEVA PROPUESTA

Se realiza una comparación entre las predicciones de resistencia de vigas de sección en I ante pandeo lateral entre el Eurocódigo, EN 1993-1-4 y la nueva propuesta de mejora del CSM.

## **CAPÍTULO 2. EL ACERO INOXIDABLE Y SU COMPORTAMIENTO COMO MATERIAL ESTRUCTURAL**

El desempeño de una estructura es influenciado por los materiales que la conforman; por eso, es importante el conocimiento de sus propiedades y su comportamiento que, para esta investigación, es el acero inoxidable.

### **2.1 Acero Inoxidable**

El acero inoxidable es una aleación a base de hierro con bajo contenido de carbono que contiene como mínimo un 10.5% de cromo.

Su principal característica es la resistencia a la corrosión y a altas temperaturas. Esta resistencia se genera a partir de la formación espontánea de una capa de óxido de cromo en la superficie del acero. Aunque esta capa es muy fina, está adherida firmemente al metal y es supremamente protectora en una amplia variedad de ambientes corrosivos. Esta película no es porosa y se repara inmediatamente en contacto con el oxígeno si llega a ser dañada.

Existe una amplia variedad de aceros inoxidables con diferentes propiedades y niveles de resistencia a la corrosión, que dependen de las adiciones de elementos de aleación, por ejemplo, el níquel, el nitrógeno, y el molibdeno. La proporción de cada uno de estos elementos y los diferentes niveles de resistencia a la corrosión, han ayudado a clasificar los aceros inoxidables en cinco grupos básicos, como lo son los austeníticos, los ferríticos, los dúplex, los martensíticos y los endurecidos por precipitación.

La mayoría de aceros inoxidables pueden ser cortados, forjados, soldados y mecanizados sin ningún inconveniente. Además, pueden fabricarse utilizando diversas técnicas y son totalmente reciclables al término de su vida útil (Baddoo, 2008).

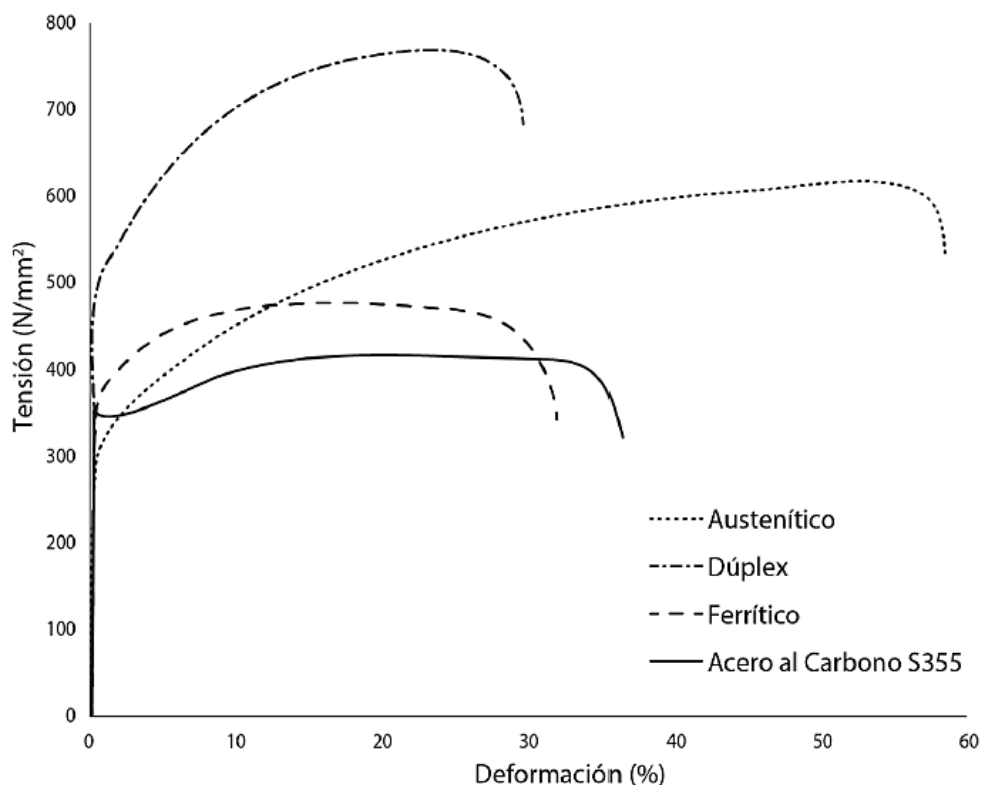
Los aceros austeníticos se caracterizan por tener buena resistencia a la corrosión y una gran ductilidad, contienen entre el 17 y el 18 % de cromo y entre el 8 y 11 % de níquel. Los ferríticos son menos dúctiles en comparación a los austeníticos, contienen entre el 10.5 y el 18 % de cromo y prácticamente nada de níquel. Por último, los dúplex, que son dos veces más resistentes que los austeníticos en condición de

recocido, lo que permite utilizar secciones más pequeñas en aquellas estructuras donde del peso juegue un rol fundamental. Estos aceros contienen entre el 20 y el 26 % de cromo, de 1 a 8 % de níquel, de 0.5 a 5 % de molibdeno y entre el 0.05 y 0.3 % de nitrógeno (Steel Construction Institute (SCI), 2017).

Normalmente, son los austeníticos y los dúplex los más utilizados como elementos estructurales en la construcción, mientras que los ferríticos tienen un alto potencial de utilización en elementos estructurales resistentes y moderadamente duraderos.

## 2.2 Propiedades del Acero Inoxidable

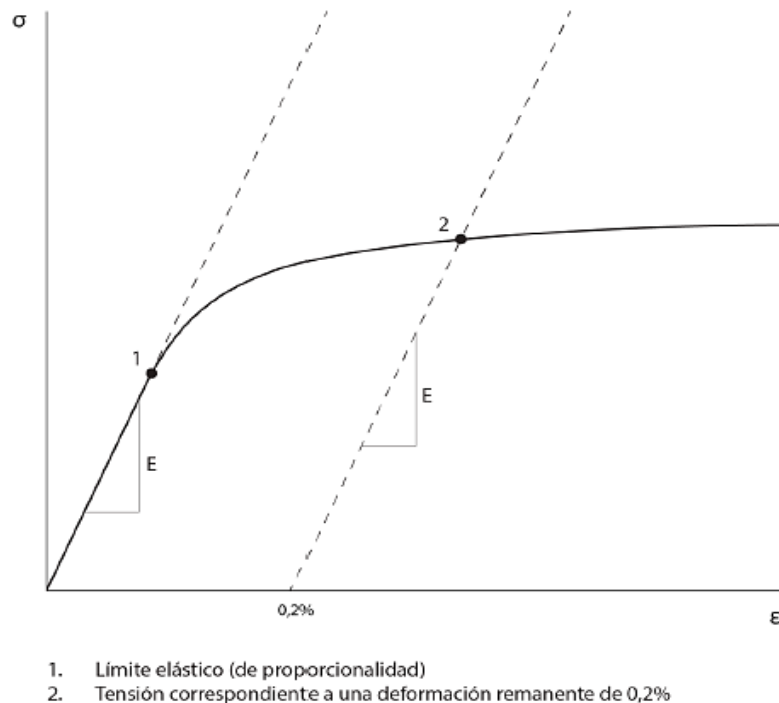
El comportamiento tenso-deformacional del acero inoxidable presenta una curva redondeada sin límite elástico claramente definido, mientras que el acero al carbono muestra un comportamiento lineal hasta su límite elástico y mantiene una zona plana de tensión constante hasta antes del endurecimiento por deformación. Este comportamiento se muestra en la Figura 2.1, donde se compara las curvas tensión-deformación de los tres aceros inoxidables más usados con la del acero al carbono.



**Figura 2.1.** Curvas tensión-deformación completas para el acero inoxidable y el acero al carbono. [Fuente: (Steel Construction Institute (SCI), 2017)]



Además, cabe resaltar que el límite elástico del acero inoxidable se define convencionalmente en términos de una resistencia de prueba para un determinado valor de deformación plástica remanente del 0.2%, como se muestra en la Figura 2.2.



**Figura 2.2.** Definición de la resistencia correspondiente a una deformación remanente de 0.2 %. [Fuente: (Steel Construction Institute (SCI), 2017)]

Este comportamiento tenso-deformacional puede describirse analíticamente por medio de varios modelos de materiales. Los más utilizados se basan en la expresión propuesta originalmente por Ramberg y Osgood (1943) y modificada por Hill (1944), tal y como se muestra en la ecuación 2.1.

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + 0.002 \left[ \frac{\sigma}{f_y} \right]^n \quad \text{para} \quad \sigma \leq f_y \quad (2.1)$$

Donde  $\sigma$  es la tensión normal o ingenieril,  $E$  es el módulo de Young,  $f_y$  es el límite elástico para una deformación remanente del 0.2% y  $n$  es el exponente de no linealidad generalmente calculado mediante la ecuación 2.2.

$$n = \frac{\ln(4)}{\ln\left[\frac{f_y}{\sigma_{0.05}}\right]} \quad (2.2)$$

En donde  $\sigma_{0,05}$  es la tensión correspondiente a una deformación remanente del 0.05%.

Se ha demostrado que la formulación propuesta por Ramberg y Osgood (1943) es capaz de representar diversas secciones de la curva tensión-deformación, pero dependiendo de la elección de diversos valores del parámetro  $n$ , con lo que resulta imposible representar de manera continua dicha curva, desde el inicio de la carga hasta la tensión máxima. Por tal motivo, se han desarrollado varios modelos de dos etapas que permitieron representar de manera continua la curva tensión- deformación del acero inoxidable. Entre ellos se encuentra el modelo propuesto por Mirambell y Real (2000), basado en la expresión de Ramberg y Osgood (1943), pero definiendo una segunda curva para tensiones superiores al 0.2 % de tensión de prueba, dicha propuesta se expresa correctamente en la ecuación 2.3.

$$\varepsilon = \frac{\sigma - f_y}{E_{0.2}} + \left( \varepsilon_u - \varepsilon_{0.2} - \frac{f_u - f_y}{E_{0.2}} \right) \left( \frac{\sigma - f_y}{f_u - f_y} \right)^m \quad \text{para} \quad f_y < \sigma \leq f_u \quad (2.3)$$

Donde  $E_{0.2}$  es el módulo tangente a la tensión de prueba del 0.2% y está dado por la ecuación 2.4,  $\varepsilon_{0.2}$  es la deformación total al 0.2% de tensión de prueba,  $m$  es el exponente de endurecimiento por deformación para la segunda etapa en base a la ecuación 2.5,  $f_u$  es la tensión última y  $\varepsilon_u$  es la deformación ultima dada por las ecuaciones 2.6a y 2.6b.

$$E_{0.2} = \frac{E}{1 + 0.002n \left[ \frac{E}{f_y} \right]} \quad (2.4)$$

$$m = 1 + 2.8 \frac{f_y}{f_u} \quad (2.5)$$

$$\varepsilon_u = 1 - \frac{f_y}{f_u} \quad \text{para aceros inoxidables arsenítico y duplex} \quad (2.6a)$$

$$\varepsilon_u = 0.6 \left(1 - \frac{f_y}{f_u}\right) \quad \text{para acero inoxidable ferrítico} \quad (2.6b)$$

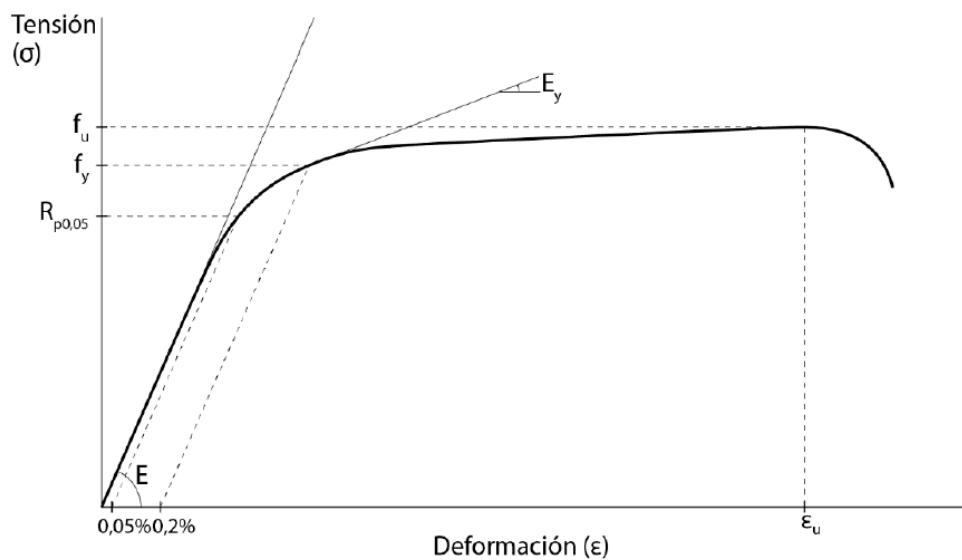
Cuando el valor medido de  $f_y$  sea conocido,  $f_u$  puede estimarse a partir de las ecuaciones 2.7a y 2.7b

$$\frac{f_y}{f_u} = 0.2 + 185 \frac{f_y}{E} \quad \text{para aceros inoxidables arsenítico y duplex} \quad (2.7a)$$

$$\frac{f_y}{f_u} = 0.46 + 145 \frac{f_y}{E} \quad \text{para aceros inoxidables ferrítico} \quad (2.7b)$$

Se debe tener en cuenta que el modelo de material descrito anteriormente se utilizó para el desarrollo de la investigación, específicamente en la elaboración del modelo numérico para el estudio paramétrico.

Los principales parámetros a tomar en cuenta para la conformación del modelo material se ilustran en la Figura 2.3.



**Figura 2.3.** Principales parámetros del modelo material. [Fuente: (Steel Construction Institute (SCI), 2017)]

# CAPÍTULO 3. PREDICCIÓN DE LA CAPACIDAD RESISTENTE EN ELEMENTOS DE ACERO INOXIDABLE ANTE PANDEO LATERAL

El pandeo lateral es un fenómeno de inestabilidad que ocurre en elementos sometidos a flexión, con insuficiente arriostramiento lateral, y que flexa alrededor del eje de máxima inercia. Cuando el momento flector máximo alcanza un determinado valor, el elemento, que hasta entonces había flexado solo en el plano de acción del momento, comienza a torcer y a flexar en el plano perpendicular al del momento.

## 3.1 Norma de diseño existente

### 3.1.1 Eurocódigo EN 1993-1-4 +A1(2015)

Eurocódigo EN 1993-1-4 +A1 (2015) es la norma disponible más actualizada para el diseño de elementos de acero inoxidable, en donde gran parte de las consideraciones a tomar para el diseño estructural de este material se basan en las del acero al carbono

Las ecuaciones 3.1 – 3.4 describen la formulación para el pandeo lateral, en donde  $M_{b,Rd}$  es la resistencia a flexión del elemento y se obtiene multiplicando la resistencia a flexión de la sección transversal  $M_{c,Rk}$  por el factor de reducción para pandeo lateral  $\chi_{LT}$ . La capacidad de la sección transversal  $M_{c,Rk}$  resulta del producto entre el módulo de la sección  $W_y$  y el límite elástico del material  $f_y$ . Además, el factor de seguridad  $\gamma_{M1}$  toma un valor de 1.10

$$M_{b,Rd} = \chi_{LT} \frac{M_{c,Rk}}{\gamma_{M1}} \quad (3.1)$$

Donde:

$$M_{c,Rk} = W_{pl,y} f_y \quad \text{para secciones clase 1 y 2}$$

$$M_{c,Rk} = W_{el,y} f_y \quad \text{para secciones clase 3}$$

$$M_{c,Rk} = W_{eff,y} f_y \quad \text{para secciones clase 4}$$

Cabe resaltar que el módulo de la sección  $W_y$  depende netamente de la clasificación de la sección transversal, es decir, para secciones clase 1 y 2 se considera el módulo plástico  $W_{pl,y}$ , para secciones clase 3 se adopta el módulo elástico  $W_{el,y}$  y para secciones clase 4 se toma en cuenta el módulo efectivo  $W_{eff,y}$ . El factor de reducción para pandeo lateral  $\chi_{LT}$  se determina en función del factor de imperfección  $\alpha_{LT}$  y la esbeltez del elemento  $\bar{\lambda}_{LT}$ , tal como se muestra en las ecuaciones 3.2, 3.3 y 3.4.

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\phi_{LT} + \sqrt{\phi_{LT}^2 - \lambda_{LT}^2}} \quad (3.2)$$

$$\phi_{LT} = 0.5[1 + \alpha_{LT}(\lambda_{LT} - 0.2) + \lambda_{LT}^2] \quad (3.3)$$

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{M_{c,Rd}/M_{cr}} \quad (3.4)$$

Para el caso de secciones abiertas soldadas de acero inoxidable sometidas a pandeo lateral, el factor de imperfección  $\alpha_{LT}$  prescrito en EN 1993-1-4+A1 (2015) es igual a 0.76, mientras que para el caso de perfiles conformados en frío y perfiles de sección hueca se toma un valor de 0.34. Con la ecuación 3.4 puede calcularse la esbeltez del elemento  $\bar{\lambda}_{LT}$ , donde  $M_{cr}$  es el momento crítico elástico de pandeo lateral que a su vez se formula de acuerdo a la ecuación 3.5.

$$M_{cr} = c_1 \frac{\pi^2 E I_z}{(k L_c)^2} \sqrt{\frac{I_w}{I_z} \left(\frac{k}{k_w}\right)^2 + \frac{(k L_c)^2 G I_t}{\pi^2 E I_z} + (c_2 z_g - c_3 z_j)^2} - (c_2 z_g - c_3 z_j) \quad (3.5)$$

Donde:

$c_1, c_2, c_3$  son los factores que dependen del tipo de carga y de las condiciones de apoyo.

$k, k_w$  son coeficientes que dependen del tipo de apoyo.

$z_g$  es la distancia entre la coordenada del punto de aplicación de la carga y la coordenada del centro de esfuerzos cortados.

$z_j$  es la característica sectorial de la sección ( $z_j = 0$  para una sección doblemente simétrica).

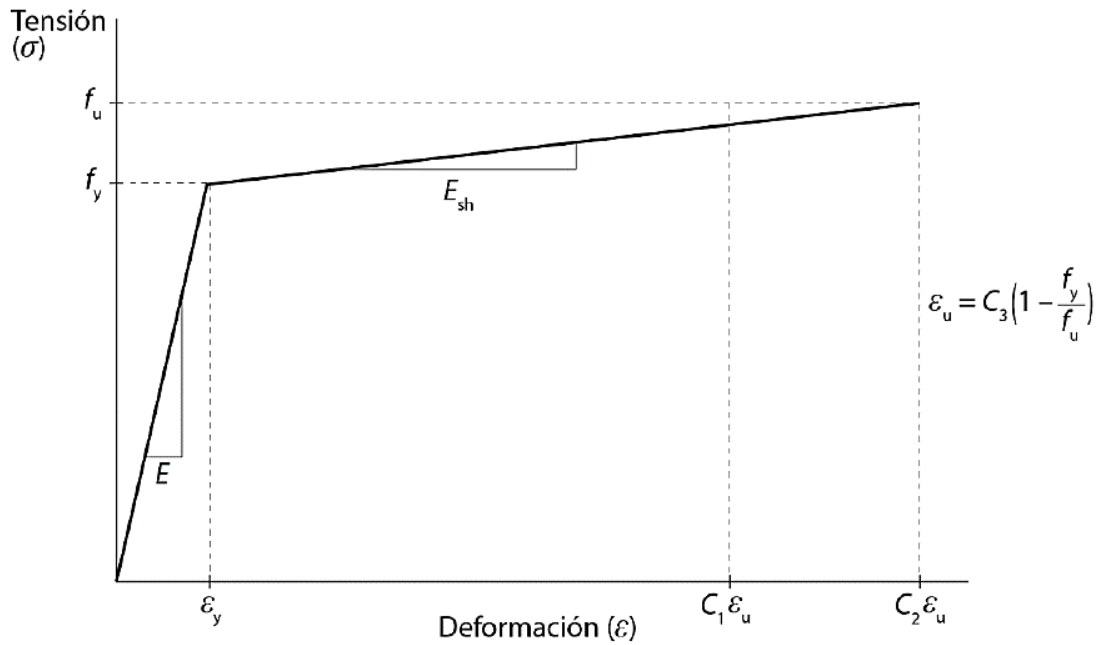
$L_c$  es la distancia entre puntos que impiden el pandeo lateral.

