



UNIVERSIDAD DE
COSTA RICA

FACULTAD DE INGENIERÍA
ESCUELA DE INGENIERÍA MECÁNICA

ANÁLISIS DE LA RESISTENCIA CONTRA
PANDEO DE CONEXIONES BRIDADAS
CON RIGIDIZADORES SUJETAS A
FLEXIÓN

Trabajo final de graduación sometido a la consideración de la

UNIVERSIDAD DE COSTA RICA

como parte de los requisitos
para aspirar al título y grado de

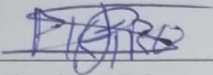
LICENCIATURA EN INGENIERÍA MECÁNICA

Juan Carlos Rodríguez Araya

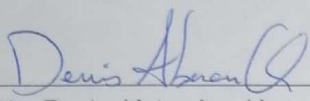
Ciudad Universitaria Rodrigo Facio
Abril de 2022

Hoja de tribunal

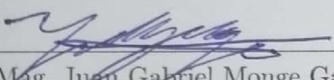
Este proyecto de graduación fue aceptado por la Comisión de Trabajos Finales de Graduación de la Escuela de Ingeniería Mecánica de la Universidad de Costa Rica, como requisito parcial para optar por el grado y título de Licenciatura en Ingeniería Mecánica.



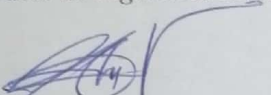
Director de la Unidad Académica
Dr. Pietro Scaglioni Solano
Director Escuela de Ingeniería Mecánica



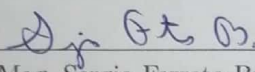
Asesor director
Lic. Denis Alejandro Abarca Quesada
Escuela de Ingeniería Mecánica



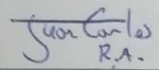
Asesor interno
Mag. Juan Gabriel Monge Gapper
Escuela de Ingeniería Mecánica



Asesor externo
M.Sc. Álvaro Poveda Vargas
Escuela de Ingeniería Civil



Docente curso Proyecto II
Mag. Sergio Ferreto Brenes
Escuela de Ingeniería Mecánica



Ponente
Juan Carlos Rodríguez Araya

Agradecimientos

Agradezco profundamente a la Universidad de Costa Rica, y en concreto a la Escuela de Ingeniería Mecánica por la oportunidad de una formación académica en lo que tanto me apasiona. Reconozco el apoyo de cada uno de los profesores que me acompañaron durante el bachillerato y la licenciatura, y aprecio sus enseñanzas. Agradezco también a mis amistades, compañeros de piso y compañeros de clase, que durante estos años me ayudaron en los estudios, y cuya compañía significó un alivio de la ocasional tensión universitaria.

Doy gracias de manera especial a mi prima Lena María Chacón Araya, de quien entendí lo que significaba la Ingeniería Mecánica, y que tanto me aconsejó durante mis años de carrera. Finalmente le agradezco a los profesores por los que este trabajo es posible: mi asesor director Lic. Denis Abarca Quesada, mi asesor interno Mag. Juan Gabriel Monge Gapper, mi asesor externo Mag. Álvaro Poveda Vargas y mi docente en investigación dirigida Mag. Marco Vinicio Calvo Vargas.

Dedicatoria

A mi padre José Elías, quien me vio empezar este proyecto pero se quedó en el camino. Le dedico este trabajo por ser ejemplo de trabajo y sacrificio, y por enseñarme a jamás darme por vencido, sin importar que tan adversas sean las circunstancias.

A mi madre Ana Luisa, que es ejemplo de esfuerzo y entrega. Con quien aprendí de fortaleza, y siempre me inculcó los valores más importantes.

Es por el apoyo incondicional y cariño de mis padres que he conseguido llegar hasta donde estoy hoy. Les agradezco por las oraciones donde me mencionaron, por el esfuerzo, por la compañía, y por el ejemplo de vida que siempre vi reflejado en ustedes. Por eso les dedico este trabajo de graduación.

Índice general

Hoja de tribunal	ii
Agradecimientos	iii
Dedicatoria	iv
Índice de ilustraciones	viii
Índice de cuadros	ix
Resumen	x
1. Introducción	1
1.1. Descripción general	1
1.2. Objetivos	2
1.2.1. Objetivo general	2
1.2.2. Objetivos específicos	2
1.3. Justificación	2
1.4. Antecedentes	2
1.5. Resumen metodológico	3
1.6. Alcance y limitaciones	3
2. Marco teórico	4
2.1. Mecánica de materiales	4
2.1.1. Esfuerzos normales y esfuerzos cortantes	4
2.1.2. Estado de esfuerzo	5
2.1.3. Relación esfuerzo-deformación	5
2.1.4. Ley de Hooke generalizada	6
2.1.5. Teoría de vigas de Euler-Bernoulli	7
2.1.6. Teoría de placas y cascarones	8
2.2. Uniones bridadas circulares	11
2.2.1. Descripción general	11
2.2.2. Conexiones sujetas a carga axial excéntrica	11
2.2.3. Conexiones sujetas a momento flector	13
2.3. Estabilidad elástica	14
2.3.1. Pandeo en columnas	14
2.3.2. Pandeo en placas y cascarones	15
3. Metodología	17
3.1. Parametrización	17
3.1.1. Parámetros geométricos	17
3.1.2. Parámetros materiales	22

3.1.3.	Parámetros de carga	23
3.1.4.	Parámetros adimensionales	25
3.2.	Modelo computacional	27
3.2.1.	Condiciones de frontera y carga	27
3.2.2.	Calibración del modelo numérico	29
3.3.	Análisis de resultados	29
4.	Resultados y análisis	30
4.1.	Análisis sin rigidizadores	30
4.1.1.	Validación del modelo	30
4.1.2.	Determinación del momento crítico	33
4.1.3.	Uso de parámetros adimensionales	37
4.2.	Análisis con rigidizadores	40
4.2.1.	Determinación del momento crítico	40
4.2.2.	Uso de parámetros adimensionales	42
4.3.	Observaciones generales	44
5.	Conclusiones y recomendaciones	45
5.1.	Conclusiones	45
5.2.	Recomendaciones	46
	Bibliografía	49

Índice de figuras

1.1. Pandeo local originado en el tubo cerca de la unión. Fuente: Figura tomada de [4].	1
2.1. Esfuerzos en función de la deformación unitaria. Fuente: Figura tomada de [7].	6
2.2. Distribución de los esfuerzos por flexión en una viga a partir de su distancia a la superficie neutra. Fuente: Figura tomada de [1].	8
2.3. Parámetros de dimensión característica de la placa a y espesor de la placa h . Fuente: Figura tomada de [17].	9
2.4. Conexión apernada de bridas circulares para la unión de tubos. Fuente: Figura tomada de [3].	11
2.5. Carga axial y momento flexionante sobre los pernos debido a las deformaciones que sufre brida a partir de la tensión en las paredes del tubo. Fuente: Figura tomada de [8].	12
2.6. Comportamiento de la carga en el perno en función de la carga externa axial del tubo. Fuente: Figura tomada de [10].	12
2.7. Carga en el perno en función de la carga externa axial para diferentes valores de precarga. Fuente: Figura tomada de [8].	13
2.8. Corrimiento angular del eje neutro a partir del esfuerzo en membrana. Fuente: Figura tomada de [10].	13
3.1. Parámetros geométricos presentes en el dimensionamiento general para una conexión bridada sin rigidizadores. Fuente: Figura tomada de [4].	18
3.2. Dimensionamiento geométrico de la altura h y el espesor t_r de los rigidizadores en una conexión bridada. Fuente: Elaboración propia.	19
3.3. Modelo bilineal para la curva esfuerzo-deformación. Fuente: Figura tomada de [4].	22
3.4. Aplicación de fuerzas cortantes al tubo para la creación de momento en la conexión. Fuente: Figura tomada de [4].	24
3.5. Diagrama de fuerzas cortantes y momento flector resultante en la conexión bridada. Fuente: Elaboración propia.	24
3.6. Representación de la conexión bridada considerada para realizar las pruebas. Fuente: Elaboración propia.	27
3.7. Primera simplificación de la conexión bridada por medio de un contacto con placa rígida y condición de simetría en los pernos. Fuente: Elaboración propia.	28
3.8. Representación de la geometría utilizada para realizar el modelado numérico considerando el contacto de placa rígida y las condiciones de simetría en pernos y en el tubo. Fuente: Elaboración propia.	28

3.9. Aplicación de momento en la conexión bridada a partir de cargas de momento en los nodos del modelo numérico. Fuente: Elaboración propia.	29
4.1. Mallado del modelo para la conexión probada en la calibración. Fuente: Elaboración propia.	31
4.2. Perfil geométrico de la conexión probada en la calibración. Fuente: Figura tomada de [4].	31
4.3. Corte radial de la geometría del modelo utilizado para la calibración . Fuente: Elaboración propia.	32
4.4. Pandeo local originado en el tubo cerca de la unión. Fuentes: Figuras a y b tomadas de [4]. Figura c: elaboración propia.	32
4.5. Deformación plástica obtenida en el modelado numérico del experimento de Couchaux [4]. Fuente: Elaboración propia.	33
4.6. Momento crítico en escala logarítmica en función el diámetro de tubo en escala logarítmica para los modelos sin rigidizadores. Fuente: Elaboración propia.	34
4.7. Momento crítico en escala logarítmica en función del momento de inercia del tubo en escala logarítmica para los modelos sin rigidizadores. Fuente: Elaboración propia.	35
4.8. Deformación plástica (m/m) para conexiones con un espesor de 4 mm justo antes de alcanzar el momento crítico en las pruebas sin rigidizadores. Fuente: Elaboración propia.	36
4.9. Momento crítico en escala logarítmica en función de la precarga total de los pernos en la conexión en escala logarítmica. Fuente: Elaboración propia.	37
4.10. Π_2 en función de Π_1 . Cada grupo de puntos corresponde a un determinado número de pernos, detallado en la gráfica a partir de una de conexión bridada, donde la más pequeña es de 8 pernos, la intermedia de 16 pernos y la más grande de 24 pernos. Fuente: Elaboración propia.	38
4.11. Π_2 en función de Π_1 . Cada grupo de puntos corresponde a un determinado número de pernos, detallado en la gráfica, y expandido en imagen adyacente para una mejor visualización de su distribución. Fuente: Elaboración propia.	39
4.12. Elongación plástica para la prueba P6. Fuente: Elaboración propia.	41
4.13. Π_2 en función de Π_1 con rigidizadores de altura h1. Cada grupo de puntos corresponde a un determinado número de pernos detallado en la gráfica. Fuente: Elaboración propia.	43
4.14. Π_2 en función de Π_1 con rigidizadores de altura h2. Cada grupo de puntos corresponde a un determinado número de pernos detallado en la gráfica. Fuente: Elaboración propia.	43
4.15. Π_2 en función de Π_1 con rigidizadores de altura h3. Cada grupo de puntos corresponde a un determinado número de pernos detallado en la gráfica. Fuente: Elaboración propia.	44

Índice de cuadros

2.1. Descripción de los términos utilizados en la ecuación (2.12). Fuente: Datos tomados de [15]	10
2.2. Descripción de los términos utilizados en la ecuación (2.15). Fuente: Datos tomados de [14]	15
3.1. Descripción de los parámetros detallados en la figura 3.1. Fuente: Elaboración propia.	18
3.2. Dimensiones de la conexión. Fuente: Datos tomados de [4].	20
3.3. Dimensionamiento completo para las conexiones sin rigidizadores. Fuente: Elaboración propia.	21
3.4. Propiedades mecánicas de los aceros seleccionados. Fuente: Datos tomados de [4].	23
3.5. Deformaciones de fluencia para los diferentes tipos de acero. Fuente: Elaboración propia.	23
3.6. Parámetros del sistema para la construcción de las variables adimensionales. Fuente: Elaboración propia.	25
3.7. Matriz de dimensiones correspondientes a las variables para el parámetro adimensional de salida. Fuente: Elaboración propia.	26
4.1. Momento crítico por diámetro de tubo para cada prueba para el caso sin rigidizadores. Fuente: Elaboración propia.	34
4.2. Momento crítico y números adimensionales de entrada y salida para cada caso sin rigidizadores. Fuente: Elaboración propia.	38
4.3. Momento crítico para cada prueba según la altura del rigidizador. Fuente: Elaboración propia.	41
4.4. Momento crítico y números adimensionales de entrada y salida para cada prueba con rigidizadores de altura h_1 , h_2 y h_3 . Fuente: Elaboración propia.	42

Resumen

El presente trabajo tiene como objetivo evaluar la efectividad de rigidizadores en bridas circulares sujetas a esfuerzos de flexión para determinar el efecto sobre la resistencia contra pandeo de la conexión. La justificación del trabajo recae principalmente sobre la falta de teoría en la presente temática, así como también en verificar la viabilidad de diferentes diseños para la conexión de uniones bridadas. En los antecedentes se destaca el uso habitual de los rigidizadores generalmente a partir de conocimientos empíricos del profesional a cargo. En cuanto a investigaciones previas, se tienen estudios sobre carga en pernos de conexiones sujetas a tensión, distribución de esfuerzos en la geometría debido a cargas de flexión, cargas en los pernos para el caso de una conexión sometida a flexión y conexiones reforzadas mediante el método de elemento finito. Sin embargo, hasta nuestro conocimiento no se ha realizado un análisis sobre el efecto de los rigidizadores en la resistencia contra pandeo cuando la conexión está sujeta a carga de flexión.

Para cumplir con el objetivo principal se siguen primeramente los pasos metodológicos necesarios para la construcción de los modelos finitos parametrizables utilizando el paquete comercial Ansys. En primer lugar es necesario escoger los parámetros geométricos que definen la construcción geométrica y material de las conexiones. Se debe establecer también las condiciones de frontera y de carga a las que estará sometido el sistema y definir la cantidad de simulaciones necesaria para una recolección de datos representativa. Para la parte metodológica que conlleva el análisis se formulan parámetros adimensionales a partir de las variables más relevantes empleadas en los modelos, y finalmente se generan gráficos con base en datos obtenidos en los casos de conexiones sin rigidizadores y con rigidizadores.

Dentro de los resultados obtenidos, se evidencia que el momento crítico se relaciona directamente con el diámetro de tubo. También se destaca que el momento crítico de una conexión bridada no crece de manera lineal con respecto a sus variables geométricas. Mientras más grande sea la conexión, mayor será el crecimiento del momento crítico en relación con la geometría. Los resultados también indican que los casos con rigidizadores de una determinada altura pueden provocar un efecto contrario al deseado en la conexión. Para la presente investigación se observó que los rigidizadores deben tener una altura mayor a la sexta parte del diámetro de tubo, de lo contrario es más propensa a fallar incluso para cargas menores de las que resistiría una conexión sin rigidizadores.

De las conclusiones a destacar, la más importante es que para el caso de conexiones bridadas con rigidizadores, cuanto mayor es la altura de los rigidizadores, mayor será la resistencia contra pandeo. También sobresale que el aumento del momento crítico por los rigidizadores no es lineal de acuerdo a la geometría. Existe un mayor aporte en la resistencia contra pandeo cuando las relaciones geométricas de la conexión propician el pandeo. Finalmente se concluye que de las variables contempladas en la definición de las conexiones, algunas son solo potencializadoras de otras, por lo que resulta útil estudiar algunos parámetros en conjunto y no de manera individual. Tal es el caso del espesor de tubo con el diámetro de tubo, y caso del número de pernos con la precarga.

Cítese este trabajo como:

Rodriguez Araya, J.C. (2022) *Análisis de la resistencia contra pandeo de conexiones bridadas con rigidizadores sujetas a flexión*. Trabajo Final de Graduación para optar por el título de Licenciatura en Ingeniería Mecánica. San José: Universidad de Costa Rica.

Abstract

The objective of this project is to evaluate the effectiveness of stiffeners in circular flanges subjected to bending stresses to determine the effect on the buckling resistance of the connection. The justification of the project falls mainly on the lack of theory in this topic, as well as verifying the viability of different designs for the connection of flanged joints. The usual use of stiffeners is generally based on empirical knowledge of the professional in charge. As to previous investigations, there are studies on the load on bolts of connections subject to tension, stress distribution in the geometry due to bending loads, bolt loads for the case of a connection under bending moment, and reinforced connections using the finite element method. However, to the best of our knowledge, no analysis has been performed on the effect of stiffeners on buckling resistance when the connection is subjected to bending load.

To fulfill the main objective, the necessary methodological steps for the construction of finite parameterizable models using the Ansys commercial package, will be followed. First of all it is necessary to select the geometric parameters, and the materials of the connections. Also, it must be established the boundary and load conditions to which the system will be subjected, and the number of simulations necessary for a representative data collection must be defined. For the analysis, there are formulated dimensionless parameters from the most relevant variables used in the models, and finally graphs are generated based on the data obtained in the cases of connections without stiffeners and with stiffeners.

In the obtained results, it is evident that the critical moment is directly related to the diameter of the tube. It is also noted that the critical moment of a flanged connection does not grow linearly according to its geometric variables. The larger the connection is, the greater growth of the critical moment relative to the geometry. The results also indicate that the cases with stiffeners of a certain height can cause the opposite effect expected. For this investigation, it was observed that the stiffeners must be higher than one sixth of the tube diameter, otherwise it is more likely to fail even for lower loads than a connection without stiffeners would resist.

The most important conclusions are that in the case of flanged connections with stiffeners, higher stiffeners increase resistance against buckling. Also, the critical moment by the stiffeners is not linear according to the geometry, there is a greater contribution of the stiffeners to the resistance against buckling when the geometric relations of the connection favor buckling. Finally, it is concluded that some geometric variables are only enhancers of others, so it is useful to study some parameters as a whole and not individually. Such is the case of the tube thickness with the tube diameter, and the case of the number of bolts with the preload.

Capítulo 1

Introducción

1.1. Descripción general

Las conexiones bridadas son ampliamente usadas como medio de unión de elementos estructurales en torres de comunicación, sistemas de tuberías, turbinas de viento, entre otras aplicaciones [16]. A pesar de su extenso uso, el análisis y diseño es altamente complejo debido al número de factores que influyen en el comportamiento de la conexión sujeto a carga externa. Se ha reportado en la literatura análisis extensos de la respuesta de la conexión cuando está sujeto a cargas axiales [3], así como modelos para el diseño de estas conexiones [11].

