Asociación Argentina



de Mecánica Computacional

Mecánica Computacional Vol XLI, pp. 207-216 C.I. Pairetti, M.A. Pucheta, M.A. Storti, C.M. Venier (Eds.) R. Jaca, D. Felix (Issue eds.) Rosario, November 5-8, 2024

DETERMINACIÓN NUMÉRICA DE CARGAS CRÍTICAS DE PANDEO LOCAL EN PERFILES DE PARED DELGADA Y ABIERTA SOMETIDOS A CARGAS DE FLEXOCOMPRESIÓN

NUMERICAL DETERMINATION OF CRITICAL LOCAL BUCKLING LOADS IN THIN AND OPEN WALL PROFILES SUBJECTED TO FLEXO-COMPRESSION LOADS

Alejandro R. Ratazzi^a, Daniel H. Felix^a y Gonzalo J. Gilardi^a

^aDepartamento de Ingeniería (UNS), Instituto de Ingeniería-II-UNS (UNS-CIC) Universidad Nacional del Sur (UNS), Avenida Alem 1253, 8000 Bahía Blanca, Argentina alejandro.ratazzi@uns.edu.ar, dhfelix@uns.edu.ar, gonzalo.gilardi@uns.edu.ar, http://www.uns.edu.ar.

Palabras clave: perfiles, pared delgada, pandeo, carga critica, flexocompresión, elementos finitos.

Resumen. En el presente estudio numérico se determinan y comparan los valores de carga crítica que producen el pandeo local de perfiles de sección delgada y abierta cuando se encuentran sometidos a cargas de flexo-compresión. Para ello se utilizan 2 métodos de cálculo, siendo estos el método analítico clásico, el método de la fuerza directa y el método de elementos finitos. Se adoptan variantes de una sección transversal del tipo omega considerando diferentes espesores de chapa y diferentes dimensiones de alas y pestañas. También se ha tenido en cuenta la homogeneidad del material del perfil.

Keywords: profiles, thin wall, buckling, critical load, flexo-compression, finite elements.

Abstract. In the present numerical study, the critical load values that produce local buckling of thin and open section profiles when subjected to flexo-compression loads are determined and compared. For this, 2 calculation methods are used, these being the classic analytical method, the direct force method and the finite element method. Variants of an omega type cross section are adopted considering different sheet metal thicknesses and different dimensions of wings and flanges. The homogeneity of the profile material has also been taken into account.

()



1. INTRODUCCIÓN

Dada la relación favorable entre la cantidad de acero utilizada y la resistencia alcanzada, los perfiles de sección de pared delgada conformados en frío, tienen un amplio uso en la construcción de estructuras en diversas áreas de la ingeniería. Sin embargo este tipo de secciones tiene una característica que no se presenta tan frecuentemente en perfiles de sección llena, ya que los hace altamente susceptibles a varios fenómenos de inestabilidad, como el pandeo local (L), distorsional (D) y global (G), el cual puede ser flexional o flexional-torsional, (Schardt, 1994), (Schafer, 2002), (Kumar y Kalyanaraman, 2012)

En el presente trabajo, a modo de complemento de investigaciones anteriores, (Ratazzi et al., 2023), se propone analizar en detalle los diferentes modos de pandeo de un perfil de sección delgada y abierta, tipo Ω , conformado en frío, utilizado entre otras aplicaciones, como parante de refuerzo en silos metálicos destinados al almacenamiento de granos.

2. DEFINICIÓN DEL MODELO Y METODOLOGÍAS DE CÁLCULO

En este estudio numérico se analiza la inestabilidad provocada por pandeo lineal elástico, de perfiles de sección transversal tipo Ω mencionados anteriormente. La Figura 1 muestra: a) Una vista en perspectiva del perfil y b) La sección transversal del mismo.





(b) Vista de la sección transversal.

Figura 1: Geometría del perfil analizado. Sección tipo Ω de 1,6 mm de espesor de chapa.

