



**UNIVERSIDAD DE CONCEPCIÓN
FACULTAD DE INGENIERÍA
DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA CIVIL**



**DISEÑO SISMORRESISTENTE Y MODELACIÓN NUMÉRICA, MEDIANTE ANÁLISIS
CBFEM, DE CONEXIONES EN MARCOS ARRIOSTRADOS TIPO CHEVRON SEGÚN
NCH 2369-25 Y AISC 341-16**

POR

Cristóbal Ignacio Gutiérrez Higuera

Memoria de Título presentada a la Facultad de Ingeniería de la Universidad de Concepción para
optar al título profesional de Ingeniero Civil

Profesor Guía
Rodrigo Silva Muñoz

Profesor Comisión
Víctor Aguilar Vidal

Profesor Comisión
Sebastián Calderón Díaz

Septiembre 2025
Concepción (Chile)

© 2025 Cristóbal Ignacio Gutiérrez Higuera

© 2025 Cristóbal Ignacio Gutiérrez Higuera

Se autoriza la reproducción total o parcial, con fines académicos, por cualquier medio o procedimiento, incluyendo la cita bibliográfica del documento.

DEDICATORIA

Este trabajo está dedicado a mi familia, especialmente a mi madre Marioly, mi padre Juan y mi hermano Bastián, quienes se han encargado de apoyarme a lo largo de toda mi etapa académica y guiarme siempre en el buen camino, estoy enormemente agradecido, los amo mucho.

A mis primos, especialmente a Maximiliano y Pía, quienes indirectamente me dieron fuerzas en toda mi etapa universitaria con su compañía y humor, muchas gracias.

Y finalmente, a mi querida Daniela Peña, mi polola que me acompañó en todo mi proceso universitario, dándome ánimos cuando más los necesitaba y celebrando mis logros en cada paso, agradezco inmensamente tu compañía, te amo mucho.

AGRADECIMIENTOS

RESUMEN

El presente trabajo surge de la necesidad de evaluar la factibilidad de incorporar herramientas computacionales avanzadas en el diseño de conexiones de acero en Chile por capacidad esperada, en particular aquellas de mayor complejidad, como las conexiones tipo Chevron empleadas en sistemas de arriostamiento. En la práctica profesional, el diseño de este tipo de uniones se realiza tradicionalmente mediante planillas de cálculo y métodos manuales basados en la normativa AISC 360-16 y AISC 341-16. Sin embargo, estas aproximaciones presentan limitaciones para capturar con precisión el comportamiento real de la conexión, lo que motiva la evaluación del software IDEA StatiCa como herramienta de apoyo para reducir la brecha de automatización y precisión en el diseño estructural.

El objetivo principal de este estudio fue diseñar y comparar dos configuraciones de conexión Chevron, una completamente soldada y otra empernada, verificando su desempeño tanto con métodos manuales como mediante el modelo implementado en IDEA StatiCa. A través de este contraste se buscó analizar la coherencia entre ambos enfoques e identificar limitaciones en la aplicación del método CBFEM utilizado por el software.

La metodología de trabajo se basó en el diseño normativo de las conexiones, seguido de la modelación computacional en IDEA StatiCa. Para cada caso se consideraron los estados de carga de pandeo y post-pandeo, evaluando factores de utilización en soldaduras, pernos y placas gusset. Asimismo, se analizaron variaciones como el uso de gusset recortados y el empleo de atiesadores. Los resultados fueron comparados con los métodos tradicionales de diseño, de modo de identificar convergencias y discrepancias relevantes.

Finalmente, el análisis confirmó la consistencia de los resultados obtenidos con IDEA StatiCa, destacando la capacidad del software para capturar el complejo campo de esfuerzos que afecta a la conexión y las deformaciones plásticas generadas, aspectos que no quedan completamente abordados por la normativa. Asimismo, se evidencia que la geometría del gusset influye de manera significativa en el comportamiento de la unión, y que la incorporación de atiesadores incrementa la capacidad resistente de la conexión, aunque no modifica de manera relevante los resultados del análisis de pandeo proporcionados por el programa.

ABSTRACT

This work arises from the need to evaluate the feasibility of incorporating advanced computational tools in the design of steel connections in Chile based on expected strength, particularly those of greater complexity, such as Chevron connections used in bracing systems. In professional practice, the design of these types of joints is traditionally carried out using calculation spreadsheets and manual methods based on the AISC 360-16 and AISC 341-16 standards. However, these approaches have limitations in accurately capturing the actual behavior of the connection, which motivates the evaluation of IDEA StatiCa as a supporting tool to reduce the gap in automation and precision in structural design.

The primary objective of this study was to design and compare two Chevron connection configurations—one fully welded and the other bolted—verifying their performance using both manual methods and the model implemented in IDEA StatiCa. This comparison aimed to assess the consistency between the two approaches and identify limitations in the application of the CBFEM method used by the software.

The methodology was based on the normative design of the connections, followed by computational modeling in IDEA StatiCa. For each case, buckling and post-buckling load states were considered, evaluating utilization factors in welds, bolts, and gusset plates. Variations such as the use of reduced gussets and the implementation of stiffeners were also analyzed. The results were compared with traditional design to identify relevant convergences and discrepancies.

Finally, the analysis confirmed the consistency of the results obtained with IDEA StatiCa, highlighting the software's ability to capture the complex stress field affecting the connection and the resulting plastic deformations—aspects not fully addressed by the standards. Furthermore, it was observed that the gusset geometry significantly influences the behavior of the joint, and that the inclusion of stiffeners increases the connection's load-carrying capacity, although it does not significantly alter the buckling analysis results provided by the software.

ÍNDICE DE CONTENIDOS

CAPÍTULO 1: INTRODUCCIÓN	1
1.1. Motivación	1
1.2. Objetivos	2
1.2.1 Objetivo general	2
1.2.2 Objetivos específicos.....	2
1.3. Plan de trabajo.....	3
1.4. Principales resultados.....	3
1.5. Organización de la memoria de título	4
CAPÍTULO 2: DISPOSICIONES PARA EL DISEÑO DE CONEXIONES SEGÚN AISC Y SEGÚN IDEA STATICA	5
2.1. Introducción	5
2.2. Diseño de conexiones de acero	5
2.3. Diseño en IDEA StatiCa	6
2.3.1 Análisis por capacidad	6
2.3.2 Análisis de pandeo	7
2.3.3 Criterios de verificación	8
2.4. Conclusiones	9
CAPÍTULO 3: MODELOS DE ESTUDIO.....	10
3.1. Introducción	10
3.2. Descripción de la estructura	10
3.3. Conexión soldada al gusset	11
3.4. Conexión emperrada al gusset.....	12
3.5. Conexión emperrada con gusset recortado.....	14
3.6. Conexión emperrada con atiesadores en gusset	15
3.7. Conclusiones	16
CAPÍTULO 4: RESULTADOS DE CONEXIÓN SOLDADA Y EMPERNADA	17

4.1.	Introducción	17
4.2.	Conexión soldada	17
4.2.1	Resistencia según AISC 360-16.....	17
4.2.2	Resistencia según IDEA StatiCa.....	20
4.2.3	Comparación de resultados	28
4.3.	Conexión emperrada.....	30
4.3.1	Resistencia según AISC 360-16.....	30
4.3.2	Resistencia según IDEA StatiCa.....	34
4.3.3	Comparación de resultados	48
4.4.	Conclusiones	50
CAPÍTULO 5: RESULTADOS DE CONEXIÓN EMPERNADA CON GUSSET MODIFICADO 51		
5.1.	Introducción	51
5.2.	Conexión con gusset recortados.....	51
5.3.	Conexión con atiesadores en gusset.....	55
5.4.	Conclusiones	56
CAPÍTULO 6: CONCLUSIONES Y COMENTARIOS.....		57
REFERENCIAS		59
ANEXO 1.1 CONTRIBUCIÓN A LOS OBJETIVOS DE DESARROLLO SOSTENIBLE....		60
ANEXO 4.1 MEMORIA DE CÁLCULO PARA CONEXIÓN CHEVRON SOLDADA		61
ANEXO 4.2 MEMORIA DE CÁLCULO PARA CONEXIÓN CHEVRON EMPERNADA.		100

ÍNDICE DE TABLAS

Tabla 4.1. Estados límites utilizando la normativa AISC 360-16 para conexión soldada.	20
Tabla 4.2. Solicitaciones y resistencia del elemento crítico de un cordón de soldadura para el caso de pandeo en conexión soldada.	26
Tabla 4.3. Solicitaciones y resistencia del elemento crítico de un cordón de soldadura para el caso de post – pandeo en conexión soldada.	26
Tabla 4.4. Factores de utilización para ambos métodos en conexión soldada para caso de carga de pandeo.	28
Tabla 4.5. Factores de utilización para ambos métodos en conexión soldada para caso de carga de post - pandeo.	29
Tabla 4.6. Estados límites utilizando la normativa AISC 360-16 para conexión empernada.	33
Tabla 4.7. Solicitaciones y resistencia del elemento crítico de un cordón de soldadura para el caso de pandeo en conexión empernada.	41
Tabla 4.8. Solicitaciones y resistencia del elemento crítico de un cordón de soldadura para el caso de post – pandeo en conexión empernada.	41
Tabla 4.9. Factores de utilización para ambos métodos en conexión empernada para caso de carga de pandeo.	48
Tabla 4.10. Factores de utilización para ambos métodos en conexión empernada para caso de carga de post - pandeo.	49