Pruebas experimentales han mostrado que los pernos y las soldaduras son los puntos críticos cuando la conexión soporta cargas axiales [16]. No obstante, cuando la carga aplicada a la estructura provoca un momento flector en la conexión puede originarse una falla por pandeo local en el tubo cerca de la unión. Este fenómeno se puede observar en la **Figura 1.1**, en donde se aprecia las deformaciones en el tubo debido a esfuerzos de compresión producto de la flexión.

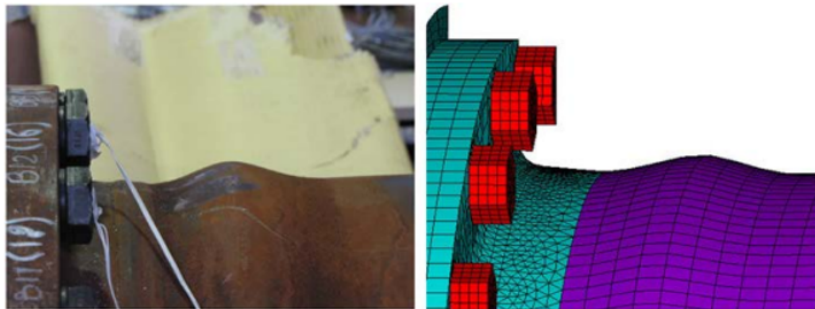


Figura 1.1: Pandeo local originado en el tubo cerca de la unión. Fuente: Figura tomada de [4].

Este tipo de falla restringe la carga máxima que puede soportar la conexión. En consecuencia se desea determinar si el uso de rigidizadores entre la brida y el tubo mejora el desempeño mecánico, cuando la conexión bridada se encuentra sometida a un momento de flexión.

1.2. Objetivos

1.2.1. Objetivo general

Evaluar la efectividad de rigidizadores en bridas circulares sujetas a momentos de flexión para determinar el efecto sobre la resistencia contra pandeo de la conexión.

1.2.2. Objetivos específicos

- Identificar los parámetros de diseño de la conexión con rigidizadores para la elaboración del modelo numérico.
- Confeccionar un modelo numérico parametrizable para la obtención de resultados relacionados con la estabilidad elástica de la conexión.
- Evaluar el efecto de los parámetros establecidos en la resistencia contra pandeo de la conexión.

1.3. Justificación

Por medio de este trabajo se pretende verificar la viabilidad de diferentes diseños para la conexión de uniones bridadas. Por otra parte, la necesidad de esta investigación recae sobre la falta de teoría en la presente temática, por lo que se espera brindar resultados preliminares que permitan la elaboración de modelos analíticos para una mejor comprensión del fenómeno de inestabilidad elástica, tanto para el caso sin rigidizadores como el caso con rigidizadores. Cabe destacar que se procura aportar un análisis para resolver tanto la pregunta principal del presente trabajo de investigación así como para servir de base en futuras investigaciones que involucren cargas de flexión u otras en una conexión bridada.

1.4. Antecedentes

El uso de los rigidizadores en prácticas de ingeniería es muy común. Sin embargo, a la hora de su instalación por lo general solo se toma en cuenta los conocimientos empíricos con los que pueda contar el profesional a cargo, puesto que no es muy considerada la teoría al respecto. En cuanto a las investigaciones hechas sobre las conexiones bridadas, [3] ha trabajado en la elaboración de modelos para estimar la carga en pernos de conexiones sujetas a tensión. Por otra parte, [8] ha investigado la distribución de esfuerzos en la geometría debido a cargas de flexión. Asimismo, [4] ha propuesto un modelo para estimar las cargas en los pernos para el caso de una conexión sometida a flexión.

En cuanto a las investigaciones hechas sobre el uso de rigidizadores, [11] ha analizado los esfuerzos en pernos. De la misma forma, [5] analizó el diseño de una conexión reforzada mediante el método de elemento finito. Sin embargo, hasta nuestro conocimiento no se ha realizado un análisis sobre el efecto de los rigidizadores en la resistencia contra pandeo cuando la conexión está sujeta a carga de flexión. Por lo tanto, en este trabajo se realiza una investigación sobre el efecto de los rigidizadores en la resistencia de la conexión al pandeo.

1.5. Resumen metodológico

Este trabajo seguirá los pasos generales que se muestran a continuación para completar los objetivos propuestos. En el capítulo 3 se detalla el diseño metodológico correspondiente.

- Escogencia de los parámetros geométricos que definan la construcción de los tubos, las conexiones y los rigidizadores.
- Escogencia de los parámetros del material en las diferentes piezas de la conexión, así como el modelo que describa la curva esfuerzo-deformación.
- Establecimiento de las condiciones de frontera y de carga al que estará sometido el sistema.
- Elaboración de parámetros adimensionales a partir de las variables más relevantes empleadas en los modelos
- Definición de la cantidad de simulaciones necesaria para una recolección de datos representativa.
- Implementación de un modelo finito parametrizable utilizando el paquete comercial Ansys.
- Analizar los resultados con base en datos obtenidos en los casos de conexiones sin rigidizadores y con rigidizadores.

1.6. Alcance y limitaciones

La siguiente investigación estará enfocada únicamente a tubos circulares y conexiones bridadas circulares compuestos de acero estructural. Se analizará únicamente la resistencia contra pandeo de la conexión, y no se incluirá dentro del estudio la estimación de esfuerzos ni en la soldadura ni en los pernos. No se harán experimentos físicos ni mediciones en probetas o ensambles reales. Los modelos se calibrarán con datos obtenidos en literatura vigente.

Capítulo 2

Marco teórico

Para la elaboración del presente proyecto es necesario abarcar las áreas de pertinencia temática, para lo cual se divide este capítulo en las secciones de mecánica de materiales, uniones bridadas circulares y estabilidad elástica. El marco teórico está enfocado a la comprensión de los fenómenos que se presentan en el caso de estudio, pero también provee herramientas necesarias para su diseño.

2.1. Mecánica de materiales

2.1.1. Esfuerzos normales y esfuerzos cortantes

El esfuerzo en general se define como una fuerza por unidad de área que actúa en un plano finito dentro de un sólido [13]. Esta magnitud no es estrictamente constante para cada punto del cuerpo, por lo que para su conceptualización resulta útil pensar en un plano infinitesimalmente pequeño, que contenga al punto de análisis [1]. Convencionalmente, se suele hablar de esfuerzos normales y esfuerzos cortantes. Los esfuerzos normales son aquellos que actúan de manera perpendicular a la superficie y se describe matemáticamente de acuerdo a la ecuación (2.1) [7].

$$\sigma = \lim_{\Delta A \rightarrow 0} \frac{\Delta F_N}{\Delta A} \quad (2.1)$$

Donde σ es el esfuerzo normal de un plano limitado (Pa), ΔA es el área de un plano limitado (m^2) y ΔF_N es la fuerza normal aplicada a un plano limitado (N).

Para el caso de un plano contenido en un sólido, sometido a fuerzas normales en equilibrio, es importante determinar si las líneas de fuerza salen o entran del área, pues ambos casos describen comportamientos diferentes en el material. De manera que para un cuerpo cuyas líneas de fuerza están direccionadas al exterior del plano, el esfuerzo normal se denomina tensión, mientras, mientras que si las líneas de fuerza están direccionadas al interior del plano, el esfuerzo normal se denomina compresión [1].

Por otra parte, los esfuerzos cortantes son aquellos que actúan paralelos a la superficie y se describen matemáticamente de acuerdo a la ecuación (2.2) [7].

$$\tau = \lim_{\Delta A \rightarrow 0} \frac{\Delta F_T}{\Delta A} \quad (2.2)$$

Donde τ es el esfuerzo cortante de un plano limitado (Pa), ΔA es el área de un plano limitado (m^2) y ΔF_T es la fuerza tangencial aplicada a un plano limitado (N). Este tipo de esfuerzo tiene importancia en las uniones apernadas así como en conexiones soldadas [7].

2.1.2. Estado de esfuerzo

La forma de caracterizar el esfuerzo al cual un punto está sometido, es por medio del estado de esfuerzo [1]. De manera conceptual este término puede entenderse por medio de un volumen cúbico, para el cual cada cara estará bajo la acción de tres fuerzas ortogonales, que provocarán un esfuerzo normal y dos esfuerzos tangenciales en cada uno de los planos [7]. La definición matemática del estado de esfuerzo, se deriva finalmente de las ecuaciones de equilibrio, dando como resultado la ecuación (2.3) [13] para describir los diferentes esfuerzos que experimenta un punto dentro de un medio sólido.

$$\sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{pmatrix} \quad (2.3)$$

Donde los términos de la diagonal hace referencia a los esfuerzos normales y los demás términos a esfuerzos cortantes.

2.1.3. Relación esfuerzo-deformación

La deformación unitaria producto del esfuerzo normal se define a partir de la elongación longitudinal que sufre un cuerpo a través de un eje, y se formula matemáticamente a partir de la ecuación (2.4) [7].

$$\epsilon = \lim_{\Delta s \rightarrow 0} \frac{\Delta s' - \Delta s}{\Delta s} \quad (2.4)$$

Donde ϵ es la deformación normal unitaria, Δs es un diferencial de elongación original (m) y $\Delta s'$ es un diferencial de elongación tras la aplicación del esfuerzo (m). Naturalmente, la tensión generará una elongación positiva, mientras que la compresión generará una elongación negativa. Por otro lado, la deformación unitaria producto de los esfuerzos cortantes se define a partir del desplazamiento angular que sufre un punto. La medida se calcula a partir de la traslación del área donde está contenido, con referencia inicial a un plano estático con el que originalmente se encontraba de manera perpendicular. Matemáticamente, la deformación cortante viene expresado en la ecuación (2.5) [7].

$$\gamma = \frac{\pi}{2} - \theta \quad (2.5)$$

Donde γ es la deformación cortante unitaria y θ es la diferencia angular a partir del punto de referencia, tras de la deformación (rad). Para el caso específico del acero estructural la curva esfuerzo-deformación puede observarse en la **Figura 2.1a** y una forma representativa de esta curva en la componente cortante puede observarse en la **Figura 2.1b**.

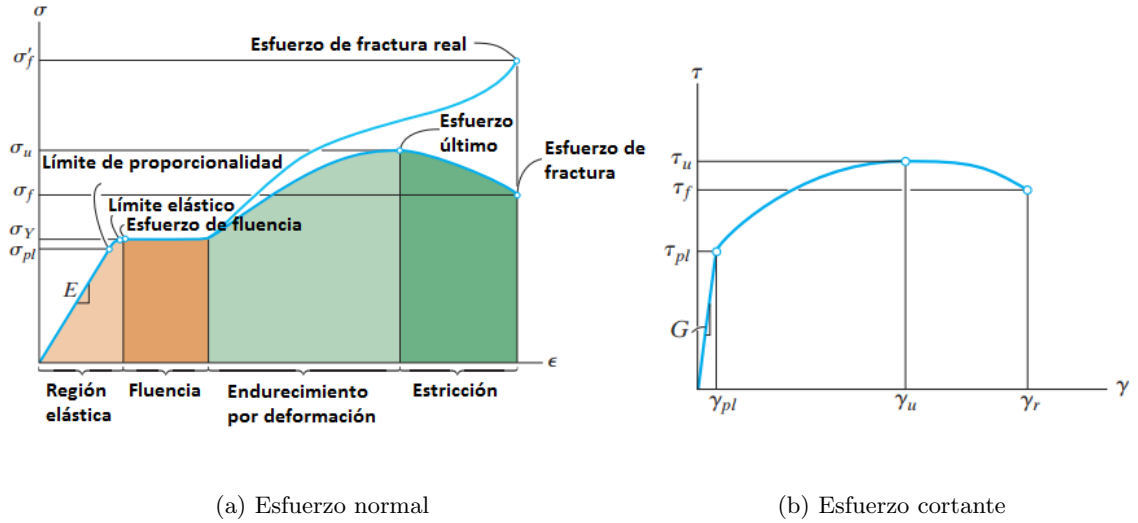


Figura 2.1: Esfuerzos en función de la deformación unitaria. Fuente: Figura tomada de [7].

De acuerdo con la **Figura 2.1**, se puede identificar dos regiones importantes. La primera de ellas es la región elástica que aproximadamente tiene un comportamiento lineal. Por otro lado, la región plástica posee un comportamiento no lineal con respecto a la elongación. Dentro de la región de deformación elástica, el cuerpo presenta la capacidad para retomar su forma original al momento en que la carga es retirada. Para que esta condición sea válida, el esfuerzo sufrido deberá estar bajo un valor límite, que varía dependiendo del material [1]. Por otra parte la región de deformación plástica se caracteriza por la incapacidad de retomar su forma inicial. Esta parte de la curva abarca el resto del diagrama hasta el punto de quiebre.

Para este trabajo resulta particularmente importante destacar la zona de fluencia en la región plástica. Esta se presenta solamente en el diagrama de la deformación normal, y tiene como valor mínimo el esfuerzo de fluencia σ_Y que indica el cambio de régimen. Para esta sección el esfuerzo permanece constante a pesar de la deformación, lo que puede resultar peligroso considerando que es posible deformar plásticamente el material sin necesidad de aplicar más carga. Para el diseño en ingeniería es preferible que los valores de esfuerzo de fluencia sean tan altos como sea factible, pues el comportamiento del cuerpo en el régimen elástico resulta más predecible [7] y además resulta más seguro pues para el caso concreto de la unión bridada en este proyecto, es deseable evitar el pandeo, que resulta a partir de la deformación permanente.

2.1.4. Ley de Hooke generalizada

En el ámbito elástico-lineal de un material se puede generalizar la relación entre elongación y esfuerzo mediante la Ley generalizada de Hooke. Partiendo del módulo de elasticidad E , la deformación normal ϵ , el módulo de rigidez G , así como la deformación cortante γ , se pueden expresar las ecuaciones (2.6) y (2.7) de esfuerzo normal y esfuerzo cortante respectivamente [1].

$$\sigma = E\epsilon \quad (2.6)$$

$$\tau = G\gamma \quad (2.7)$$

La adaptación de la ley de Hooke en la teoría de materiales resulta limitada en su aplicación, dado a que nace a partir de un problema unidimensional. Al igual que en la subsección 2.1.2 es necesario formular una generalización para abarcar cualquier dirección posible. [18].

Para esta generalización de la ley de Hooke, es de gran relevancia contar con el módulo de Poisson ν , pues es la forma de relacionar las diferentes componentes del sólido, considerando que la deformación en un eje, produce una deformación transversal [18]. La formulación de la ley generalizada de Hooke se describe en la ecuación (2.8), considerando un mismo volumen cúbico al de la sección 2.1.2 que tiene los esfuerzos normales orientados en los ejes cartesianos.

$$\sigma_x = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[\epsilon_x + \frac{\nu}{1-\nu}(\epsilon_y + \epsilon_z) \right] \quad (2.8a)$$

$$\sigma_y = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[\epsilon_y + \frac{\nu}{1-\nu}(\epsilon_x + \epsilon_z) \right] \quad (2.8b)$$

$$\sigma_z = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[\epsilon_z + \frac{\nu}{1-\nu}(\epsilon_x + \epsilon_y) \right] \quad (2.8c)$$

$$\tau_{xy} = G\gamma_{xy} \quad (2.8d)$$

$$\tau_{xz} = G\gamma_{xz} \quad (2.8e)$$

$$\tau_{yz} = G\gamma_{yz} \quad (2.8f)$$

Los modelos de conexiones bridadas experimentan un pandeo no lineal, por lo que no es suficiente un análisis del fenómeno a partir de la Ley de Hooke. Sin embargo, la geometría a probar se comporta mayoritariamente de manera elástica, por lo que el estudio de esta ley resulta muy conveniente.

2.1.5. Teoría de vigas de Euler-Bernoulli

Las vigas son elementos estructurales en el que una de sus dimensiones es mucho mayor que las otras dos. Además se caracterizan por contar con varios soportes y estar sometidas a cargas transversales al eje donde se da la flexión [12]. El uso de esta teoría en este trabajo es conveniente porque el sistema puede considerarse como una viga en la mayor parte de su extensión con excepción de la conexión bridada. En este caso, el tubo presenta un área transversal constante, con un diámetro exterior que es al menos un orden de magnitud inferior con respecto al largo.

Las especificaciones a considerar para el uso de la teoría que gobierna las vigas de Euler-Bernoulli son en primer lugar el concepto de deformaciones infinitesimalmente pequeñas. Además, se debe contemplar que los planos perpendiculares al eje de la viga antes de la deformación, permanecen perpendiculares al eje de la viga después de la deformación. La expresión matemática del comportamiento de estos elementos está dada por la ecuación (2.9) [12].

$$\frac{d^2}{dx^2} \left(EI \frac{d^2 w}{dx^2} \right) = q(x) \quad (2.9)$$

Donde el eje longitudinal de la viga está sobre el eje x , y los términos utilizados en la ecuación son E que es el módulo de Young (Pa), I que es el momento de inercia del área transversal (m^4), w que es el desplazamiento en la viga (m) y $q(x)$ que es la carga aplicada en un punto de la viga (N).

Para el caso de una viga sujeta a flexión, se producen dos diferentes esfuerzos a través del área longitudinal, tal como se muestra en la **Figura 2.2**. De esta manera, mientras una sección del tubo se encuentra bajo compresión la otra sección experimentará esfuerzos de tensión. Dado que la distribución de esfuerzos es continua, se da entonces un valor de esfuerzo cero en algunos de los puntos intermedios entre los dos extremos. La posición en la que se da este fenómeno se denomina eje neutro [1].

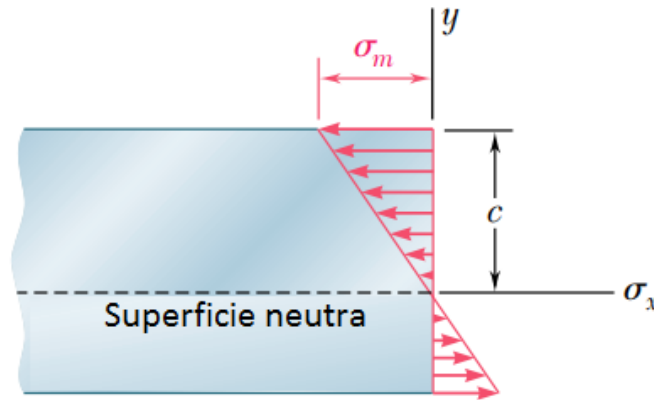


Figura 2.2: Distribución de los esfuerzos por flexión en una viga a partir de su distancia a la superficie neutra. Fuente: Figura tomada de [1].