Se utilizan 2 métodos numéricos diferentes para obtener las cargas que provocan la inestabilidad elástica del perfil: El método de la Fuerza o Resistencia Directa, conocido por su acrónimo en ingles como DSM, (*Direct Strength Method*); (Schafer, 2008), el cual debido a una abundante investigación, teórica, numérica y experimental, (Laím et al., 2013), (Afshan y L., 2013), (Ye et al., 2018), fue evolucionando para incluir diversos aspectos estructurales tales como la presencia de huecos en el dominio, (Moen y Schafer, 2010) o el efecto de la temperatura, entre otros, (Shahbazian y Wang, 2011), (Lu et al., 2017), (Mahar et al., 2021),

Por otra parte, se obtiene la carga que inestabiliza elásticamente el perfil, mediante el Método de Elementos Finitos, implementado a traves del software FEMAP.

La razón de la elección del primer método propuesto para el análisis es que proporciona un complemento muy importante y clarificador del fenómento de inestabilidad local y global en elementos de pared delgada ya que el mismo tiene sus raíces en la Teoría Generalizada de Vigas, conocida como GBT por su acrónimo en inglés, (*Generalized Beam Theory*), que estudia el pandeo total mediante una descomposición modal, siendo esta descomposición la que permite entender mejor las formas de pandeo lineal elástico, (Camotim y Basaglia, 2013).

2.1. El método de la fuerza directa (DSM)

El DSM, utilizado entre otros, por la norma del Instituto Americano del Hierro y el Acero, conocido por su acrónimo en inglés, AISI, (*American Iron and Steel Institute*), consiste en una metodología destinada a determinar el valor de la fuerza directa o carga nominal P_n y/o el momento nominal M_n que provocan la inestabilidad elástica de un perfil de pared delgada conformado en frío. En el presente estudio, nos enfocaremos exclusivamente en la determinación de la carga nominal P_n .

El DSM ha sufrido una mejora sustancial con el desarrollo del método de bandas finitas, que consiste en discretizar el dominio del perfil en tiras o bandas cuya longitud coincide con la longitud del perfil y que por lo tanto, se definen sobre su sección transversal, (Schafer, 2008), (Ye et al., 2018). Esta discretización tiene la ventaja de que el perfil tendrá unos pocos elementos y debido a ello el esfuerzo computacional será mucho menor que en el caso del método de elementos finitos. Cada una de las bandas así obtenida es formulada como un elemento de lámina, compuesto de un estado membranal en el eje neutro más un comportamiento de placa o flexional, estableciéndose en la formulación, la compatibilidad de desplazamientos entre elementos contiguos.

2.1.1. Utilización del método de bandas finitas

El método de bandas finitas es implementado a través del uso de la aplicación de código abierto CUFSM5, acrónimo en inglés que corresponde al Método de Banda Finita Restringida y No Restringida, (*Constrained and Unconstrained Finite Strip Method*), (Schafer y Ádány, 2006) (Li y Schafer, 2010). Este método permite la determinación de los factores de carga crítica local, distorcional y global, los cuales permiten calcular posteriormente los correspondientes valores de carga nominal, del modo que se describe a continuación.

Al definir el tipo de acero del perfil contaremos con el valor de la tensión de fluencia σ_y del mismo, con la cual podremos determinar la carga de fluencia:

$$P_y = \sigma_y A \tag{1}$$

siendo A el área de la sección transversal del perfil.

Por otra parte se deben establecer los valores de carga crítica que producen la inestabilidad elástica del perfil, para lo cual recurrimos a la mencionada aplicación de código abierto, CUFSM5, desarrollada por Schafer, (Schafer, 2008), la cual a partir de la definición del material, de las propiedades de la sección trasversal del perfil y de las condiciones de borde del mismo, permite, entre otras funcionalidades, calcular la curva que nos da los factores de carga crítica debidos a los tres modos de pandeo descriptos en función de la longitud del perfil.

Conocidos dichos factores y la carga de referencia establecida, es posible determinar los valores de carga crítica, Si adoptamos como carga de referencia la carga de fluencia P_y , los valores de carga crítica en los tres modos resultan:

$$P_{crL} = f_{crL} P_y \tag{2a}$$

$$P_{crD} = f_{crD} P_y \tag{2b}$$

$$P_{crG} = f_{crG} P_y \tag{2c}$$

siendo f_{crL} , f_{crD} y f_{crG} , los factores de carga crítica local distorsional y global respectivamente.