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1. Diagrama de esfuerzo-deformación en elemento disipativo.....	7
Figura 3.1. Estructura base y unión JT-1 a diseñar.	10
Figura 3.2. Detalle de conexión soldada al gusset. Medidas en cm y espesor de soldaduras en mm.	11
Figura 3.3. Modelo de conexión Chevron soldada en IDEA StatiCa.	12
Figura 3.4. Casos de carga en cada arriostramiento.	12
Figura 3.5. Detalle de conexión emperrada al gusset. Medidas en cm y espesor de soldaduras en mm.	13
Figura 3.6. Modelo de conexión Chevron emperrada en IDEA StatiCa.	14
Figura 3.7. Modelo de conexión Chevron emperrada con gusset recortados en IDEA StatiCa.....	15
Figura 3.8. Modelo de conexión Chevron emperrada con atiesadores incorporados al gusset en IDEA StatiCa.	16
Figura 4.1. Distribución de fuerzas para el caso de carga pandeo en conexión soldada (fuerzas en kN y momentos en kN-m).....	18
Figura 4.2. Distribución de fuerzas para el caso de carga post - pandeo en conexión soldada (fuerzas en kN y momentos en kN-m).	19
Figura 4.3. Verificación general mediante el CBFEM en conexión soldada para ambos casos de carga: (a) Pandeo; (b) Post - pandeo	21
Figura 4.4. Esfuerzos de Von Mises en conexión soldada para caso de carga de pandeo en: (a) conexión; (b) gusset superior; y (c) gusset inferior.....	22
Figura 4.5. Esfuerzos de Von Mises en conexión soldada para caso de carga post - pandeo en: (a) conexión; (b) gusset superior; y (c) gusset inferior.....	23
Figura 4.6. Deformación plástica en arriostramiento inferior en tracción para caso de carga de pandeo.	24
Figura 4.7. Deformación plástica en arriostramiento inferior en tracción para caso de carga post - pandeo.	25
Figura 4.8. Deformación del gusset superior para el modo crítico de pandeo en conexión soldada.	27
Figura 4.9. Gráfico comparativo de la utilización en soldadura para conexión soldada, dado el caso de carga de pandeo.	28
Figura 4.10. Gráfico comparativo de la utilización en soldadura para conexión soldada, dado el caso de carga de post - pandeo.	29

Figura 4.11. Distribución de fuerzas para el caso de carga pandeo en conexión emperrada (fuerzas en kN y momentos en kN-m).	31
Figura 4.12. Distribución de fuerzas para el caso de carga post - pandeo en conexión emperrada (fuerzas en kN y momentos en kN-m).	32
Figura 4.13. Verificación general mediante el CBFEM en conexión emperrada para ambos casos de carga: (a) Pandeo; (b) Post - pandeo.	34
Figura 4.14. Esfuerzos de Von Mises en conexión emperrada para caso de carga de pandeo en: (a) conexión; (b) gusset superior; y (c) gusset inferior.	35
Figura 4.15. Esfuerzos de Von Mises en conexión emperrada para caso de carga post - pandeo en: (a) conexión; (b) gusset superior; y (c) gusset inferior.	36
Figura 4.16. Deformación plástica en placa conectora más solicitada.	38
Figura 4.17. Deformación plástica en arriostramiento superior en tracción para el caso de post – pandeo en conexión emperrada.	39
Figura 4.18. Deformación plástica en arriostramiento inferior en tracción para el caso de post – pandeo en conexión emperrada.	40
Figura 4.19. Solicitaciones y resistencias de cada perno en la placa superior en tracción.	42
Figura 4.20. Solicitaciones y resistencias de cada perno en la placa superior en compresión.	43
Figura 4.21. Solicitaciones y resistencias de cada perno en la placa inferior en compresión.	44
Figura 4.22. Solicitaciones y resistencias de cada perno en la placa inferior en tracción.	45
Figura 4.23. Deformación del gusset superior e inferior para el modo crítico de pandeo en conexión emperrada.	47
Figura 4.24. Gráfico comparativo de la utilización en soldadura para conexión emperrada, dado el caso de carga de pandeo.	48
Figura 4.25. Gráfico comparativo de la utilización en soldadura para conexión emperrada, dado el caso de carga de post - pandeo.	49
Figura 5.1. Esfuerzos de Von Mises en conexión emperrada con recortes en gusset: (a) conexión; (b) gusset superior; y (c) gusset inferior.	52
Figura 5.2. Deformación plástica en conexión emperrada con gusset recortados.	53
Figura 5.3. Deformación plástica en placa conectora superior en tracción.	53
Figura 5.4. Deformación plástica en placa conectora inferior en tracción.	53
Figura 5.5. Deformación plástica en cordón de soldadura del gusset superior.	54
Figura 5.6. Deformación plástica en cordón de soldadura del arriostramiento inferior en tracción. .	54

Figura 5.7. Forma de pandeo para el factor crítico en conexión con atiesadores. 55

CAPÍTULO 1: INTRODUCCIÓN

1.1. Motivación

En Chile, el proceso de diseño de conexiones en estructuras de acero sigue siendo, en muchos casos, un trabajo en el cual los ingenieros estructurales recurren frecuentemente a planillas de cálculo extensas, basadas en métodos tradicionales, simplificaciones geométricas y supuestos lineales, para verificar esfuerzos en pernos, soldaduras, placas anclaje y placas de conexión (gusset). Una de las razones por las cuales aún se opta por métodos manuales es que los programas más comúnmente utilizados para el diseño estructural en la industria, como SAP2000 o ETABS, están enfocados principalmente en el análisis global de estructuras, y no ofrecen herramientas confiables ni detalladas para el diseño y verificación de conexiones.

El método tradicional mencionado, si bien válido, presenta limitaciones significativas al abordar conexiones estructurales de mayor complejidad, especialmente aquellas en las que convergen múltiples elementos en un único nodo. En este tipo de configuraciones, las planillas de cálculo resultan insuficientes, ya que no representan con precisión la interacción tridimensional de los elementos, la distribución real de esfuerzos ni las deformaciones asociadas a un comportamiento no lineal. Las uniones tipo Chevron (inverted V-braced frames) en zonas sísmicas, poseen fuerzas axiales, cortantes y momentos interactuando de manera simultánea y, en muchos casos, no de manera uniforme o predecible. Dichas condiciones, junto con la reciente incorporación del concepto de diseño por capacidad en la norma NCh2369-2025, hacen evidente la necesidad de evaluar con mayor rigor el comportamiento de estas conexiones.

Frente a esta necesidad, ha surgido en los últimos años IDEA StatiCa, un software especializado en el diseño y análisis de conexiones de acero, que permite modelar uniones complejas sometidas a cargas reales, considerando deformaciones, plastificación local, distribución no lineal de esfuerzos y mecanismos de falla. IDEA StatiCa trabaja bajo el enfoque de análisis por elementos finitos basados en componentes (CBFEM) y proporciona una estimación detallada del comportamiento de la conexión, incluyendo la resistencia, rigidez y ductilidad esperada. El ANEXO 1.1 Contribución a los objetivos de desarrollo sostenible muestra la contribución de la Memoria de Título a los Objetivos de Desarrollo Sostenible.

1.2. Objetivos

1.2.1 Objetivo general

El objetivo general fue evaluar la consistencia de los resultados de diseño por capacidad de conexiones de acero tipo Chevron, calculados conforme a los criterios establecidos por la *American Institute of Steel Construction* (AISC), en comparación con los obtenidos a partir del modelado realizado en el software IDEA StatiCa.

1.2.2 Objetivos específicos

- Diseñar una conexión Chevron soldada mediante la normativa AISC 360-16, basada en el “*AISC Seismic Design Manual* (Manual de Diseño Sísmico)”.
- Diseñar una conexión Chevron emperrada, comúnmente utilizada en la industria nacional con gusset rectangulares y perfiles extendidos hasta el fondo del gusset, mediante la normativa AISC 360-16.
- Comparar resultados de ambos modelos realizados en IDEA StatiCa con el método tradicional de diseño.
- Evaluar, mediante el software IDEA StatiCa, una conexión tipo Chevron emperrada con gusset recortados, diseñada para permitir que el giro plástico asociado al pandeo fuera del plano de la diagonal no derive en fallas frágiles.
- Evaluar, mediante el software IDEA StatiCa, el efecto del uso de atiesadores en gusset de conexión emperrada, frente a un escenario de pandeo.