Los esfuerzos que se presentan en la viga, pueden ser calculados con referencia al eje neutro, a partir de la ecuación (2.10) [1].

$$\sigma_x = -\frac{My}{I} \quad (2.10)$$

Donde σ_x es el esfuerzo normal al área transversal (Pa), M es el momento aplicado (Nm) y I es el momento de inercia del área transversal (m^4). El concepto de eje neutro resulta importante en este trabajo porque parte del fenómeno de pandeo en el tubo sometida a flexión se debe al desplazamiento del eje neutro cuando se aplica un momento flector a la conexión apernada.

2.1.6. Teoría de placas y cascarones

La teoría de placas y cascarones o membranas se emplea cuando el cuerpo cumple con ciertas propiedades geométricas. Las consideraciones para clasificar a un sólido como placa son en primer lugar un material elástico, homogéneo e isotrópico, además de una forma inicial plana. La deflexión en el plano medio debe ser pequeño comparado con el espesor. Así mismo, las líneas rectas originalmente normales a la mitad superficial, permanecen rectas tras la flexión. El esfuerzo normal en el plano medio puede no ser considerado y la mitad superficial no se deforma tras la flexión [17].

Las ecuaciones que surgen de su estudio son útiles para determinar comportamiento a lo largo de las paredes del tubo, que pueden ser definidas a partir de una superficie de revolución con un espesor constante.

En el caso de la teoría de placas, se consideran estructuras planas definidas por dos caras paralelas, y la distancia entre caras se denomina espesor, que será considerablemente más pequeño a las demás dimensiones del cuerpo [17]. Conceptualmente las placas pueden describirse como una generalización en las suposiciones de las vigas para el caso bidimensional. Es posible además clasificarlas en los grupos de placas gruesas, membranas y placas delgadas. La categorización se da a partir de un parámetro a/h donde a correspondería a una dimensión típica de la placa, y h es el espesor, como se detalla en la **Figura 2.3** [17].

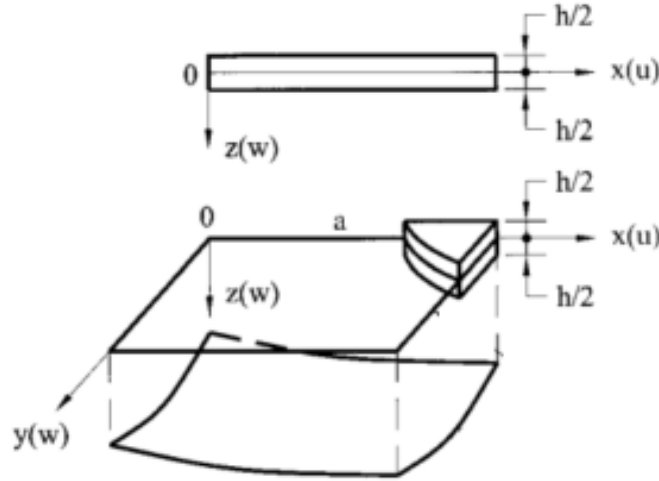


Figura 2.3: Parámetros de dimensión característica de la placa a y espesor de la placa h . Fuente: Figura tomada de [17].

Para la construcción de las ecuaciones de esfuerzo, se parte de la ley generalizada de Hooke, considerando que el vector normal de la placa está orientado en el eje z . Para lo cual tomando en cuenta las suposiciones iniciales, el comportamiento de las placas estaría descrito a partir de la ecuación (2.11) [17].

$$\sigma_x = \frac{E}{(1 - \nu^2)}(\epsilon_x + \nu\epsilon_y) \quad (2.11a)$$

$$\sigma_y = \frac{E}{(1 - \nu^2)}(\epsilon_y + \nu\epsilon_x) \quad (2.11b)$$

$$\tau_{xy} = G\gamma_{xy} \quad (2.11c)$$

La teoría de cascarones por otra parte, corresponde a la construcción más generalizada del comportamiento de superficies y por consiguiente más compleja. Para la descripción de esta teoría es permitido manejar elementos curvos, y por lo general se trabaja con derivaciones de la teoría más específicas como lo son los cascarones cilíndricos o los cascarones esféricos [15].

Este planteamiento considera un espesor constante de pared, y la condición de que los elementos lineales originalmente normales a la superficie media, permanecen normales después de la deformación [15]. La aplicación de los elementos de cascarón en el presente proyecto está orientada específicamente a las secciones cilíndricas. Para estudiar el caso general de deformación se considera inicialmente un corte del elemento por medio de dos planos radiales y dos planos perpendiculares al eje del cilindro y paralelos con el área transversal. Naturalmente, se aplica en este elemento las ecuaciones de equilibrio, obteniendo formulas que rigen el comportamiento para la teoría de elementos de cascarón enfocadas en cilindros circulares, que se escriben en la ecuación (2.12) [15].

$$\epsilon_1 = \frac{\partial u}{\partial x} \quad (2.12a)$$

$$\epsilon_2 = \frac{\partial v}{a\partial\theta} - \frac{w}{a} \quad (2.12b)$$

$$\gamma = \frac{\partial u}{a\partial\theta} + \frac{\partial v}{\partial x} \quad (2.12c)$$

$$\chi_x = \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \quad (2.12d)$$

$$\chi_y = \frac{1}{a^2} \left(\frac{\partial v}{\partial\theta} + \frac{\partial^2 w}{\partial\theta^2} \right) \quad (2.12e)$$

$$\chi_{xy} = \frac{1}{a} \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial^2 w}{\partial x\partial\theta} \right) \quad (2.12f)$$

Cuadro 2.1: Descripción de los términos utilizados en la ecuación (2.12). Fuente: Datos tomados de [15]

Parámetro	Unidades	Descripción
ϵ_1	m/m	Deformación en el eje x
u	m	Desplazamiento en el eje x
ϵ_2	m/m	Deformación en el eje y
a	m	Radio del cilindro (m)
v	m	Desplazamiento en el eje y
w	m	Desplazamiento en el eje z
γ	Pa	Esfuerzo cortante en el plano medio
χ_x	m	Cambio de curvatura en el eje
χ_y	m	Cambio de curvatura en el eje
χ_{xy}	m	Giro del elemento durante la torsión

La teoría de placas y cascarones resulta una manera menos compleja de determinar esfuerzos y deformaciones en un cuerpo que cumpla las características mencionadas. Por lo tanto, para el caso de los modelos numéricos es útil en cuanto a obtener resultados de una manera más eficaz sin comprometer la confianza de los datos.

2.2. Uniones bridadas circulares

2.2.1. Descripción general

Las uniones bridadas consisten en unir dos placas en forma de aro de espesor h , con pernos en disposición circular tal y como se observa en la **Figura 2.4**. La forma general de clasificar las uniones es de acuerdo a la carga que sufren los pernos. Cuando el área transversal del perno está sometido a esfuerzos normales, entonces es una unión de tensión. Si por el contrario, el área transversal del perno está sometido a esfuerzos cortantes, entonces es una unión cortante [2].

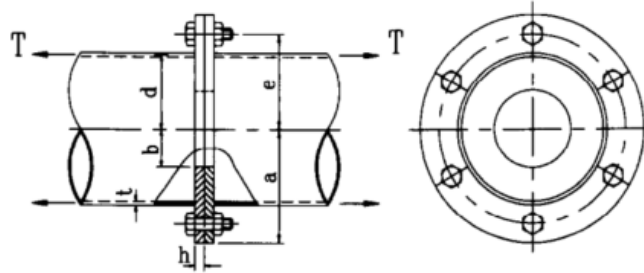


Figura 2.4: Conexión apernada de bridas circulares para la unión de tubos. Fuente: Figura tomada de [3].

Estas uniones bridadas circulares, por su geometría, son ampliamente utilizadas como conexión de tubos y tuberías. Por este motivo, estos componentes pueden ser analizados desde dos perspectivas. Por un lado, el diseño a partir de las presiones internas en una tubería, y por otro lado, en donde las cargas se transmiten por las paredes del tubo para casos estructurales [9]. Dado el planteamiento de este proyecto, se considerará el caso en que las cargas externas son transmitidas a lo largo de la pared del tubo.

2.2.2. Conexiones sujetas a carga axial excéntrica

Las conexiones bridadas circulares exhiben un comportamiento altamente complejo [8]. En el caso que la carga externa aplicada a la conexión es axial, el perno experimentará tanto cargas axiales como momentos flexionantes debido a las deformaciones de la brida. Para este caso se considera que las conexiones apernadas están sujetas a fuerzas que son transmitidas a partir de las paredes del tubo, tal como se muestra en la **Figura 2.5**. Esta subsección está enfocada a los esfuerzos que sufre la brida, pero mayoritariamente se orienta en las cargas excéntricas en el perno, que ocasiona una fuerza de palanca y una fuerza axial en el perno [8].

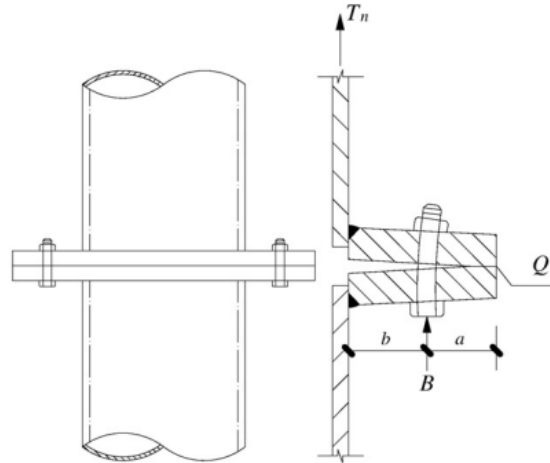


Figura 2.5: Carga axial y momento flexionante sobre los pernos debido a las deformaciones que sufre brida a partir de la tensión en las paredes del tubo. Fuente: Figura tomada de [8].

De esta forma, la carga del perno no varía linealmente con respecto a la carga externa. Como puede observarse en la **Figura 2.6**, bajo diferentes espesores de brida, la carga excéntrica provoca un comportamiento más complejo.

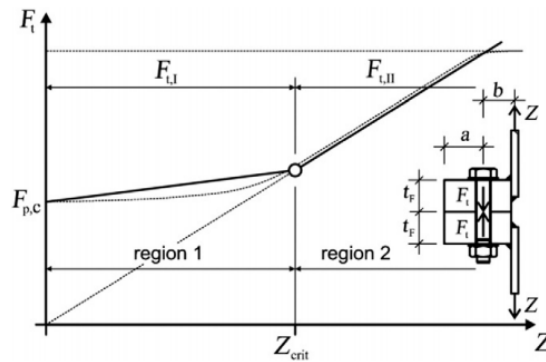


Figura 2.6: Comportamiento de la carga en el perno en función de la carga externa axial del tubo. Fuente: Figura tomada de [10].

Paralelamente, se evidencia también el efecto positivo que tiene la precarga para que el perno experimente menos fuerzas tras las tensiones externas, como se evidencia en la **Figura 2.7** [8].

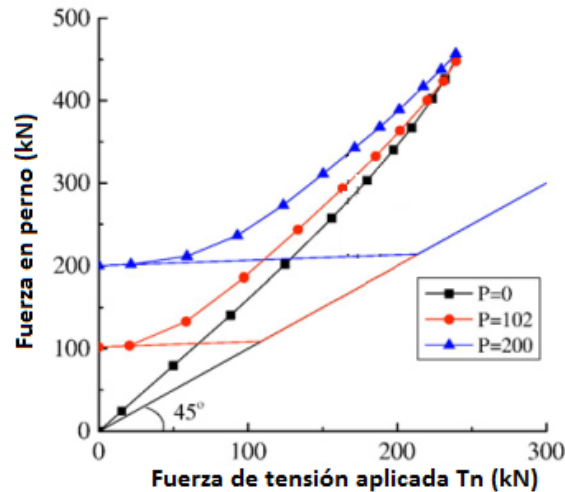


Figura 2.7: Carga en el perno en función de la carga externa axial para diferentes valores de precarga. Fuente: Figura tomada de [8].

En la práctica profesional las conexiones bridadas generalmente están sometidas a una carga axial céntrica. Sin embargo, bajo el efecto del momento flector se genera tensión en una parte del tubo, tal como se demostrará en la sección anterior, recreando las condiciones de carga axial excéntrica.

2.2.3. Conexiones sujetas a momento flector

El caso en que la conexión bridada está sujeta a momentos de flexión, la distribución de los esfuerzos a través de la sección transversal de la viga se torna más compleja. Esto se puede apreciar en la **Figura 2.8**

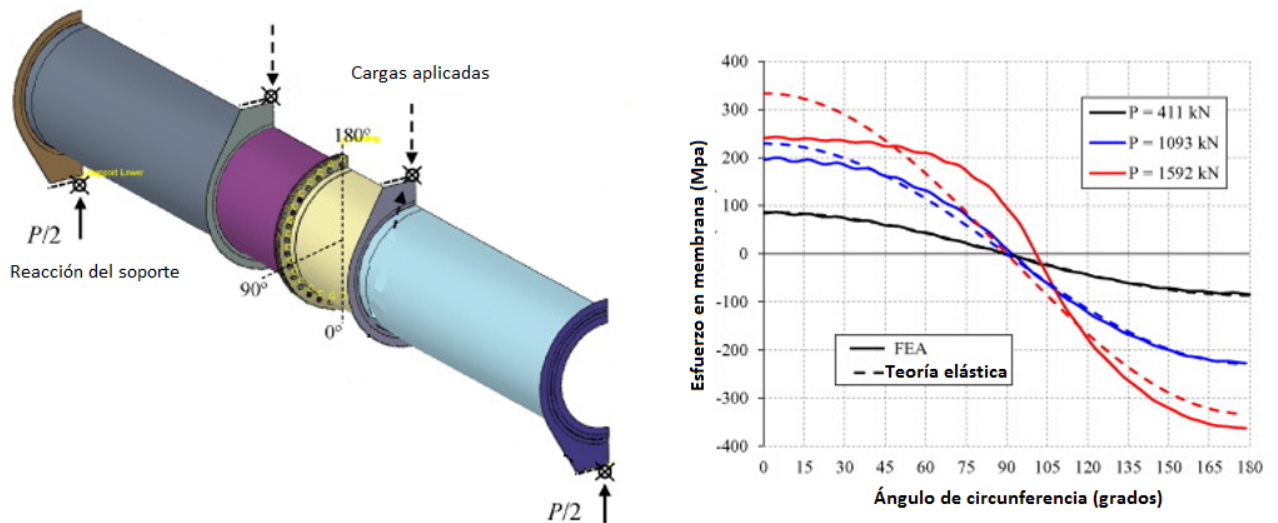


Figura 2.8: Corrimiento angular del eje neutro a partir del esfuerzo en membrana. Fuente: Figura tomada de [10].

De acuerdo con la nomenclatura de la Figura **Figura 2.8**, se puede observar que a medida de que aumenta la carga P , la distribución de los esfuerzos de membrana deja de seguir un comportamiento simétrico. Es decir, el eje neutro se desplaza con respecto a lo descrito por la teoría de vigas. Esto tiene como consecuencia que la magnitud de los esfuerzos de compresión son mucho mayores que los esfuerzos de tensión. Este comportamiento facilita la generación de pandeo en la pared del tubo cercana a la conexión bridada.

2.3. Estabilidad elástica

2.3.1. Pandeo en columnas

El estudio del pandeo en columnas parte del análisis en su inestabilidad ante una carga axial compresiva, o una combinación de cargas axial compresiva y de flexión [14]. El problema principal para esta temática consiste entonces en determinar cuales serán las condiciones últimas que es capaz de soportar la estructura antes de que ocurra el pandeo. Las columnas para este análisis se basan en la fórmula de columna ideal de Euler, para la cual se considera una barra sólida, completamente recta, y bajo una carga axial central compresora [15].

De acuerdo con la teoría de Euler no es posible que se genere un momento en la columna cuando esta no se ha pandeado, dado a que no hay brazo de palanca sobre la que pueda actuar la fuerza (que es completamente central). Sin embargo, al instante que se da el pandeo, hay un desplazamiento de la carga, generando así un momento. Según este análisis conceptual es posible formular una ecuación bajo la que sea posible determinar las condiciones de falla, a partir de la presencia de un momento generado por la carga axial, que necesariamente debe cumplirse al instante que se genera el pandeo [15].

Considerando un marco de referencia bidimensional en el plano xy en el que el área transversal de la columna se distribuye a partir del eje x , es posible formular el pandeo a partir de la ecuación (2.13) [15]. Por lo tanto la solución de esta ecuación para determinar la carga, determinaría las condiciones máximas a las cuales puede estar sometido el sistema antes de la falla.

$$EI \frac{d^2 y}{dx^2} = P(\delta - y) \quad (2.13)$$

Donde E es el módulo de Young del material (Pa), I es el momento de inercia del área transversal (m^4), P es la carga aplicada sobre la columna (N) y δ es el desplazamiento horizontal de la carga (m). El pandeo por lo general ocurrirá como un doblado sencillo a la estructura (pandeo de orden 1), si las condiciones de frontera aplicadas al sistema son mínimas. Sin embargo es posible que las columnas se deformen en curvas más complejas (pandeo de alto orden) minimizando su área transversal y seleccionando puntos de inflexión, y colando allí restricciones de movimiento [14].

Dado que la suposición para la columna ideal no es realista, es posible plantear dos alternativas para reformular una teoría más apegada a condiciones menos restrictivas. En primer lugar existe la posibilidad de utilizar la teoría de deflexión de Rivello, en conjunto a un parámetro inicial de imperfección [14].