2.1.2. Determinacion de las cargas nominales

Los perfiles de acero de pared delgada, de sección transversal abierta y conformados en frío cuando están sometidos a compresión pura, tienen al menos tres modos de pandeo diferentes: pandeo local al alcanzar la carga nominal, P_{nL} ; pandeo distorsional, al alcanzar la carga nominal, P_{nD} y pandeo global o de Euler al alcanzar la carga nominal, P_{nG} , pudiéndo ser a su vez este último modo, flexional, torsional o flexional-torsional, (Schafer, 2002). Para obtener las cargas nominales P_{nL} , P_{nD} y P_{nG} , seguiremos el procedimiento establecido por el DMS, con la modificación propuesta por Schafer, para el caso de la carga nominal local, que puede hallarse entre otros, en (Schafer, 2008); (Camotim et al., 2016).

Al llegar a esta instancia de cálculo contamos con la carga de fluencia P_y obtenida mediante la Ec.(1) y las cargas críticas P_{crL} , P_{crD} y P_{crG} , obtenidas mediante las Ecs. (2a,b,c).

Comenzamos determinando el factor de esbeltez global λ_G con la expresión:

$$\lambda_G = \sqrt{\frac{P_y}{P_{crG}}} \tag{3}$$

y luego, de acuerdo al valor de λ_G , determinamos la carga nominal P_{nG} mediante:

$$P_{nG} = P_y \ 0.658^{\lambda_G^2} \ si \ \lambda_G \le 1,5$$
 (4a)

$$P_{nG} = P_y \frac{0,877}{\lambda_G^2} si \lambda_G > 1,5$$
 (4b)

Para obtener la carga nominal local, P_{nL} utilizaremos las siguientes expresiones propuestas por Schafer, tanto para el factor de esbeltez local λ_L como para la carga nominal, siendo:

$$\lambda_L = \sqrt{\frac{P_{nG}}{P_{crL}}} \tag{5}$$

Se puede determinar ahora la carga nominal de pandeo local, P_{nL} , mediante:

$$P_{nL} = P_{nG} \ si \ \lambda_L \le 0,776 \tag{6a}$$

$$P_{nL} = P_{nG} \left(\frac{P_{crL}}{P_{nG}}\right)^{0,4} \left[1 - 0, 15 \left(\frac{P_{crL}}{P_{nG}}\right)^{0,4}\right] si \lambda_L > 0,776$$
(6b)

De un modo similar se obtiene el factor de esbeltez distorsional λ_D en la forma:

$$\lambda_D = \sqrt{\frac{P_y}{P_{crD}}} \tag{7}$$

con la cual se puede determinar ahora la carga nominal de pandeo distorsional P_{nD} mediante la siguiente expresión:

$$P_{nD} = P_y \ si \ \lambda_D \ \le 0,561 \tag{8a}$$

$$P_{nD} = P_y \left(\frac{P_{crD}}{P_y}\right)^{0.6} \left[1 - 0, 25 \left(\frac{P_{crD}}{P_y}\right)^{0.6}\right] si \lambda_D > 0,561$$
(8b)

Una vez obtenidas las cargas nominales P_{nL} , P_{nD} y P_{nG} , la carga nominal P_n , que provoca la inestabilidad elástica por compresión del perfil, se obtiene del siguiente modo:

$$P_n = min(P_{nL}, P_{nD}, P_{nG}) \tag{9}$$

Es importante aclarar que en el caso en que la columna estuviese bajo cargas de flexión o flexo-compresión, las carga nominal de flexión, M_n , se obtiene mediante un procedimiento enteramente análogo al descripto.

2.2. Modelo construido en elementos finitos (MEF)

Para modelar los perfiles se utilizaron elementos de lámina planos, combinados. La razón de esta elección se debe a que este elemento resiste los esfuerzos del estado membranal, propios del elemento membrana más los de corte y de flexión, propios del elemento placa. Por tal motivo son los indicados para modelar perfiles de pared delgada.

En el nodo central superior se aplicó una carga de referencia de 1 N, además de restricciones que impiden el desplazamiento en las direcciones de los ejes x e y, permitiendo únicamente el movimiento en el eje z y la rotación en los ejes y y z. Por otro lado, en el nodo central inferior solo se permite la rotación en el eje x, con el fin de reproducir las condiciones de borde del perfil, articulado-articulado.