1.3. Plan de trabajo

Se siguió la siguiente metodología:

- 1) Realización y verificación del diseño por capacidad de conexiones tipo Chevron soldadas y emperradas mediante planillas de cálculo, utilizando la normativa vigente.
- 2) Modelamiento de las conexiones en IDEA StatiCa con diagonales soldadas y también emperradas al gusset, incluyendo todos los elementos relevantes tales como: perfiles, soldaduras, pernos, cargas y materialidad.
- 3) Recopilación de resultados en ambos modelos: esfuerzos en el gusset, solicitaciones en soldaduras y pernos, deformaciones y factores de utilización.
- 4) Comparación de los estados límites (ϕR_n) obtenidos a través de la normativa con los estados límites entregados por el software.
- 5) Modelamiento de conexión emperrada con recortes en el gusset en IDEA StatiCa.
- 6) Evaluación de resultados obtenidos mediante la conexión emperrada con recortes en el gusset y conexión emperrada con gusset rectangulares.
- 7) Modelamiento de conexión emperrada con atiesadores en el gusset en IDEA StatiCa.
- 8) Evaluación del uso de atiesadores en la conexión ante un análisis de pandeo.

1.4. Principales resultados

El diseño de conexión Chevron soldada presentó una alta consistencia con los resultados obtenidos mediante la normativa AISC 360-16 y los resultados obtenidos por IDEA StatiCa, donde se destaca factores de utilización más conservadores en cuanto a las soldaduras por parte del programa. Además, se pudo evidenciar como el diseño de las soldaduras falla en el arriostamiento en tracción más solicitado en el escenario de carga de post – pandeo, ilustrando como la distribución compleja de esfuerzos influye en la unión.

Igualmente, el diseño de conexión emperrada mostró resultados consistentes, nuevamente con tendencia conservadora por parte del software. En cuanto a los pernos se destaca el análisis individual realizado por IDEA StatiCa. Debido a esto, al no considerar la suma directa de las resistencias

efectivas de todos los pernos, el programa tiende a entregar una estimación conservadora de la capacidad global de la conexión. Sin embargo, se presenta una deformación plástica excesiva en los orificios de los pernos más solicitados en el arriostramiento en tracción.

En cuanto a las conexiones Chevron empernadas con modificaciones en el gusset, se obtuvieron deformaciones plásticas excesivas en gusset recortados, ilustrando como la configuración del gusset influye directamente en el comportamiento de la unión cuando se tiene una placa conectora empernada. Para el análisis de pandeo con atiesadores en gusset, la capacidad resistente de la conexión aumenta, aunque no modifica de manera relevante los resultados del análisis de pandeo proporcionados por el programa.

IDEA StatiCa presenta resultados altamente consistentes con la normativa, teniendo un enfoque conservador y abordando un análisis complejo a la conexión.

1.5. Organización de la memoria de título

El informe está estructurado en seis capítulos. El Capítulo 1 describe la motivación del estudio, los objetivos generales y específicos, el plan de trabajo y los principales resultados. El Capítulo 2 aborda las normas aplicables al diseño de conexiones de acero y detalla los criterios de verificación empleados por IDEA StatiCa. En el Capítulo 3 se presentan los diferentes modelos de estudio utilizados. El Capítulo 4 muestra los resultados obtenidos para la conexión soldada y empernada, tanto para el cálculo normativo y del software. El Capítulo 5 analiza las principales diferencias entre los modelos al modificar la geometría de los gusset y al incorporar atiesadores. Finalmente, el Capítulo 6 ofrece las conclusiones del estudio, discute los resultados, señala las principales observaciones y limitaciones del trabajo, y propone posibles líneas de investigación futuras.

CAPÍTULO 2: DISPOSICIONES PARA EL DISEÑO DE CONEXIONES SEGÚN AISC Y SEGÚN IDEA STÁTICA

2.1. Introducción

En este capítulo se presentan las disposiciones normativas y metodológicas que guían el diseño de conexiones de acero tipo Chevron. Para ello, se revisan las principales normas aplicables al diseño estructural de estas conexiones, junto con una explicación del método de diseño por capacidad, el cual es parte de la base teórica adoptada en el presente análisis. Además, se introduce el funcionamiento del software IDEA StatiCa, herramienta computacional utilizada para el análisis de las conexiones, poniendo énfasis en el tipo de análisis que realiza y los criterios de verificación implementados.

2.2. Diseño de conexiones de acero

El diseño y verificación de estructuras de acero en Chile se basa principalmente en normativas desarrolladas por la AISC, cuyas disposiciones han sido adaptadas en normativas nacionales como la NCh-427. Las siguientes normas son fundamentales en el contexto de esta memoria:

- AISC 360-16 – *Specification for Structural Steel Buildings*. (Especificaciones para construcciones de acero)
- AISC 341-16 – *Seismic Provisions for Structural Steel Buildings*. (Disposiciones Sísmicas para Edificios de Acero Estructural)

La normativa AISC 360-16, proporciona las especificaciones para el diseño de estructuras de acero, tanto para el método de *Load and Resistance Factor Design* (Diseño por Factores de Carga y Resistencia; LRFD) y *Allowable Strength Design* (Diseño por Tensión Admisible; ASD). Para este estudio, los capítulos relevantes son los capítulos A, B y C, lo cuales entregan las bases de diseño; el Capítulo J (Conexiones), en particular J2 (soldaduras), J3 (pernos) y J4 (Resistencia de diseño); y el Capítulo E para el diseño de los elementos de la conexión que trabajan en compresión, como las placas gusset.

La normativa AISC 341-16, establece los requisitos de diseño y construcción de estructuras de acero en zonas de alta sismicidad. Esta especificación complementa a la AISC 360-16, incorporando criterios adicionales de ductilidad, resistencia y disipación de energía, con el fin de garantizar un desempeño adecuado durante eventos sísmicos severos. Dentro de esta normativa, resalta el diseño por capacidad empleado en esta memoria. Este enfoque establece que los elementos que conforman el sistema resistente deben diseñarse de manera tal que se permita una disipación de energía en zonas predefinidas y dúctiles. Para lograr esto, se utiliza la capacidad esperada del perfil, la cual considera un factor de sobre resistencia del acero. De esta forma, se asegura que la falla ocurra en el miembro principal previsto, y no en la conexión.

Finalmente, en el diseño de una conexión tipo Chevron es fundamental considerar las fuerzas concurrentes que actúan en el gusset y que se transmiten hacia la viga. En este contexto, tiene relevancia el denominado “efecto Chevron”, concepto desarrollado por Fortney y Thornton (2017), quienes proponen un nuevo enfoque para el análisis de vigas en marcos arriostrados. Este efecto se traduce en un incremento significativo en la demanda de corte y momento en la viga, producto de la geometría particular de la conexión, aspecto que con frecuencia es pasado por alto en los métodos de diseño tradicionales.

2.3. Diseño en IDEA StatiCa

2.3.1 Análisis por capacidad

Existen varios tipos de análisis con los que cuenta el programa, pero en este caso se hace uso del diseño por capacidad. IDEA StatiCa se apoya de la norma AISC 341, y asigna dos factores a la resistencia a la fluencia del elemento disipativo:

- R_y : Factor de sobre resistencia (AISC 341-16, Tabla A3.1)
- $C_{pr} = \frac{F_y + F_u}{2 \cdot F_y} \leq 1.2$

A su vez, el programa modifica el diagrama de esfuerzo – deformación como se aprecia en la Figura 2.1.

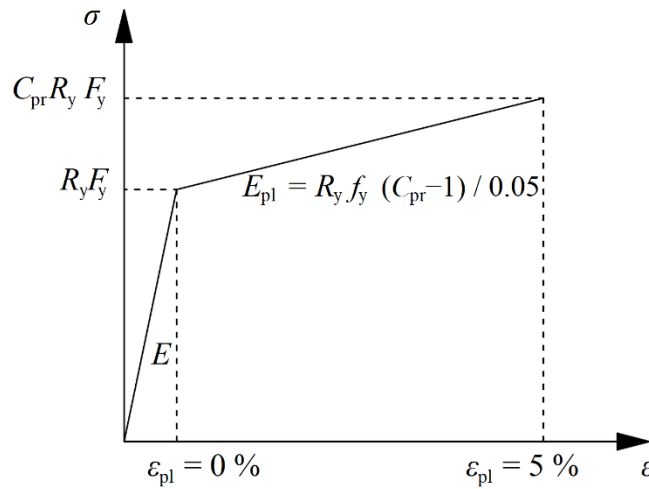


Figura 2.1. Diagrama de esfuerzo-deformación en elemento disipativo.