$I_w$  es el módulo de alabeo y  $I_t$  es el módulo de torsión.

Es importante resaltar que EN 1993-1-4+A1 (2015) permite el uso de las propiedades plásticas para determinar la resistencia de la sección transversal, lo que comúnmente se considera suficiente para las secciones transversales robustas de acero al carbono, ya que se alcanza la meseta de deformación plástica seguida de la fluencia del material. Sin embargo, las secciones transversales robustas de acero inoxidable demuestran un importante endurecimiento por deformación, en el rango no lineal del material, que no se ha considerado adecuadamente en las normativas actuales de cálculo, dando así predicciones conservadoras para la resistencia de la sección transversal, y por consiguiente, del elemento.

### **3.2 Continuous Strength Method (CSM)**

El Continuous Strength Method (CSM) es un método basado en el comportamiento no lineal que toma en cuenta los efectos de endurecimiento por deformación (strain-hardening) de diversos materiales como el acero inoxidable y el acero al carbono, permitiendo tener predicciones mucho más reales de la resistencia de los elementos estructurales. Desarrollado por Afshan y Gardner (2013) y Zhao et. al (2017), este método está basado en un modelo bilineal como se muestra en la Figura 3.1.



**Figura 3.1.** Modelo de material para el CSM, bilineal con endurecimiento lineal. [Fuente: (Steel Construction Institute (SCI), 2017)]

En donde  $E_{sh}$  es el módulo de la de endurecimiento que se determina a partir de la ecuación 3.6 y los coeficientes para el modelo material  $c_1, c_2, c_3$  para cada tipo de acero inoxidable se muestran en la Tabla 3.1

$$E_{sh} = \frac{f_u - f_y}{C_2 \varepsilon_u - \varepsilon_y} \quad (3.6)$$

Además, se define a  $\varepsilon_y$  según se muestra en la ecuación 3.7

$$\varepsilon_y = \frac{f_y}{E} \quad (3.7)$$

**Tabla 3.1.** Coeficientes para el modelo material del CSM. [Fuente: (Steel Construction Institute (SCI), 2017)]

Acero Inoxidable	$C_1$	$C_2$	$C_3$
Austenítico	0.10	0.16	1.00
Dúplex	0.10	0.16	1.00
Ferrítico	0.40	0.45	0.60

La capacidad de deformación de una sección transversal se determina por medio de la curva base del CSM, propuesta por Afshan y Gardner (2013) y Zhao et. al (2017), que proporciona la capacidad de deformación normalizada  $\frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_y}$ , la cuál es sumamente necesaria para el cálculo de la resistencia y esbeltez de la sección  $\bar{\lambda}_p$ . Dicha capacidad de deformación se determina tal y como se muestra en la ecuación 3.8.

$$\frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_y} = \begin{cases} \frac{0.25}{\bar{\lambda}_p^{0.36}} \leq \min\left(15, \frac{C_1 \varepsilon_u}{\varepsilon_y}\right) & \text{para } \bar{\lambda}_p \leq 0.68 \\ \left(1 - \frac{0.222}{\bar{\lambda}_p^{1.050}}\right) \frac{1}{\bar{\lambda}_p^{1.050}} & \text{para } \bar{\lambda}_p > 0.68 \end{cases} \quad (3.8)$$

Asimismo, la esbeltez de la sección conformada por chapas  $\bar{\lambda}_p$  se calcula en base a la ecuación 3.9, en donde  $f_{cr,p}$  es la tensión crítica ideal de abolladura, que a su vez está determinada por la ecuación 3.10. Esta ecuación se formula en base a  $\bar{b}$  que es el ancho del panel,  $t$  que es el espesor de chapa del panel,  $\nu$  que es el coeficiente de Poisson del acero inoxidable y  $k_\sigma$  que es el coeficiente de abolladura del panel correspondiente a una distribución de tensiones y condiciones de contorno determinados.

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{f_{cr,p}}} \quad (3.9)$$

$$f_{cr,p} = \frac{k_\sigma \pi^2 E t^2}{12(1-\nu^2) \bar{b}^2} \quad (3.10)$$



### 3.2.1 El Continuous Strength Method para la resistencia a flexión de la sección transversal

Según este método, las ecuaciones de diseño para predecir la resistencia a flexión de las vigas de acero inoxidable permiten la interacción de los elementos, la dispersión parcial de la plasticidad y los efectos del endurecimiento por deformación; para vigas con secciones transversales esbeltas, la capacidad de flexión se determina directamente sin requerir el cálculo de las propiedades de la sección efectiva.

La capacidad de flexión CSM de vigas de acero inoxidable  $M_{c,csm,Rk}$  se determina a partir de la ecuación 3.11a y 3.11b para secciones transversales robustas y esbeltas respectivamente (Arrayago, Real, Mirambell, & Gardner, 2020)

$$M_{c,csm,Rk} = W_{pl} f_y \left[ 1 + \frac{E_{sh}}{E} \frac{W_{el}}{W_{pl}} \left( \frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_y} - 1 \right) - \left( 1 - \frac{W_{el}}{W_{pl}} \right) \left( \frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_y} \right)^{-\alpha} \right] \quad \bar{\lambda}_p \leq 0.68 \quad (3.11a)$$

$$M_{c,csm,Rk} = W_{el} f_y \left( \frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_y} \right) \quad \text{para } \bar{\lambda}_p > 0.68 \quad (3.11b)$$

En donde  $\alpha$  es el parámetro CSM de flexión y su valor dependerá de su eje de flexión. Tomando un valor de  $\alpha = 1.2$  y  $\alpha = 2$  cuando la flexión es aplicada en el eje débil y el eje fuerte respectivamente (prEN 1993-1-4, 2020).

### 3.2.2 El Continuous Strength Method para la resistencia a compresión de la sección transversal

Análogamente, la resistencia a la compresión CSM de elementos de acero inoxidable  $N_{c,csm,Rk}$  se determina a partir de la ecuación 3.12a y 3.12b para secciones transversales robustas y esbeltas respectivamente (prEN 1993-1-4, 2020).

$$N_{c,csm,Rk} = N_y \left[ 1 + \frac{E_{sh}}{E} \left( \frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_y} - 1 \right) \right] \quad \text{para } \bar{\lambda}_p \leq 0.68 \quad (3.12a)$$

$$N_{c,csm,Rk} = N_y \left( \frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_y} \right) \quad \text{para } \bar{\lambda}_p > 0.68 \quad (3.12b)$$

El CSM se incorporará en la próxima revisión de la normativa europea EN 1993-1-4 para poder predecir más adecuadamente la capacidad de las secciones transversales de elementos de acero inoxidable. No obstante, la extensión de este método para que contemple efectos de inestabilidad global (como puede ser el pandeo por flexión o pandeo lateral) está actualmente en desarrollo, puesto que considerar el efecto combinado de la no linealidad del material con el de la no linealidad geométrica (efectos de segundo orden) no es trivial.

En esta línea, es importante mencionar que, en los últimos años se han realizado las primeras investigaciones sobre el comportamiento de los elementos estructurales ante fenómenos de inestabilidad para la extensión del CSM, en concreto para el cálculo de la resistencia al pandeo por flexión en columnas de acero inoxidable, de acuerdo con lo investigado por Arrayago et al. (2020), y para elementos flexo comprimidos, en Arrayago et al. (2021).

En lo que respecta al pandeo lateral existe poca investigación, rescatando lo realizado por Anwar-Us-Saadata y Ashraf (2018), en donde se propuso extender el CSM para el diseño de vigas de sección en I. Este método se desarrolla en función a varios factores de modificación empíricos para tener en cuenta la no linealidad del material, sin embargo, se considera que se pueden realizar mejoras adicionales.

Por tal motivo, se ha tomado como referencia y como punto de partida para el desarrollo de esta investigación el caso de estudio anteriormente mencionado para pilares de acero inoxidable y él cual se describe a continuación.

### **3.2.3 El Continuous Strength Method para columnas de acero inoxidable**

Recientemente se ha desarrollado un nuevo enfoque de cálculo basado en el CSM para determinar la resistencia al pandeo por flexión de columnas, en este caso columnas de sección hueca, elaborado por Arrayago et al. (2021). Este método se basa en la formulación tradicional de Ayrton-Perry, pero adopta las resistencias de sección transversal CSM mejoradas y un parámetro de imperfección generalizado  $\alpha_{csm}$  en función de la esbeltez de la sección transversal. A partir de las resistencias básicas a flexión y compresión del CSM definidas en las secciones 3.2.1 y 3.2.2,  $M_{c,csm,Rk}$  y  $N_{c,csm,Rk}$ , se determinó la resistencia al pandeo por flexión de elementos de acero inoxidable  $N_{b,csm,Rd}$ , tal y como se muestra en las ecuaciones 3.13 - 3.20 y

siguiendo un procedimiento similar al prescrito en EN 1993-1-4, reduciendo la capacidad de la sección transversal básica del CSM en compresión  $N_{c,csm,Rk}$  con el factor reductor de pandeo por flexión del CSM  $\chi_{csm}$ , que se puede calcular a partir de la ecuación 3.14, de la ecuación 3.15 y de la esbeltez del elemento CSM  $\bar{\lambda}_{csm}$  dada por la ecuación 3.16.

$$.N_{b,csm,Rd} = \frac{\chi_{csm} N_{c,csm,Rk}}{\gamma_{M1}} \quad (3.13)$$

$$\chi_{csm} = \frac{1}{\phi_{csm} + \sqrt{\phi_{csm}^2 - \bar{\lambda}_{csm}^2}} \quad (3.14)$$

$$\phi_{csm} = 0.5[1 + \alpha_{csm}(\bar{\lambda}_{csm} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}_{csm}^2] \quad (3.15)$$

$$\bar{\lambda}_{csm} = \sqrt{\frac{N_{c,csm,Rk}}{N_{cr}}} \quad (3.16)$$

El factor de imperfección CSM equivalente  $\alpha_{csm}$  compensa el efecto perjudicial de la plasticidad en la estabilidad del elemento, que no se captura directamente en el primer enfoque de Ayrton-Perry, tal y como se presenta en la ecuación 3.17. En esta ecuación  $\sigma_{c,csm}$  es el esfuerzo de falla por compresión de la sección trasversal según el CSM,  $M_{el}$  es la capacidad elástica a flexión y  $N_{pl}$  es la resistencia plástica axial.

$$\alpha_{csm} = \alpha_{EN} \frac{e_{0,csm}}{e_{0,el,EN}} \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{c,csm}} \frac{N_{c,csm,Rk} M_{el}}{M_{c,csm,Rk} N_{pl}}} \quad (3.17)$$

El factor  $\alpha_{csm}$  se determina en función de la esbeltez de la sección transversal  $\bar{\lambda}_p$  a través de la relación de amplitudes de imperfección del elemento  $\frac{e_{0,csm}}{e_{0,el,EN}}$  para el CSM y la formulación clásica de Eurocódigo, según la ecuación 3.18 y adoptando los factores  $C_5$  y  $C_6$  definidos en las ecuaciones 3.19 y 3.20 respectivamente, que se calibraron en base a una extensa base de datos experimental y numérica considerando pilares de diferentes tipos de acero inoxidable.

$$\frac{e_{0,csm}}{e_{0,el,EN}} = \begin{cases} C_5 - C_6 \bar{\lambda}_p & \text{para } \bar{\lambda}_p \leq 0.68 \\ 1 & \text{para } \bar{\lambda}_p > 0.68 \end{cases} \quad (3.18)$$

$$C_5 = 1 + 0.68C_6 \quad (3.19)$$

$$C_6 = 1.2(f_u/f_y) \quad (3.20)$$

Se demostró que el método proporciona predicciones de resistencia al pandeo de columnas consistentemente más precisas que las reglas de diseño EN 1993-1-4 actuales para todas las familias de acero inoxidable debido a la consideración dada a la extensión parcial de plasticidad y endurecimiento por deformación

## **CAPÍTULO 4. VALIDACIÓN DEL MODELO NUMÉRICO**

Para el desarrollo esta investigación, fue importante la utilización Abaqus (2020), ante esto, se tuvo que comprobar la confiabilidad de los resultados que se obtuvieron, para ello se realizó la validación de dos modelos numéricos, basados en elementos finitos, que buscaron representar correctamente los ensayos realizados en la investigación desarrollada por Wang, et al (2014).

Es importante resaltar que, para dicha investigación se ensayaron diez muestras; sin embargo, para la validación se tomaron únicamente dos de ellas, buscando comparar las resistencias últimas de los especímenes ensayados con las obtenidas por los modelos numéricos.

### **4.1 Descripción del ensayo**

En la investigación desarrollada por Wang, et al (2014), anteriormente mencionada, se desarrolló una prueba experimental del comportamiento a flexión de vigas de sección en I soldadas de acero inoxidable. El acero inoxidable austenítico desarrollado en China fue el utilizado como material de prueba. Se investigaron exhaustivamente la relación tensión-deformación no lineal del material y sobre todo el comportamiento ante pandeo lateral de las vigas.

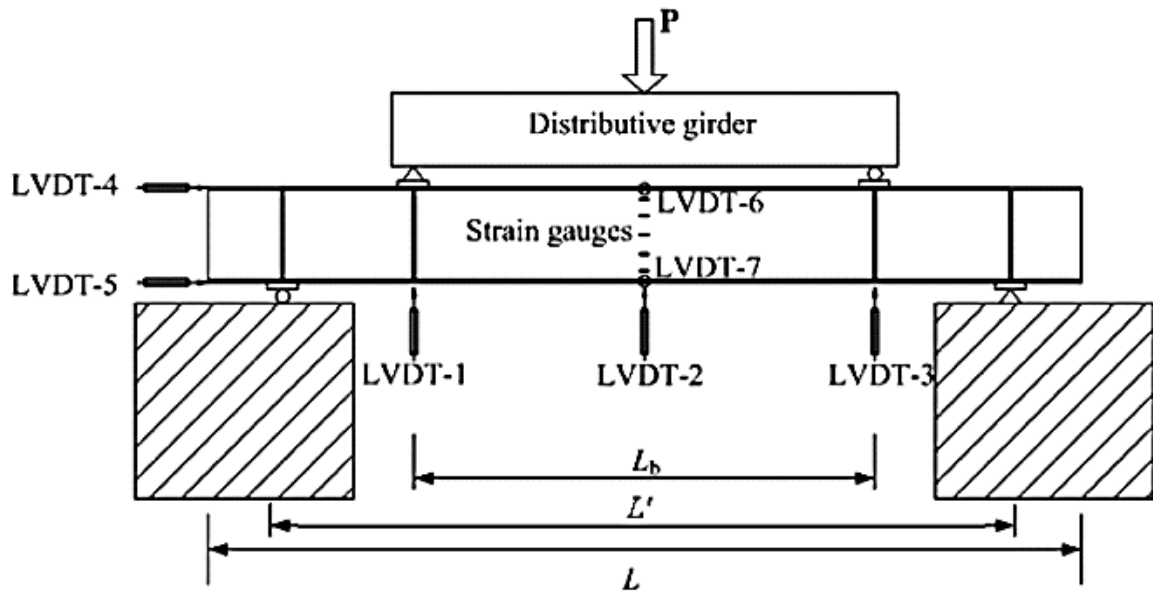
En este ensayo se usó una viga para distribuir una carga concentrada a  $1/4$  y a  $3/4$  de luz de la viga ensayada, a través de dos soportes inferiores. Uno de los soportes puede desplazarse libremente para evitar la restricción causada por la fricción entre el soporte y la muestra. Se restringió el desplazamiento lateral completamente, mientras que la rotación respecto al eje débil se intentó no restringirla. El peso propio de la viga de distribución se tiene en cuenta como carga.

Cabe resaltar, que se rigidizaron los apoyos y los puntos de carga a lo largo de la sección de la viga con chapas soldadas, para así garantizar su comportamiento global y evitar algún fallo local, precisamente en las zonas donde se aplicaron las cargas.

Toda esta descripción se representa en la Figura 4.1 y se esquematiza en la Figura 4.2.



**Figura 4.1.** Configuración e instrumentación real de la prueba. [Fuente: (Wang et al., 2014)]



**Figura 4.2.** Diagrama esquemático de la configuración y la instrumentación de la prueba. [Fuente: Wang et al. 2014]

## 4.2 Caracterización del material

El material utilizado en los ensayos experimentales fue el acero inoxidable austenítico de grado EN 1.4401 desarrollado en China, que contiene aproximadamente un 17% de cromo.