3. RESULTADOS OBTENIDOS CON EL MÉTODO DE LA FUERZA DIRECTA

Se aplicó el DSM, para obtener la carga nominal P_n que provoca la inestabilidad elástica de los perfiles elegidos, sometidos a compresión pura, para 3 espesores de chapa diferentes: 1,6 mm; 2,0 mm y 3,2 mm. La chapa del perfil es de acero AISI 1006 al carbono, para conformado en frío, con un módulo elástico, E = 199,948 GPa, coeficiente de Poisson, $\nu = 0,29$ y módulo de corte, G = 77,499 GPa.

Mediante la utilización del programa CUFSM5, desarrollado por Schafer, (Schafer, 2008), se obtuvieron las cargas críticas correspondientes a los diferentes modos de pandeo, para cada uno de los espesores adoptados. Dado que el procedimiento de cálculo es similar para cada caso, se detalla dicho procedimiento únicamente para el perfil de 1,6 mm de espesor, y se dan los resultados de cargas críticas y nominales para los 3 perfiles.

3.1. Definición y discretización de la sección transversal del perfil

La Figura 2 muestra la discretización del perfil de 1,6 mm de espesor y las tensiones de compresión actuando sobre el mismo.



Figura 2: Sección transversal discretizada del perfil Ω de 1,6 mm de espesor de chapa.

En el campo de datos superior se detallan los datos del material elegido mientras que en el campo de datos siguiente, se establecen las coordenadas nodales y la tensión de referencia sobre cada nodo, que por tratarse de compresión pura tienen el mismo valor en todos ellos. Para el caso tratado se hizo coincidir la tensión de referencia con la tensión de fluencia del acero elegido, siendo $\sigma_y = 282, 7 MPa$.

En el campo de datos inferior se definen, las incidencias, que son los números de nodos en los extremos de cada elemento. Tambien se definen allí, el espesor del elemento, que en este caso es de 1,6 mm y el material asignado.

3.2. Curva de pandeo

Una vez definidas las propiedades mecánicas y geométricas del perfil, se definen las condiciones de borde o restricciones a los desplazamientos en los extremos del mismo. Es importante aclarar que en las versiones actuales del programa se pueden elegir diferentes condiciones de borde. La Figura 3 muestra la definición de la condición de borde articulado en ambos extremos y la forma modal correspondiente. A la longitud establecida de este modo se la conoce también como longitud de media onda.



Figura 3: Sección transversal discretizada del perfil Ω de 1,6 mm.

La Figura 4, muestra la curva de diseño del primer modo de pandeo en función de la longitud del perfil. La misma da sobre el eje vertical, los valores de los factores de carga crítica local, distorsional y global que permiten calcular luego los correspondientes valores de carga crítica mediante el uso de las Ecs. (2a,b,c). Como puede observarse también, la gráfica permite conocer el porcentaje de participación de cada forma de pandeo. Por ejemplo, en el caso que nos ocupa, se observa que prácticamente no aparece el modo distorsional en ningún valor de longitud.



Figura 4: Curva con distinción de los diferentes modos de pandeo del perfil Ω de 1,6 mm.

Adicionalmente, la gráfica de la Figuras 5 muestra la participación porcentual de los diferentes modos de pandeo a lo largo del perfil Ω de 1,6 mm de espesor de chapa.



Figura 5: Participación de los diferentes modos de pandeo a lo largo del perfil Ω de 1,6 mm.

Se aprecia en la misma que predominan los modos de pandeo local y global.

En las Figuras 6a,b se pueden observar las deformaciones que sufre la sección transversal debidas a pandeo local y a pandeo global torsional. También se observa el porcentaje de participación de los diferentes modos de pandeo en correspondencia con la sección mostrada, junto con el valor de longitud en el que se produce.



Figura 6: Vista de las deformaciones por pandeo local y global torsional en la sección transversal del perfil Ω de 1,6 mm.

En la Tabla 1 se presentan los valores del área de la sección transversal, de la carga de fluencia, que en este caso es también la de referencia para obtener la carga crítica, los factores de carga crítica que se obtienen de las gráficas mostradas anteriormente y las cargas críticas calculadas con las Ecs, (2a,b,c). Como se puede observar en la misma, no se ha presentado inestabilidad elástica del perfil por pandeo distorsional en los casos analizados.

t[mm]	$A[mm^2]$	$P_y[kN]$	f_{crL}	$P_{crL}[kN]$	f_{crD}	$P_{crD}[kN]$	f_{crG}	$P_{crG}[kN]$
1.6	411,44	116,3154	1,3828	160,8409			0,14982	17,42637
2.0	514,31	145,3943	2,4147	351,0835		_	0,17303	25,15756
3.2	822,89	232,6308	5,5002	1.279,515		—	0,27139	63,1337

Tabla 1: Valores de carga crítica en los 3 tipos de pandeo expresados en kN.