2.3.2 Análisis de pandeo

IDEA StatiCa ofrece la posibilidad de realizar un análisis de pandeo lineal como complemento al análisis plástico, con el fin de verificar su seguridad. Este procedimiento entrega como resultado el factor de pandeo α_{cr} asociado a la forma del modo de pandeo. Dicho factor representa el multiplicador de la carga aplicada en el modelo, correspondiente al punto en que se alcanza la carga crítica de Euler para una estructura ideal sin imperfecciones, y se deriva de las siguientes fórmulas:

$$\lambda = \frac{KL}{r} \quad (2.1)$$

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\lambda}{\pi \cdot \sqrt{\frac{E}{F_y}}} \quad (2.2)$$

$$\alpha_{cr} = \frac{\alpha_{ult}}{\bar{\lambda}_p^2} \quad (2.3)$$

Donde:

- λ : Esbeltez de la placa.

- KL : Longitud efectiva.
- r : Radio de giro.
- $\bar{\lambda}_p$: Esbeltez relativa de la placa.
- α_{ult} : Amplificador de carga mínima para que las cargas de diseño alcancen el valor característico de resistencia de la sección transversal más crítica, despreciando cualquier pandeo de la placa y pandeo lateral-torsional; para carga igual a la resistencia plástica de la placa, $\alpha_{ult} = 1$.
- E : Módulo de elasticidad.
- F_y : Esfuerzo de fluencia.

Finalmente, IDEA StatiCa, propone que para placas que conectan elementos individuales, por ejemplo, gusset con un solo lado fijo, se deben utilizar los factores límite de pandeo global de AISC 360-16 – J.4, $\alpha_{cr} \geq 13$. Por otro lado, para placas de rigidización en la unión, por ejemplo, rigidizadores, refuerzos cortos y gusset con dos o más lados fijos, el factor límite de pandeo local puede considerarse $\alpha_{cr} \geq 3$.

2.3.3 Criterios de verificación

El CBFEM, implementado en IDEA StatiCa, evalúa las uniones dividiéndolas en sus distintos componentes (pernos, soldaduras, placas, anclajes y hormigón en zapatas). Cada componente se modela individualmente y, en el caso de placas y perfiles de acero, se representa mediante un análisis de elementos finitos, lo que permite capturar de manera precisa el comportamiento local de la unión.

El material se modela con el criterio de fluencia de Von Mises, asumiendo un comportamiento elástico hasta alcanzar la tensión de fluencia de diseño ($f_y d$).

Para la verificación de las zonas de acero no susceptibles a pandeo, el estado límite último se define en función de la deformación plástica principal de membrana, estableciendo como referencia un límite del 5% de deformación. Este umbral, recomendado en el Eurocódigo 3 (EN 1993-1-5; Apéndice C), busca evitar deformaciones excesivas que comprometan la integridad y la capacidad resistente de la conexión. En contraste, la AISC 360-16 plantea un criterio distinto para definir la resistencia de la

conexión: el momento máximo alcanzado en la curva momento-rotación, o bien el momento correspondiente a una rotación de 0,02 rad en los casos donde no se presenta una carga pico.

Por su parte, el Apéndice 1 (Diseño mediante análisis avanzado) y el Capítulo B, apartado 4 (Diseño de conexiones y soportes – Análisis estructural) de la AISC 360-16 deja el modelado de elementos finitos en el criterio del ingeniero. En este contexto, diversos estudios han concluido que la adopción de un modelo bilineal elasto-plástico para las placas de acero, junto con la aplicación de un límite de deformación plástica, en este caso del 5%, obtiene resultados de alta concordancia con el método propuesto explícitamente por la propia AISC 360.

2.4. Conclusiones

Este capítulo permitió establecer el marco normativo y conceptual que sustenta el diseño y verificación de conexiones tipo Chevron en estructuras de acero. Se revisaron las disposiciones más relevantes de la AISC 360-16 y la AISC 341-16, así como el principio de diseño por capacidad y el efecto particular de estas conexiones conocido como “efecto Chevron”.

También, se abordó el análisis de pandeo lineal en IDEA StatiCa, el cual constituye una herramienta complementaria al análisis plástico que permite evaluar con mayor precisión la seguridad de las conexiones. La introducción del factor de pandeo α_{cr} , junto con los límites normativos diferenciados de la AISC 360-16 para distintos tipos de placas, ofrece un criterio claro y objetivo para identificar posibles modos de inestabilidad.

Finalmente, se abordaron los criterios de análisis implementados en el software IDEA StatiCa, con énfasis en el método CBFEM y en la aplicación del límite del 5% de deformación plástica como estado límite último.

CAPÍTULO 3: MODELOS DE ESTUDIO

3.1. Introducción

En este capítulo se presentan los distintos diseños de conexiones tipo Chevron considerados para el análisis. En primer lugar, se describe el modelo estructural general del edificio del cual se extrae la unión a diseñar. Posteriormente, se presentan y describen los diseños de la conexión elaborados conforme a los criterios de la normativa AISC, junto con su respectiva representación en el software IDEA StatiCa. Finalmente, se incluyen las variantes de modelación que incorporan modificaciones en el gusset de la conexión emperrada, con el fin de analizar su comportamiento.

3.2. Descripción de la estructura

La estructura consiste en un marco arriostrado concéntricamente de arriostramientos HSS circulares. En la Figura 3.1 se describe el sistema y se señala unión JT-1 a diseñar. En particular, este caso posee perfiles superiores de diferentes dimensiones a los perfiles inferiores, lo que presenta un desafío a la hora de conocer los esfuerzos a los cuales es sometida la viga, ya que éstos no son simétricos.

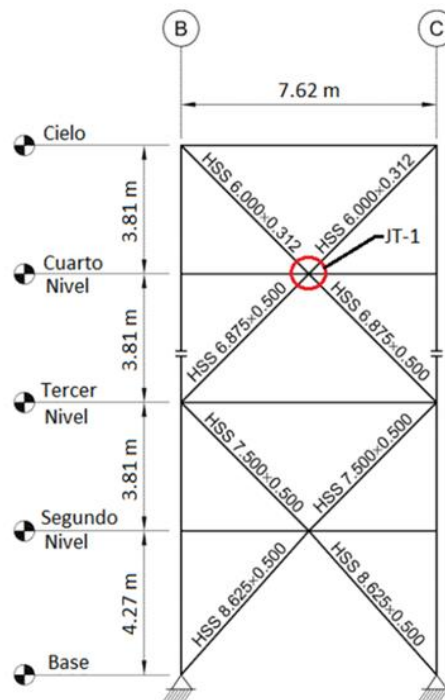


Figura 3.1. Estructura base y unión JT-1 a diseñar.

3.3. Conexión soldada al gusset

Para este caso se tiene que todas las diagonales son de acero ASTM A500 Grado C de perfil HSS, y la viga es de acero ASTM A992 W21X147. Para la conexión se usa acero ASTM A572 Grado 50 en el gusset y electrodo E70XX para las soldaduras (véase Figura 3.2). Además, todos los componentes están diseñados acorde a la AISC 360-16.

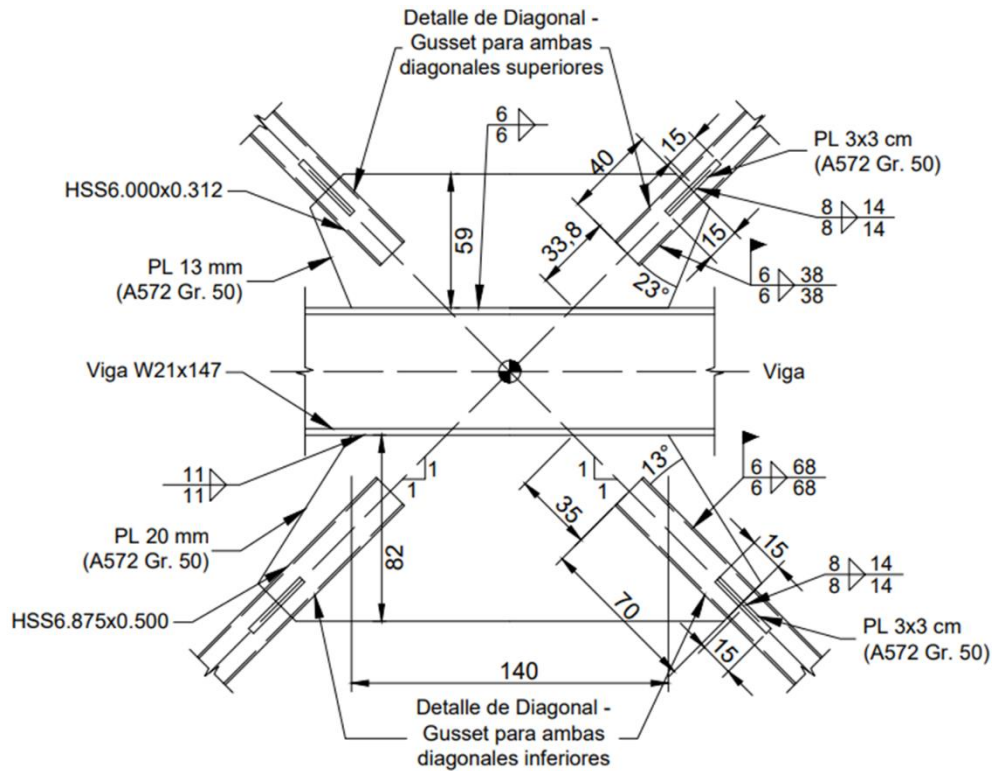


Figura 3.2. Detalle de conexión soldada al gusset. Medidas en cm y espesor de soldaduras en mm.