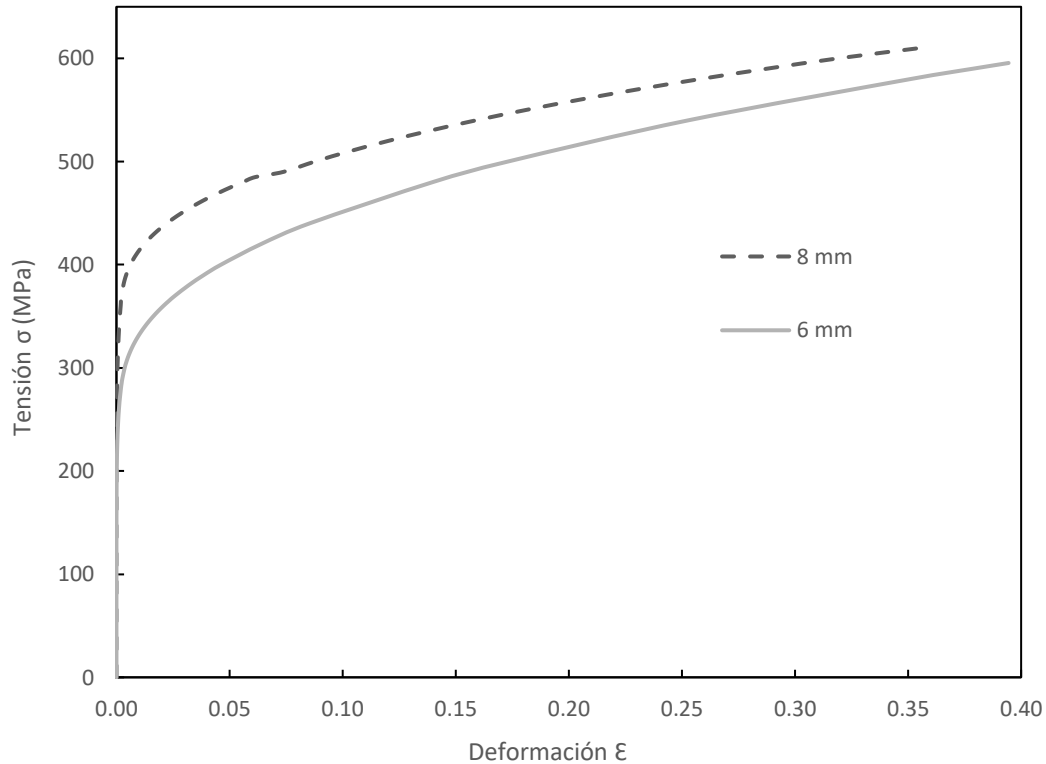
Para caracterizar el comportamiento tenso-deformacional de este material, en la investigación original se realizaron ensayos a tracción uniaxial en muestras extraídas de chapas similares a las empleadas al conformar las vigas. Para su descripción analítica se usaron las expresiones basadas en el modelo de Ramberg y Osgood (1943), validado por Gardner (2002), así como se muestra en la ecuación 4.1, y los valores de los parámetros obtenidos de dichos ensayos.

$$\varepsilon = \begin{cases} \frac{f}{E_0} + 0.002 \left( \frac{f}{f_{0.2}} \right)^n & f \leq f_{0.2} \\ \frac{f-f_{0.2}}{E_{0.2}} + \left( 0.008 - \frac{f_{1.0}-f_{0.2}}{E_{0.2}} \right) \left( \frac{f-f_{0.2}}{f_{1.0}-f_{0.2}} \right)^{n_{0.2,1.0}} + \varepsilon_{0.2} & f_{0.2} < f \leq f_u \end{cases} \quad (4.1)$$

La Tabla 4.1 muestra las propiedades mecánicas del acero inoxidable ensayado. Estas propiedades fueron necesarias para determinar la curva tensión-deformación del material, tal como se muestra en Figura 4.3. Con los valores de deformaciones y tensiones, para los aceros inoxidables con espesores de 6 y 8 mm, se pudo asignar el comportamiento del material en el programa computacional Abaqus (2020).

**Tabla 4.1.** Propiedades mecánicas de acero inoxidable ensayado [Fuente: (Wang et al. 2014)]

Espesor (mm)	$E_0$ (GPa)	$\sigma_{0.2}$ (MPa)	$\sigma_{1.0}$ (MPa)	$\sigma_u$ (MPa)	$\varepsilon_u$	$n$	$n'_{0.2,1.0}$
6	170.9	280.3	330.9	595.5	0.39	8.0	2.38
8	201.2	368.4	418.0	620.8	0.33	7.7	2.52



**Figura 4.3.** Curva tensión-deformación del acero inoxidable ensayado para 6 y 8 mm de espesor.

Es importante saber que el software Abaqus (2020) considera la rama plástica de materiales no lineales como el acero inoxidable en términos de tensión y deformación plástica, por tal motivo la deformación plástica se calculó de acuerdo a la ecuación 4.2 para cada tensión  $\sigma$ .

$$\varepsilon_{pl} = \varepsilon - \frac{f_y}{E_0} \quad (4.2)$$

### 4.3 Características geométricas de los elementos ensayados

Las características geométricas de los elementos ensayados fueron sumamente importantes para la concepción los modelos numéricos. La Tabla 4.2 presenta las características de las dos muestras evaluadas, en donde también se incluye las longitudes de las vigas según la configuración y esquematización mostrada anteriormente en la Figura 4.2.



**Tabla 4.2.** Características geométricas de las muestras ensayadas [Fuente: (Wang et al., 2014)]

Muestra	Longitud total $L$ (mm)	Longitud neta $L'$ (mm)	$L_b$ (mm)	Ala comprimida		Ala traccionada		Alma	
				Ancho	Espesor	Ancho	Espesor	Ancho	Espesor
				$b_{f,c}$ (mm)	$t_{f,c}$ (mm)	$b_{f,t}$ (mm)	$t_{f,t}$ (mm)	$b_w$ (mm)	$t_w$ (mm)
EI-3	2999	2800	1455.5	100.94	7.50	99.76	7.50	249.50	5.64
EI-5	2200.	2000	1056.5	101.12	7.50	100.36	7.50	248.44	5.64

#### 4.4 Imperfecciones geométricas globales

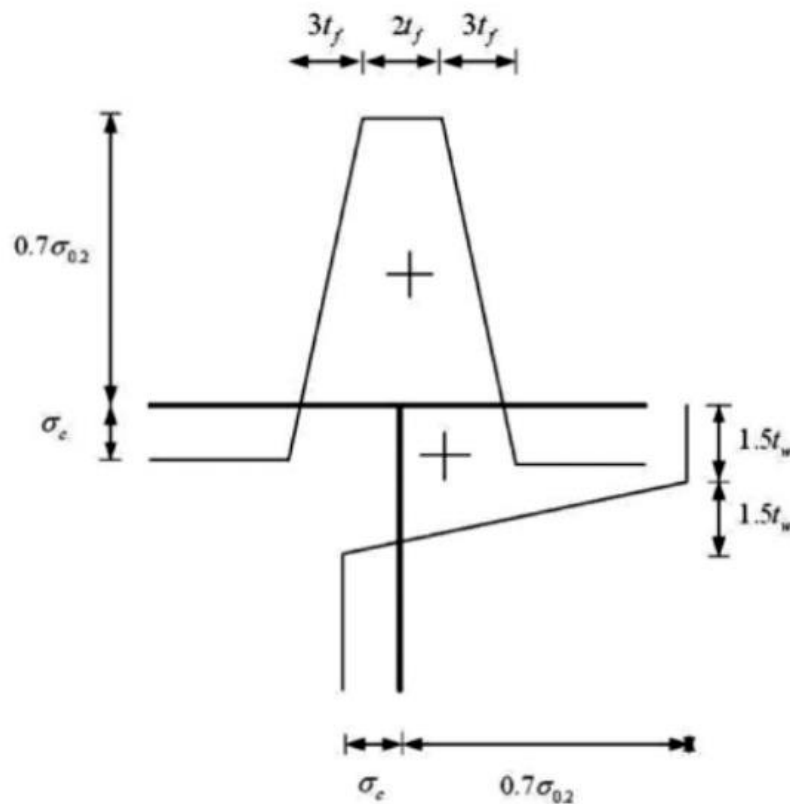
En la investigación de Wang, et al (2014), se tomaron en cuenta imperfecciones geométrica globales. Estas imperfecciones, tomadas antes de las pruebas de carga, fueron determinadas midiendo la deformación inicial por flexión en el eje menor. Las amplitudes de imperfección inicial global para las vigas consideradas se muestran en la Tabla 4.3.

**Tabla 4.3.** Imperfección inicial de las muestras ensayadas. [Fuente: (Wang, et al., 2014)]

Muestra	Amplitud de imperfección $\delta$ (mm)
EI-3	0.34
EI-5	0.8

#### 4.5 Distribución de tensiones residuales

La presencia de tensiones residuales podría iniciar la pérdida de rigidez y dar como resultado el fallo del elemento de manera prematura. Normalmente, éstas aparecen en el proceso de fabricación, sin embargo, en secciones soldadas o armadas surgen del efecto directo de la soldadura de las chapas. En esta investigación se adopta el modelo de tensiones residuales propuesto por Wang, et al. (2014) para secciones soldadas en I de acero inoxidable. Este nuevo modelo contempla que las tensiones residuales en compresión toman en valor de  $\sigma_c = 0.25\sigma_{0.2}$  en las puntas de las alas y en la parte media del alma. Además, se adopta un valor máximo de  $0.7\sigma_{0.2}$  para las tensiones residuales en tracción, tal y como se muestra en la Figura 4.4.



**Figura 4.4.** Modelo de distribución de tensiones residuales para perfiles en I soldados.  
[Fuente: (Wang, et al., 2014)]

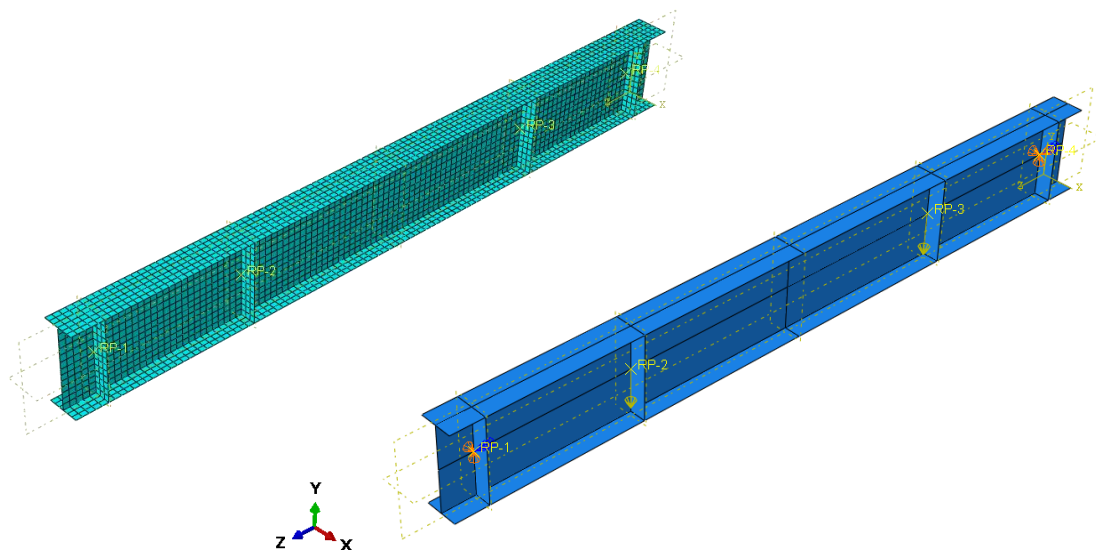
#### 4.6 Elaboración del modelo numérico

Una vez conocidas todas las consideraciones y características de los ensayos experimentales realizado por Wang, et al (2014), se elaboraron los modelos numéricos de las vigas seleccionadas de sección en I soldadas de acero inoxidable utilizando el software, basado en elementos finitos (FE), Abaqus (2020).

Los modelos numéricos fueron conformados por elementos finitos tipo Shell de cuatro nodos con integración reducida (S4R), ya que estos elementos son óptimos para reproducir el comportamiento real de un elemento estructural de acero inoxidable y ampliamente utilizados (Theofanous & Gardner, 2009). Además de las vigas, se modelizaron también los rigidizadores empleados en los ensayos.

Cabe destacar que, durante la validación del modelo numérico se desarrollaron dos tipos de modelos diferentes: un modelo detallado en el que se modelaron todos los elementos tal y como se presentaron en los ensayos, y un segundo modelo simplificado que facilitará el posterior desarrollo del estudio paramétrico.

Para el primer modelo numérico se aplicaron cargas puntuales a 1/3 y 3/4 de la viga, de acuerdo con el diagrama esquemático mostrado en la Figura 4.2.

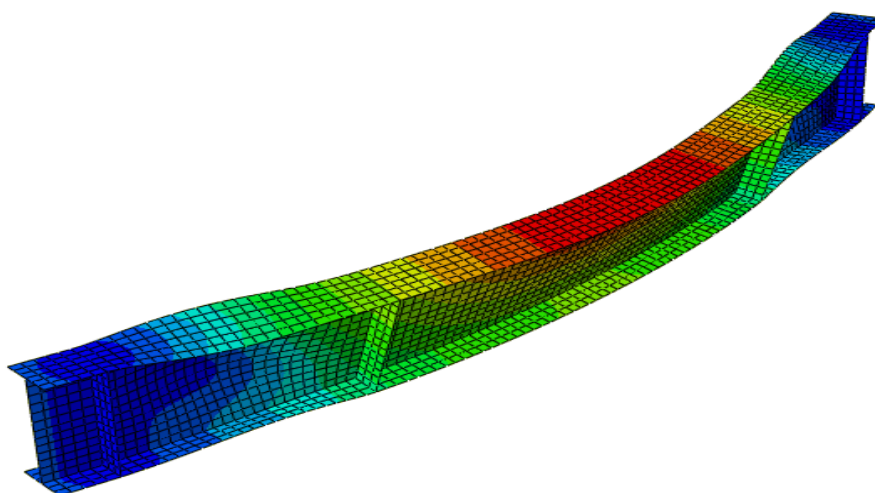


**Figura 4.5.** Primer modelo numérico de elementos finitos – Viga EI-5.

Como se puede observar, las condiciones de contorno fueron impuestas como apoyos de tipo horquilla, lo que restringe la deflexión lateral y la torsión, pero permite que las alas flecten, de igual manera que en los ensayos. Se restringió el desplazamiento longitudinal en uno de los extremos de las vigas, mientras que en los otros se liberó el grado de libertad correspondiente al desplazamiento longitudinal, para así lograr una condición de contorno simplemente apoyada. Además, se permitió que ambos extremos giraran alrededor de los ejes vertical y horizontal, pero no alrededor del eje longitudinal.

Las condiciones de contorno anteriormente mencionadas se aplicaron en los puntos de referencia “RP-1” y “RP-4” que justamente tenían que coincidir con el centro de gravedad de la sección transversal. Seguidamente, el resto de la sección se vinculó a cada uno de estos puntos por medio de una opción de restricción cinemática disponible en Abaqus, creando así una conexión rígida.

Posteriormente, para poder considerar las imperfecciones iniciales en las simulaciones numéricas, se realizó un análisis de perturbación lineal “buckle linear perturbation”, que consiste en determinar las diferentes cargas que producen inestabilidades en el elemento considerando el rango elástico del material, con el objetivo de determinar el modo crítico de pandeo y tomarlo como la forma inicial del elemento o imperfección geométrica inicial. La Figura 4.6 muestra un ejemplo típico de deformada inicial considerada a partir de un análisis de autovalores. La amplitud a considerar para cada muestra coincide con la medida durante la campaña experimental sobre cada elemento, y se detalla en la Tabla 4.3.

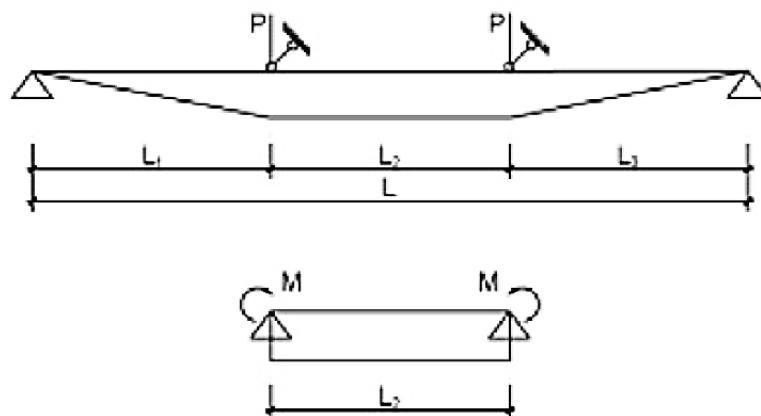


**Figura 4.6.** Modo crítico de pandeo – Viga EI-5.

Finalmente, para determinar el comportamiento del elemento se realizó un análisis teniendo en cuenta la no linealidad geométrica, la no linealidad del material y las imperfecciones iniciales “GMNIA”, utilizando la opción “Static Riks” de Abaqus (2020) con el objetivo de obtener la capacidad de resistencia última de cada elemento, en este caso llámese carga última total  $P_{u,FE}$ .

Como se sabe, uno de los parámetros fundamentales a determinar para predecir la capacidad de resistencia de un elemento ante pandeo lateral es el momento crítico de pandeo  $M_{cr}$ . Dicho momento se calcula en función de la ecuación 3.5, mostrada en la sección anterior, la cual depende del tipo de carga y de la forma de la ley de flectores que produce, las condiciones de apoyo y el tipo de sección. Sin embargo, recurriendo a literatura, se pudo notar que el estado de carga ejecutado en el ensayo experimental no genera una flexión uniforme a lo largo del elemento, sino que esto sólo ocurre en el tramo ubicado entre las cargas puntuales, lo que se traduce en la necesidad de adoptar ciertos valores para los coeficientes  $c_1$ ,  $c_2$  y  $c_3$ , los cuales pueden introducir cierta incertidumbre a la hora de evaluar los resultados obtenidos para el desarrollo de expresiones de cálculo.

Por tal motivo, se buscó un estado de carga que represente el mismo fenómeno, pero pudiéndose representar mediante un caso básico de flexión pura, a partir de la consideración única del tramo central de viga. El estado de carga considerado se muestra en la Figura 4.7, y se ha adoptado en estudios similares centrados en la respuesta de elementos metálicos frente a pandeo lateral, como Anwar-Us-Saadat y Ashraf (2018) y Xiong et al. (2022).



**Figura 4.7.** Estado de carga para una viga sujeta a pandeo lateral. [Fuente:(Xiong et al.,2022)]

Este nuevo patrón de carga permitió considerar el caso fundamental de pandeo lateral y, por consiguiente, reducir la ecuación 3.5 para cálculo del momento crítico de pandeo a la ecuación 4.3.

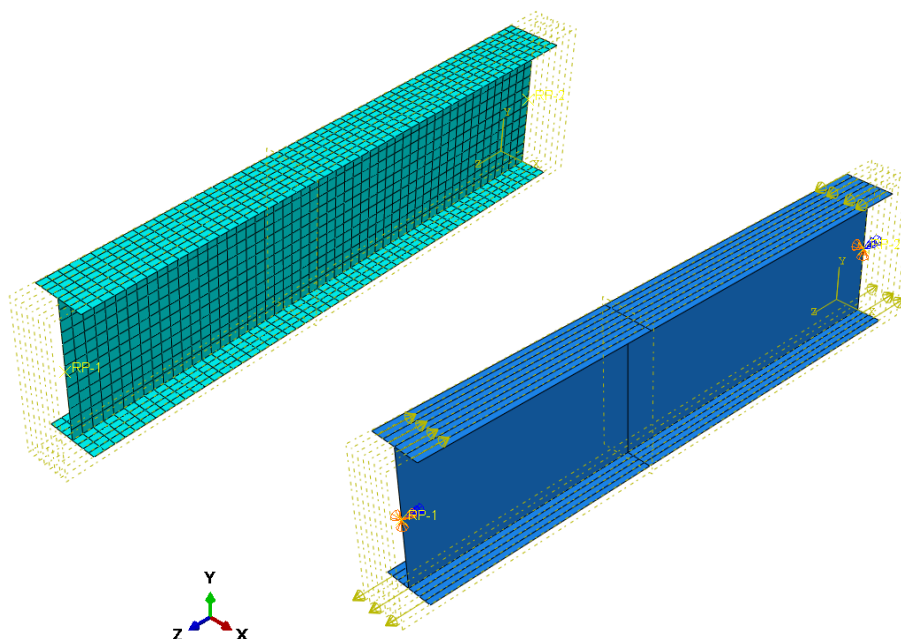
$$M_{cr} = c_1 \frac{\pi^2 EI_z}{(L_c)^2} \sqrt{\frac{I_w}{I_z} + \frac{(L_c)^2 GI_t}{\pi^2 EI_z}} \quad (4.3)$$

En donde,  $c_1 = 1$  al presentar una distribución de momentos flectores uniforme.