Una vez obtenidos los valores de carga crítica, es posible calcular la carga nominal que inestabiliza elásticamente el perfil, mediante las Ecs, (3 a 9).

t[mm]	$A[mm^2]$	$P_y[kN]$	λ_L	$P_{nL}[kN]$	λ_D	$P_{nD}[kN]$	λ_G	$P_{nG}[kN]$	$P_n[kN]$
1.6	411,44	116,3154	0,30825	15,2829		_	2,58354	15,2829	15,2829
2.0	514,31	145,3943	0,25069	22,0631		_	2,40403	22,0631	22,0631
3.2	822,89	232,6308	0,20802	55,3682		—	1,91957	55,3682	55,3682

Tabla 2: Valores de carga nominal en los diferentes tipos de pandeo y carga mínima P_n .

Debido a que en todos los casos analizados, el valor del factor de esbeltez local, $\lambda_L < 0,776$, los valores de carga nominal P_{nL} y P_{nG} coinciden, como lo establece la Ec.(6a).

4. RESULTADOS OBTENIDOS CON EL MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS

Mediante el uso del software FEMAP se obtuvieron los valores de carga de compresión pura que inestabilizan el perfil, para cada uno de los espesores adoptados. En todos los casos, se adoptó una carga de referencia $P_0 = 1N$.

Luego de realizar un análisis numérico de convergencia, con el fin de obtener resultados de mayor precisión, se discretizó el dominio del perfil en una malla de 37.338 elementos placa, cuadriláteros de 4 nodos. La Figura 7 muestra la discretización de la sección transversal y una vista en perspectiva de la malla del perfil.



Figura 7: Vista del mallado del perfil Ω de 1,6 mm.

Para el análisis se utilizó el módulo de FEMAP *Simcenter Nastran Buckling Analysis*. En el caso del perfil de 1,6 mm de espesor se obtuvo una carga crítica de 12.904,6 N, como muestra la Figura 8.



Figura 8: Carga crítica por inestabilidad elástica del perfil Ω de 1,6 mm de espesor de chapa.

En el caso del perfil de 2,0 mm de espesor se obtuvo una carga crítica de 21.652,44 N, como muestra la Figura 9.



Figura 9: Carga crítica por inestabilidad elástica del perfil Ω de 2,0 mm de espesor de chapa.

En el caso del perfil de 3,2 mm de espesor se obtuvo una carga crítica de 87.507,26 N, como muestra la Figura 10.



Figura 10: Carga crítica por inestabilidad elástica del perfil Ω de 3,2 mm de espesor de chapa.

4.1. Comparación de resultados

Los resultados del Método de Resistencia Directa se compararon con los valores obtenidos mediante un modelo de elementos finitos analizado con el software *Simcenter FEMAP (2021-2)*. En la Tabla 3, se muestran y comparan los valores de carga mínima que provocan la inestabilidad elástica del perfil, obtenidos mediante el uso de ambas metodologías y las correspondientes diferencias porcentuales.

t[mm]	$A[mm^2]$	$P_y[kN]$	DSM: $P_n[kN]$	MEF: $P_n[kN]$	Diferencia %
1.6	411,44	116,3154	15,2829	12,9046	18,4
2.0	514,31	145,3943	22,0631	21,6524	1,9
3.2	822,89	232,6308	55,3682	87,5073	-36,7

Tabla 3: Comparación de valores de carga nominal mínima P_n obtenidos por ambos métodos.

Como puede apreciarse, los valores resultantes de carga nominal, P_n , obtenidos mediante la aplicación de ambos métodos, son relativamente cercanos para el perfil de 1,6 mm; relativamente próximos, para el perfil de 2,0 mm y muy alejados en el caso del perfil de 3,2 mm.