Dado el detalle de la Figura 3.2, se procede a modelar en IDEA StatiCa la conexión, como se aprecia en la Figura 3.3. Además, se define el tipo de análisis de diseño por capacidad y se procede a asignar las cargas en cada elemento correspondiente. Para ello se hace uso de la Sección F2.6c.1 de la AISC Seismic Provisions, donde se especifica la fuerza en tracción requerida para el arriostramiento, y la Sección F2.6c.2 que especifica la fuerza en compresión requerida. Por último, se debe considerar la carga de post - pandeo que corresponde al 30% de la fuerza en compresión, por lo que se tendrán dos casos de carga en el modelo de estudio. La Figura 3.4 ilustra los casos de carga asignados a cada arriostramiento.

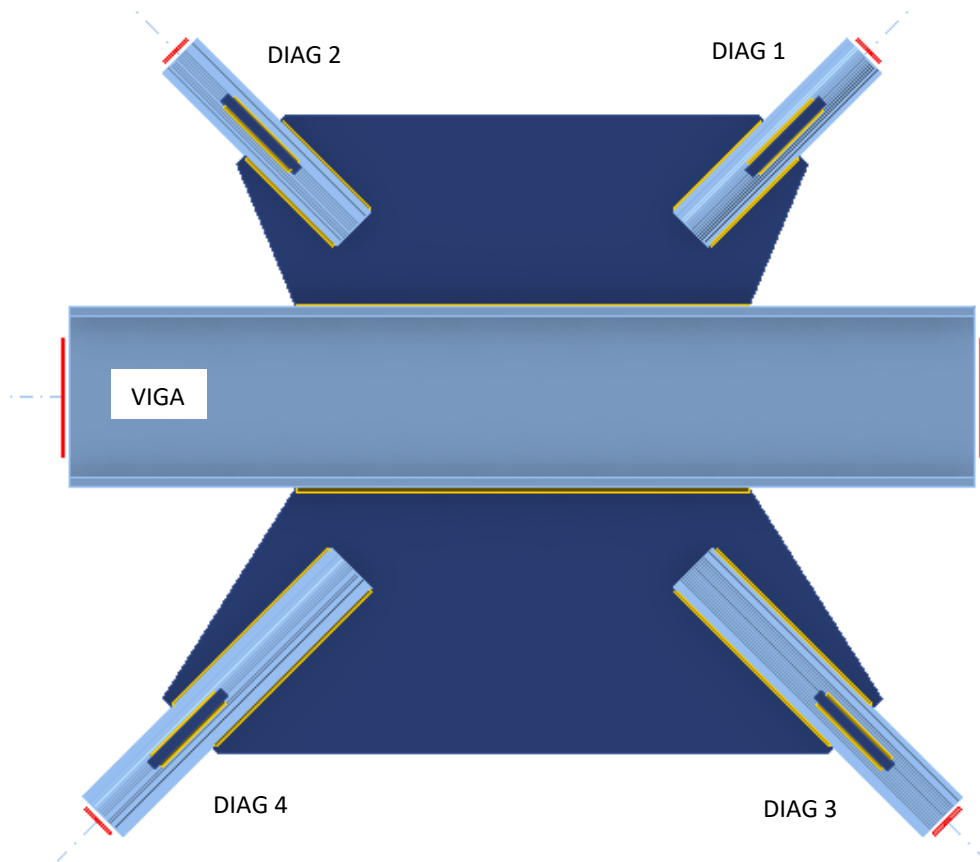


Figura 3.3. Modelo de conexión Chevron soldada en IDEA StatiCa.

Cargas

Nombre	Elemento	N [kN]	Vy [kN]	Vz [kN]	Mx [kNm]	My [kNm]	Mz [kNm]
LE-MC1	DIAG 1 / Finalizar	1388,8	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
	DIAG 2 / Finalizar	-1015,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
	DIAG 3 / Finalizar	-1996,9	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
	DIAG 4 / Finalizar	2489,1	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
LE-CD2	DIAG 1 / Finalizar	1388,8	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
	DIAG 2 / Finalizar	-304,5	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
	DIAG 3 / Finalizar	-599,1	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
	DIAG 4 / Finalizar	2489,1	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0

Figura 3.4. Casos de carga en cada arriostramiento.

3.4. Conexión empernada al gusset

En este modelo, se tienen arriostramientos de acero ASTM A500 Grado C de perfil HSS, y viga W21X147 de acero ASTM A992. Para la conexión se usa acero ASTM A572 Grado 50 en el gusset,

electrodo E70XX para las soldaduras y pernos A490N que varían de diámetro, entre 7/8" para la grilla de pernos superiores y 1" para la grilla de pernos inferiores (véase Figura 3.5).

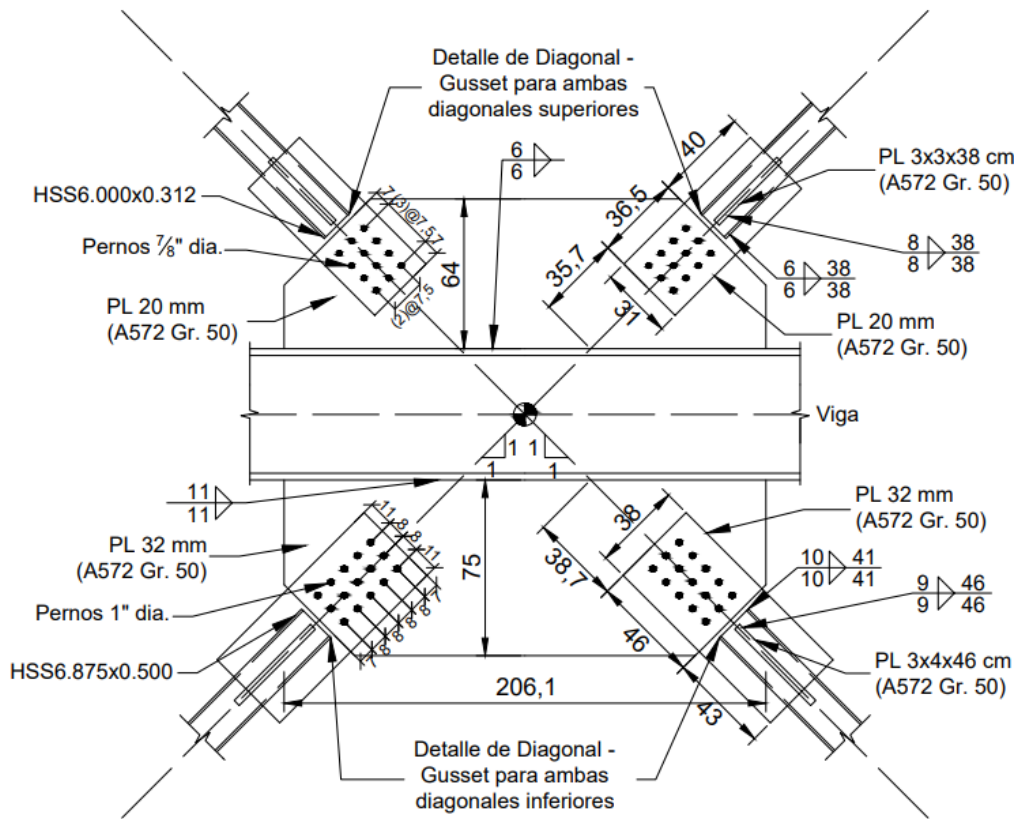


Figura 3.5. Detalle de conexión emperrada al gusset. Medidas en cm y espesor de soldaduras en mm.

En la Figura 3.6 se presenta el modelo de la conexión elaborado en IDEA StatiCa, el cual sigue los detalles indicados en la Figura 3.5. A diferencia del caso anterior, en esta conexión se incorporan dimensiones y espesores representativos de la industria nacional, con el propósito de evaluar un escenario más realista con las prácticas empleadas en proyectos locales.

Cabe destacar que la asignación de cargas aplicada en este modelo es la misma a la utilizada en la Figura 3.4. Esto se debe a que los perfiles estructurales considerados en ambos casos se mantienen sin modificación, garantizando de esta manera una base de comparación consistente entre los distintos diseños. Con ello, las diferencias que se observen en el comportamiento estructural de las conexiones estarán asociadas exclusivamente a la configuración geométrica y a las dimensiones de los elementos del gusset, y no a variaciones en las solicitaciones.