Entonces, para el segundo modelo numérico simplificado se redujo la longitud total de la viga para considerar únicamente la longitud central no arriostrada sometida a una distribución uniforme de momentos, correspondiente al tramo comprendido entre los puntos de carga, tal y como se muestra en la Figura 4.7.

Los momentos flectores requeridos en los extremos se aplicaron a través de un par fuerzas (compuestas de varias cargas concentradas) opuestas aplicadas en las alas superior e inferior de la viga, para lograr una distribución del momento flector uniforme a lo largo del tramo. Estas cargas se aplicaron en los vértices de las respectivas alas y en los puntos generados por el seccionamiento longitudinal de la viga para tal efecto.

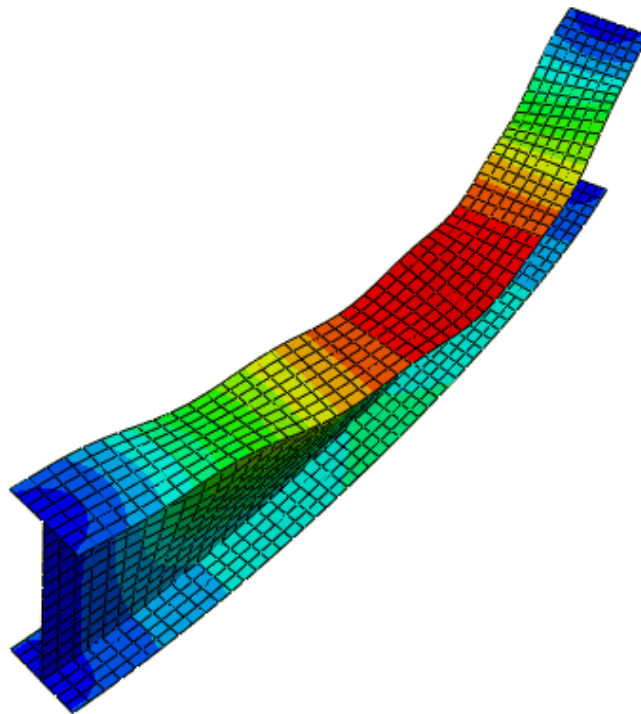
La Figura 4.8 muestra el segundo modelo elaborado teniendo en cuenta las mismas condiciones de contorno que el primer modelo y el estado de carga anteriormente mencionado.



**Figura 4.8.** Segundo modelo numérico de elementos finitos – Viga EI-5.

De igual manera, para considerar las imperfecciones iniciales, se realizó nuevamente un análisis de buckle o también llamado de autovalores, con el fin de determinar el modo crítico de pandeo. Cabe resaltar que en ambos casos el modo de pandeo fue global, debido a la robustez de la sección transversal y a la longitud del elemento. Por lo tanto, las imperfecciones consideradas fueron globales, tal y como se tomó en cuenta en los ensayos experimentales.

La Figura 4.9 muestra el modo crítico de inestabilidad, el cual se asume como la forma inicial del elemento, y cuyo valor de amplitud se muestra en la Tabla 4.3. Cabe destacar que la forma observada en esta viga simplificada es equivalente a la del tramo central del modelo detallado que se muestra en la Figura 4.6.

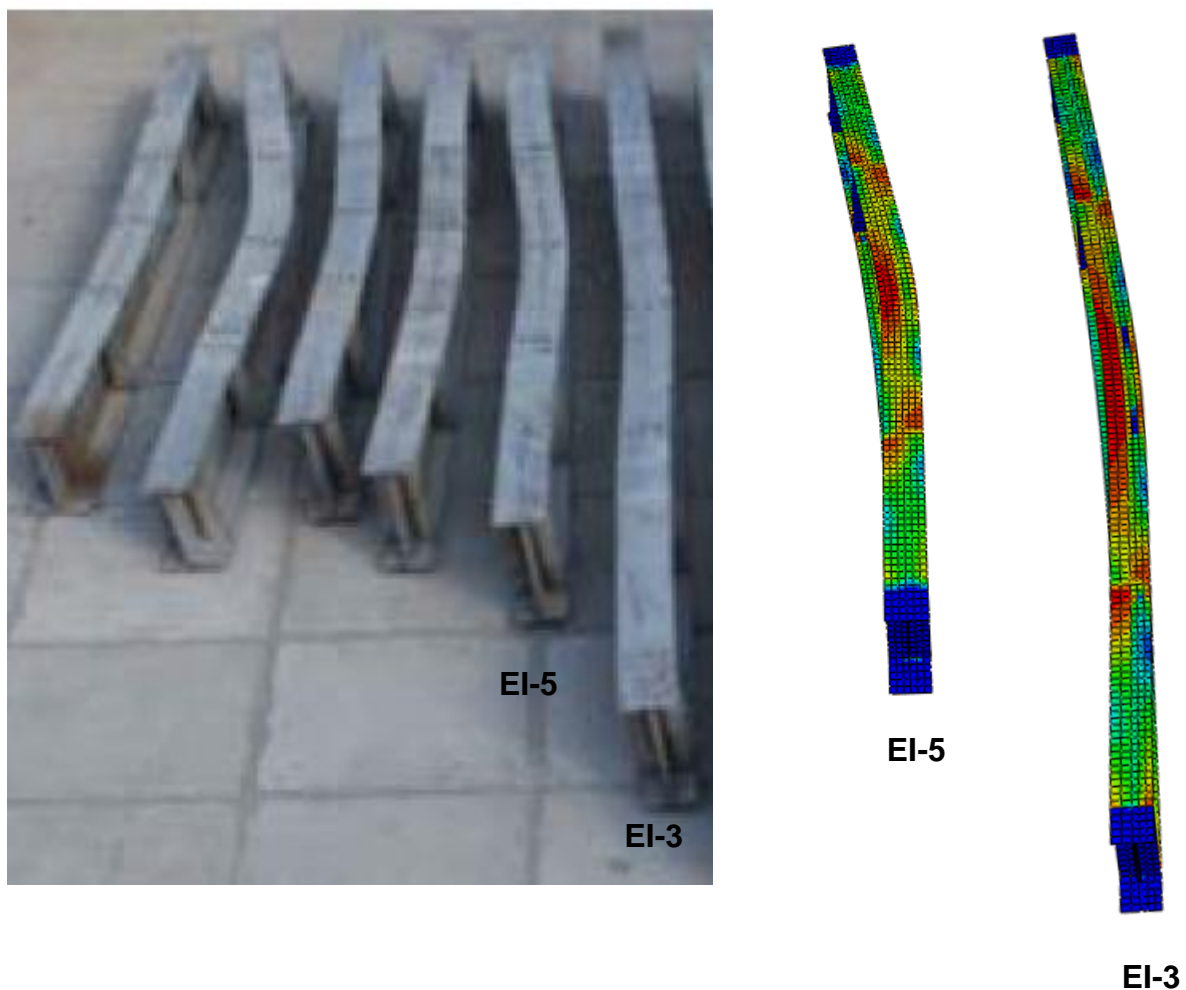


**Figura 4.9.** Modo crítico de pandeo – Viga EI-5.

En este caso, a partir del análisis “GMNIA”, se determinó el momento último  $M_{u,FE}$  que agotó los elementos, que fue comparado con la resistencia a flexión de la viga a través del ensayo experimental.

#### 4.7 Análisis de resultados y validación de modelo numérico

El proceso de validación buscó comparar los resultados más relevantes de los ensayos experimentales con los derivados de los modelos FE desarrollados. Uno de ellos fue visualizar el patrón de falla, es decir, comparar las deformadas después de haber sobrepasado la capacidad de resistencia de los elementos, como se muestra en la Figura 4.10.



**Figura 4.10.** Deformada de elementos del ensayo experimental y modelo numérico  
[Fuente: (Wang et al., (2014))]

Se puede observar que existe una gran similitud entre las deformadas de las muestras del ensayo experimental y las obtenidas numéricamente (utilizando el primer modelo



numérico detallado, en este caso); indicando que es capaz de estimar, de manera precisa, el modo de fallo de estos elementos.

También se determinaron las diferentes relaciones entre las cargas y momentos últimos medidos experimentalmente y las predichas numéricamente, concordando con metodología de validación utilizada habitualmente, incluyendo Anwar-Us-Saadat y Ashraf (2018).

La muestra los resultados obtenidos, en donde  $P_{u,Exp}$  y  $M_{u,Exp}$  son las capacidades de resistencia del ensayo experimental y  $P_{u,FE}$  y  $M_{u,FE}$  son las obtenidas del modelo numérico. Cabe resaltar que la relación entre cargas últimas se determinó a partir del valor de  $P_{u,FE}$  obtenido del primer modelo numérico detallado, mientras que para la relación de momentos últimos se utilizaron los valores de  $M_{u,FE}$  predichos por el segundo modelo numérico simplificado.

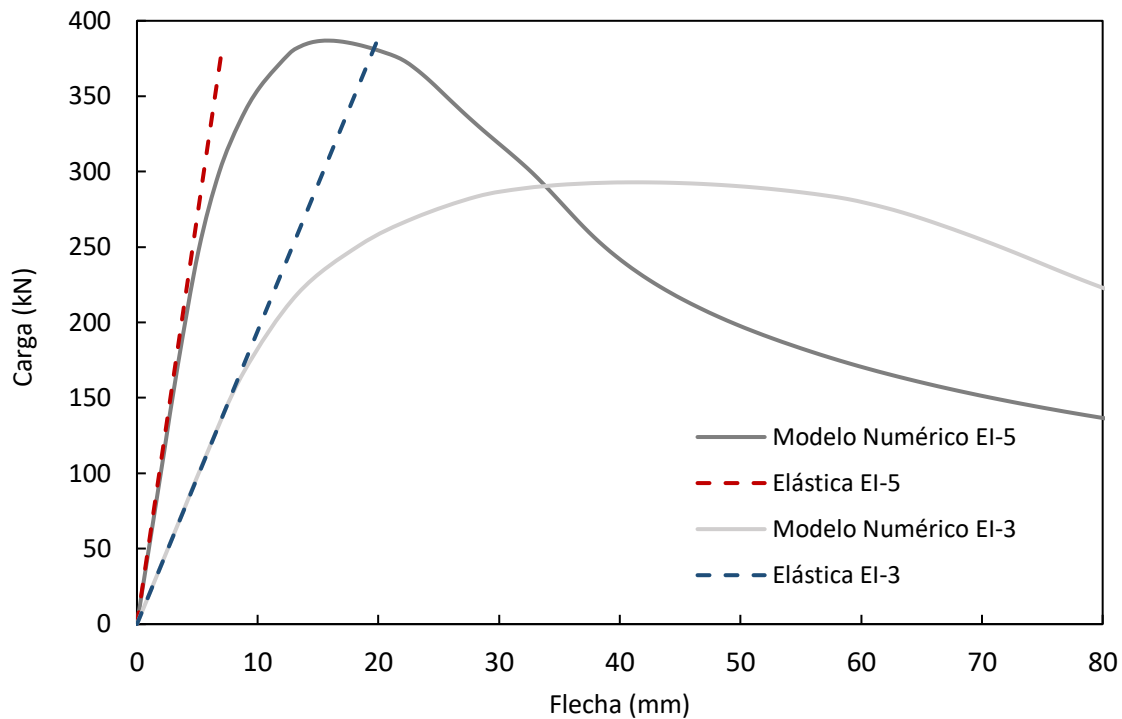
**Tabla 4.4.** Comparación de resultados entre modelos FE y ensayos experimentales

Muestra	Carga	Momento	Carga	Momento	$P_{u,FE}/P_{u,Exp}$	$M_{u,FE}/M_{u,Exp}$
	Última	Último	Última	Último		
	$P_{u,Exp}$	$M_{u,Exp}$	(Modelo 1°)	(Modelo 2°)	(Modelo 1°)	(Modelo 2°)
	(kN)	(kN.m)	$P_{u,FE}$	$M_{u,FE}$		
			(kN)	(kN.m)		
EI-3	262.92	88.21	292.04	86.04	1.11	0.98
EI-5	397.04	93.45	386.85	95.36	0.97	1.02
<b>Media (<math>\bar{x}</math>)</b>					1.04	1.00
<b>Coef. de</b>						
<b>variación (CV)</b>					9.52 %	2.83 %

Por último, se buscó comparar las curvas carga-flecha para validar el modelo más detallado (denominado como primer modelo). Sin embargo, como entregable de la investigación experimental desarrollada por Wang, et al. (2014), no se presentaron

dichas curvas, por lo que se realizó el cálculo manual de la curva carga-flecha en el rango elástico y se comparó con la obtenida del modelo numérico.

Dicha comparación se presenta en la Figura 4.11, donde puede notarse que la rigidez que presenta el elemento sometido a efectos de pandeo lateral es la misma para ambos casos, al menos mientras el elemento se comporta de manera elástico-lineal.



**Figura 4.11.** Curva carga-flecha de las muestras analizadas.

Una vez analizados los resultados y realizadas todas las comparaciones, se concluyó que los modelos numéricos desarrollados son capaces de representar de manera adecuada los ensayos experimentales sobre elementos de acero inoxidable sometidos a pandeo lateral, se considerándose que los dos modelos son válidos. Sin embargo, al tener algunas consideraciones de cálculo más claras al no depender de la forma de la ley de momentos, se optó por utilizar el segundo modelo numérico como herramienta válida para el desarrollo del estudio paramétrico y analizar la respuesta de los elementos de acero inoxidable sometidos a pandeo lateral.

## CAPÍTULO 5. ESTUDIO PARAMÉTRICO

### 5.1 Parámetros de estudio

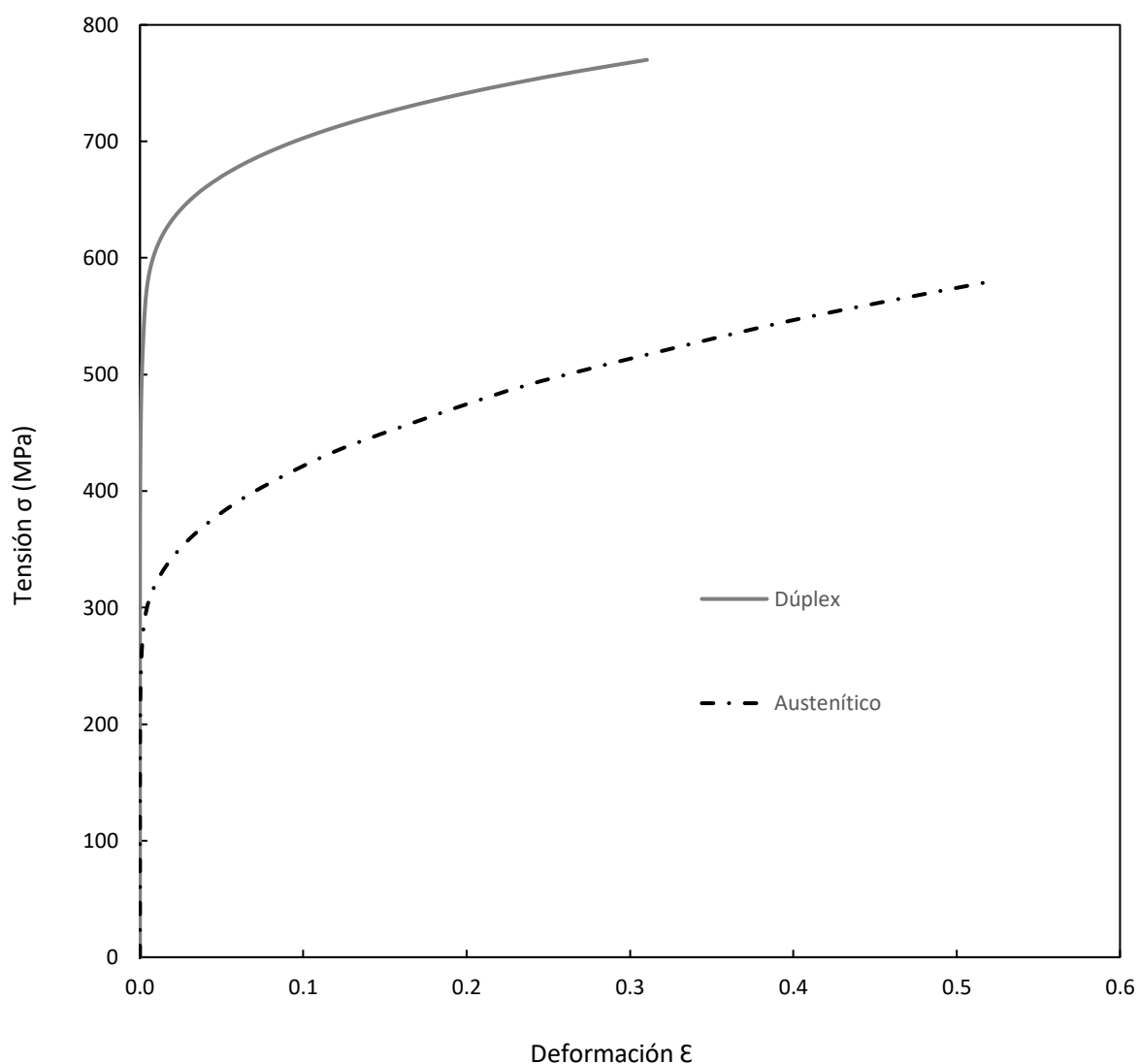
Para el desarrollo del estudio paramétrico se investigó el comportamiento de 56 vigas no arriostradas de sección en I de acero inoxidable ante los efectos del pandeo lateral. El estudio se desarrolló para dos tipos de acero inoxidable, austenítico y dúplex, por ser éstos los más empleados como material estructural, y por ser también los que muestran un comportamiento más diferente al del acero al carbono tradicional. Es decir, de los 56 modelos, 28 fueron conformados por acero austenítico y los otros 28 por acero dúplex.

Las propiedades mecánicas de los materiales antes mencionados fueron seleccionadas de la investigación realizada por Afshan et al. (2019), tal y como se muestra en la Tabla 5.1, donde se proponen valores de los diferentes parámetros para una gran variedad de materiales y tipos de producto.

**Tabla 5.1.** Propiedades mecánicas de los materiales en estudio

Tipo de Acero	$E$ (GPa)	$f_y$ (MPa)	$f_u$ (MPa)	$\epsilon_u$	$n$	$m$
Austenítico	183.2	280	580	0.5	9.1	2.3
Dúplex	200.8	530	770	0.3	9.3	3.6

Con estas propiedades mecánicas y utilizando el modelo propuesto por Mirambell y Real (2000) descrito en el capítulo 2, se construyeron las curvas tenso-deformación para cada tipo de acero. En la Figura 5.1 se muestra claramente el comportamiento de cada material tomado en cuenta para el desarrollo del estudio.