Sin embargo, una alternativa más sencilla consiste en utilizar la ecuación diferencial de los elementos viga-columna. Dado que para este cálculo se pretende calcular las cargas críticas, no están presentes las fuerzas laterales, por lo que la ecuación para las cargas críticas puede formularse a partir de la ecuación (2.14) [15].

$$EI \frac{d^4 y}{dx^4} + P \frac{d^2 y}{dx^2} = 0 \quad (2.14)$$

No obstante, es posible además incluir el efecto de momento flector además de la carga axial. Tomando nuevamente la consideración de una fuerza aplicada al centroide de área, y de que el momento de inercia en el plano y es mucho más grande que el momento de inercia en el plano z a partir de una columna cuya área transversal se distribuye a partir del eje x , se puede plantear la ecuación (2.15) [14].

$$M_c = \sqrt{(P_\phi - P)(P_z - P)(I_0/A)} \quad (2.15a)$$

$$P_y = \frac{\pi^2 EI_y}{L^2} \quad (2.15b)$$

$$P_z = \frac{\pi^2 EI_z}{L^2} \quad (2.15c)$$

$$P_\phi = (A/I_0) \left(\frac{\pi^2 E \Gamma}{L^2} + GJ \right) \quad (2.15d)$$

Cuadro 2.2: Descripción de los términos utilizados en la ecuación (2.15). Fuente: Datos tomados de [14]

Parámetro	Unidades	Descripción
M_c	(Nm)	Momento crítico por el cual se da el pandeo
I_0	(m^4)	Momento polar de inercia
A	(m^2)	Área transversal de la columna
P	(N)	Carga axial de compresión inicial
E	(Pa)	Módulo de rigidez del material
I_y	(m^4)	Momento de inercia en el plano y
I_z	(m^4)	Momento de inercia en el plano z
Γ	(m^6)	Constante de flexión-torsión de Wagner
G	(Pa)	Módulo de elasticidad transversal
J	(m^4)	Constante torsional

2.3.2. Pandeo en placas y cascarones

Dentro de las diferentes formas posibles de pandeo dentro de la teoría de cascarones para un cilindro, la primera es el pandeo debido a la carga de compresión axial, provocado de forma simétrica con referencia al eje axial del cilindro [17]. Como fue estudiado en la subsección anterior, la mayor importancia de las teorías de pandeo residen en el cálculo de los valores críticos. En el caso concreto de falla por compresión axial, este parámetro resulta como fuerza compresiva por unidad de longitud en las paredes de la geometría, y puede ser derivada a partir de un cálculo de energía [17].

Bajo condiciones de elasticidad en el material (mientras el cuerpo conserve su geometría original) la energía total de deformación está igualada con la energía derivada de la fuerza de compresión. No obstante al momento en que el pandeo da inicio se debe considerar otros factores además de la compresión axial, tales como la deformación de la superficie media en

dirección angular, y la flexión sobre el cilindro. Al momento en que la energía de deformación iguala al valor crítico, se pierde la propiedad elástica del material, y a partir de ese punto un aumento en energía de deformación es igual al trabajo hecho por la carga externa, deformando las paredes del cilindro, pandeando la estructura y acortando su altura. Este análisis da como resultado la ecuación (2.16) para la carga crítica [15].

$$\sigma_{cr} = \frac{Eh}{a\sqrt{3(1-\nu^2)}} \quad (2.16)$$

Donde σ_{cr} es el esfuerzo compresivo máximo (Pa), E es el módulo de Young del material (Pa), h es el espesor del cascarón (m), a es el radio del cilindro (m) y ν es el módulo de Poisson del material.

Como alternativa al método de trabajo y energía, es posible estudiar la carga crítica para pandeo de cascarones cilíndricos a través de las ecuaciones diferenciales que describen esta geometría. Para el caso particular de carga por compresión axial, es necesario considerar una fuerza normal a la superficie de cero, así como una medición del desplazamiento a partir de la superficie media tras la compresión [15].

Dentro de la teoría del pandeo para cascarones, es importante destacar el concepto de flexión inextensional, producido en la geometría cilíndrica si sus paredes son comprimidas axialmente, con la condición de que los bordes tengan la posibilidad de moverse lateralmente [17].

Nuevamente, para este caso se presenta un valor crítico de la carga, que se deriva a partir de la energía de deformación por efecto simultáneo de flexión y estiramiento de la superficie media. La formulación resultante para la carga crítica está dada en la ecuación (2.17) donde l es la longitud axial del cilindro y las demás variables equivalen a los parámetros descritos por la ecuación (2.16) [15].

$$\sigma_{cr} = \frac{3Eh^2}{10(1-\nu^2)a^2} \left[\frac{4l^2}{3a^2} + 2(1-\nu) \right] \quad (2.17)$$

Un enfoque diferente con respecto al tema de las cargas aplicadas sobre el cascarón es la combinación de flexión y compresión en el cilindro, donde se asume una carga ejercida contra el área transversal de la pared, que no sea excéntrica, de modo que se generen dos componentes: una que comprime el cilindro de forma axial, y otra transversal que ocasiona un momento de flexión [15].

Para este caso la definición de los desplazamientos en el sistema no se formulan a partir de ondas sinusoidales simples, por lo que la descripción del pandeo puede llegar a ser más complicada. Por otro lado para el cálculo del punto crítico es necesario acudir a la solución de series infinitas de gran complejidad, por lo que es válido acudir a una reformulación de la ecuación (2.16) que ha demostrado ser una aproximación segura para el problema. Para esta reformulación es necesario sustituir el valor de carga crítica por la suma de la carga crítica por compresión y de la carga crítica por flexión [15].

Es necesario tener presente los conceptos abordados en el marco teórico, tanto para entender los resultados obtenidos en las pruebas, como para distinguir las formulaciones matemáticas que utilizan estos modelos en sus soluciones. Además de que aporta herramientas necesarias en el planteamiento de la geometría, la carga y los materiales, de acuerdo al siguiente capítulo.

Capítulo 3

Metodología

En este capítulo se detalla la metodología empleada en la investigación. En síntesis se modelará numéricamente conexiones bridadas sin rigidizadores, y con rigidizadores, comparando ambos resultados por medio de parámetros adimensionales para poder responder a la pregunta principal.

3.1. Parámetros de diseño

La parametrización del diseño consiste en definir la conexión bridada por completo en términos de sus variables geométricas y materiales, para recrearla en el software de modelado numérico. De esta manera será posible generar diferentes simulaciones a partir de la variación en los parámetros asignados. Al mismo tiempo se producirán las variables adimensionales.

3.1.1. Parámetros geométricos

Para el caso de conexiones bridadas sin rigidizadores, el dimensionamiento geométrico corresponde al ilustrado en las **Figuras 3.1a y 3.1b**

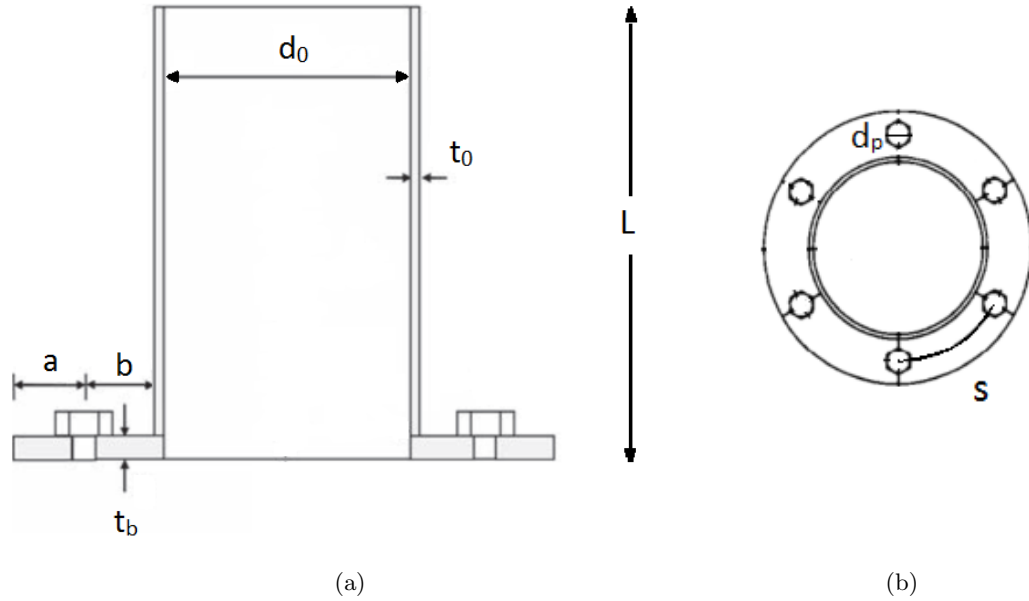


Figura 3.1: Parámetros geométricos presentes en el dimensionamiento general para una conexión bridada sin rigidizadores. Fuente: Figura tomada de [4].

Cuadro 3.1: Descripción de los parámetros detallados en la figura 3.1. Fuente: Elaboración propia.

Parámetro	Unidades	Descripción
d_0	m	Diámetro interior del tubo
t_0	m	Espesor del tubo
b	m	Longitud entre el interior de la brida y el centro de pernos
a	m	Longitud entre el centro de pernos y el exterior de la brida
t_b	m	Espesor de la brida
L	m	Longitud del tubo
d_p	m	Diámetro de cabeza de perno
s	m	Longitud de arco entre centros de perno

En el caso de las conexiones bridadas con rigidizadores se consideran los mismos parámetros geométricos de las **Figuras 3.1a y 3.1b**. Sin embargo, esta configuración presenta solamente la mitad de los pernos originales, debido a que en su lugar se colocan los rigidizadores, que estarán alternadamente entre pernos, tal como se muestra en la **Figura 3.2**. Esta figura presenta las medidas que se consideran para el dimensionamiento de los rigidizadores, donde t_r (m) es el espesor del rigidizador y h (m) es la altura del rigidizador.

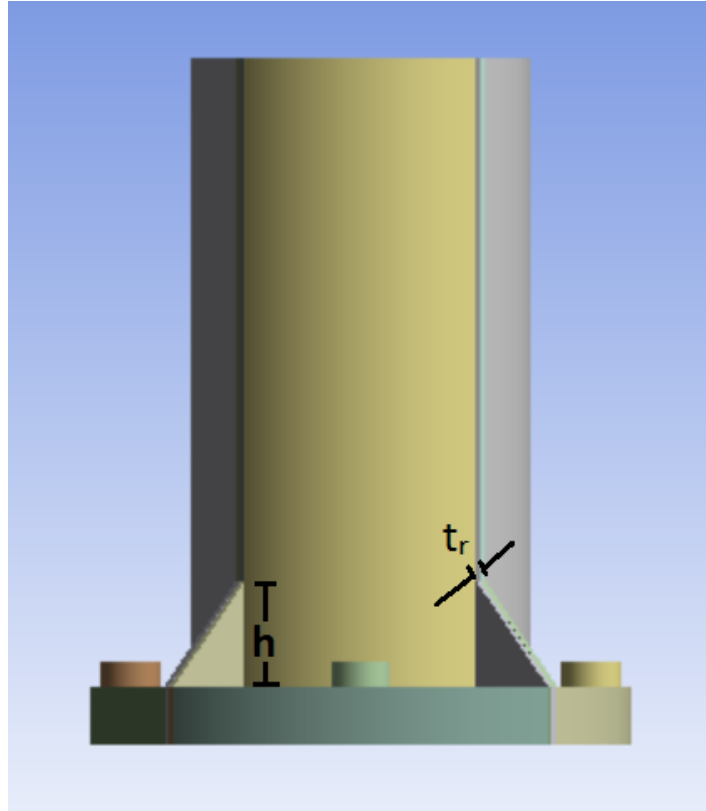


Figura 3.2: Dimensionamiento geométrico de la altura h y el espesor t_r de los rigidizadores en una conexión brida. Fuente: Elaboración propia.

Casos evaluados

Para la elaboración de diferentes simulaciones en el programa de modelado numérico, se variará el número de pernos, su espesor de tubo t_0 y el diámetro interno de perno d_i generando una familia de modelos de prueba. Todas las demás variables geométricas se formulan posteriormente a partir de estos parámetros. Tomando como referencia los modelos realizados por [4] se genera el **Cuadro 3.2**, en donde se compilan las dimensiones principales de la conexión para cada simulación.

Cuadro 3.2: Dimensiones de la conexión. Fuente: Datos tomados de [4].

Combinación	Pernos	t_0 (mm)	d_i (mm)
1	8	4	16
2	8	6	18
3	8	8	20
4	16	4	18
5	16	8	34
6	16	12	50
7	24	4	20
8	24	10	50
9	24	16	80

Para mantener la proporcionalidad en cada uno de los modelos realizados, así como para delimitar el proyecto, todas las demás dimensiones estarán formuladas a partir de relaciones con los parámetros del **Cuadro 3.2**, tomando como referencia prácticas en la ingeniería así como proporciones de la geometría real puesta a prueba en [4]. El esfuerzo que experimenta la pared del tubo determina si se producirá el pandeo, haciéndolo la única zona de interés para el análisis. Por este motivo el resto de elementos en la conexión se diseñan solamente para resistir la carga durante toda la prueba.

Para considerar la brida como un elemento robusto, y tomando en cuenta que el diámetro interior de perno está correctamente dimensionado para esta prueba, el espesor t_b (**Figura 3.1a**) será mayor a este diámetro d_i , por lo que se utiliza un factor de 1.5 de acuerdo a la ecuación (3.1), donde t_b (m) es el espesor de la brida y d_i (m) es el diámetro interior del perno.

$$t_b = 1,5d_i \quad (3.1)$$

La cabeza de perno por su parte se construye a partir de una forma simplificada, pues tampoco son elementos de análisis para el estudio, y además su geometría no interfiere con el comportamiento del sistema, siempre que logre llevar a cabo su función estructural. Este elemento se formula a partir de la ecuación (3.2), donde d_p (m) es el diámetro de cabeza de perno, d_i (m) es el diámetro interior del perno y h_p (m) es la altura de la cabeza de perno.

$$d_p = 1,5d_i \quad (3.2a)$$

$$h_p = 0,4d_p \quad (3.2b)$$

La posición de centros de pernos en la brida se puede definir a partir del parámetro b (**Figura 3.1a**). Esta longitud entre el interior de la brida y el centro de pernos potencializa la efectividad de la unión mientras sea mínima. De acuerdo con esta consideración, este parámetro se formula a partir de la ecuación (3.3), donde b (m) es la longitud entre el interior de la brida y el centro de pernos, y d_i (m) es el diámetro interno de perno.

$$b = 1,5d_i \quad (3.3)$$

Por otra parte, la longitud entre el centro de pernos y el exterior de la brida a (**Figura 3.1a**) se formula a partir de la ecuación (3.4), donde a (m) es la longitud entre el centro de pernos y el exterior de la brida, y d_i (m) es el diámetro interno de perno.

$$a = d_i \quad (3.4)$$

El diámetro de tubo se estima considerando que la distancia de arco mínima entre perno y perno s (**Figura 3.1b**) tomará un valor de acuerdo a la ecuación (3.5), donde s (m) es la longitud de arco entre perno y perno y d_p (m) es el diámetro de cabeza de perno. Esta relación se debe a que en la práctica profesional resulta un valor muy utilizado para poder introducir herramientas en estos espacios de ser necesario.

$$s \geq 3d_p \quad (3.5)$$

De acuerdo a la **Figura 3.1**, y a la restricción propuesta en la ecuación (3.5) se sigue que el diámetro interno del tubo cumple la inecuación (3.6), redondeando hacia arriba el resultado al múltiplo de 3 más cercano (cuestión que resultará útil para calcular la altura de los rigidizadores posteriormente).

$$d_0 \geq 2 \left(\frac{3d_p N}{2\pi} - b - t_0 \right) \quad (3.6)$$

Donde d_0 es el diámetro interior de tubo (m), d_p es el diámetro de cabeza de perno (m), N es el número de pernos, b es la longitud entre el interior de la brida y el centro de pernos (m) y t_0 es el espesor de tubo (m). El tubo además contará con una longitud según la ecuación (3.7), donde L (m) es el largo del tubo y d_0 (m) es el diámetro interno del tubo. Esta relación asegura que los efectos de condición de frontera no influyan en los resultados donde se origina el pandeo.

$$L = 2d_0 \quad (3.7)$$

Todos los valores geométricos correspondientes a los modelos que se realizarán para las conexiones bridadas sin rigidizadores se sintetizan en el **Cuadro 3.3**, enumerándose del 1 al 9, y siendo la simbología acorde con la de la **Figura 3.1**.

Cuadro 3.3: Dimensionamiento completo para las conexiones sin rigidizadores. Fuente: Elaboración propia.

Prueba	Pernos	Dimensiones de la conexión (mm)								
		t_0	d_i	t_b	d_p	h_p	b	a	d_0	L
P1	8	4	16	24	24	9,6	24	16	129	258
P2	8	6	18	27	27	10,8	27	18	141	282
P3	8	8	20	30	30	12	30	20	156	312
P4	16	4	18	27	27	10,8	27	18	351	702
P5	16	8	34	51	51	20,4	51	34	663	1326
P6	16	12	50	75	75	30	75	50	972	1944
P7	24	4	20	30	30	12	30	20	621	1242
P8	24	10	50	75	75	30	75	50	1551	3102
P9	24	16	80	120	120	48	120	80	2481	4962

Para el análisis de las geometrías en el caso de conexiones bridadas con rigidizadores, se realizarán modelos numéricos de acuerdo a las dimensiones enunciadas en el **Cuadro 3.3** (considerando la ya mencionada reducción de pernos a la mitad). En la práctica profesional tienen a ser geoméricamente simples, ya que se construyen a partir de una lámina cortada, por lo que requiere pocos parámetros para ser definida por completo. Para delimitar el proyecto, el espesor de rigidizador será igual al espesor de tubo. Por otra parte, dado que se pretende medir la influencia en la altura del rigidizador, se evaluará diferentes alturas para cada una de las pruebas, detalladas en la ecuación (3.8).

$$h_1 = \frac{d_0}{2} \quad (3.8a)$$

$$h_2 = \frac{d_0}{3} \quad (3.8b)$$

$$h_3 = \frac{d_0}{6} \quad (3.8c)$$

Donde h_1 es la primera altura del rigidizador a probar (m), h_2 es la segunda altura del rigidizador a probar (m), h_3 es la tercera altura del rigidizador a probar (m) y d_0 es el diámetro interior del tubo (m).

3.1.2. Parámetros materiales

Debido a que el pandeo para estas conexiones presenta una naturaleza no lineal, no es posible analizarlo completamente en el ámbito elástico del material. Por este motivo es necesaria la elaboración de una curva esfuerzo-deformación para cada parte de la conexión, eligiéndose un modelo bilineal tal como se presenta en la **Figura 3.3**.

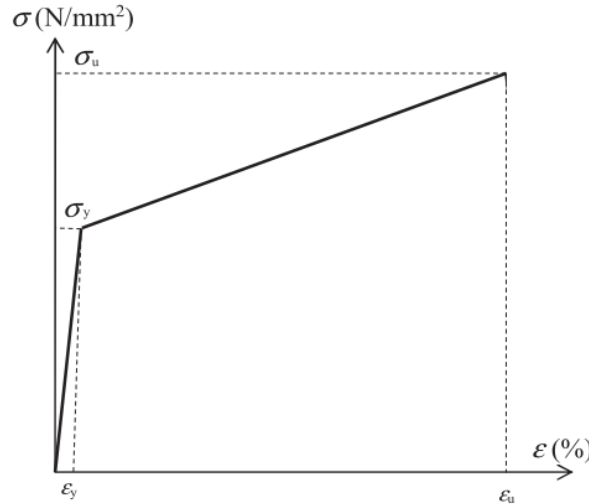


Figura 3.3: Modelo bilineal para la curva esfuerzo-deformación. Fuente: Figura tomada de [4].