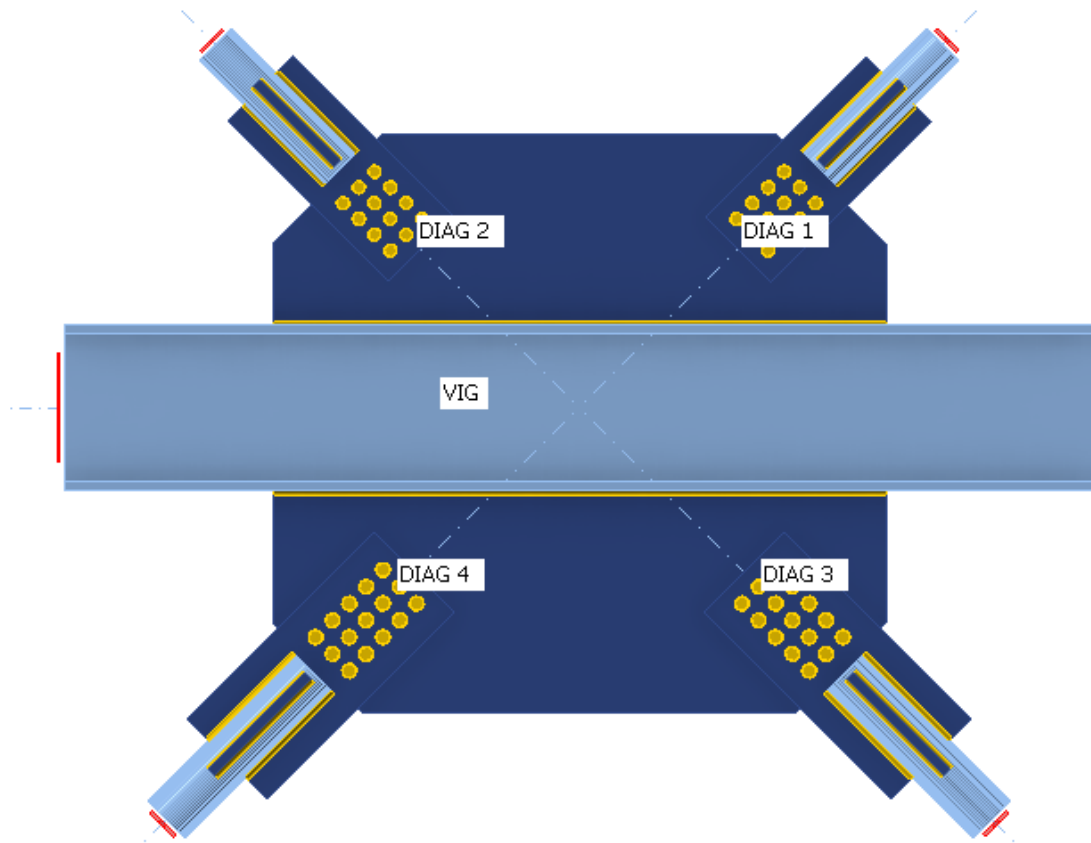


Figura 3.6. Modelo de conexión Chevron emperrada en IDEA StatiCa.

3.5. Conexión emperrada con gusset recortado

Este diseño de conexión mantiene los detalles descritos en la Figura 3.5, con la salvedad de las dimensiones de los gusset. En esta ocasión, se incorpora un largo de 1.4 m, acompañado de una altura de 64 cm en el gusset superior y de 76 cm en el gusset inferior.

El criterio de diseño se fundamenta en garantizar que el giro plástico asociado al pandeo fuera del plano de la diagonal no genere mecanismos de falla frágiles en la unión. Para cumplir con este objetivo, se establece como requisito la existencia de una distancia de al menos dos veces el espesor del gusset entre el extremo de la diagonal y la esquina reentrante del gusset en los puntos de encuentro con otros elementos. En este caso, se tiene de una distancia de 60 mm en la conexión superior a la viga y de 96 mm en la conexión inferior. La Figura 3.7 muestra el modelo desarrollado en IDEA StatiCa.

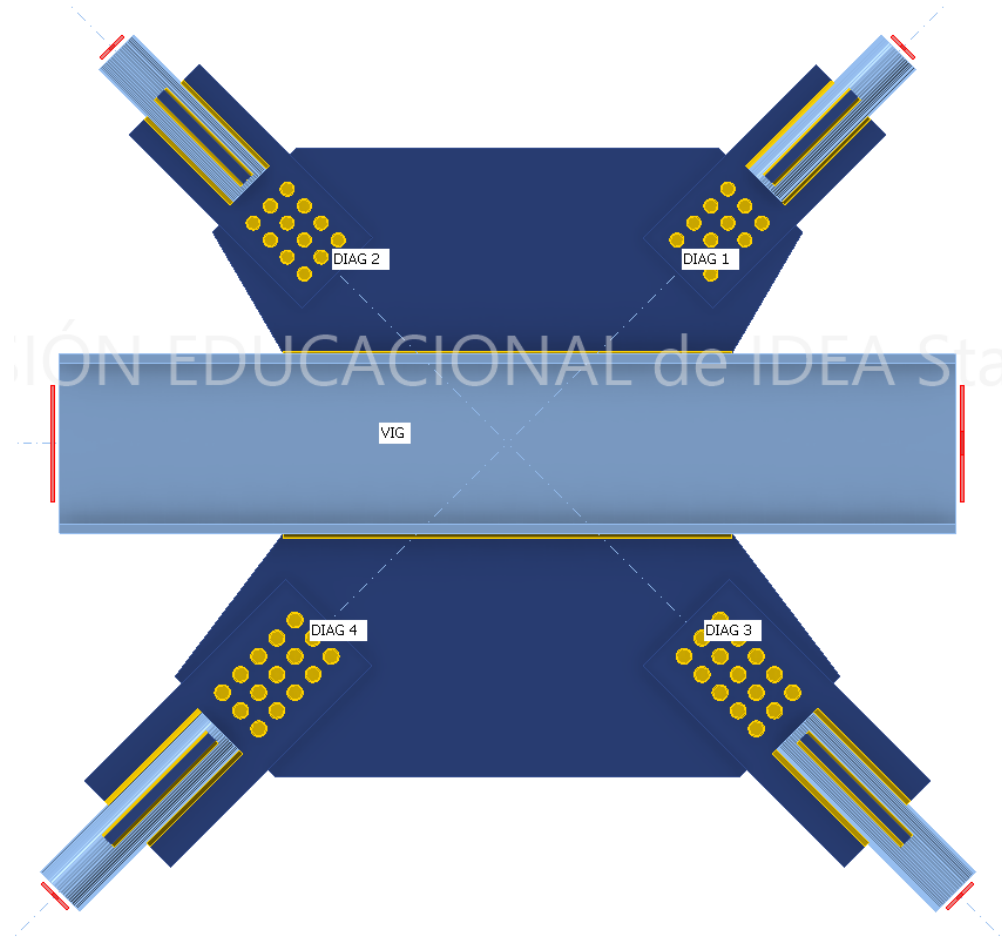


Figura 3.7. Modelo de conexión Chevron emperrada con gusset recortados en IDEA StatiCa.

Nuevamente, los casos de carga se mantienen igual a los descritos en la Figura 3.4.

3.6. Conexión emperrada con atiesadores en gusset

En este modelo, se mantienen exactamente los mismos detalles de la conexión ilustrada en la Figura 3.5. La diferencia, en este caso, es que se agregan atiesadores tanto en el gusset superior como inferior.

La incorporación de estos elementos estructurales responde al objetivo de analizar, de manera más detallada, el comportamiento frente al pandeo de las placas de conexión, considerando que los gusset suelen ser los elementos más vulnerables en este tipo de uniones. La Figura 3.8 permite visualizar el modelo en IDEA StatiCa con la disposición de los atiesadores.