**Figura 5.1.** Curva tensión-deformación del acero inoxidable en estudio

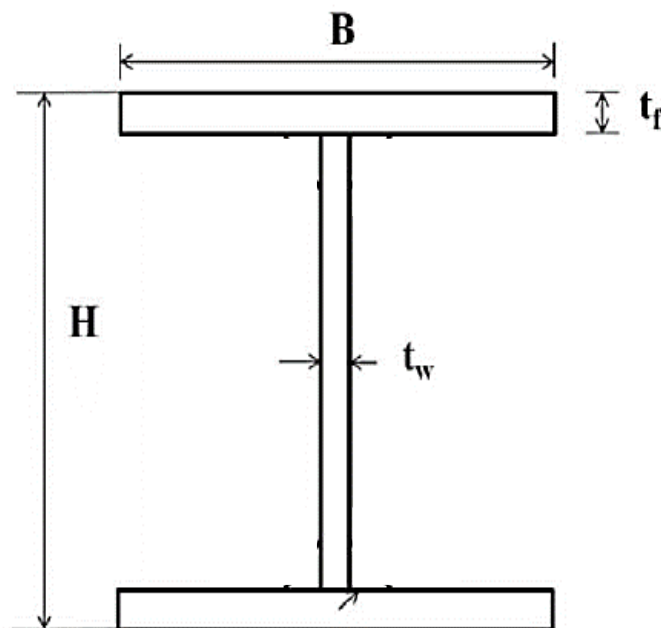
Cabe resaltar que para garantizar y caracterizar el pandeo lateral se utilizó el segundo modelo numérico, validado, en donde las vigas fueron sometidas a flexión constante por medio de la aplicación de un par de momentos alrededor del eje fuerte en los extremos de las vigas, tal y como se describe en el capítulo 4.

A la hora de determinar las dimensiones de las secciones transversales a analizar se garantizó que la esbeltez local de cada sección  $\bar{\lambda}_p$  no superara el valor de 0.68, ya que este valor es el límite para clasificar una sección como clase 3 (Steel Construction Institute (SCI), 2017). Puesto que el objetivo de este trabajo es estudiar la interacción entre los efectos del endurecimiento por deformación y los efectos de inestabilidad

global, el estudio paramétrico fue realizado para secciones clase 1 y 2, secciones robustas, donde los valores de  $\bar{\lambda}_p$  varían entre 0.25 y 0.55.

Además, se eligieron longitudes que no generaran esbelteces globales excesivamente altas por la misma razón, ya que, en el caso de tener elementos muy esbeltos, su comportamiento vendrá gobernado por la no linealidad geométrica, mientras que la no linealidad del material pasa a no tener protagonismo, lo cual no se busca en esta investigación. Por tal motivo, en las Tabla 5.2 y Tabla 5.3 se presentan longitudes que representan esbelteces globales  $\bar{\lambda}_{LT}$  que varían entre 0.15 y 1.30.

Por último, como amplitud para la imperfección inicial global  $e_0$  se consideró la relación de  $L/1000$ , en donde  $L$  es la longitud libre entre puntos de arriostramiento lateral del elemento (longitud del elemento, en este caso). Este valor es el adoptado de manera habitual para estudiar elementos de acero o acero inoxidable sometidos a inestabilidades globales, como se describe en las investigaciones realizadas por Gardner et al. (2006) y Zhao et al. (2016). Además, es también el valor prescrito en EN 1993-1-14 y corresponde a un 80% de la tolerancia de ejecución indicada en EN 1090-2.



**Figura 5.2.** Propiedades geométricas de la sección en estudio.

**Tabla 5.2.** *Parámetros de secciones utilizadas para acero austenítico.*

<b>ID</b>	$\bar{\lambda}_p$	<b>L</b> <b>(mm)</b>	<b>H</b> <b>(mm)</b>	<b>B</b> <b>(mm)</b>	<b>t<sub>f</sub></b> <b>(mm)</b>	<b>t<sub>w</sub></b> <b>(mm)</b>	<b>e<sub>0</sub></b> <b>(mm)</b>
BA 1.0	0.25	400	250	100	12.5	8.0	0.40
BA 1.1		750					0.75
BA 1.2		1000					1.00
BA 1.3		1500					1.50
BA 1.4		2500					2.50
BA 1.5		2750					2.75
BA 1.6		3500					3.50
BA 2.0	0.35	400	250	100	9.0	6.0	0.40
BA 2.1		750					0.75
BA 2.2		1000					1.00
BA 2.3		1500					1.50
BA 2.4		2500					2.50
BA 2.5		2750					2.75
BA 2.6		3500					3.50
BA 3.0	0.45	400	250	100	7.0	4.	0.40
BA 3.1		750					0.75
BA 3.2		1000					1.00
BA 3.3		1500					1.50
BA 3.4		2500					2.50
BA 3.5		2750					2.75
BA 3.6		3000					3.00
BA 4.0	0.55	400	250	100	5.5	4.0	0.40
BA 4.1		750					0.75
BA 4.2		1000					1.00
BA 4.3		1500					1.50
BA 4.4		2500					2.50
BA 4.5		2750					2.75
BA 4.6		3000					3.00

**Tabla 5.3.** *Parámetros de secciones utilizadas para acero dúplex.*

<b>ID</b>	$\bar{\lambda}_p$	<b>L</b> ( <i>mm</i> )	<b>H</b> ( <i>mm</i> )	<b>B</b> ( <i>mm</i> )	<b>t<sub>f</sub></b> ( <i>mm</i> )	<b>t<sub>w</sub></b> ( <i>mm</i> )	<b>e<sub>0</sub></b> ( <i>mm</i> )
BD 1.0	0.25	300	250	100	16.0	11.0	0.30
BD 1.1		750					0.75
BD 1.2		1000					1.00
BD 1.3		1500					1.50
BD 1.4		2500					2.50
BD 1.5		2750					2.75
BD 1.6		3000					3.00
BD 2.0	0.35	300	250	100	12.0	8.0	0.30
BD 2.1		750					0.75
BD 2.2		1000					1.00
BD 2.3		1500					1.50
BD 2.4		2500					2.50
BD 2.5		2750					2.75
BD 2.6		3000					3.00
BD 3.0	0.45	300	250	100	9.0	6.0	0.30
BD 3.1		750					0.75
BD 3.2		1000					1.00
BD 3.3		1500					1.50
BD 3.4		2000					2.00
BD 3.5		2500					2.50
BD 3.6		2750					2.75
BD 4.0	0.55	300	250	100	7.5	5.0	0.30
BD 4.1		750					0.75
BD 4.2		1000					1.00
BD 4.3		1500					1.50
BD 4.4		2000					2.00
BD 4.5		2500					2.50
BD 4.6		2750					2.75

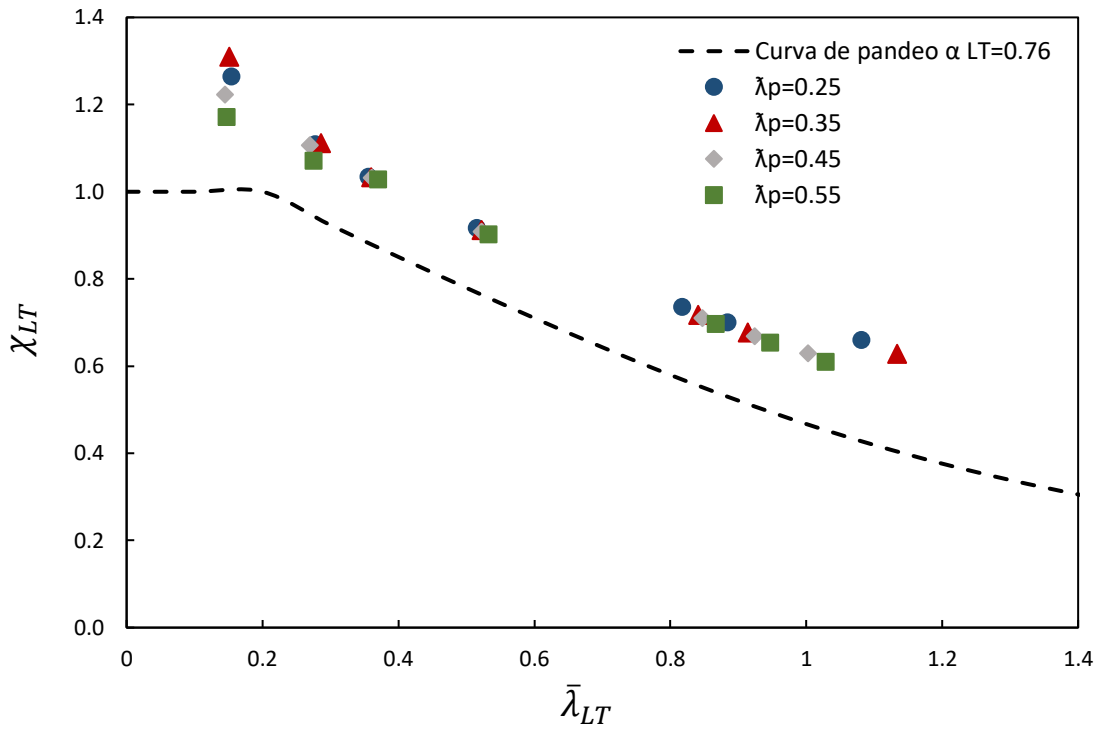
## CAPÍTULO 6. ANÁLISIS DE RESULTADOS Y NUEVA PROPUESTA

### 6.1 Análisis y propuesta según EN 1993-1-4

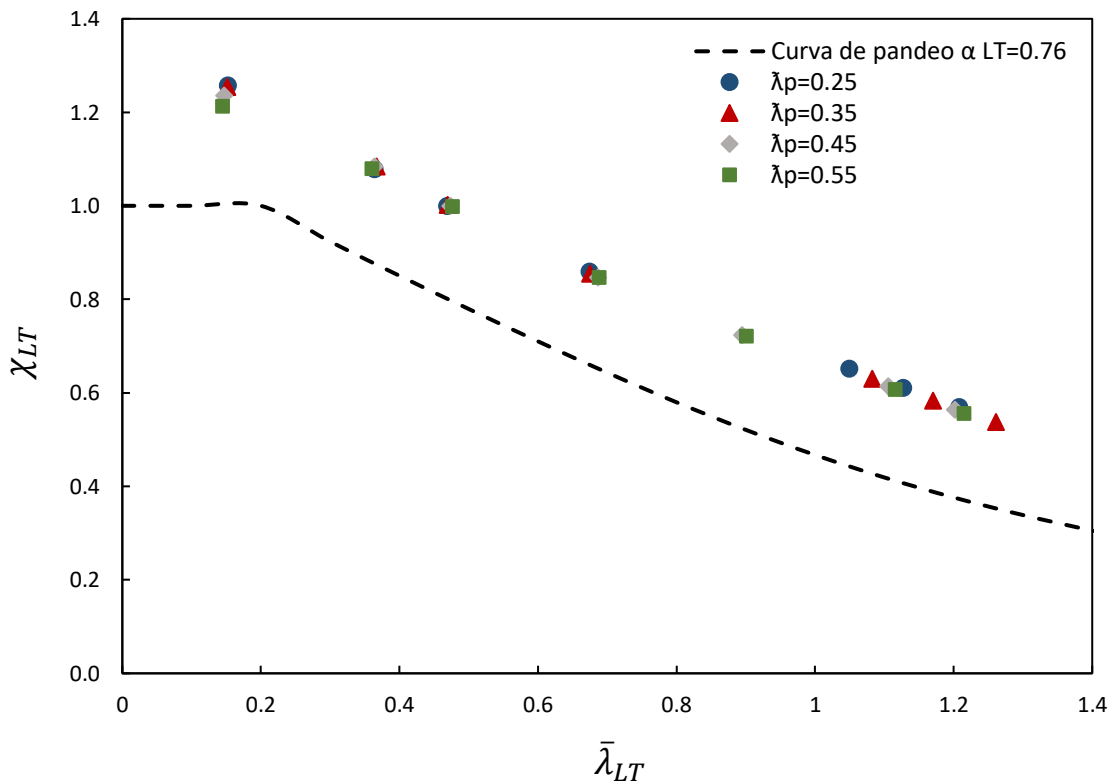
Tras la obtención de los momentos últimos resistentes para diferentes vigas sin arriostramiento de acero inoxidable, en este punto de la investigación se buscó evaluar la adecuación y precisión de la formulación para el pandeo lateral recogida actualmente para el acero inoxidable en el Eurocódigo, EN 1993-1-4. Dicha evaluación se realizó a través de la comparación de los resultados de momento último resistente obtenidos en el estudio paramétrico con las capacidades predichas analíticamente por EN 1993-1-4.

Por tal motivo, en la Figura 6.1 y en la Figura 6.2 se presentan la comparación de los resultados numéricos con la curva de pandeo de referencia para los elementos austeníticos y dúplex analizados, respectivamente. Los resultados se muestran en forma de momento último numérico normalizado por la capacidad plástica de la sección ( $M_u / (f_y W_{pl})$ ) contra la esbeltez frente a pandeo lateral del elemento  $\bar{\lambda}_{LT}$ , junto con la curva de pandeo que actualmente Eurocódigo prescribe para este tipo de perfiles: la curva de pandeo “d”, con un factor de imperfección  $\alpha_{LT} = 0.76$  para secciones abiertas soldadas de acero inoxidable. Cabe resaltar que los resultados de las diversas secciones analizadas, las cuales presentan diferentes valores de esbeltez local, se diferencian con distinto color y forma para su mejor análisis.





**Figura 6.1.** Comparación entre resultados numéricos y curva de pandeo  $\alpha_{LT} = 0.76$  para perfiles en I de acero inoxidable austenítico.



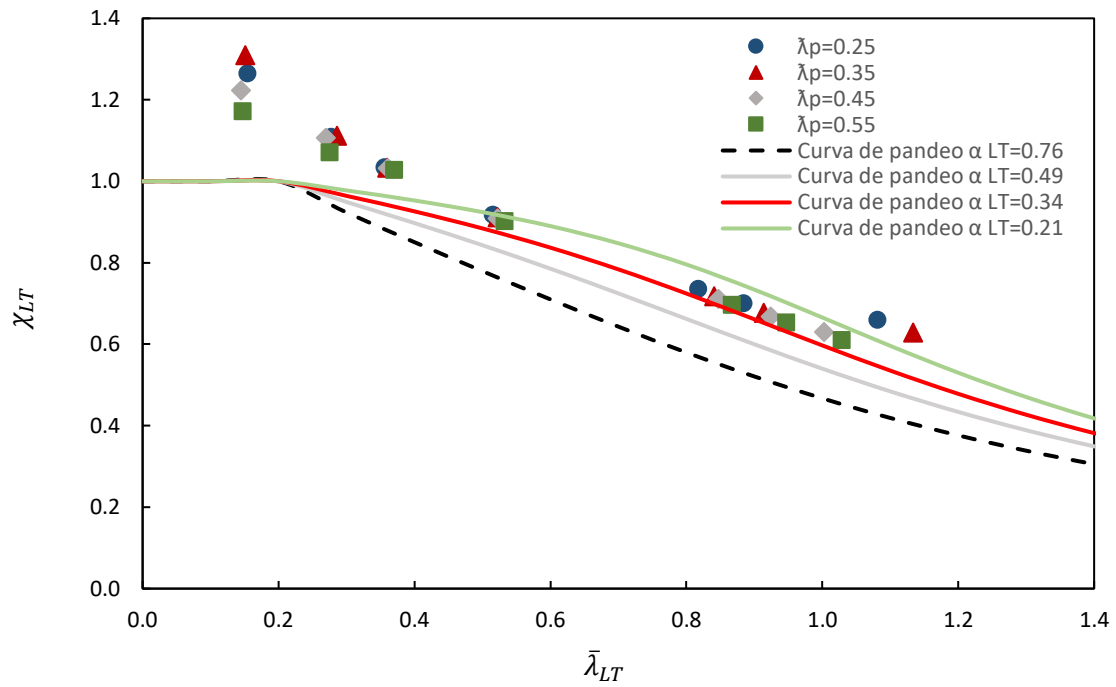
**Figura 6.2.** Comparación entre resultados numéricos y curva de pandeo  $\alpha_{LT} = 0.76$  para perfiles en I de acero inoxidable dúplex.

Se puede notar que la curva de pandeo “d”, prescrita actualmente por Eurocódigo EN 1993-1-4 para perfiles de sección abierta de acero inoxidable, es bastante conservadora, tanto para los elementos austeníticos como para los dúplex. Aunque los puntos que representan la capacidad de las vigas de acero inoxidable se ubican por encima de la curva de referencia, estando del lado de la seguridad, la distancia entre los mismos y la curva de pandeo “d” es considerable, provocando un diseño poco eficiente.

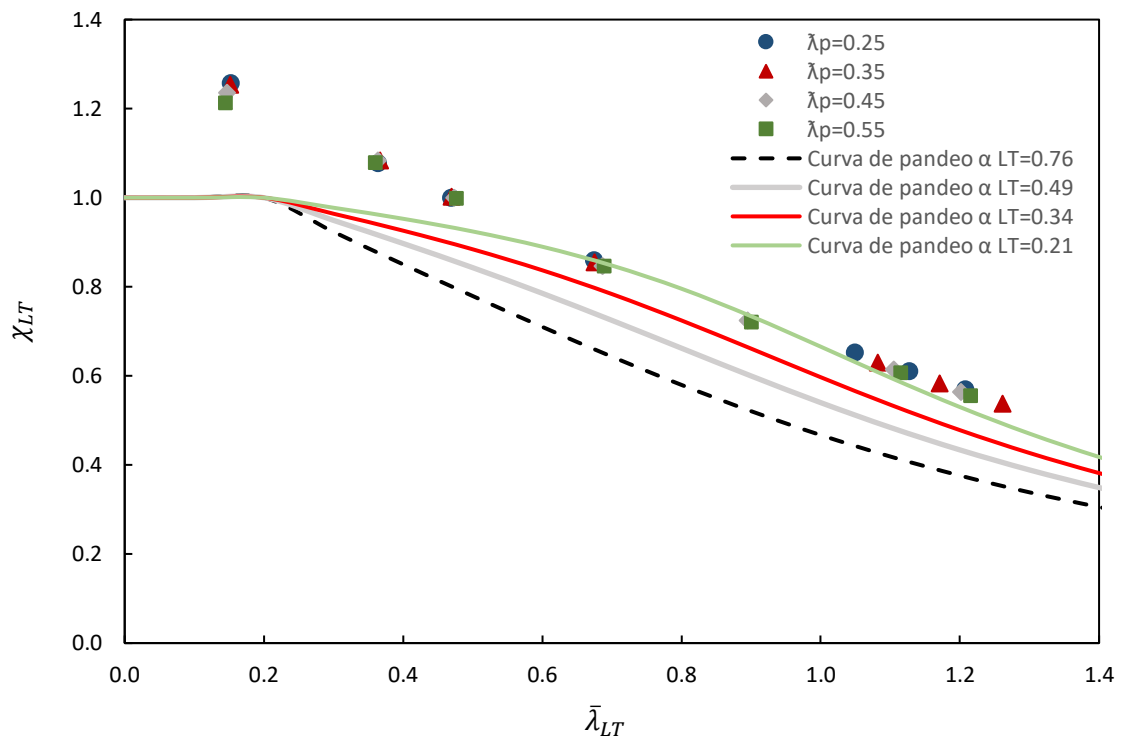
Puede observarse también de la Figura 6.1 y de la Figura 6.2 que, aunque para los elementos fabricados en un acero inoxidable dúplex la dispersión entre los resultados correspondientes a las diferentes secciones transversales es mínima, para los austeníticos se observa cierta diferenciación, sobre todo en la zona de esbelteces globales  $\bar{\lambda}_{LT}$  más bajas. Esto se debe a la forma de la curva tenso-deformación que tiene cada uno de los materiales empleados (ver Figura 5.1), donde se observa un nivel de endurecimiento por deformación mucho mayor para el acero inoxidable austenítico que para el dúplex.