El sistema propuesto para esta investigación consiste en tres elementos principales, los cuales corresponden al tubo, la brida y los pernos. Debido a que las simulaciones están enfocadas a tubos estructurales, lo más apropiado para la asignación de material a los elementos es un

acero estructural para el tubo y la brida, y un acero de alta resistencia para los pernos. Las propiedades mecánicas para cada parte se detallan en el **Cuadro 3.4** con base en la prueba realizada por [4]. Para el caso de las conexiones que presentan rigidizadores, se considera que tanto el tubo como los rigidizadores están contruidos con el mismo material. Esto debido a que se pretende imitar la práctica profesional en donde esta decisión resulta más conveniente por una mayor facilidad de soldadura.

Cuadro 3.4: Propiedades mecánicas de los aceros seleccionados. Fuente: Datos tomados de [4].

Componente	E (MPa)	σ_Y (MPa)	σ_u (MPa)	ϵ_u (%)
Tubo	215717	351	492	60
Brida	214419	328	529	73
Pernos	212792	1110	1156	59

Para definir por completo cada una de las curvas de material para los diferentes tipos de acero, es necesario calcular la deformación de fluencia, obteniéndose a partir de la ecuación (2.6) de la subsección 2.1.4, cuyos resultados se resumen en el **Cuadro 3.5**.

Cuadro 3.5: Deformaciones de fluencia para los diferentes tipos de acero. Fuente: Elaboración propia.

Componente	ϵ_Y (%)
Tubo	0,1627
Brida	0,1530
Pernos	0,5216

3.1.3. Parámetros de carga

Al tratarse de una conexión sujeta a un momento de flexión debe establecerse dos pasos de aplicación para las cargas: en el primer paso se aplica la precarga de los pernos, y en el segundo paso el momento de flexión.

Precarga del perno

La precarga de los pernos en cada sistema se formulan a partir de la ecuación (3.9) [6].

$$W_i = \frac{0,7 f_{ub} A_s}{\gamma_{M7}} \quad (3.9)$$

Donde W_i es la precarga de cada perno (N), f_{ub} es el esfuerzo último del perno (Pa), γ_{M7} es un coeficiente de seguridad de 1.1 [16] y A_s es el área de la sección roscada del perno (m^2) definida a partir del diámetro interior del perno d_i de la forma $\pi \frac{d_i^2}{4}$.

Momento aplicado

La carga original a la que están sometidas las diferentes conexiones para que se produzca momento, está detallada por la **Figura 3.4**. Se observa una conexión bridada con dos tubos de igual longitud (apoyados en sus extremos) que se les aplican dos fuerzas cortantes, separadas a una distancia simétrica del centro.

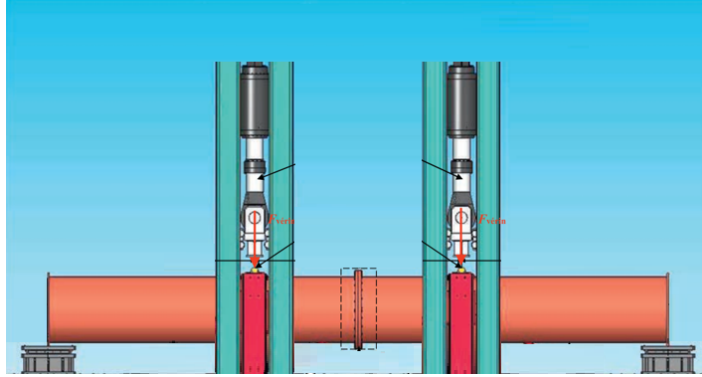


Figura 3.4: Aplicación de fuerzas cortantes al tubo para la creación de momento en la conexión. Fuente: Figura tomada de [4].

Este sistema puede ser estudiado como una viga, donde F es la fuerza cortante, y R es la reacción en los apoyos tal como se muestra en la **Figura 3.5**. Debido a las características de la conexión y de la aplicación de las fuerzas, las reacciones serán equivalentes en magnitud a la fuerza aplicada, y se generarán los diagramas de fuerza cortante V y de momento flector M también mostrados en la **Figura 3.5**.

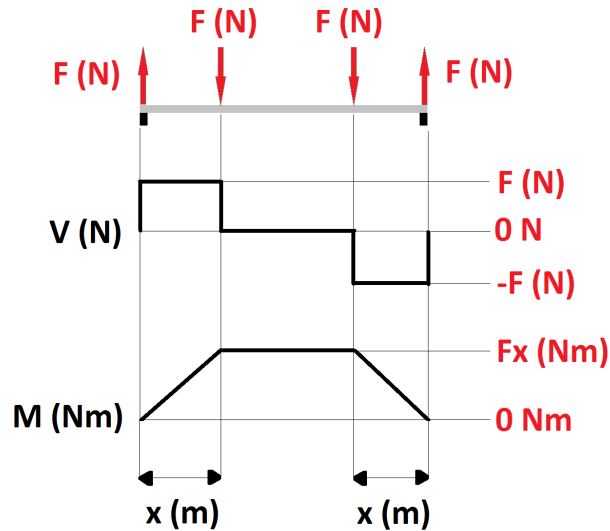


Figura 3.5: Diagrama de fuerzas cortantes y momento flector resultante en la conexión bridada. Fuente: Elaboración propia.

A partir del diagrama de momentos se observa que se produce un momento interno constante para el centro de la conexión bridada, el cual es la zona de interés para el análisis de este trabajo. De esta manera, es posible simular la carga inicial a partir de un momento para cada punto de la conexión en la brida y sus inmediaciones.

Para el presente trabajo el momento será el parámetro a evaluar, pues dependiendo de su magnitud es posible determinar la contribución de los rigidizadores en la conexión. Más específicamente se evaluará el momento crítico, que es el valor al cual ocurre el pandeo local.

La forma en que se identificará el pandeo local es por medio de una divergencia en la solución numérica de Ansys. Esto indicaría que las deformaciones alcanzarían valores de falla.

3.1.4. Parámetros adimensionales

Las variables adimensionales corresponden a cantidades sin dimensiones que resultan del producto entre diferentes parámetros del modelo. La idea detrás de su construcción consiste en generar gráficas relacionando unas variables adimensionales con respecto a otras. Estas gráficas se utilizarían para buscar una tendencia. De modo que, conforme se varían los parámetros de la conexión, se observe un comportamiento constante, siempre y cuando mantenga unas proporciones aproximadas. Las variables para construir los diferentes parámetros adimensionales corresponden a las mencionadas en las secciones 3.1.1, 3.1.2 y 3.1.3, sin embargo es preciso descartar aquellas que se consideren poco o nada influyentes para la generación del pandeo. El **Cuadro 3.6** enumera los parámetros geométricos, materiales y de carga considerados para la construcción de los parámetros adimensionales, al mismo tiempo que detalla su contribución al aumento del momento crítico.

Cuadro 3.6: Parámetros del sistema para la construcción de las variables adimensionales. Fuente: Elaboración propia.

Parámetros	Contribución al aumento del momento crítico
R_0	Directamente: Por el aumento del momento de inercia
t_0	Directamente: Por el aumento del momento de inercia
b	Inversamente: Evita el desprendimiento entre bridas
L	Inversamente: Disminuye la capacidad de resistir esfuerzos en el tubo
N	Directamente: Evita el desprendimiento entre bridas
E (Tubo)	Directamente: De acuerdo a la ecuación (2.16)
σ_Y (Tubo)	Directamente: Los altos valores impiden las deformaciones tempranas
σ_u (Tubo)	Directamente: Aumenta la capacidad de resistir esfuerzos en el tubo
ϵ_u (Tubo)	Inversamente: Aumenta el límite de deformación en el material
W_i	Directamente: Proveen una unión más firme a las bridas
t_b	Directamente: Provee mayor rigidez a la unión de bridas

Por otra parte, el sistema presenta una sola variable de salida, que corresponde al momento crítico para el que se forma el pandeo local M_c . Es importante indicar que la ecuación (2.16) utilizada para determinar la contribución al pandeo del radio, espesor y módulo de elasticidad del tubo, es para compresión y no para flexión. Sin embargo, es igualmente útil debido a que el pandeo local estudiado en los modelos se genera por esfuerzos de compresión.

Otros parámetros geométricos no llegan a influir decisivamente en el pandeo del tubo, como las variables que definen al perno. Entre ellas se encuentra el diámetro de vástago d_i que ya está contemplado en el cálculo de la precarga W_i (parámetro ya incluido para la construcción de las variables adimensionales). Por otra parte, el resto de la geometría del perno se caracteriza por relaciones proporcionales, de manera que al ya ser contemplada una de sus medidas resulta innecesario considerar otras.

Para estudiar la variación del comportamiento en esta conexión es necesario realizar dos diferentes parámetros adimensionales. El primero es el parámetro adimensional de entrada Π_1 que se formula a partir de la variable de carga de entrada en el sistema, que corresponde

a la precarga de los pernos, y de otra importante variable de entrada como lo es el número de pernos, así como propiedades de material y parámetros geométricos que se detallan en la ecuación (3.10) que son útiles para describir la conexión.

$$\Pi_1 = \frac{\sigma_Y EL^2 b^2}{W_i^2 N} \quad (3.10)$$

Parámetro adimensional de salida

Para la formulación del parámetro adimensional de salida se construye la ecuación (3.11) y el **Cuadro 3.7**, a partir del **Cuadro 3.6**, considerando los parámetros que influyen en la carga máxima para el modelo. Para esta fórmula k_1 es una constante de proporcionalidad, y los exponentes corresponden a números enteros que detallan la contribución de cada variable.

$$[M_c]^f = k_1 \frac{[t_0]^j [t_b]^e [\sigma_u]^g [R_0]^i}{[\epsilon_u]^m} \quad (3.11)$$

Cuadro 3.7: Matriz de dimensiones correspondientes a las variables para el parámetro adimensional de salida. Fuente: Elaboración propia.

Unidades	M_c	t_0	t_b	σ_u	R_0	ϵ_u
Longitud	1	1	1	-2	1	0
Fuerza	1	0	0	1	0	0

A partir de un análisis dimensional de la ecuación (3.11) con base en el **Cuadro 3.7** se formula la relación (3.12) para las unidades de longitud, y la relación (3.13) para las unidades de fuerza.

$$f = i + j + e - 2g \quad (3.12)$$

$$f = g \quad (3.13)$$

Para la determinación del sistema de ecuaciones del análisis dimencional se definen las siguientes variables:

- $f = 1$
- $m = 1$
- $i = 1$
- $j = 1$

Resolviendo para las variables restantes se obtiene:

- $g = 1$
- $e = 1$

Finalmente, el parámetro adimensional de salida Π_2 se formula de acuerdo a la ecuación (3.14).

$$\Pi_2 = \frac{M_c \epsilon_u}{R_0 t_0 t_b \sigma_u} \quad (3.14)$$

Con lo desarrollado en esta sección es posible definir completamente las geometrías y los materiales de los modelos a probar. Al mismo tiempo, presenta herramientas de análisis de resultados mediante los parámetros adimensionales. De modo que da paso al desarrollo de las siguientes secciones del capítulo.

3.2. Elaboración del modelo computacional

Para el análisis de los diferentes casos, se elaboró un modelo de elemento finito parametrizable usando el paquete comercial Ansys. En esta sección se describirá las condiciones de frontera usados en el modelo así como las condiciones de carga externa.

3.2.1. Condiciones de frontera y carga

En la **Figura 3.6** se muestra la geometría que se usará para la elaboración del modelo computacional.

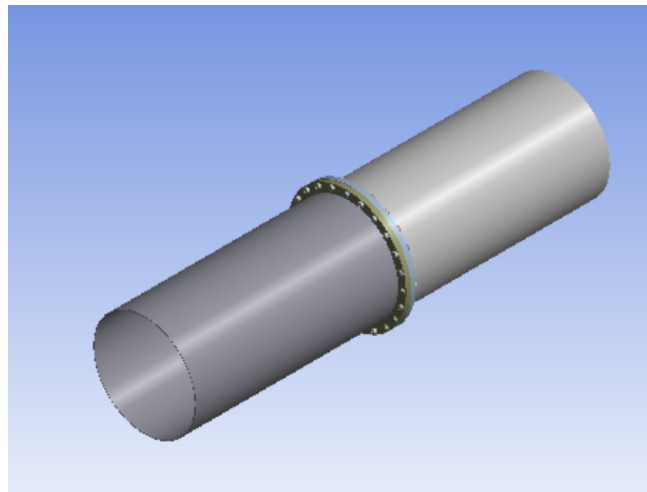


Figura 3.6: Representación de la conexión bridada considerada para realizar las pruebas. Fuente: Elaboración propia.

Como se puede observar, tanto la geometría así como las cargas presentan diferentes simetrías. Esto permite simplificar el modelo con el fin de mejorar el rendimiento computacional durante el proceso de solución.

La primera simetría que se aplica es en medio de las bridas, como se observa en la **Figura 3.7**. Sin embargo, esta condición se aplica solo en la cara cortada de los pernos para simular la continuidad de carga. Por otra, parte el contacto con la otra brida se simula con un contacto sin fricción a una placa rígida empotrada como muestra la imagen.

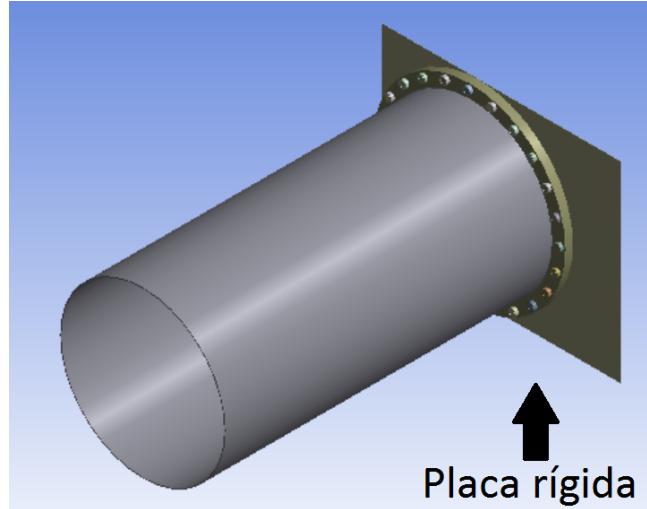


Figura 3.7: Primera simplificación de la conexión bridada por medio de un contacto con placa rígida y condición de simetría en los pernos. Fuente: Elaboración propia.

A partir de la **Figura 3.8**, se observa que otra simplificación que se puede implementar es considerar únicamente la mitad del modelo geométrico.

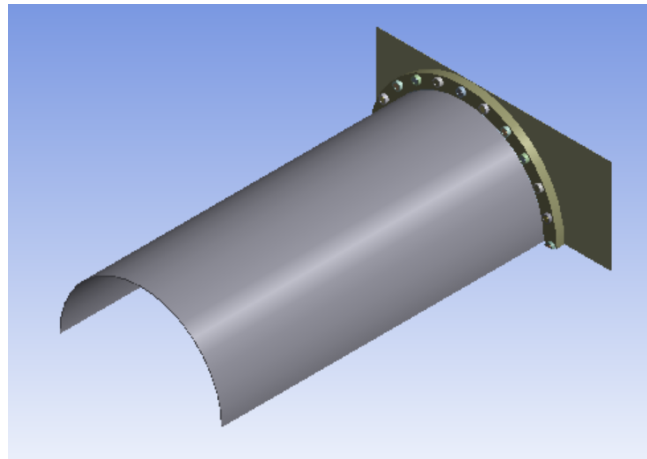


Figura 3.8: Representación de la geometría utilizada para realizar el modelado numérico considerando el contacto de placa rígida y las condiciones de simetría en pernos y en el tubo. Fuente: Elaboración propia.

Debido a que el modelo está solamente definido entre los puntos de aplicación de la fuerza cortante, la conexión no se recrea geoméricamente en su totalidad, pues faltaría el resto de tubo y el apoyo en el extremo. Por lo tanto para modelar esta continuidad del tubo se aplica un desplazamiento en la cara externa del tubo, que únicamente permita movimiento axial.

Finalmente se aplican los parámetros de carga ya mencionados: La precarga de los pernos y el momento. El momento se aplicará en los nodos de todos los cuerpos, a excepción de los pernos, asegurando la uniformidad. El objetivo es simular un momento interno distribuido, de acuerdo a lo expresado en la subsección 3.1.3 y tal como se muestra en la **Figura 3.9**. La dirección del momento es la normal al plano de simetría del tubo, que de acuerdo a las

convenciones escogidas en los modelos numéricos utilizados es $-y$.

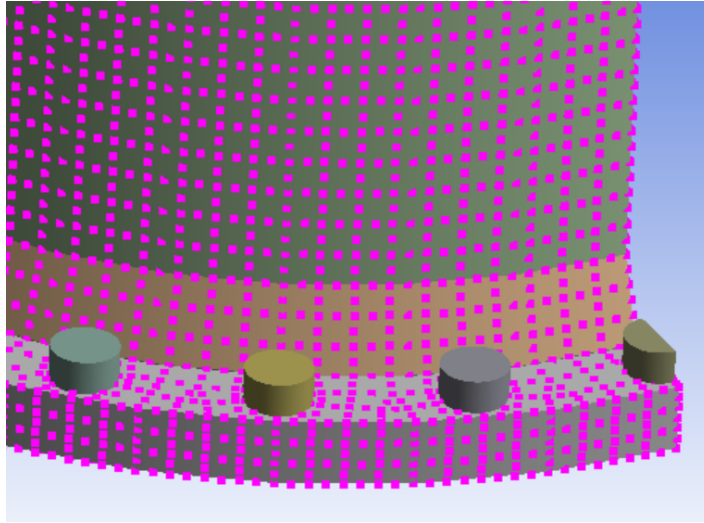


Figura 3.9: Aplicación de momento en la conexión bridada a partir de cargas de momento en los nodos del modelo numérico. Fuente: Elaboración propia.

A pesar de que las condiciones de frontera y de carga son correctas según lo desarrollado en esta subsección, igualmente resulta necesario el desarrollo de pruebas. Para ello se desarrolla la calibración del modelo numérico.