5. CONCLUSIONES

Del análisis realizado se obtuvieron las siguientes conclusiones:

- Si bien el método de elementos finitos ofrece la posibilidad de realizar un modelo más refinado y preciso, tiene la desventaja del mayor esfuerzo computacional y de que no ofrece una perspectiva general del fenómeno de pandeo en comparación con el DSM.
- En el caso del método DSM complementado con el uso del software libre CUFSM5, al estar basado en el método de bandas finitas, la discretización genera un número muy reducido de elementos, lo que implica un esfuerzo computacional muy bajo.
- El DSM, permite visualizar la descomposición modal del fenómeno de pandeo en los modos local, distorsional y global, lo que resulta en un entendimiento más claro del proceso de deformación del perfil por inestabilidad elástica y tiene como desventaja que una parte del proceso de cálculo es de naturaleza semi-empírica.
- Por un lado el método de elementos finitos genera un modelo particular pero de mayor precisión y rigurosidad numérica, con la posibilidad de incluir muchos detalles, mientras que el DSM permite una visión general del fenómeno de pandeo, con lo cual ambos métodos funcionan muy bien como herramientas complementarias cuando se trata de analizar la inestabilidad elástica de perfiles de pared delgada conformados en frío.

AGRADECIMIENTOS

El trabajo se desarrolló en el Departamento de Ingeniería de la Universidad Nacional del Sur (DI-UNS) y bajo el auspicio de la Secretaría General de Ciencia y Tecnología de la UNS, (SGCyT-UNS), del Instituto de ingeniería II-UNS y de la Comisión de Investigaciones Científicas de

REFERENCIAS

- Afshan S. y L. G. The continuous strength method for structural stainless steel design. *Thin-Walled Structures*, 68:42–49, 2013.
- Camotim D. y Basaglia C. Buckling analysis of thin-walled steel structures using generalized beam theory (gbt): state-of-the-art report. *Steel Construction*, 6(2):117–131, 2013.
- Camotim D., Dinis P., y Martins A. *Recent Trends in Cold-Formed Steel Construction: Chapter* 4-Direct strength methodd a general approach for the design of cold-formed steel structures. Cheng Yu, 2016.
- Kumar M.V.A. y Kalyanaraman V. Design strength of locally buckling stub-lipped channel columns. *Journal of Structural Engineering*, 138:1291–1299, 2012.
- Laím L., Rodrigues J.P.C., y Simões da Silva L. Experimental and numerical analysis on the structural behaviour of cold-formed steel beams. *Thin-Walled Structures*, 72:1–13, 2013.
- Li Z. y Schafer B. Buckling analysis of cold-formed steel members with general boundary conditions using cufsm: conventional and constrained finite strip methods. 20th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures. Saint Louis, Missouri, USA, página 15, 2010.
- Lu Y., Zhou T., Li W., y Wu H. Experimental investigation and a novel direct strength method for cold-formed built-up i-section columns. *Thin-Walled Structures*, 112:125–139, 2017.
- Mahar A.M., Sanjeevi A.J., y Mahendran M. Direct strength method for cold-formed steel unlipped channel columns subject to local buckling. *International Journal of Steel Structures*, 21:1977–1987, 2021.
- Moen C. y Schafer B. Direct strength method for design of cold-formed steel columns with holes. *Journal of Structural Engineering*, 137:559–570, 2010.
- Ratazzi A.R., Felix D.H., Maíz J.M., y Serralunga M.J. Estudio de la inestabilidad del equilibrio de perfiles metálicos abiertos utilizados en silos de almacenamiento de granos con modelos de elementos finitos. *Mecánica Computacional*, XL:269–278, 2023.
- Schafer B. Local, distortional, and euler buckling of thin-walled columns. *Journal of Structural Engineering*, 128:289–299, 2002.
- Schafer B. Review: The direct strength method of cold-formed steel member design. *Journal of Constructional Steel Research*, 64:766–778, 2008.
- Schafer B. y Ádány S. Buckling analysis of cold-formed steel members using cufsm: Conventional and constrained finite strip methods. *CCFSS Proceedings of International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures*, 2:1971–2018, 2006.
- Schardt R. Lateral torsional and distortional buckling of channel and hat-sections. *Journal of Constructional Steel Research*, 31(2–3):243–265, 1994.
- Shahbazian A. y Wang Y.C. Application of the direct strength method to local buckling resistance of thin-walled steel members with non-uniform elevated temperatures under axial compression. *Thin-Walled Structures*, 49:1573–1583, 2011.
- Ye J., Hajirasouliha I., y Becquea J. Experimental investigation of local-flexural interactive buckling of cold formed steel channel columns. *Thin-Walled Structures*, 125:245–258, 2018.