Como consecuencia del nivel de conservadurismo observado para la formulación actual de EN 1993-1-4, se propuso una mejora del procedimiento de Eurocódigo a partir de la definición de una nueva curva de pandeo para tratar de predecir de manera más precisa la capacidad de los elementos de acero inoxidable frente a pandeo lateral y obtener así diseños más eficientes.

En la Figura 6.3 y en la Figura 6.4 se muestran los mismos resultados numéricos mostrados en la Figura 6.1 y en la Figura 6.2, pero ahora junto con las curvas de pandeo menos conservadoras “a”, “b” y “c” utilizadas habitualmente en el marco de Eurocódigo, a las que corresponden unos coeficientes de imperfección  $\alpha_{LT}$  de 0.21, 0.34 y 0.49 respectivamente.



**Figura 6.3.** Comparación entre resultados numéricos y posibles curvas de pandeo a adoptar para perfiles en I de acero inoxidable austenítico.



**Figura 6.4.** Comparación entre resultados numéricos y posibles curvas de pandeo a adoptar para perfiles en I de acero inoxidable dúplex.

Un estudio detallado de los resultados mostrados en la Figura 6.3 y en la Figura 6.4 parecen indicar que, para los elementos de acero inoxidable austenítico (ver Figura 6.3) la curva “a” parece ser demasiado optimista, dejando un número considerable de resultados por debajo y resultando por tanto en un cálculo inseguro. La curva “b”, en cambio, parece describir de manera adecuada el comportamiento de estos elementos, siendo la curva “c” también excesivamente conservadora. Se obtiene por tanto que la curva de pandeo “b”, con un coeficiente de imperfección de  $\alpha_{LT} = 0.34$ , es la que mejor disposición y ajuste tiene con los resultados austeníticos.

Para las vigas de acero inoxidable dúplex la Figura 6.4 parece indicar que la curva de pandeo “a” es la más adecuada, puesto que se ajusta adecuadamente a los resultados numéricos. El hecho de que los elementos de acero inoxidable dúplex permitan la adopción de una curva de pandeo lateral más favorable que los elementos austeníticos se ha observado también anteriormente por Arrayago y Rasmussen (2021). No obstante, con el objetivo de simplificar el cálculo y facilitar el uso de las normativas, y en línea con lo propuesto por Arrayago y Rasmussen (2021), se propone adoptar la misma curva de pandeo revisada para los dos materiales, y que en vez de utilizar la curva de pandeo “d” con un factor de imperfección  $\alpha_{LT} = 0.76$  se use la curva “b” con un  $\alpha_{LT} = 0.34$  para el diseño de vigas de sección en I de acero inoxidable.

Sin embargo, nuevamente en la Figura 6.3 y en la Figura 6.4 se puede observar también que en la zona de esbelteces  $\bar{\lambda}_{LT}$  bajas el nivel de imprecisión de los resultados sigue siendo muy elevado. Esto no se debe a la elección de la curva de pandeo, sino a que la formulación recogida en Eurocódigo contempla el momento plástico  $M_{pl}$  como capacidad a flexión de la sección transversal, sin considerar el endurecimiento por deformación. Aunque esto resulta de mayor relevancia para la zona del *plateau* con  $\bar{\lambda}_{LT} < 0.2$  (comportamiento de la sección transversal), influye también en aquellas vigas con esbelteces medias en la que los efectos de segundo orden interactúan con los de endurecimiento por deformación. Por tal motivo, y para darle solución a esta problemática, en este trabajo se centró en la extensión de la formulación del Continuos Strength Method (CSM) para su utilización en vigas no arriostradas, tal y como se describe a continuación.

## 6.2 Análisis y propuesta según CSM

Para el desarrollo de la propuesta CSM en el diseño de vigas no arriostradas de sección en I de acero inoxidable se tomó como referencia la investigación realizada por Arrayago et. al (2021), descrita en el capítulo 3, en la que se detallan las disposiciones a seguir para determinar la resistencia de vigas a flexión  $M_{c,csm,Rd}$  y el procedimiento empleado en el desarrollo del CSM para columnas ante pandeo por flexión  $N_{b,csm,Rd}$ , en el que se ha basado el presente trabajo.

Es importante resaltar que esta propuesta de ampliación del método del CSM para predecir la resistencia de vigas ante pandeo lateral desarrollada en este trabajo no ha sido realizada anteriormente, siendo la primera vez que se desarrolla, y representa uno de los mayores aportes de esta investigación.

Las ecuaciones 6.1 – 6.6 representan la formulación propuesta para el cálculo de la resistencia de vigas en sección I de acero inoxidable ante pandeo lateral, basadas en la formulación clásica adoptada en Eurocódigo pero permitiendo la consideración del endurecimiento por deformación a través del CSM.

$$M_{b,csm,Rd} = \frac{\chi_{csm} M_{c,csm,Rk}}{\gamma_{M1}} \quad (6.1)$$

$$\chi_{csm} = \frac{1}{\phi_{csm} + \sqrt{\phi_{csm}^2 - \bar{\lambda}_{csm}^2}} \quad (6.2)$$

$$\phi_{csm} = 0.5[1 + \alpha_{csm}(\bar{\lambda}_{csm} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}_{csm}^2] \quad (6.3)$$

$$\bar{\lambda}_{csm} = \sqrt{\frac{M_{c,csm,Rk}}{M_{cr}}} \quad (6.4)$$

$$\alpha_{csm} = \alpha_{EN} \frac{e_{0,csm}}{e_{0,EN}} \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{c,csm}}} \frac{\sigma_{c,csm} W_{el}}{M_{c,csm,Rk}} \quad (6.5)$$

$$\frac{e_{0,csm}}{e_{0,EN}} = \begin{cases} C_5 - C_6 \bar{\lambda}_p & \text{para } \bar{\lambda}_p \leq 0.68 \\ 1 & \text{para } \bar{\lambda}_p > 0.68 \end{cases} \quad (6.6)$$

Donde  $C_5$  y  $C_6$  son dos coeficientes específicos para pandeo lateral que permiten tener en cuenta el efecto perjudicial que la plastificación del material tiene en la inestabilidad de los elementos, y que deberán calibrarse a partir de los resultados numéricos del estudio paramétrico siguiendo un procedimiento análogo al llevado a cabo en Arrayago et al. (2021).

Entonces, el primer paso para el desarrollo del CSM para vigas no arriostradas fue calcular las amplitudes de las imperfecciones equivalentes  $e_{0,csm}$  y  $e_{0,EN}$ . Para esto, se utilizó la formulación específica de Ayrton-Perry para pandeo lateral, recogida de la investigación realizada por Taras y Greiner (2010), tal y como se muestra en la ecuación 6.7.

$$\frac{M_y}{W_y \cdot f_y} + \frac{M_y}{W_y \cdot f_y} \cdot \frac{1}{1 - \frac{M_y}{M_{cr}}} \cdot \frac{A \cdot e_0}{W_z} \cdot \frac{W_y}{A \cdot \left( \frac{M_{cr}}{N_{cr,z}} + \frac{h}{2} \right)} \cdot \left[ 1 + \frac{N_{cr,z}}{M_{cr}} \cdot \frac{h}{2} \right] \leq 1 \quad (6.7)$$

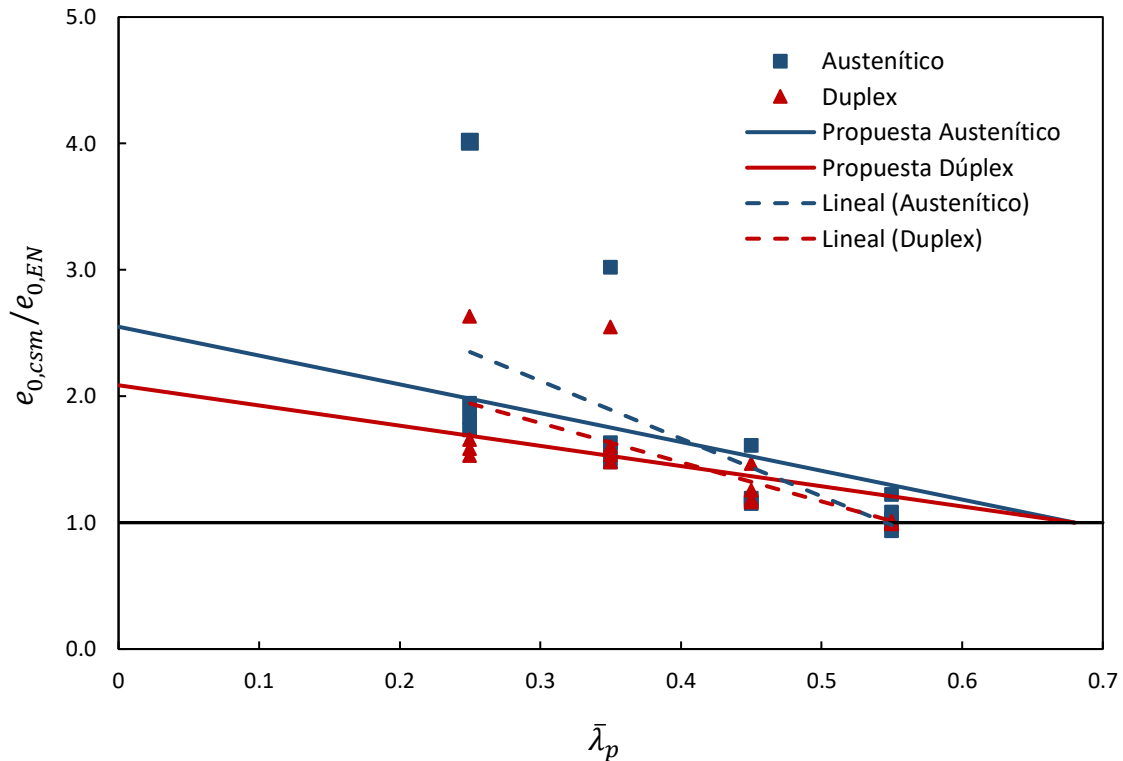
A partir de la esta ecuación 6.7, y realizando algunos despejes matemáticos, se pudo obtener la ecuación 6.8, la cual permite calcular directamente el valor de la amplitud para las imperfecciones  $e_{0,csm}$  y  $e_{0,EN}$ .

$$e_0 = \left( 1 - \frac{M_y}{W_y \cdot f_y} \right) \cdot \frac{W_y \cdot f_y}{M_y} \cdot \left( 1 - \frac{M_y}{M_{cr}} \cdot \frac{W_z}{A} \cdot \frac{A \cdot \left( \frac{M_{cr}}{N_{cr,z}} + \frac{h}{2} \right)}{W_y} \cdot \frac{1}{\left[ 1 + \frac{N_{cr,z}}{M_{cr}} \cdot \frac{h}{2} \right]} \right) \quad (6.8)$$

Puesto que los parámetros que se buscan no son los valores individuales de  $e_{0,csm}$  y  $e_{0,EN}$ , sino la ratio entre ellos, es posible realizar ciertas simplificaciones matemáticas adicionales. Finalmente, en base a la ecuación 6.10, la relación de amplitudes imperfecciones equivalentes  $\frac{e_{0,csm}}{e_{0,EN}}$ , se pudo formular de acuerdo con la ecuación 6.9.

$$\frac{e_{0,csm}}{e_{0,EN}} = \frac{M_{c,csm} - M_{u,FE}}{M_{y,pl} - M_{u,FE}} \quad (6.9)$$

Los valores calculados de  $\frac{e_{0,CSM}}{e_{0,EN}}$  utilizando los resultados del estudio paramétrico se graficaron contra la esbeltez local  $\bar{\lambda}_p$  correspondiente a cada sección para los diferentes grados de acero inoxidable considerados en la investigación (austenítico y dúplex), según se muestra en la Figura 6.5, en donde se puede observar una clara tendencia descendente de la ratio  $\frac{e_{0,CSM}}{e_{0,EN}}$  con valores crecientes de  $\bar{\lambda}_p$  para ambos materiales.



**Figura 6.5.** Relación entre las amplitudes de imperfección equivalentes CSM y EN en función de la esbeltez local  $\bar{\lambda}_p$

La relación adoptada para vincular la ratio  $\frac{e_{0,CSM}}{e_{0,EN}}$  y la esbeltez local  $\bar{\lambda}_p$  es lineal, tal y como está definido en la ecuación 6.6, de acuerdo con Arrayago et. al (2021). Los valores correspondientes a  $C_5$  y  $C_6$  propuestos en este trabajo para la extensión del CSM para pandeo lateral se formulan en las ecuaciones 6.10 y 6.11. Esos coeficientes fueron definidos de tal manera que tomen en cuenta las características tenso-deformacionales de los diferentes tipos de acero inoxidable a través de su dependencia con  $f_u/f_y$ .

$$C_5 = 1 + 0.68C_6 \quad (6.10)$$

$$C_6 = 1.1(f_u/f_y) \quad (6.11)$$

Para la calibración de los coeficientes  $C_5$  y  $C_6$  se utilizaron las líneas de tendencia de los resultados obtenidos, tal y como se muestran en la Figura 6.5, además de la condición de que, para un valor de  $\bar{\lambda}_p = 0.68$  la relación  $\frac{e_{0,csm}}{e_{0,EN}}$  debe adoptar un valor de 1. Esta condición tiene como objetivo imponer que para aquellas secciones en las que los efectos de endurecimiento no sean importantes (es decir, secciones con una esbeltez correspondiente al límite de clase 3,  $\bar{\lambda}_p = 0.68$ ), la formulación de Eurocódigo coincida con la del CSM. En la Figura 6.5 se pueden observar que las relaciones lineales propuestas a partir de los coeficientes  $C_5$  y  $C_6$  proporcionan un buen ajuste a los resultados de  $\frac{e_{0,csm}}{e_{0,EN}}$ .

Una vez calibrados los coeficientes  $C_5$  y  $C_6$  para pandeo lateral, se evaluó la precisión de la propuesta final del CSM utilizando los mismos resultados del estudio paramétrico. En la Tabla 6.1 y Tabla 6.2 se presentan los resultados obtenidos, donde se detalla la capacidad última numérica de cada elemento  $M_u$  y su comparación con las capacidades calculadas por medio de Eurocódigo  $M_{b,EN}$  y el CSM  $M_{b,csm}$  para las curvas de pandeo con  $\alpha_{LT} = 0.76$  (curva de pandeo actual prescrita en Eurocódigo) y la propuesta en esta investigación  $\alpha_{LT} = 0.34$ , a partir de los ratios  $M_u/M_{b,EN}$  y  $M_u/M_{b,csm}$ .

Las Tabla 6.1 y la Tabla 6.2 proporcionan también los valores medios y coeficientes de variación para cada una de las alternativas de cálculo consideradas. Debe notarse también que, para estas comparaciones, se ha adoptado un valor igual a 1.0 para el coeficiente parcial de seguridad  $\gamma_{M1}$ .



**Tabla 6.1.** Comparación de resultados entre la capacidad real y las obtenidas por CSM y Eurocódigo para aceros austeníticos.

ID	$\bar{\lambda}_p$	$M_u$ (kN.m)	$\alpha = 0.76$		$\alpha = 0.34$	
			$M_u/M_{b,EN}$	$M_u/M_{b,CSM}$	$M_u/M_{b,EN}$	$M_u/M_{b,CSM}$
BA 1.0	0.25	160.38	1.26	1.03	1.26	1.00
BA 1.1		140.58	1.11	1.01	1.11	0.94
BA 1.2		131.18	1.12	1.05	1.07	0.93
BA 1.3		116.33	1.24	1.15	1.07	0.93
BA 1.4		93.31	1.50	1.36	1.21	1.02
BA 1.5		88.85	1.56	1.41	1.26	1.05
BA 1.6		83.66	1.85	1.68	1.50	1.25
BA 2.0	0.35	119.79	1.31	1.07	1.31	1.09
BA 2.1		101.72	1.11	1.07	1.11	1.00
BA 2.2		94.55	1.13	1.08	1.08	0.97
BA 2.3		83.41	1.27	1.16	1.09	0.96
BA 2.4		65.59	1.62	1.35	1.30	1.02
BA 2.5		61.88	1.69	1.40	1.37	1.05
BA 2.6		57.42	2.05	1.67	1.69	1.26
BA 3.0	0.45	85.64	1.22	1.10	1.22	1.13
BA 3.1		77.47	1.11	1.13	1.11	1.09
BA 3.2		72.27	1.13	1.16	1.08	1.06
BA 3.3		63.61	1.29	1.22	1.10	1.03
BA 3.4		49.75	1.69	1.38	1.36	1.06
BA 3.5		46.78	1.78	1.42	1.44	1.08
BA 3.6		44.06	1.87	1.46	1.52	1.11
BA 4.0	0.55	66.58	1.17	1.11	1.17	1.15
BA 4.1		60.89	1.07	1.15	1.07	1.11
BA 4.2		58.41	1.14	1.21	1.08	1.11
BA 4.3		51.23	1.31	1.24	1.11	1.06
BA 4.4		39.60	1.76	1.36	1.42	1.06
BA 4.5		37.13	1.86	1.40	1.51	1.08
BA 4.6		34.65	1.95	1.43	1.60	1.10
<b>Media (<math>\bar{x}</math>)</b>			1.43	1.26	1.26	1.06
<b>Coef. de variación (CV)</b>			21.94%	14.74%	14.80%	7.77%

**Tabla 6.2.** Comparación de resultados entre la capacidad real y las obtenidas por CSM y Eurocódigo para aceros dúplex.

ID	$\bar{\lambda}_p$	$M_u$ (kN.m)	$\alpha = 0.76$		$\alpha = 0.34$	
			$M_u/M_{b,EN}$	$M_u/M_{b,CSM}$	$M_u/M_{b,EN}$	$M_u/M_{b,CSM}$
BD 1.0	0.25	398.44	1.26	1.06	1.26	1.01
BD 1.1		341.55	1.16	1.09	1.12	0.97
BD 1.2		316.80	1.25	1.15	1.12	0.97
BD 1.3		272.25	1.44	1.27	1.18	0.99
BD 1.4		206.66	1.75	1.53	1.42	1.15
BD 1.5		193.55	1.79	1.56	1.46	1.19
BD 1.6		180.43	1.82	1.60	1.49	1.22
BD 2.0	0.35	292.05	1.25	1.04	1.25	1.01
BD 2.1		252.45	1.18	1.08	1.13	0.97
BD 2.2		233.39	1.27	1.12	1.13	0.96
BD 2.3		199.24	1.51	1.21	1.23	0.96
BD 2.4		146.77	1.91	1.46	1.56	1.13
BD 2.5		135.88	1.97	1.50	1.62	1.16
BD 2.6		125.24	2.00	1.53	1.66	1.20
BD 3.0	0.45	214.09	1.24	1.10	1.24	1.13
BD 3.1		187.85	1.19	1.19	1.13	1.09
BD 3.2		173.25	1.29	1.22	1.14	1.07
BD 3.3		146.77	1.55	1.30	1.26	1.05
BD 3.4		125.48	1.85	1.41	1.49	1.09
BD 3.5		106.43	2.06	1.52	1.70	1.17
BD 3.6		97.76	2.13	1.55	1.77	1.20
BD 4.0	0.55	174.49	1.21	1.16	1.21	1.19
BD 4.1		155.18	1.18	1.24	1.13	1.15
BD 4.2		143.55	1.29	1.27	1.14	1.13
BD 4.3		121.77	1.58	1.33	1.28	1.09
BD 4.4		103.70	1.90	1.42	1.54	1.11
BD 4.5		87.37	2.14	1.51	1.77	1.18
BD 4.6		79.94	2.23	1.54	1.86	1.20
<b>Media (<math>\bar{x}</math>)</b>			1.59	1.32	1.37	1.10
<b>Coef. de variación (CV)</b>			22.77%	13.95%	17.44%	7.91%

Adicionalmente, en la Tabla 6.3 se presenta la media y el coeficiente de variación de los resultados obtenidos de manera resumida, con el fin evaluar la precisión y dispersión de los mismos para cada una de las alternativas de cálculo estudiadas.