3.2.2. Calibración del modelo numérico

Para determinar si el modelo propuesto presenta soluciones confiables, se realizará una prueba utilizando como referencia el trabajo realizado por [4], en donde se reconstruirá la geometría, y se aplicarán las cargas ya experimentadas en laboratorio para corroborar que se obtienen los mismos resultados.

3.3. Análisis de resultados

Primeramente se realizó la ejecución de los casos sin rigidizadores, generando gráficos del momento crítico en función de diferentes variables geométricas y de precarga. De esta manera se estudió su comportamiento según parámetros específicos. Por otra parte, tanto para los casos sin rigidizadores, como para los casos con rigidizadores, se escogió modelos numéricos representativos, recopilando de ellos datos de esfuerzos y deformaciones plásticas para su análisis. También en ambos tipos de conexiones se buscó tendencias a partir de los números adimensionales formulados en la subsección 3.1.4 con la intención de facilitar el análisis a partir de estos patrones. Finalmente, con base en los resultados obtenidos se compararon los datos entre ambos escenarios en cuanto a la resistencia contra pandeo de la conexión.

El desarrollo de los todos los pasos metodológicos se detallan a partir de los siguientes capítulos, contribuyendo cada uno en responder la pregunta principal, con una solución final presente en el capítulo de conclusiones.

Capítulo 4

Resultados y análisis

4.1. Análisis sin rigidizadores

El análisis en general para el trabajo se divide en dos capítulos que estudian los resultados de momento crítico en las conexiones bridadas con y sin rigidizadores, siendo el presente capítulo el que no considera los rigidizadores. Además de analizar el comportamiento de las simulaciones a partir de la aplicación de cargas, este capítulo sirve para aportar datos que serán contrastados posteriormente con el caso de rigidizadores. Asimismo, se presenta el procedimiento para la calibración del modelo numérico.

4.1.1. Validación del modelo

En la **Figura 4.1** se muestra el mallado del modelo de elemento finito desarrollado en Ansys. Para este modelo se tomó en consideración el perfil geométrico mostrado en la **Figura 4.2**. Por otro lado, se considera en el análisis elementos no lineales tales como grandes deformaciones y plasticidad del material.

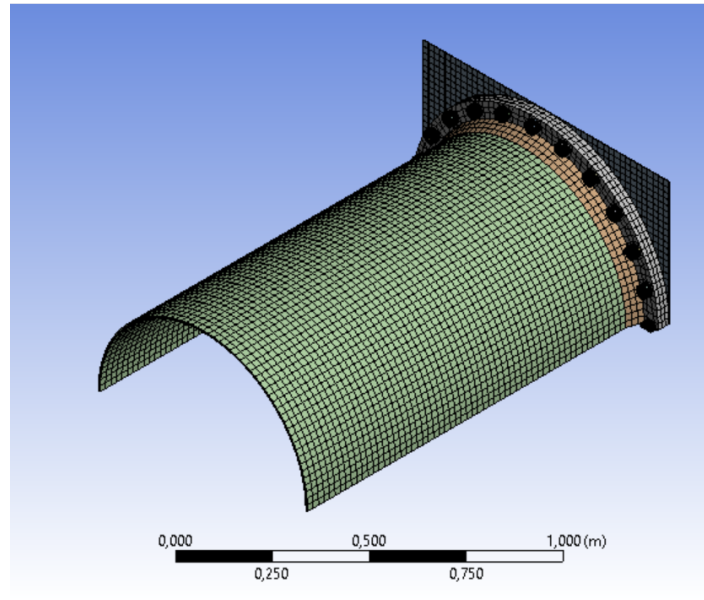


Figura 4.1: Mallado del modelo para la conexión probada en la calibración. Fuente: Elaboración propia.

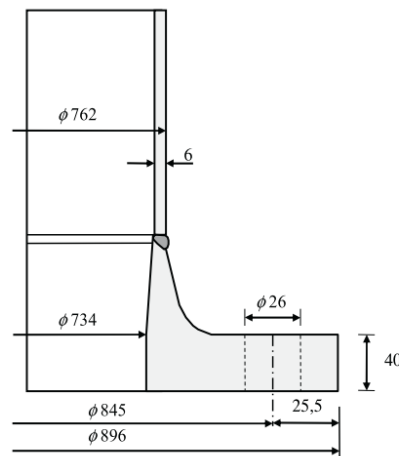


Figura 4.2: Perfil geométrico de la conexión probada en la calibración. Fuente: Figura tomada de [4].

Con base en las condiciones de frontera y de carga discutidos en la sección 3.2.1, los resultados se muestra en la **Figura 4.3**. En la figura se aprecia el pandeo en el tubo, con un mismo modo de deformación obtenido en [4] mostrado en la **Figura 4.4**.

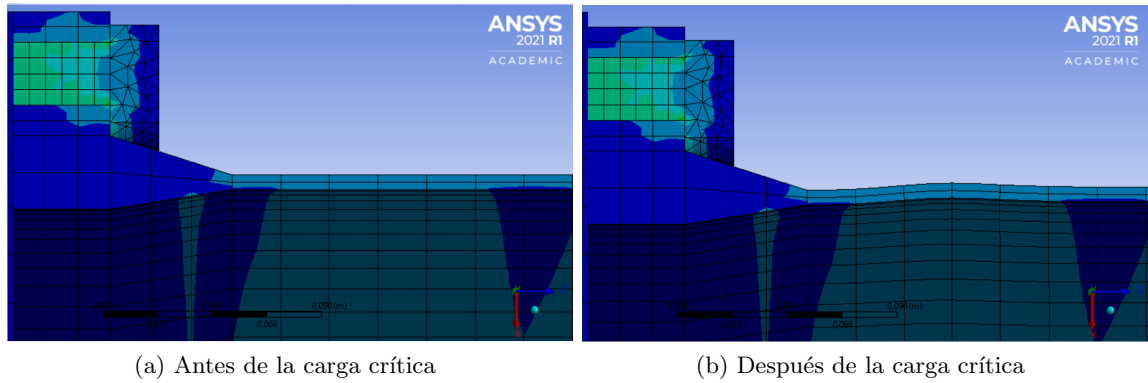


Figura 4.3: Corte radial de la geometría del modelo utilizado para la calibración. Fuente: Elaboración propia.

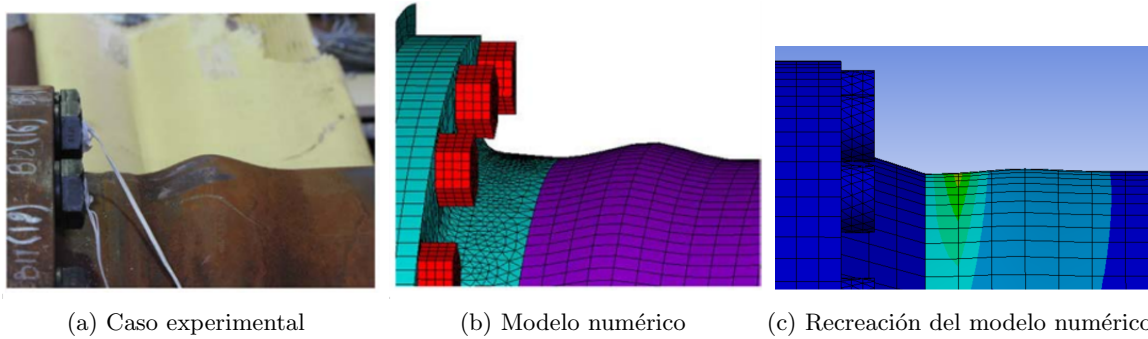


Figura 4.4: Pandeo local originado en el tubo cerca de la unión. Fuentes: Figuras a y b tomadas de [4]. Figura c: elaboración propia.

En la **Figura 4.5** se observa un pandeo no lineal en la zona de falla, de acuerdo a los valores de deformación plástica especificados en la gráfica de colores.

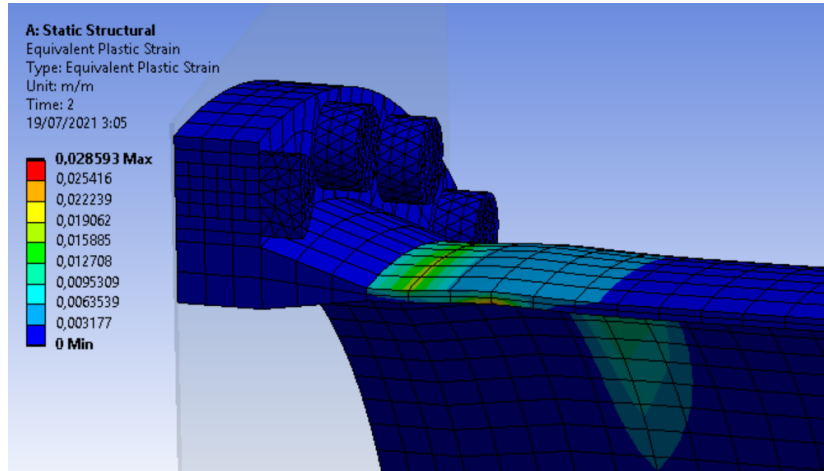


Figura 4.5: Deformación plástica obtenida en el modelado numérico del experimento de Couchaux [4]. Fuente: Elaboración propia.

A partir de los resultados obtenidos en la validación del modelo se puede decir que debido a las deformaciones, una parte de las bridas está más en contacto que otras, desarrollando una asimetría geométrica. Esto provoca un desplazamiento del eje neutro, que a su vez implica una región de esfuerzos de compresión cuyas magnitudes son mayores que la contraparte de tensión y eso provoca la falla de pandeo.

Las condiciones de simetría, de fricción y de placa empotrada son posibles fuentes de error. Este modelo supone una simetría absoluta en la geometría, un coeficiente de fricción que podría diferir al caso real, y además implica nulo deslizamiento entre bridas. No obstante el modelo planteado recrea el fenómeno ocurrido según [4], lo que indica que estas fuentes de error son insignificantes.

4.1.2. Determinación del momento crítico

De los parámetros geométricos que definen la conexión bridada, se opta por caracterizar cada prueba a partir del diámetro de tubo. Esto debido a que es el único parámetro que verdaderamente cambia para cada configuración, además de que engloba las tres variables geométricas de entrada, pues se formula a partir de estas. Luego, aplicando un momento suficientemente alto a cada conexión sin rigidizadores (de acuerdo a la sección 3.1.3) se obtiene el **Cuadro 4.1**.

Cuadro 4.1: Momento crítico por diámetro de tubo para cada prueba para el caso sin rigidizadores. Fuente: Elaboración propia.

Prueba	Diámetro de tubo (mm)	Momento crítico (Nm)
P1	129	$1,572 \times 10^4$
P2	141	$2,968 \times 10^4$
P3	156	$4,990 \times 10^4$
P4	351	$9,290 \times 10^4$
P5	663	$6,985 \times 10^5$
P6	972	$2,205 \times 10^6$
P7	621	$2,618 \times 10^5$
P8	1551	$4,091 \times 10^6$
P9	2481	$1,678 \times 10^7$

Gráficamente, la magnitud del momento crítico se observa en la **Figura 4.6**.

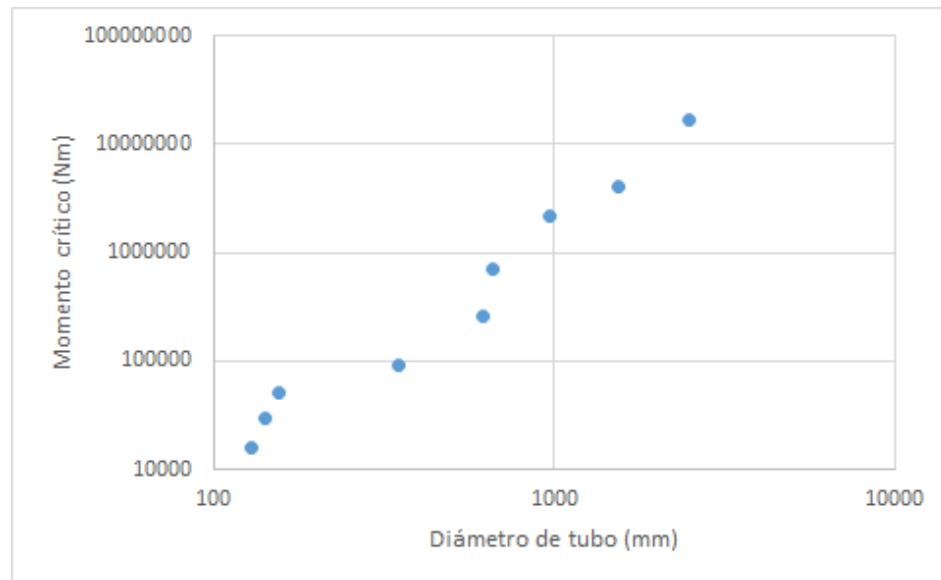


Figura 4.6: Momento crítico en escala logarítmica en función del diámetro de tubo en escala logarítmica para los modelos sin rigidizadores. Fuente: Elaboración propia.

A partir de los resultados mostrados en la **Figura 4.6** se observa una clara tendencia en el aumento del momento crítico a partir del aumento en el diámetro de tubo. Por lo tanto es posible destacar una clara diferencia en el rol que tiene el diámetro de tubo para el pandeo en los casos de compresión pura y de flexión en los cascarones cilíndricos. Para el caso de pandeo por compresión pura detallado en la subsección 2.3.2 el diámetro de tubo es inversamente proporcional a la carga crítica, contrario a la flexión. Esta discrepancia se debe a la relevancia que toma el momento de inercia en la flexión, tal como se afirma en el cuadro **Cuadro 3.6**.

A pesar de la tendencia destacada en la **Figura 4.6**, se observa que los datos no corresponden realmente a una curva suave. Esta irregularidad es debido a que no se consideran otros

factores geométricos que son cambiados simultáneamente para cada prueba, en concreto si se toma en cuenta el espesor de tubo, es posible observar una mejor correlación entre los datos. Considerando entonces la proporcionalidad del momento crítico con el momento de inercia del tubo, detallado en el **Cuadro 3.6**, conviene graficarlo en función de este valor, tal como se realiza en la **Figura 4.7**.

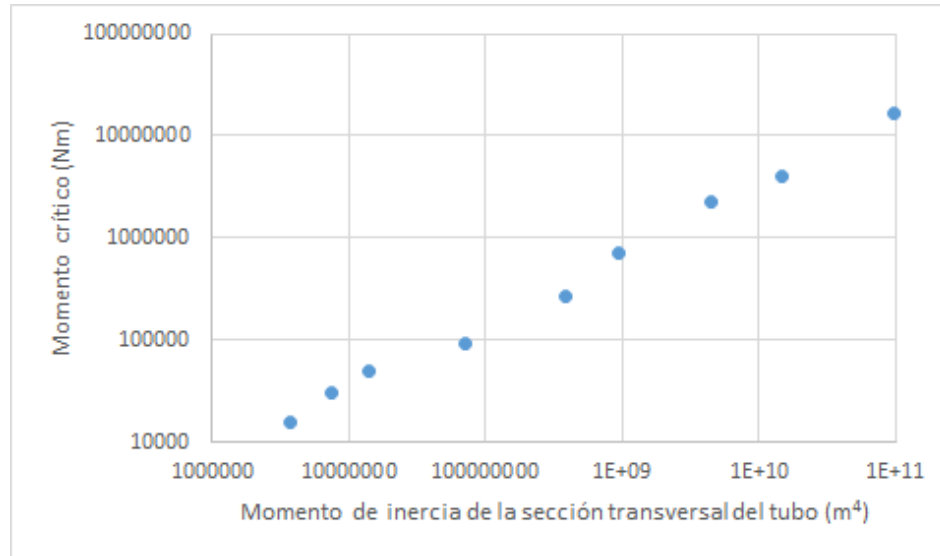


Figura 4.7: Momento crítico en escala logarítmica en función del momento de inercia del tubo en escala logarítmica para los modelos sin rigidizadores. Fuente: Elaboración propia.

La **Figura 4.7** recalca la importancia que tiene el aumento del momento de inercia en el aumento del momento crítico, ya que al considerar el espesor de tubo se mejora la tendencia con relación a la **Figura 4.6**. Se destaca además la importancia del análisis simultáneo de diferentes variables, debido a que en ocasiones el estudio de parámetros de manera individual no aporta datos relevantes. Tal es el caso del espesor de tubo, que por sí mismo no indica una tendencia, ya que incluso hay tres pruebas con el mismo valor (4 mm) que resultan en momentos críticos diferentes, pero al analizarlo conjuntamente con el diámetro permiten un estudio más claro sobre el fenómeno.

Sintetizando los hallazgos en términos del diámetro y espesor de tubo se presenta la **Figura 4.8** que corresponde a los resultados de deformación plástica equivalente para las conexiones de 16 y 24 pernos con un mismo espesor de 4 mm, justo antes del pandeo.

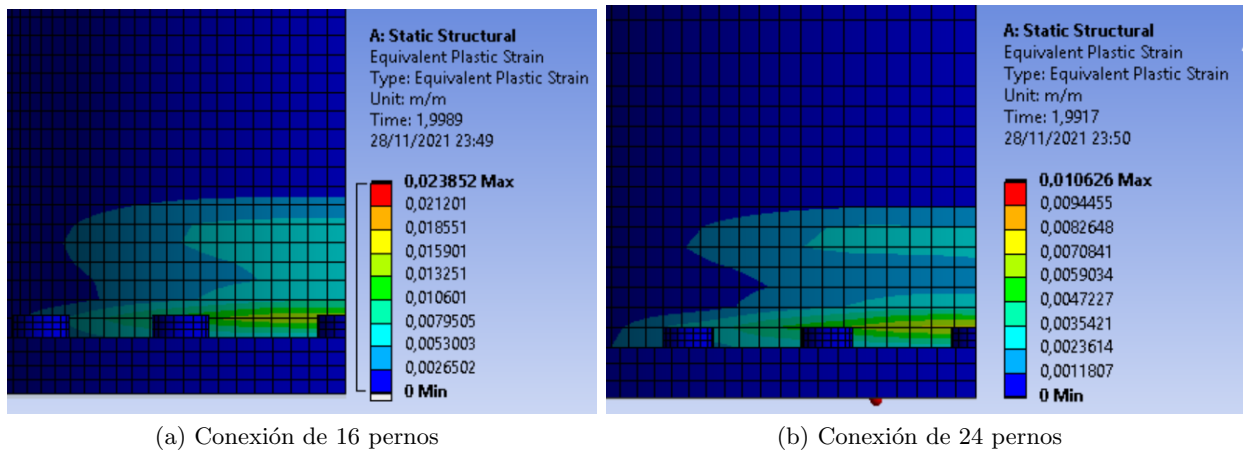


Figura 4.8: Deformación plástica (m/m) para conexiones con un espesor de 4 mm justo antes de alcanzar el momento crítico en las pruebas sin rigidizadores. Fuente: Elaboración propia.