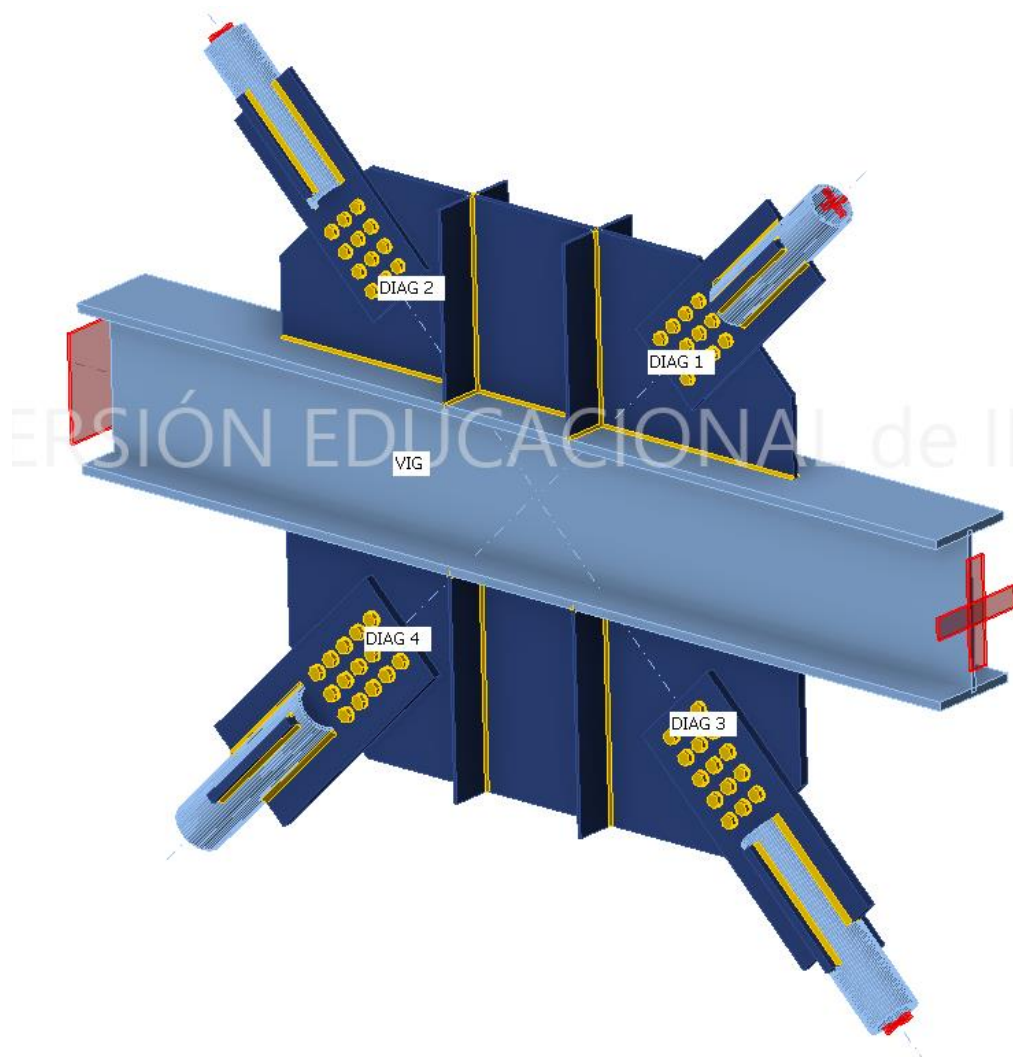


Figura 3.8. Modelo de conexión Chevron emperrada con atiesadores incorporados al gusset en IDEA StatiCa.

3.7. Conclusiones

En este capítulo se expusieron los distintos diseños de conexión tipo Chevron, dando respuesta a los dos primeros objetivos de esta memoria, los cuales consisten en desarrollar una conexión soldada y otra emperrada cumpliendo con los criterios normativos de la AISC 360-16.

Asimismo, se presentaron modelos con modificaciones adicionales, como paso previo a los siguientes objetivos de la memoria, que corresponden a la comparación y evaluación de los resultados obtenidos en cada uno de los diseños. En este sentido, el capítulo siguiente se centra en la discusión de los resultados de los primeros dos modelos.

CAPÍTULO 4: RESULTADOS DE CONEXIÓN SOLDADA Y EMPERNADA

4.1. Introducción

En este capítulo se presentan los resultados del diseño de las conexiones soldada y empernada aplicando la normativa AISC, detallando las fuerzas en el gusset y los distintos estados límite de la conexión. Posteriormente, se incluyen los análisis desarrollados en IDEA StatiCa, evidenciando los esfuerzos de Von Mises, las deformaciones, las solicitaciones y el comportamiento frente al pandeo. Finalmente, se lleva a cabo una comparación entre los resultados normativos y los obtenidos mediante el software.

4.2. Conexión soldada

4.2.1 Resistencia según AISC 360-16

Los resultados obtenidos mediante el método tradicional se presentan de forma resumida en la Figura 4.1 y la Figura 4.2, las cuales muestran las fuerzas que actúan directamente sobre el gusset, calculadas a partir del método de la fuerza uniforme para los escenarios de carga de pandeo y post-pandeo, respectivamente. Por otra parte, en la Tabla 4.1 se exponen los distintos estados límite que gobiernan el diseño de la conexión Chevron soldada, los cuales constituyen los principales parámetros de verificación estructural que deben ser considerados en el análisis.

Adicionalmente, en el ANEXO 4.1 MEMORIA DE CÁLCULO PARA CONEXIÓN CHEVRON SOLDADA se encuentra el desarrollo detallado de los cálculos, así como la verificación paso a paso del diseño de la conexión soldada, lo que permite complementar y sustentar los resultados resumidos en este capítulo.

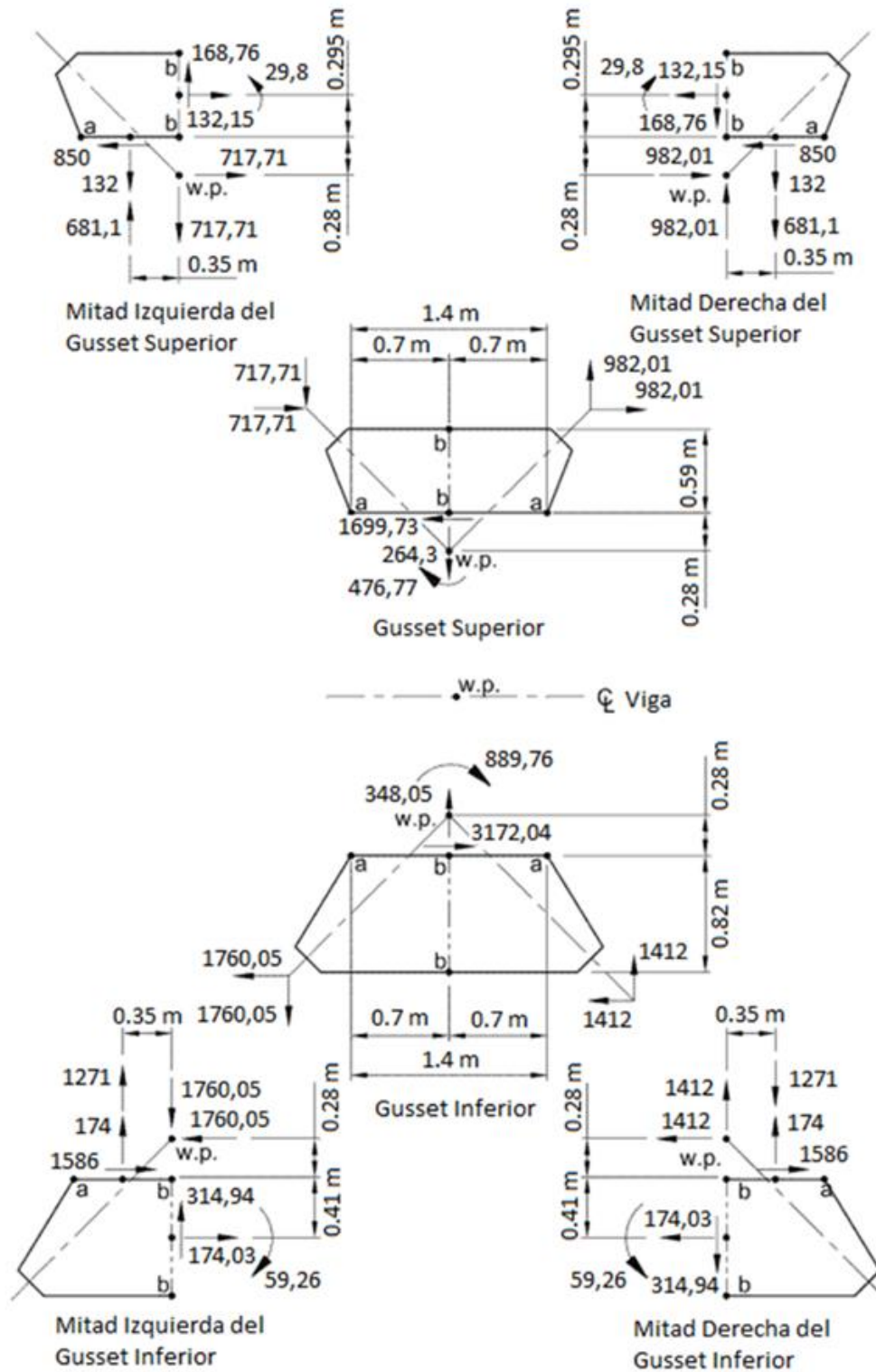


Figura 4.1. Distribución de fuerzas para el caso de carga pandeo en conexión soldada (fuerzas en kN y momentos en kN-m).