**Tabla 6.3.** Media y coeficiente de variación (CV) de los resultados para las diferentes alternativas de cálculo estudiadas.

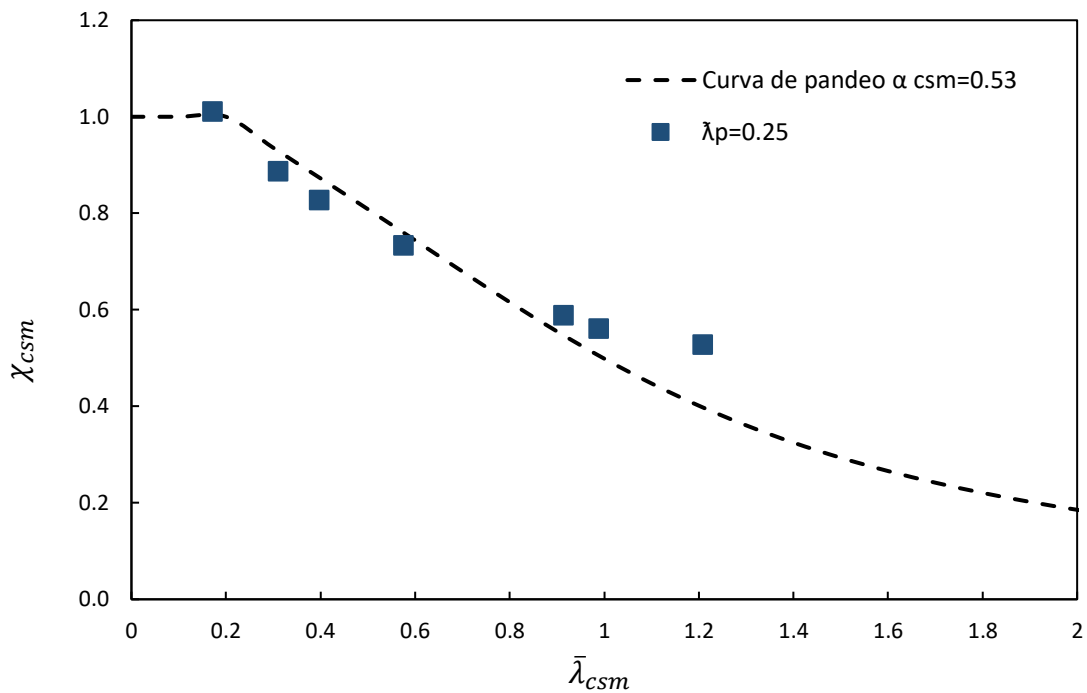
Tipo de acero		$\alpha_{LT} = 0.76$		$\alpha_{LT} = 0.34$	
		$M_u/M_{b,EN}$	$M_u/M_{b,csm}$	$M_u/M_{b,EN}$	$M_u/M_{b,csm}$
Austenítico	<b>Media</b>	1.43	1.26	1.26	1.06
	<b>CV</b>	21.94%	14.74%	14.80%	7.77%
Dúplex	<b>Media</b>	1.59	1.32	1.37	1.10
	<b>CV</b>	22.77%	13.95%	17.44%	7.91%

A partir de estas comparaciones, se puede notar que la precisión global de los resultados mejora cuando se pasa de usar la curva de pandeo “d”, con  $\alpha_{LT} = 0.76$ , a usar la curva “b” con  $\alpha_{LT} = 0.34$  para los dos materiales analizados, tal y como se dedujo en la sección anterior, puesto que el valor medio de las ratios  $M_u/M_{b,EN}$  y  $M_u/M_{b,csm}$  se acercan más a la unidad y la dispersión de los resultados (CV) es menor. Además, se puede observar que, para cada una de las curvas de pandeo consideradas, si se pasa a usar el CSM, la precisión de los resultados mejora considerablemente en cada caso, en comparación al Eurocódigo.

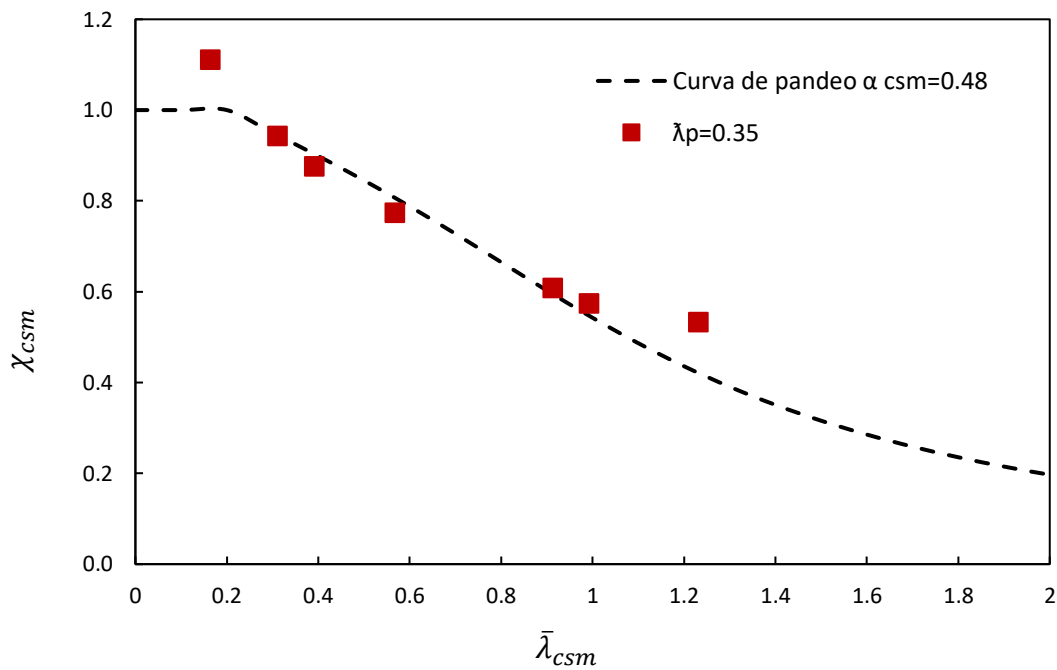
Por lo tanto, se verifica que usando la curva “b” con un parámetro de imperfección  $\alpha_{LT} = 0.34$  y la propuesta desarrollada en este trabajo para el CSM, se predice la capacidad de vigas de sección en I de acero inoxidable ante los efectos de pandeo lateral lo más realista posible, mejorando en un 35% para el caso del acero inoxidable austenítico y un 45% para el dúplex.

Se debe tener en cuenta que, de acuerdo con la formulación presentada anteriormente, el factor de imperfección  $\alpha_{csm}$  que se le asigna a cada sección depende del material y de la esbeltez local  $\bar{\lambda}_p$ . Por tal motivo, cada una de estas secciones presenta una curva de pandeo efectiva diferente, en contraposición con lo que ocurre para Eurocódigo, donde la misma curva de pandeo sirve para todas las secciones y materiales. En consecuencia, no es posible obtener figuras parecidas a las mostradas en la sección anterior (Figura 6.3 y Figura 6.4), para el análisis de resultados.

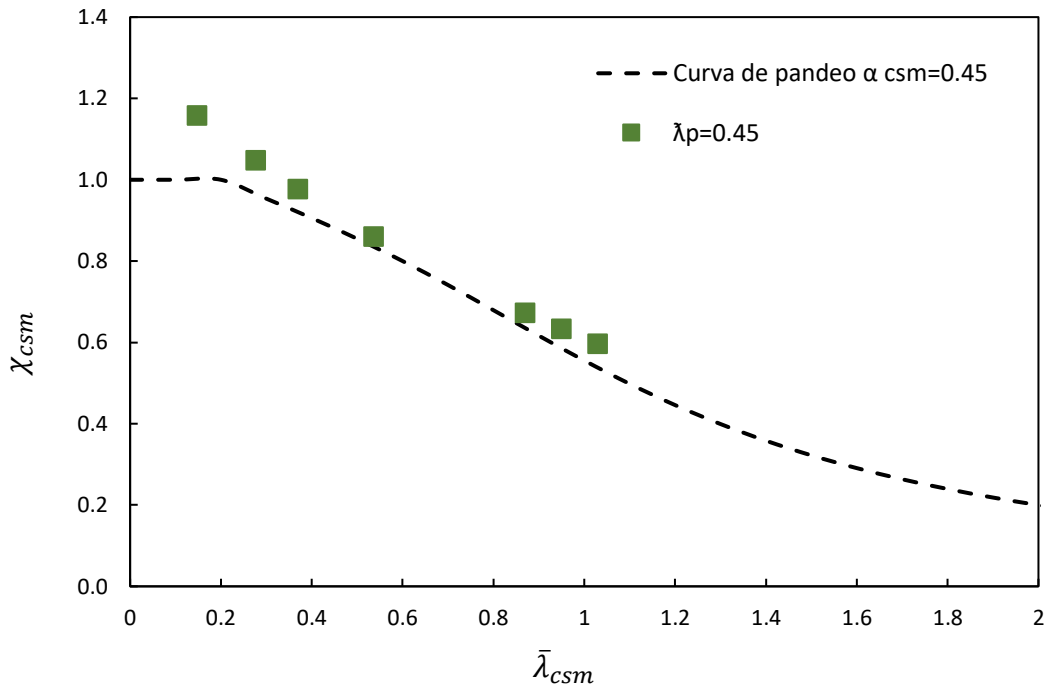
Sin embargo, a modo de ejemplo se presentan los resultados y las curvas de pandeo que corresponden a secciones de acero austenítico y dúplex, según se indican desde la Figura 6.6 hasta la Figura 6.13.



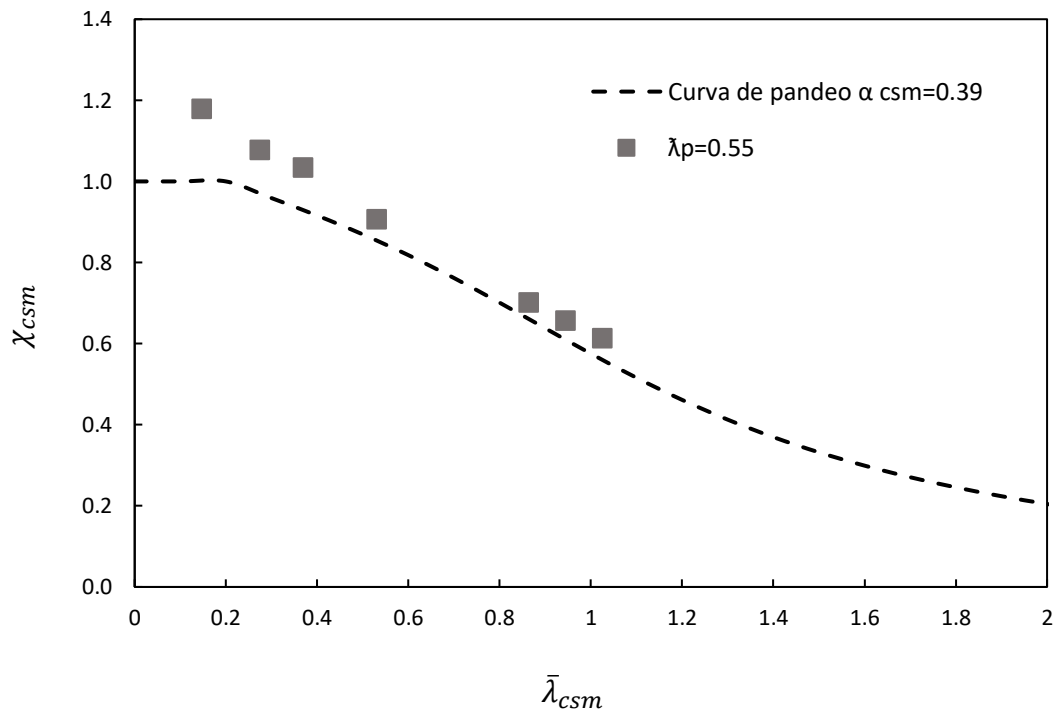
**Figura 6.6.** Curva de pandeo efectiva propuesta para vigas con esbeltez local de  $\bar{\lambda}_p = 0.25$  y conformadas con acero inoxidable austenítico.



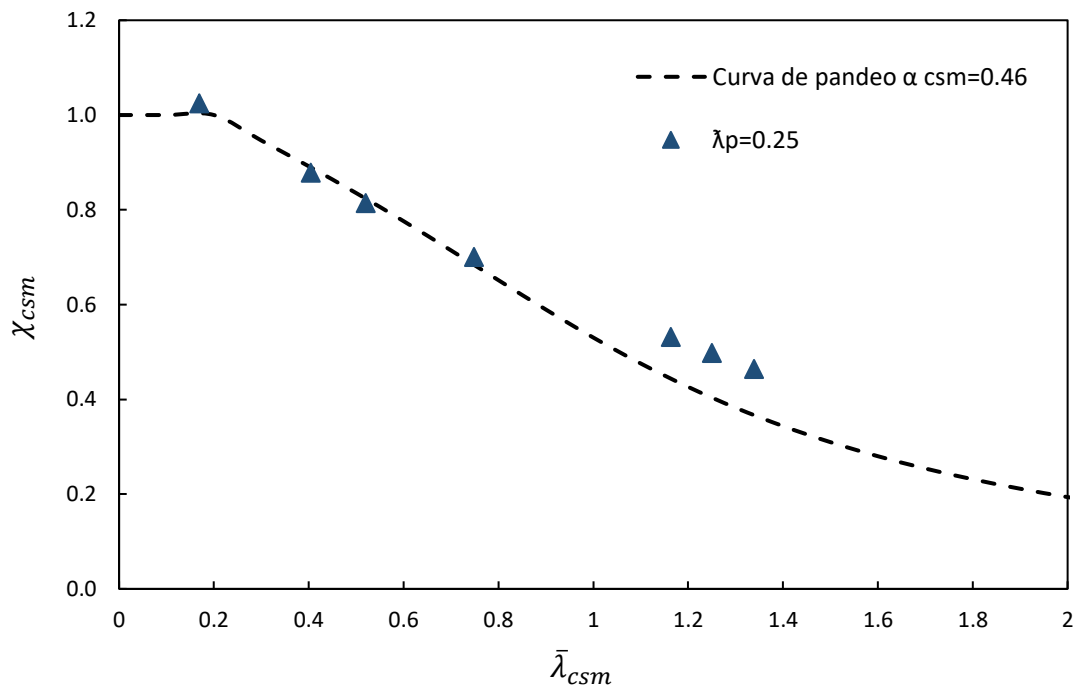
**Figura 6.7.** Curva de pandeo efectiva propuesta para vigas con esbeltez local de  $\bar{\lambda}_p = 0.35$  y conformadas con acero inoxidable austenítico.



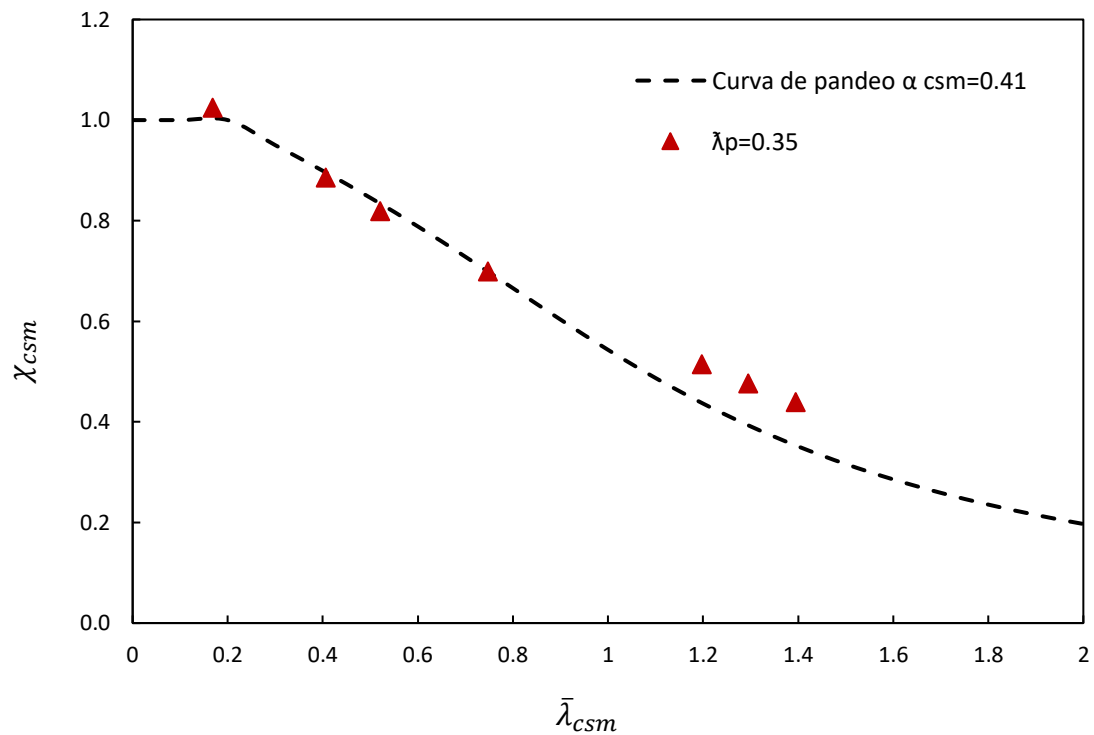
**Figura 6.8.** Curva de pandeo efectiva propuesta para vigas con esbeltez local de  $\bar{\lambda}_p = 0.45$  y conformadas con acero inoxidable austenítico.