Para la **Figura 4.8**, los resultados indican que el momento crítico en el caso de 24 pernos es mayor al momento crítico en el caso de 16 pernos, como se puede observar en el **Cuadro 4.1** para las pruebas P7 y P4 respectivamente. Lo cual sigue la tendencia mencionada con anterioridad donde a mayor diámetro mayor momento crítico. Sin embargo es importante destacar como al aumentar el diámetro de la conexión se llega a la falla con una deformación plástica menor, y por consiguiente con un menor esfuerzo en el tubo. Una posible explicación de este fenómeno es que en geometrías más pequeñas las deformaciones plásticas impliquen desplazamientos más pequeños y por consiguiente haya una mayor tolerancia a las deformaciones plásticas que en los diámetros más grandes.

Otro parámetro determinante a la hora de la resistencia contra pandeo es la precarga. Sin embargo, su estudio individual no aporta información de manera precisa, debido a que su efecto depende en gran medida de la cantidad de pernos en la conexión. Por lo tanto, se examinará la influencia que ejercen conjuntamente la precarga y el número de pernos, por medio de un producto entre ambos denominado la precarga total de los pernos. La gráfica que relaciona el momento crítico en función de la precarga total de los pernos se observa en la **Figura 4.9**.

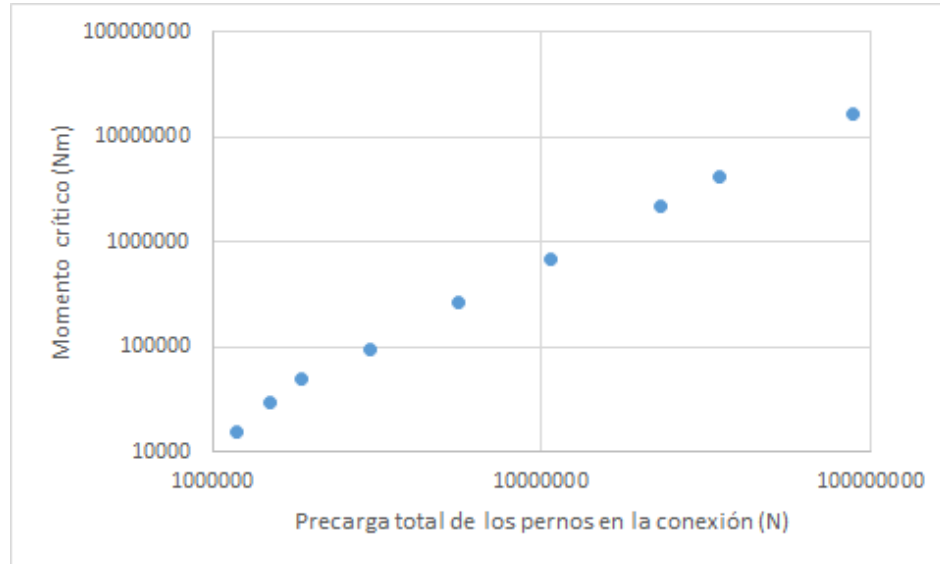


Figura 4.9: Momento crítico en escala logarítmica en función de la precarga total de los pernos en la conexión en escala logarítmica. Fuente: Elaboración propia.

La **Figura 4.9** además de afirmar la tendencia creciente del momento crítico con respecto a la precarga, muestra también que el número de pernos es un factor importante a considerar. Las presunciones realizadas sobre el número de pernos en la subsección de parámetros adimensionales se cumple, pues a un mayor número de pernos, más alto resulta el momento crítico. Esto se debe a que un mayor número de pernos evita el desprendimiento entre bridas, como se menciona en el **Cuadro 3.6**. Concretamente, se potencializa el efecto de la precarga, pues este valor es independiente de la cantidad de pernos, por lo que aun si se conserva el mismo valor de precarga en una conexión, existe menos probabilidad de desprendimiento si se aumenta los puntos de unión entre las bridas. Por otro lado el número de pernos modifica factores geométricos como el espesor de brida, que tienden a aumentar conjuntamente. Un espesor de brida con mayor ancho evita también el desprendimiento entre bridas proporcionando un mayor momento de inercia.

Tanto la **Figura 4.7** como la **Figura 4.9** muestran tendencias crecientes. A pesar de que se obtienen conclusiones preliminares es necesario considerar otros parámetros que no fueron considerados, pero resultaría muy extenso explorar todas las posibles combinaciones entre las variables geométricas, materiales y de carga. Por lo tanto, después de analizar el momento crítico obtenido para los diferentes modelos en función de sus variables más relevantes, se opta además por el método de parámetros adimensionales.

4.1.3. Uso de parámetros adimensionales

Tal y como se discutió previamente, dada la cantidad de parámetros, se usarán parámetros adimensionales para presentar los resultados. Al aplicar las ecuaciones (3.10) y (3.14) para calcular los parámetros adimensionales Π_1 y Π_2 (de entrada y salida respectivamente) se obtiene el **Cuadro 4.2**.

Cuadro 4.2: Momento crítico y números adimensionales de entrada y salida para cada caso sin rigidizadores. Fuente: Elaboración propia.

Prueba	Π_1	Π_2
P1	16567	3,10
P2	15524	3,17
P3	15406	3,25
P4	48101	5,98
P5	48500	6,30
P6	48112	6,15
P7	81375	8,57
P8	81668	8,58
P9	81794	8,59

A partir de los datos en el **Cuadro 4.2** se construye la gráfica de la **Figura 4.10**

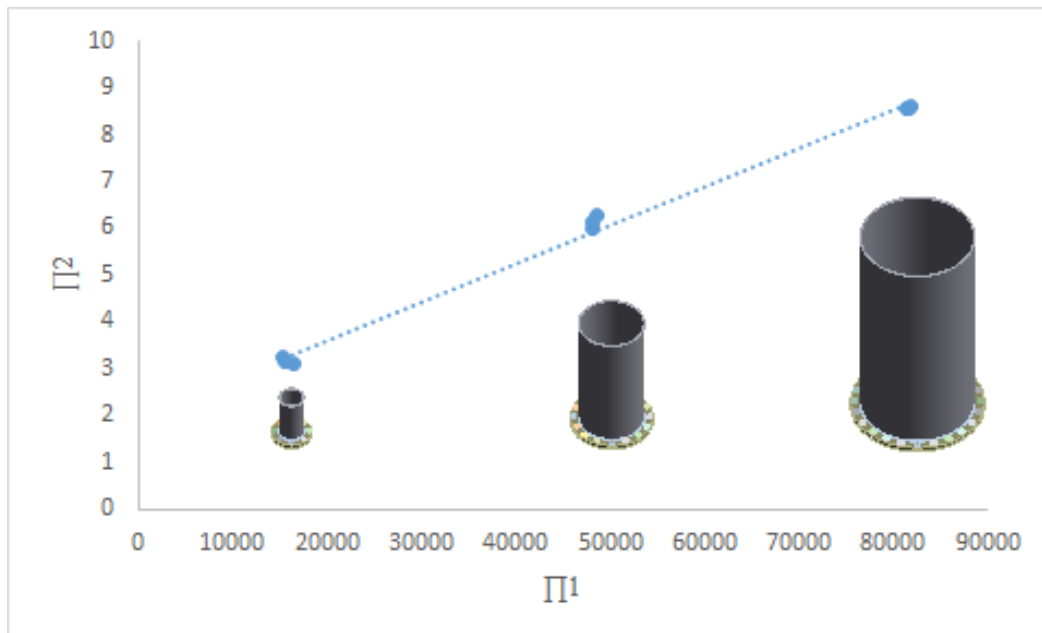


Figura 4.10: Π_2 en función de Π_1 . Cada grupo de puntos corresponde a un determinado número de pernos, detallado en la gráfica a partir de una de conexión bridada, donde la más pequeña es de 8 pernos, la intermedia de 16 pernos y la más grande de 24 pernos. Fuente: Elaboración propia.

La **Figura 4.10** muestra como los pares ordenados de entrada y salida para los parámetros adimensionales tienden a agruparse alrededor de un punto, de acuerdo a su número de pernos. A gran escala, se observa además como esos agrupamientos se relacionan por medio de una tendencia claramente creciente. Es posible explicar el comportamiento de estos datos a partir de dos componentes principales: la naturaleza geométrica de las conexiones, y las variables que resultan determinantes para la generación de pandeo.

Una de las posibles razones por la cual hay un agrupamiento de datos alrededor del número de pernos es debido a la gran relación que existe entre el número de pernos y el diámetro de tubo. Tal como fue detallado en la sección 4.1.2 el diámetro de tubo es determinante para la generación de pandeo. Por lo tanto, es esperable que la variable de salida de los parámetros adimensionales, relacionada con el momento crítico, se corresponda con el número de pernos. Otra razón por la que el número de pernos sea el parámetro más destacado en la gráfica de números adimensionales es porque también se relaciona en gran medida con el espesor de brida, que genera una mayor rigidez a la unión entre bridas, como ya fue especificado en el **Cuadro 3.6**.

Por otra parte es destacable la tendencia lineal de los modelos probados a gran escala, cuya explicación podría deberse a que solo hay tres variables geométricas de entrada, y las demás se relacionan con estas, generando conexiones muy proporcionales. Otra razón que influye a esta tendencia lineal en la gráfica es un alto grado de acierto en la construcción del parámetro adimensional de salida, en concreto de la ecuación de momento crítico, pues estos resultados evidencian la gran relación que existe entre el momento crítico y las variables escogidas.

A pesar de que a gran escala se obtiene una buena correlación entre los datos, es necesario también explorar el comportamiento de cada una de estas agrupaciones por sí mismas, para determinar si hay también comportamientos regulares para cada caso. Realizando un acercamiento a las tres agrupaciones de la **Figura 4.10** se obtiene la gráfica de la **Figura 4.11**.

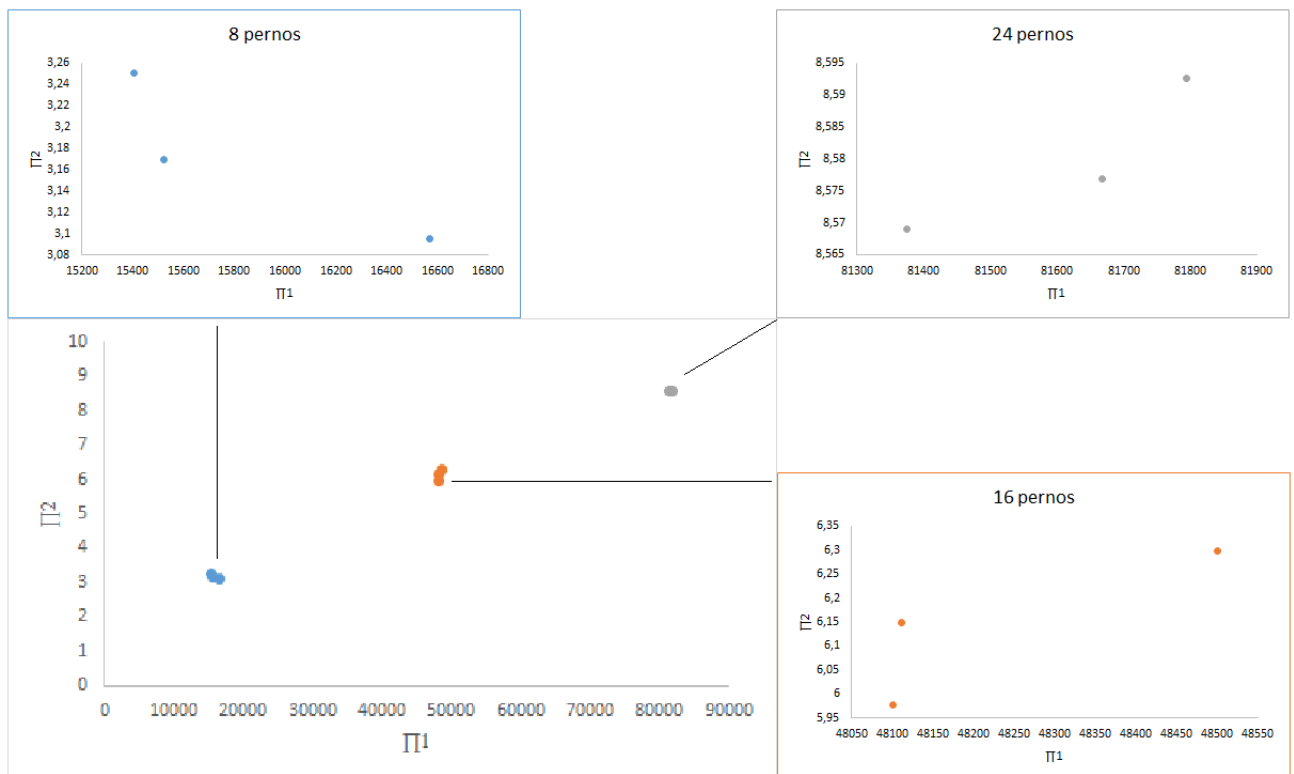


Figura 4.11: Π_2 en función de Π_1 . Cada grupo de puntos corresponde a un determinado número de pernos, detallado en la gráfica, y expandido en imagen adyacente para una mejor visualización de su distribución. Fuente: Elaboración propia.

A partir del acercamiento a las gráficas correspondientes a diferentes número de pernos en la **Figura 4.11** es posible observar que cada grupo presenta tendencias claras pero diferentes. Para el caso de 8 pernos se contempla una tendencia decreciente desacelerada, para el caso de 16 pernos se contempla una tendencia creciente desacelerada y para el caso de 24 pernos se contempla una tendencia creciente acelerada. Estas diferentes tendencias tiene su explicación nuevamente en el diámetro de tubo. Para el caso de 8 pernos, al tener los diámetros de tubo más pequeños, no es necesario variar significativamente otras variables geométricas para la generación de pandeo. Es por eso que el parámetro adimensional de salida disminuye en la gráfica, pues indica que para esas configuraciones el momentos crítico crece lentamente en comparación a como crecen sus parámetros geométricos.

Por otra parte está el caso de 24 pernos, que es completamente opuesto al de 8 pernos por el comportamiento de la gráfica. Dado que estas configuraciones presentan generalmente diámetros más grandes, entonces es necesario variar significativamente otras variables geométricas para la generación del pandeo. Es por eso que el parámetro adimensional de salida aumenta en la gráfica, pues indica que para esas configuraciones el momentos crítico crece rápidamente en comparación a como crecen sus parámetros geométricos. Finalmente el caso de 16 pernos tiene un comportamiento intermedio por la misma razón. Debido a diámetro de tubo es necesario variar otras variables geométricas para la generación de pandeo, pero tal como muestra la gráfica, no de manera significativa. Para estas configuraciones el momentos crítico crece controladamente en comparación a sus parámetros geométricos.

Como se pudo observar fue necesario el uso de parámetros adimensionales para un análisis más profundo de las conexiones, pues son varios los factores que alteran el resultado. Los resultados de este capítulo se contrastarán con el siguiente, de manera que sea posible cuantificar la contribución de los rigidizadores en la resistencia contra pandeo.

4.2. Análisis con rigidizadores

Esta sección corresponde a la segunda parte del análisis, donde se detallan los resultados de las conexiones con rigidizadores y se estudia su comportamiento. Para ello se estudiará nuevamente los resultados de momento crítico y las tendencias en los parámetros adimensionales, pero con la inclusión de diferentes tamaños de rigidizadores.

4.2.1. Determinación del momento crítico

Como fue detallado en la sección de parámetros geométricos, se prueban tres diferentes alturas de rigidizador para cada conexión. La primera altura h_1 corresponde a la mitad del diámetro de tubo al que está unido, la segunda altura h_2 corresponde a un tercio del diámetro, y la altura h_3 corresponde a un sexto de diámetro. También se considera la determinación del momento crítico para el caso en que la brida no posee rigidizadores.

Cuadro 4.3: Momento crítico para cada prueba según la altura del rigidizador. Fuente: Elaboración propia.

Prueba	Sin rigidizadores	Momento crítico (Nm)		
		$h_1 = d_0/2$	$h_2 = d_0/3$	$h_3 = d_0/6$
1	$1,572 \times 10^4$	$1,832 \times 10^4$	$1,779 \times 10^4$	$1,695 \times 10^4$
2	$2,968 \times 10^4$	$3,552 \times 10^4$	$3,402 \times 10^4$	$3,228 \times 10^4$
3	$4,990 \times 10^4$	$5,389 \times 10^4$	$5,159 \times 10^4$	$4,889 \times 10^4$
4	$9,290 \times 10^4$	$1,073 \times 10^5$	$1,017 \times 10^5$	$9,450 \times 10^4$
5	$6,985 \times 10^5$	$7,655 \times 10^5$	$7,256 \times 10^5$	$6,641 \times 10^5$
6	$2,205 \times 10^6$	$2,442 \times 10^6$	$2,295 \times 10^6$	$2,103 \times 10^6$
7	$2,618 \times 10^5$	$3,270 \times 10^5$	$2,720 \times 10^5$	$2,544 \times 10^5$
8	$4,091 \times 10^6$	$4,615 \times 10^6$	$4,271 \times 10^6$	$3,981 \times 10^6$
9	$1,678 \times 10^7$	$1,901 \times 10^7$	$1,779 \times 10^7$	$1,653 \times 10^7$

A partir de los datos en el **Cuadro 4.3** se observa que para todas las conexiones que se analizaron con rigidizadores de altura h_1 se obtiene un resultado de momento crítico más alto que su correspondiente configuración sin rigidizadores. Esto significa un aumento de la resistencia contra pandeo pues es necesario aplicar una carga más alta para hacerlos fallar. Al mismo tiempo, hay una clara tendencia de que a mayor altura en el rigidizador, mayor es la carga que resiste y por ende mayor su resistencia contra pandeo. Este comportamiento se explica a partir del momento de inercia de los rigidizadores, que aumenta de acuerdo a su longitud, por lo que a mayor altura se espera mayor resistencia a la flexión y consecuentemente aumenta la resistencia contra pandeo del tubo.

Sin embargo, se debe destacar un comportamiento inesperado de acuerdo a lo analizado anteriormente, y es que para la mayoría de las pruebas ejecutadas con una altura de rigidizador h_3 se obtiene un momento crítico menor al caso sin rigidizadores. Para analizar este fenómeno se recurre a la **Figura 4.12** que muestra la distribución de elongaciones plásticas para la prueba P6 con dos diferentes alturas de rigidizador h_1 y h_3 .

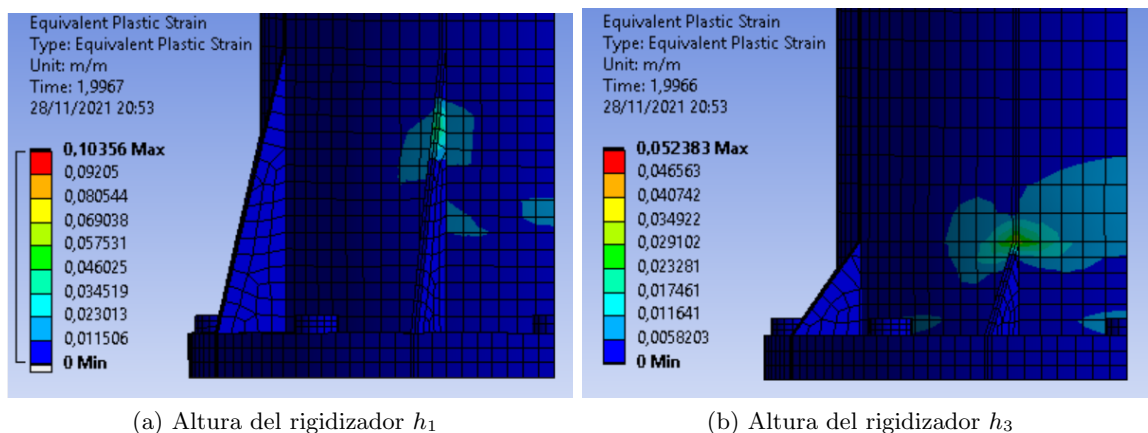


Figura 4.12: Elongación plástica para la prueba P6. Fuente: Elaboración propia.

Como puede verse en la **Figura 4.12** ambos casos llegan a la falla cuando el valor de deformación plástica en la zona de pandeo es alrededor de 0.023 (m/m). Sin embargo, el

caso de h_3 detalla como una altura de rigidizador muy reducido propicia una distribución de elongaciones plásticas que favorecen más al pandeo. Este fenómeno puede explicarse a partir de que en los rigidizadores comparativamente pequeños con respecto al diámetro de tubo generan un concentrador de esfuerzos mucho más grande. Por lo tanto, puede provocar mayores magnitudes de esfuerzos de compresión, ocasionando pandeo de forma prematura.

4.2.2. Uso de parámetros adimensionales

Debido a que el parámetro adimensional de entrada es una formulación meramente geométrica, este permanece invariable para cada número de prueba, independientemente de la altura del rigidizador. Los resultados obtenidos para esta sección se muestran en el **Cuadro 4.4**, y para su análisis se dividen en tres grupos diferentes, de acuerdo a la altura del rigidizador.

Cuadro 4.4: Momento crítico y números adimensionales de entrada y salida para cada prueba con rigidizadores de altura h_1 , h_2 y h_3 . Fuente: Elaboración propia.

Prueba	Π_1	Π_2		
		h_1	h_2	h_3
P1	16567	3,61	3,50	3,34
P2	15524	3,79	3,63	3,45
P3	15406	3,51	3,36	3,18
P4	48101	6,90	6,54	6,08
P5	48500	6,90	6,54	5,99
P6	48112	6,81	6,40	5,86
P7	81375	10,70	8,90	8,33
P8	81668	9,68	8,96	8,35
P9	81794	9,73	9,11	8,46

Generando las gráficas del comportamiento para las variables adimensionales según la tabla anterior, se obtienen las figuras **Figura 4.13**, **Figura 4.14** y **Figura 4.15** para una altura de rigidizador de h_1 , h_2 y h_3 respectivamente.

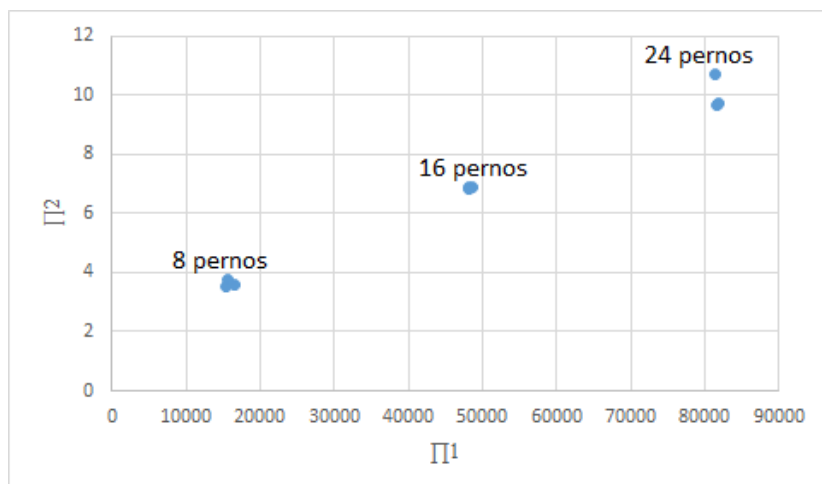


Figura 4.13: Π_2 en función de Π_1 con rigidizadores de altura h_1 . Cada grupo de puntos corresponde a un determinado número de pernos detallado en la gráfica. Fuente: Elaboración propia.

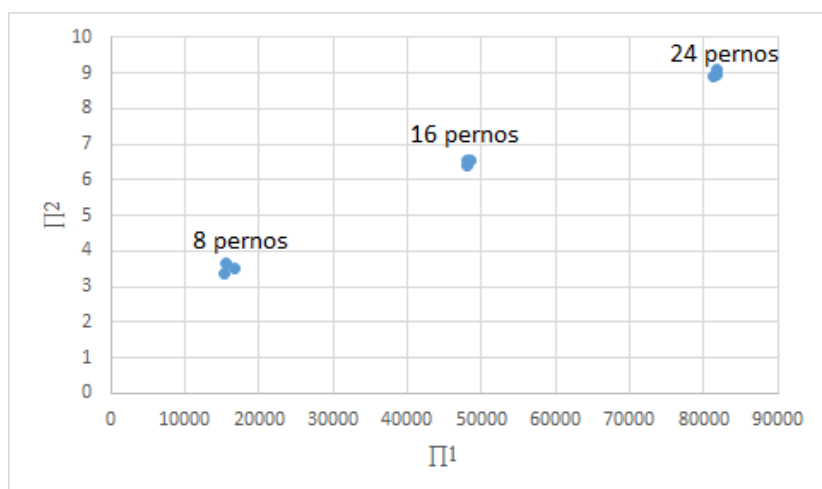


Figura 4.14: Π_2 en función de Π_1 con rigidizadores de altura h_2 . Cada grupo de puntos corresponde a un determinado número de pernos detallado en la gráfica. Fuente: Elaboración propia.

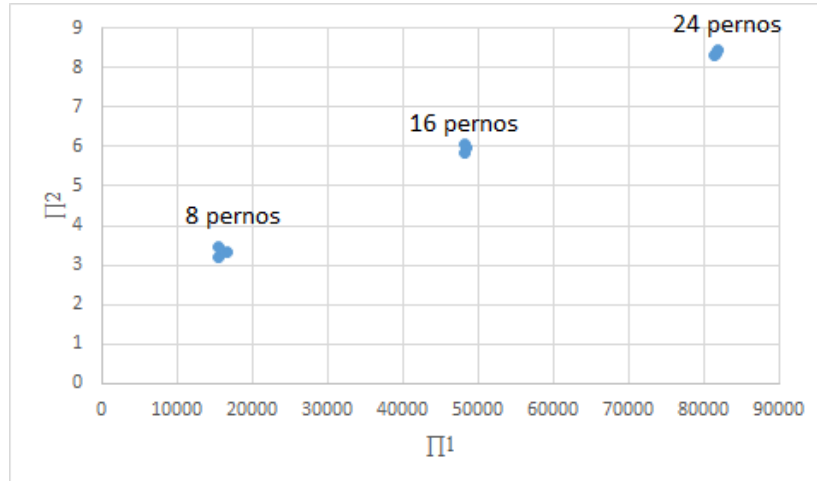


Figura 4.15: Π_2 en función de Π_1 con rigidizadores de altura h_3 . Cada grupo de puntos corresponde a un determinado número de pernos detallado en la gráfica. Fuente: Elaboración propia.

Al igual que en el análisis de conexiones sin rigidizadores se evidencia un agrupamiento de datos de acuerdo al número de pernos, con la misma tendencia creciente conforme aumenta el número de pernos. Esto indica que la colocación de rigidizadores puede cambiar los resultados pero siempre manteniendo el mismo comportamiento.

Por otra parte, se presenta una dispersión anormal de los datos en la gráfica de la **Figura 4.13** donde para el caso de 24 pernos no hay un agrupamiento tan notorio con respecto a los otros grupos. A partir de esto se puede inferir que el impacto de los rigidizadores varía significativamente, siendo más notorios cuanto más altos los rigidizadores y más grandes las conexiones. Esta anomalía ocurre específicamente en la prueba P7, la más pequeña de los casos con 24 pernos. Lo que sucede es que el espesor de la brida y el diámetro de tubo para cada prueba tenían un comportamiento creciente, hasta ese punto. Debido a las pequeñas dimensiones de la brida y del diámetro del tubo en comparación con las otras configuraciones de 24 pernos, la inclusión de un rigidizador genera una contribución a la resistencia contra pandeo que es comparativamente más alta que los otros casos, destacando gráficamente.

4.3. Observaciones generales

Con este capítulo resulta evidente la influencia que tienen los rigidizadores sobre las conexiones bridadas en su función de aumentar la resistencia contra pandeo. Particularmente se destaca el incremento del momento crítico para los casos de geometrías más propensas al pandeo, con las excepciones encontradas en los rigidizadores de menor tamaño que pueden provocar una falla prematura.

Capítulo 5

Conclusiones y recomendaciones

5.1. Conclusiones

Para responder a la pregunta principal del efecto que tienen los rigidizadores sobre las conexiones bridadas circulares en la resistencia contra pandeo se utilizaron modelos numéricos parametrizables. En ellos se probaron diferentes configuraciones con y sin rigidizadores comparando los resultados obtenidos. A partir de los datos recopilados y su posterior análisis, las conclusiones a destacar son las siguientes:

- Las condiciones de frontera aplicadas a los modelos numéricos en este proyecto son aceptables de acuerdo a la validación del modelo para recrear el caso de estudio. Al mismo tiempo es apto simular la flexión por medio de un momento generalizado. Por lo tanto, fue posible simplificar los cálculos computacionales sin comprometer significativamente los resultados obtenidos.
- El momento crítico para una conexión bridada está directamente relacionado al diámetro de tubo. Este parámetro geométrico es el más significativo debido a su contribución en el momento de inercia de área, que resulta determinante en cuanto a la resistencia contra pandeo.
- De las variables que definen a las conexiones, algunas son solo potencializadoras de otras, por lo que resulta útil estudiar algunos parámetros en conjunto y no de manera individual. Tal es el caso del espesor de tubo con el diámetro de tubo, y caso del número de pernos con la precarga.
- El momento crítico de una conexión bridada no crece de manera lineal con respecto a sus variables geométricas. De manera que conforme más grande sea una conexión, más alto será el momento crítico de acuerdo a lo esperado en un crecimiento proporcional. Esto debido a que la resistencia contra pandeo aumenta significativamente en geometrías más robustas.
- Para el caso de conexiones bridadas con rigidizadores, cuanto mayor es la altura de los rigidizadores, mayor será la resistencia contra pandeo. Esto ocurre debido a que los rigidizadores grandes tienen una mayor área, y por ende un mayor momento de inercia en comparación a los rigidizadores más pequeños.

- Los resultados de los casos analizados sugieren que el uso de rigidizadores de una determinada altura puede provocar un efecto contrario al deseado en la conexión. Para la presente investigación se observó que los rigidizadores deben tener una altura mayor a la sexta parte del diámetro de tubo, de lo contrario es más propensa a fallar incluso para cargas menores de las que resistiría una conexión sin rigidizadores.
- El aumento del momento crítico por los rigidizadores no es lineal de acuerdo a la geometría. Existe un mayor aporte en la resistencia contra pandeo cuando las relaciones geométricas de la conexión propician el pandeo.
- El análisis de conexiones circulares bridadas es altamente complejo. Por lo que se recomienda el uso de modelos numéricos para evaluar la efectividad de rigidizadores en la resistencia de la conexión. Esto debido a las dificultades de hacer una tarea así de manera analítica. Como ya se ha constatado, la inclusión de rigidizadores puede llegar a ser contraproducente en algunos casos. Esto justifica un estudio mediante modelos numéricos que pueda verificar la seguridad de un diseño.

Fue posible evaluar el efecto de los rigidizadores en las conexiones bridadas sujetas a flexión, analizando la resistencia contra pandeo de las diferentes geometrías. De manera que se cumplió el objetivo principal de este trabajo.

5.2. Recomendaciones

A partir de la experiencia obtenida con el desarrollo del proyecto, así como de una lectura a los alcances y las limitaciones del trabajo, surge la siguiente serie de recomendaciones, tanto para la implementación de un modelo numérico de conexiones bridadas, así como de otros campos que pueden investigarse. La primera recomendación surge de la construcción del modelo. De acuerdo a la calibración realizada se constató que utilizar geometrías simplificadas, simetrías, modelos equivalentes de carga y modelos reducidos en la curva del material, minimiza significativamente el tiempo de cálculo y además presenta los resultados esperados según la teoría. Por lo tanto, se aconseja aplicar todas las reducciones posibles, pero considerando siempre que es necesario probar la efectividad de tales reducciones mediante modelos numéricos.

Otra sugerencia es con respecto al tema del mallado. Se pretende que el mallado influya lo menos posible en el estudio, por lo cual es necesario que todas las conexiones presenten características similares en cuanto al ordenamiento, y proporcionalidad de sus elementos y nodos. Por ejemplo, para todos los pernos de este estudio el vástago tiene una longitud axial de seis elementos, y la altura de cabeza de perno es de tres elementos. Esta característica se conserva para todos los modelos, al igual que el espesor de brida tenga un ancho de tres elementos, y que la pared de tubo tenga un espesor de dos elementos. Para el mallado en el caso de las conexiones con rigidizadores se recomienda controlar aún más la cantidad de elementos y su proporcionalidad, pues esto es otro factor que influiría en los resultados, y en ocasiones no resulta despreciable. Otra recomendación que surge del trabajo es la parametrización de los modelos, ya que facilita la generación de pruebas diferentes a partir de un mismo documento. La parametrización elimina la necesidad de crear una geometría con condiciones de frontera y de carga desde cero, cada vez que se pretende evaluar un caso diferente.

En futuros trabajos sobre este tema se propone incluir un mayor número de parámetros geométricos de entrada que no varíen con respecto a otros, para evaluar realmente que tanto

influyen las diferentes variables de la conexión. Por otra parte, incluir a los esfuerzos de Von Mises o las deformaciones como variables de análisis, y generar parámetros adimensionales a partir de ellas, podría mostrar otros comportamientos en las conexiones que no han sido estudiados. También si se sigue este trabajo, otro modelo a probar es el de flexión y compresión simultánea, que es un comportamiento más cercano al practicado en ingeniería.

Bibliografía

- [1] F.P. Beer, E.R. Johnston, and J.T. DeWolf. *Mechanics of materials*. McGraw-Hill, 2012.
- [2] J. Bickford. *Introduction to the design and behavior of bolted joints*. CRC Press, 2008.
- [3] J.J. Cao and A.J. Bell. Determination of bolt forces in a circular flange joint under tension force. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 68(1):63–71, Agosto 1995.
- [4] M. Couchaux, M. Hjiiaj, I. Ryan, and A. Bureau. Bolted circular flange connections under static bending moment and axial force. *Journal of Constructional Steel Research*, 157:314–336, Junio 2019.
- [5] H. Deng, X. Song, Z. Chen, P. Fu, and J. Dong. Experiment and design methodology of a double-layered flange connection in axial loads. *Engineering Structures*, 175:436–456, Noviembre 2018.
- [6] CEN Eurocode. 3: Design of steel structures, part 1-8: Design of joints. *Brussels: EN1993-1-8, European Committee for Standardization*, 2005.
- [7] RC Hibberler. *Mecánica de materiales*. 2006.
- [8] F. Huang, D. Zhang, W. Hong, and B. Li. Mechanism and calculation theory of prying force for flexible flange connection. *Journal of Constructional Steel Research*, 132:97–107, Mayo 2017.
- [9] M.L. Nayyar. *Piping Handbook*. McGraw-Hill Education, 2000.
- [10] M. Pavlović, C. Heistermann, M. Veljković, D. Pak, M. Feldmann, C. Rebelo, and L.S. da Silva. Connections in towers for wind converters, part i: Evaluation of down-scaled experiments. *Journal of Constructional Steel Research*, 115:445–457, Septiembre 2015.
- [11] N.L. Pedersen. On analysis and redesign of bolted l-flanged connections. *Wind Energy*, 20(6):1069–1082, 2017.
- [12] J.N. Reddy. *Introduction to the Finite Element Method*. McGraw-Hill Education, 2019.
- [13] H.A. Rothbart and T.H. Brown. *Mechanical Design Handbook: Measurement, Analysis and Control of Dynamic Systems*. McGraw-Hill, 2006.
- [14] J. Singer, J. Arbocz, and T. Weller. *Buckling experiments: Experimental methods in buckling of thin-walled structures*. John Wiley sons, inc, 2002.

-
- [15] S.P. Timoshenko. *Theory of elastic stability*. CRC Press, 1985.
- [16] H. Van-Long, J. Jean-Pierre, and D. Jean-François. Behaviour of bolted flange joints in tubular structures under monotonic, repeated and fatigue loadings i: Experimental tests. *Journal of Constructional Steel Research*, 85:1–11, Marzo 2013.
- [17] E. Ventsel and T. Krauthammer. *Thin plates and shells: theory, analysis, and applications*. Marcel Dekker, 2001.
- [18] J. Ye. *Structural and stress analysis: theories, tutorials and examples*. Taylor Francis, 2008.