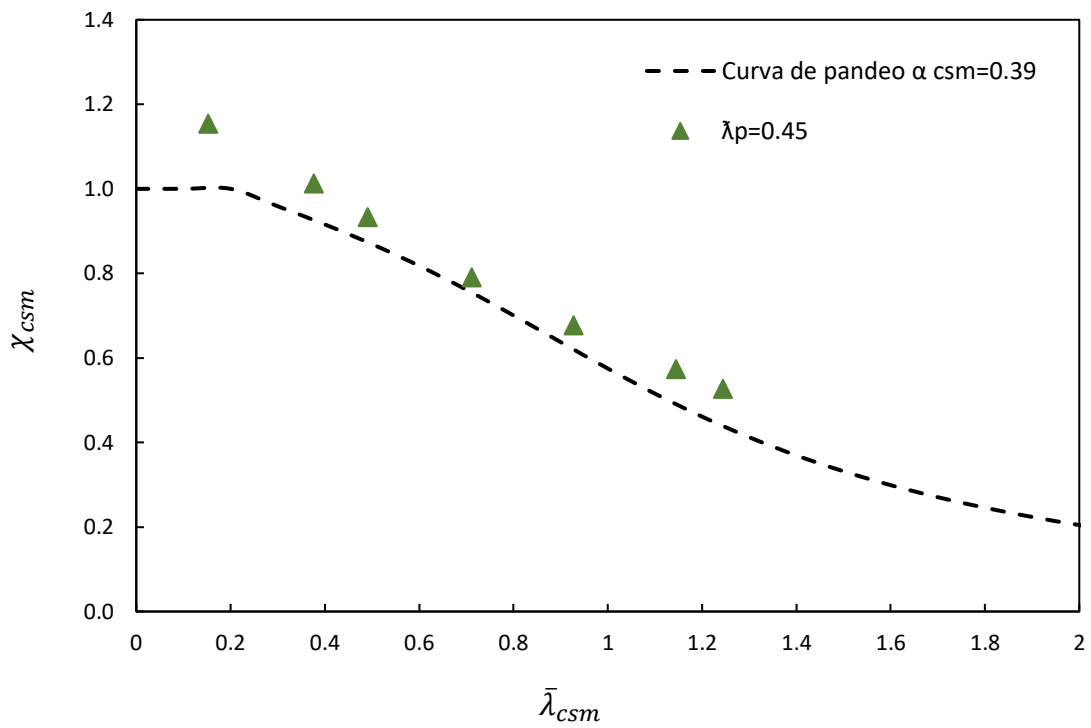
**Figura 6.9.** Curva de pandeo efectiva propuesta para vigas con esbeltez local de  $\bar{\lambda}_p = 0.55$  y conformadas con acero inoxidable austenítico.



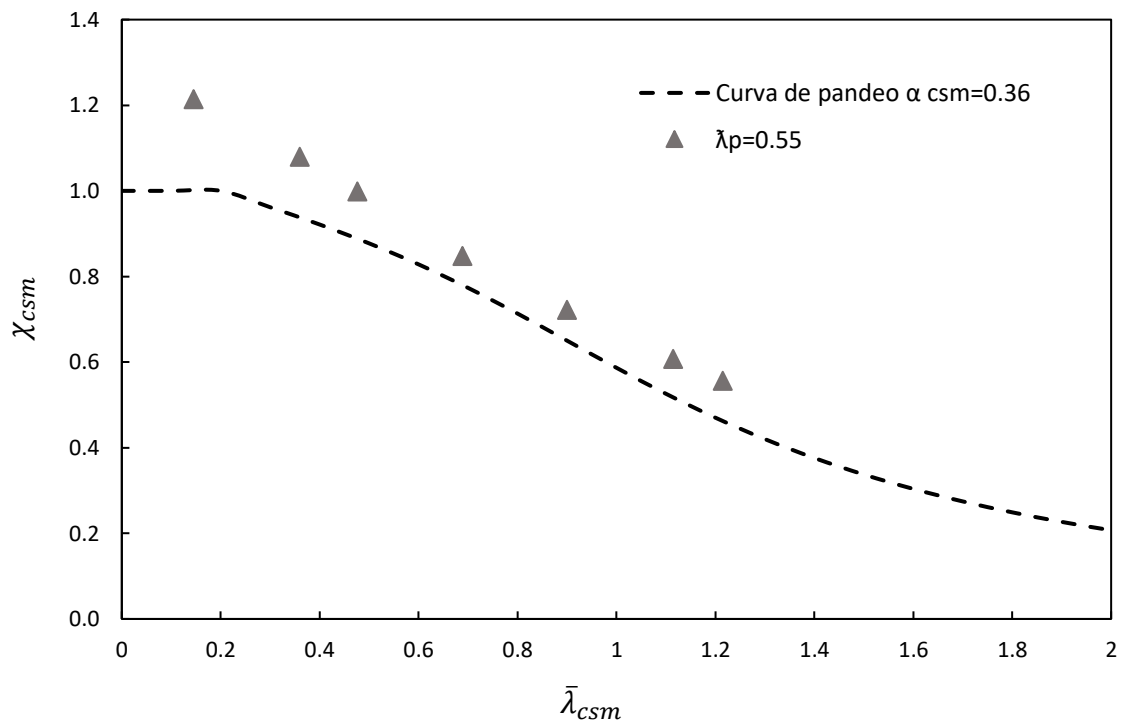
**Figura 6.10.** Curva de pandeo efectiva propuesta para vigas con esbeltez local de  $\bar{\lambda}_p = 0.25$  y conformadas con acero inoxidable dúplex.



**Figura 6.11.** Curva de pandeo efectiva propuesta para vigas con esbeltez local de  $\bar{\lambda}_p = 0.35$  y conformadas con acero inoxidable dúplex.

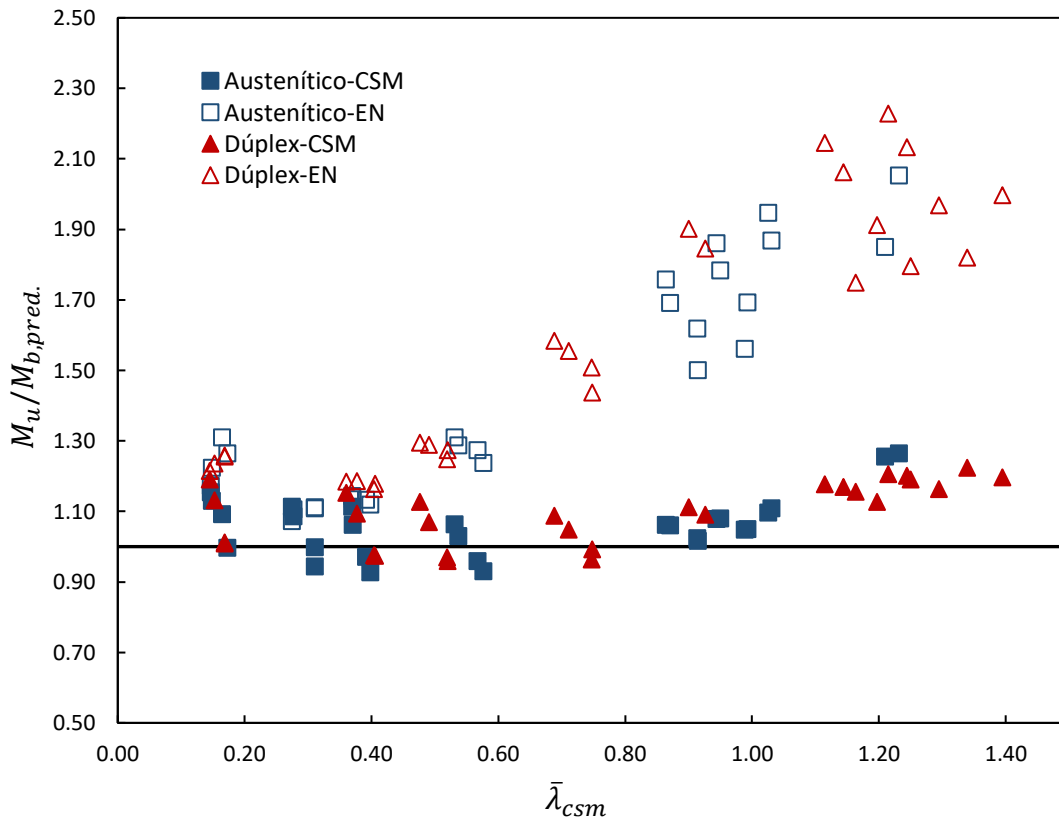


**Figura 6.12.** Curva de pandeo efectiva propuesta para vigas con esbeltez local de  $\bar{\lambda}_p = 0.45$  y conformadas con acero inoxidable dúplex.



**Figura 6.13.** Curva de pandeo efectiva propuesta para vigas con esbeltez local de  $\bar{\lambda}_p = 0.55$  y conformadas con acero inoxidable dúplex.

Finalmente, se presenta la Figura 6.14, donde se evalúa, de acuerdo con los resultados numéricos estudiados, los enfoques Eurocódigo y CSM propuesto para el estudio de vigas de sección en I sometidas a pandeo lateral, a modo de ratios  $M_u/M_{b,pred}$ , y en función de la esbeltez local de la sección.



**Figura 6.14.** Evaluación de los enfoques Eurocódigo y CSM propuesto para vigas no arriostradas en sección I de acero inoxidable.

En base a la Figura 6.14 se ratifica que la propuesta desarrollada para el CSM en este trabajo ayuda a mejorar notablemente la predicción de la capacidad de vigas no arriostradas en sección I de acero inoxidable, en comparación con la prescrita actualmente por Eurocódigo EN 1993-1-4. Puede observarse que la nueva propuesta del CSM representa una mayor precisión en la predicción de la capacidad última de elementos sometidos a pandeo lateral para todo el rango de esbelteces de elemento estudiado. Las mejoras que pueden observarse en el rango de esbelteces bajas a intermedias se deben a la adopción del Continuous Strength Method (CSM) principalmente, ya que en esta zona el endurecimiento por deformación juega un papel relevante. En la zona de esbelteces más altas, las mejoras vienen dadas por la adopción de una curva de pandeo más alta que la propuesta actualmente en EN 1993-1-4.



## CAPÍTULO 7. CONCLUSIONES

### 7.1 Conclusiones

Este trabajo de investigación ha permitido, a través del estudio numérico de vigas no arriostradas de acero inoxidable con sección en I, comprender de mejor manera el efecto que la no linealidad del material presenta en el comportamiento frente a pandeo lateral de estos elementos. Asimismo, a través del análisis de las cargas últimas, ha permitido evaluar las formulaciones incluidas en las normativas actuales y proponer una nueva metodología de cálculo para un diseño más eficiente de las estructuras de acero inoxidable. Además, pueden destacarse las siguientes conclusiones.

- Se desarrollaron dos modelos numéricos capaces de representar correctamente los efectos de pandeo lateral en vigas de sección en I de acero inoxidable. El primero, un modelo que representó de forma detallada a las muestras tal y como se ensayaron experimentalmente, y el segundo, un modelo simplificado, que corroboró los resultados del primero, pero que sirvió para facilitar el desarrollo del estudio paramétrico.
- Se desarrolló un estudio paramétrico considerando dos tipos de acero inoxidable, el austenítico y el dúplex, además de diferentes propiedades geométricas y longitudes de elemento; es decir, diferentes esbelteces locales y globales. El estudio paramétrico contempló un total de 56 modelos diferentes, siendo un campo de estudio amplio que aseguró la precisión de los resultados.
- Se verificó que el nivel de conservadurismo para la formulación actual de Eurocódigo EN 1993-1-4 es alto, debido a la adopción de una curva de pandeo (curva “d”, con un factor de imperfección  $\alpha_{LT} = 0.34$ ) demasiado conservadora y el hecho de no considerar los efectos de endurecimiento por deformación en la formulación.
- El análisis de los resultados indicó que, para aceros inoxidables austeníticos, la curva “b” con un coeficiente de imperfección de  $\alpha_{LT} = 0.34$  es la que mejor disposición y ajuste presenta con los resultados disponibles. En cambio, para aceros dúplex es la curva “a” con  $\alpha_{LT} = 0.21$  la que mejor se adaptó a los resultados numéricos.

- Se propuso una mejora del procedimiento de Eurocódigo a partir de la definición de una nueva curva de pandeo, la misma para ambos materiales, la curva de pandeo “b” con un  $\alpha_{LT} = 0.34$  para el diseño de vigas de sección en I de acero inoxidable.
- Se comprobó, mediante los resultados numéricos, que en la zona de esbelteces  $\bar{\lambda}_{LT}$  bajas e intermedias el nivel de imprecisión es muy elevado, determinando que esto no se debe a la elección de la curva de pandeo, sino a que en la formulación prescrita por Eurocódigo no se tiene en cuenta el endurecimiento por deformación.
- Por tal motivo, se planteó la propuesta en la extensión de la formulación del Continuous Strength Method (CSM) para predecir correctamente la capacidad de resistencia de vigas no arriostradas de sección en I de acero inoxidable mediante la calibración de los coeficientes  $C_5$  y  $C_6$  específicos para este modo de fallo.
- A partir de estas comparaciones entre las ratios  $M_u/M_{b,EN}$  y  $M_u/M_{b,CSM}$ , se pudo notar que la precisión global de los resultados mejora cuando se pasa de usar las ecuaciones de cálculo especificadas actualmente a la nueva propuesta desarrollada en este trabajo para los dos materiales analizados, ya que la media de las ratios se acerca más a la unidad y el coeficiente de variación (la dispersión) es menor.
- Se ratifica que la propuesta desarrollada por primera vez para la extensión del CSM al comportamiento de pandeo lateral ayuda a mejorar notablemente la predicción de la capacidad de vigas no arriostradas en sección I de acero inoxidable, representando así uno de los mayores aportes de la investigación.

## 7.2 Futuras líneas de investigación

En base al trabajo realizado, se presentan las siguientes posibles líneas de trabajo para poder llevar a cabo un desarrollo completo del CSM para elementos de acero inoxidable no arriostrados y su posible implementación en el Eurocódigo.

- Extender el estudio paramétrico para que incluya un mayor número de resultados que permitan validar, de manera independiente, las propuestas desarrolladas en este trabajo.
- Desarrollo de un estudio paramétrico adicional que contemple las vigas de acero inoxidable ferrítico no arriostradas para evaluar la idoneidad de los parámetros  $C_5$  y  $C_6$  para este nuevo material.
- Realizar los estudios estadísticos pertinentes para garantizar la fiabilidad de las diferentes propuestas desarrolladas para su incorporación en Eurocódigo.
- Estudiar el desempeño de las propuestas desarrolladas a la hora de evaluar el comportamiento de elementos flexocomprimidos no arriostrados para el caso de interacción de inestabilidades globales a compresión y flexión (pandeo por flexión y pandeo lateral).

## REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Abaqus. (2020). ABAQUS/Standard User's Manual Volumes I-III and ABAQUS CAE Manual. Dassault Systemes Simulia Corporation.
- Afshan, S., & Gardner, L. (2013). The continuous strength method for structural stainless steel design. *Thin-Walled Structures*, 68, 42-49.
- Anwar-Us-Saadat, M., & Ashraf, M. (2018). The continuous strength method for lateral-torsional buckling of stainless steel I-beams. *Thin-Walled Structures*, 130, 148-160.
- Arrayago, I., & Rasmussen, K. J. (2021). Buckling Curves for Cold-Formed Stainless-Steel Columns and Beams. *Journal of Structural Engineering (United States)*, 147(10), 04021149.
- Arrayago, I., Real, E., Gardner, L., & Mirambell, E. (2021). The Continuous Strength Method for the design of stainless steel hollow section beam-columns. *Engineering Structures*, 238, 111981.
- Arrayago, I., Real, E., Mirambell, E., & Gardner, L. (2020). The Continuous Strength Method for the design of stainless steel hollow section columns. *Thin-Walled Structures*, 154, 106825.
- Baddoo, N. R. (2008). Stainless steel in construction: A review of research, applications, challenges and opportunities. *Journal of Constructional Steel Research*, 64, 1199-1206.
- Bu, Y., & Gardner, L. (2019). Finite element modelling and design of welded stainless steel I-section columns. *Journal of Constructional Steel Research*, 152, 57-67.
- Bu, Y., & Gardner, L. (2019). Laser-welded stainless steel I-section beam-columns: Testing, simulation and design. *Engineering Structures*, 179, 23-36.
- Cruise, R., & Gardner, L. (2009). Modeling of residual stresses in structural stainless steel. *135(1)*, 42-53.

- European Committee for Standardization (CEN). (2018). EN 1090-2:2018. Execution of Steel Structures and Aluminium Structures. *Technical Requirements for Steel Structures*. Brussels, Belgium.
- European Committee for Standardization (CEN). EN 1993-1-1. (2005). Eurocode 3: Design of Steel Structures. *Part 1-1: General rules and rules for buildings*. Brussels, Belgium.
- European Committee for Standardization (CEN). EN 1993-1-4+A1. (2015). Eurocode 3: Design of Steel Structures. *Part 1-4: General Rules. Supplementary rules for stainless steels, including amendment A1*. Brussels, Belgium.
- Gardner, L., & Cruise, R. (2009). Modeling of residual stresses in structural stainless steel sections. *Journal of Structural Engineering*, 135(1), 42-53.
- Gardner, L., Bu, Y., & Theofanous, M. (2016). Laser-welded stainless steel I-sections: Residual stress measurements and column buckling tests. *Engineering Structures*, 127, 536-548.
- Gardner, L., Talia, A., & Baddoo, N. R. (2006). Structural design of high-strength austenitic stainless steel. *Thin-Walled Structures*, 44, 517-528.
- Hill, N. (1944). Determination of stress-strain relations from "offset" yield strength values. *Technical Note No. 927*. Washington, D.C., U.S.A.: Aeronautics, National Advisory Committee for Aeronautics.
- Kucukler, M., Gardner, L., & Bu, Y. (2020). Flexural-torsional buckling of austenitic stainless steel I-section beam-columns: Testing, numerical modelling and design. *Thin-Walled Structures*, 152, 106572.
- Mirambell, E., & Real, E. (2000). On the calculation of deflections in structural stainless steel beams: an experimental and numerical investigation. *Journal of Constructional Steel Research*, 54, 109-133.
- prEN 1993-1-4. (2020). Eurocode 3: Design of Steel Structures. *Part 1-4: General Rules. Supplementary rules for stainless steels., Second draft*.

- Ramberg, W., & Osgood, W. (1943). Description of stress-strain curves by three parameters. *Technical Note No. 902*. Washington, D.C., U.S.A.: National Advisory Committee for Aeronautics.
- Steel Construction Institute (SCI). (2017). *Design Manual for Structural Stainless Steel* (4th ed.).
- Taras, A., & Greiner, R. (2010). New design curves for lateral-torsional buckling- Proposal based on a consistent derivation. *Journal of Constructional Steel Research*, 66, 648-663.
- Theofanous, M., & Gardner, L. (2009). Testing and numerical modelling of lean duplex stainless steel hollow section columns. *Engineering Structures*, 31, 3047-3058.
- Wang, K., Xiaon, M., Chung, K.-F., & Nethercot, D. A. (2021). Lateral torsional buckling of partially restrained beams of high strength S690 welded I-sections. *Journal of Constructional Steel Research*, 184, 106777.
- Wang, Y., Yang, L., Gao, B., Shi, Y., & Yuan, H. (2014). Experimental Study of Lateral-torsional Buckling Behavior of Stainless Steel Welded I-section Beams. *International Journal of Steel Structures*, 14(2), 411-420.
- Working Group 22 for Eurocode 3, CEN/TC 250/SC3/WG22. prEN 1993-1-14. (s.f.). Eurocode 3: Design of steel structures. *Part 1-14: Design assisted by finite element analysis, Under development*. Brussels, Belgium.
- Xiong, G., Feng, Y., Liao, X.-D., Gu, Y., & Kang, S.-B. (2021). Lateral-torsional buckling behaviour of welded Q690 steel I-beams with double lateral restraints along the length. *Thin-Walled Structures*, 170, 108659.
- Yuan, H. X., Wang, Y. Q., Shi, Y. J., & Gardner, L. (2014). Residual stress distributions in welded stainless steel sections. *Thin-Walled Structures*, 79, 38-51.
- Zhao, O., Afshan, S., & Gardner, L. (2017). Structural response and continuous strength method design of slender stainless steel cross-sections. *Engineering Structures*, 140, 14-25.

Zhao, O., Gardner, L., & Young, B. (2016). Buckling of ferritic stainless steel members under combined axial compression and bending. *Journal of Constructional Steel Research*, 117, 35-48.