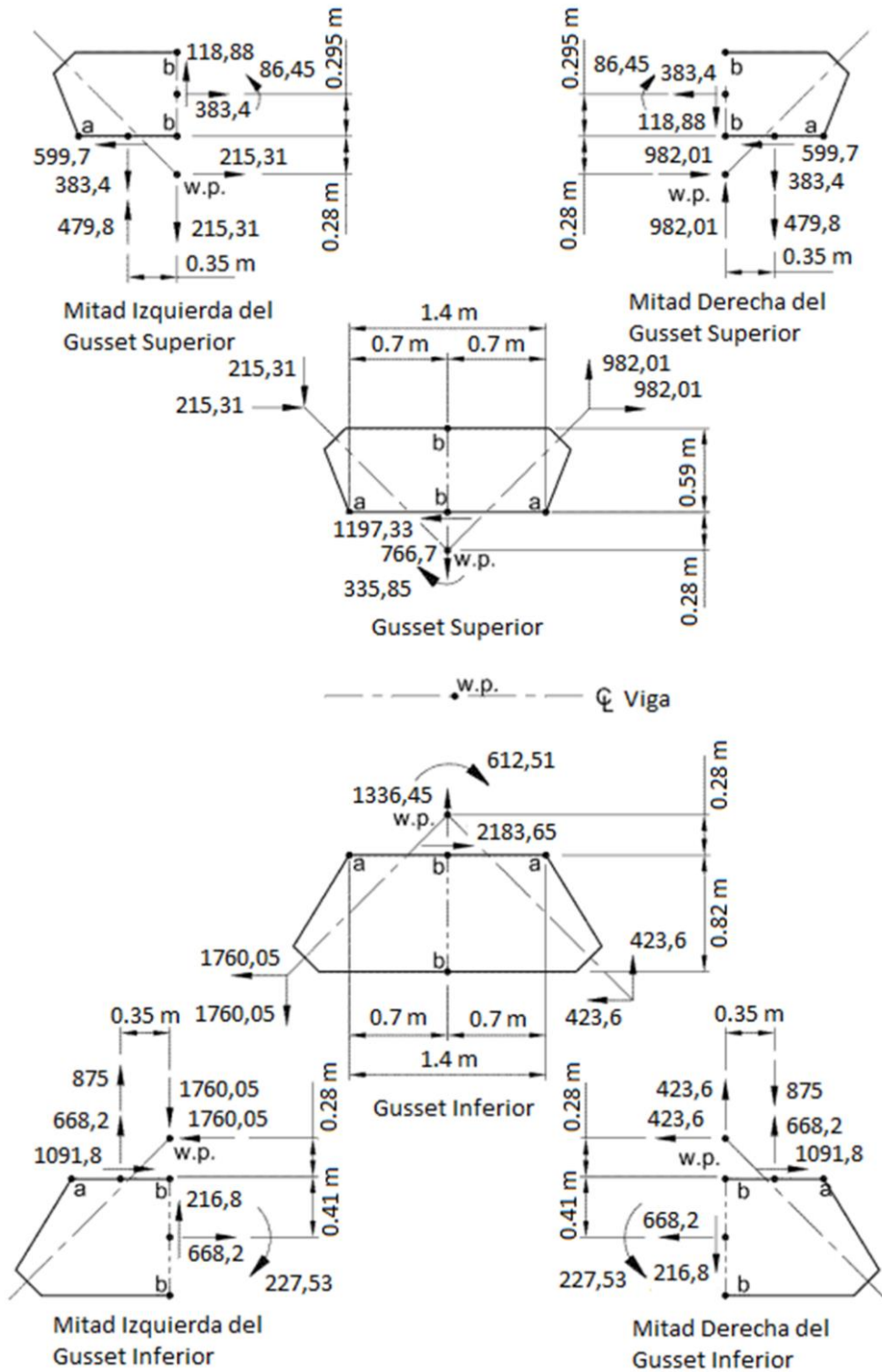


Figura 4.2. Distribución de fuerzas para el caso de carga post - pandeo en conexión soldada (fuerzas en kN y momentos en kN-m).

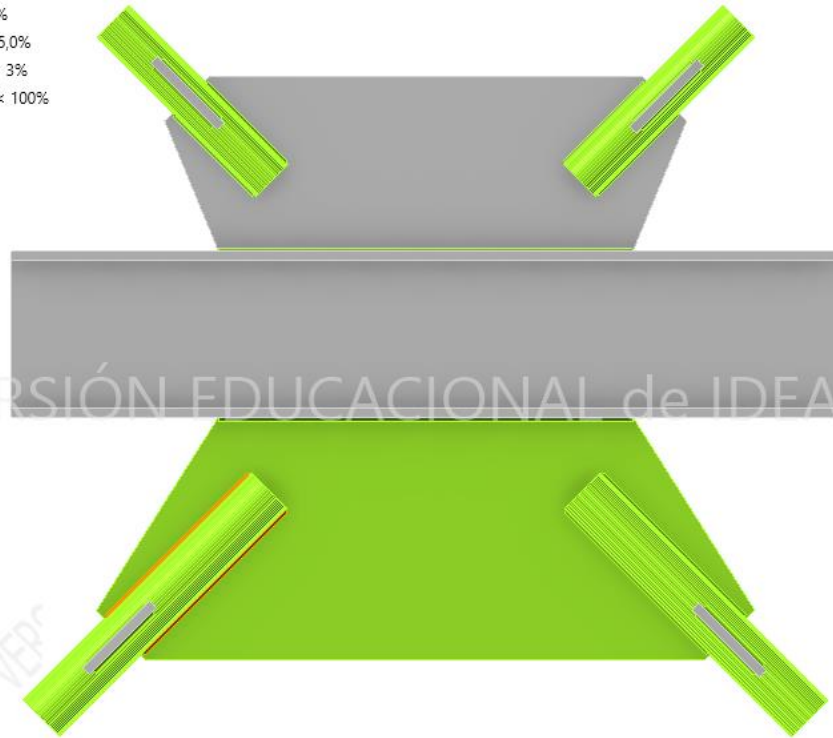
Tabla 4.1. Estados límites utilizando la normativa AISC 360-16 para conexión soldada.

#	Estados límites	AISC 360-16
1	Soldadura entre gusset y ala superior de la viga	$\phi R_n = 3317,3 \text{ kN}$
2	Soldadura entre gusset y ala inferior de la viga	$\phi R_n = 6029,3 \text{ kN}$
3	Soldadura entre gusset y arriostamiento superior	$\phi R_n = 1398,7 \text{ kN}$
4	Soldadura entre gusset y arriostamiento inferior	$\phi R_n = 2503,0 \text{ kN}$
5	Soldadura entre arriostamiento y refuerzo superior	$\phi R_n = 785,3 \text{ kN}$
6	Soldadura entre arriostamiento y refuerzo inferior	$\phi R_n = 785,3 \text{ kN}$
7	Rotura del bloque de corte en el gusset superior	$\phi R_n = 2197,8 \text{ kN}$
8	Rotura del bloque de corte en el gusset inferior	$\phi R_n = 5398,8 \text{ kN}$
9	Corte de la viga	$\phi V_n = 2121,8 \text{ kN}$
10	Flexión de la viga	$\phi M_n = 1898,0 \text{ kN-m}$
11	Corte del gusset superior (Sección a-a)	$\phi V_n = 3767,4 \text{ kN}$
12	Corte del gusset inferior (Sección a-a)	$\phi V_n = 5796,0 \text{ kN}$
13	Fluencia por tracción en el gusset superior (Sección a-a)	$\phi N_n = 5651,1 \text{ kN}$
14	Fluencia por tracción en el gusset inferior (Sección a-a)	$\phi N_n = 8694,0 \text{ kN}$
15	Corte del gusset superior (Sección b-b)	$\phi V_n = 1587,7 \text{ kN}$
16	Corte del gusset inferior (Sección b-b)	$\phi V_n = 3394,8 \text{ kN}$
17	Fluencia por tracción en el gusset superior (Sección b-b)	$\phi N_n = 2381,5 \text{ kN}$
18	Fluencia por tracción en el gusset inferior (Sección b-b)	$\phi N_n = 5092,2 \text{ kN}$
19	Fluencia por tracción en la sección de Whitmore del gusset superior	$\phi R_n = 1915,7 \text{ kN}$
20	Fluencia por tracción en la sección de Whitmore del gusset inferior	$\phi R_n = 3036,6 \text{ kN}$
21	Compresión del gusset superior	$\phi P_c = 1486,9 \text{ kN}$
22	Compresión del gusset inferior	$\phi P_c = 2709,0 \text{ kN}$
23	Fluencia local del alma de la viga	$\phi R_n = 10164,7 \text{ kN}$
24	Aplastamiento local del alma de la viga	$\phi R_n = 9939,6 \text{ kN}$

4.2.2 Resistencia según IDEA StatiCa

La verificación general de la conexión mediante el CBFEM se muestra en la Figura 4.3. En la Figura 4.4 y Figura 4.5, se identifican los esfuerzos de Von Mises, los cuales permiten identificar las zonas más solicitadas dentro de los elementos que conforman la unión. Las deformaciones plásticas, se ilustran en la Figura 4.6 y Figura 4.7, evidenciando el comportamiento no lineal en las regiones donde se concentra la mayor demanda.

Análisis	✓	100,0%
Placas	✓	0,1 < 5,0%
Deformación loc.	✓	0,2 < 3%
Soldaduras	✓	99,5 < 100%
Pandeo		3,04



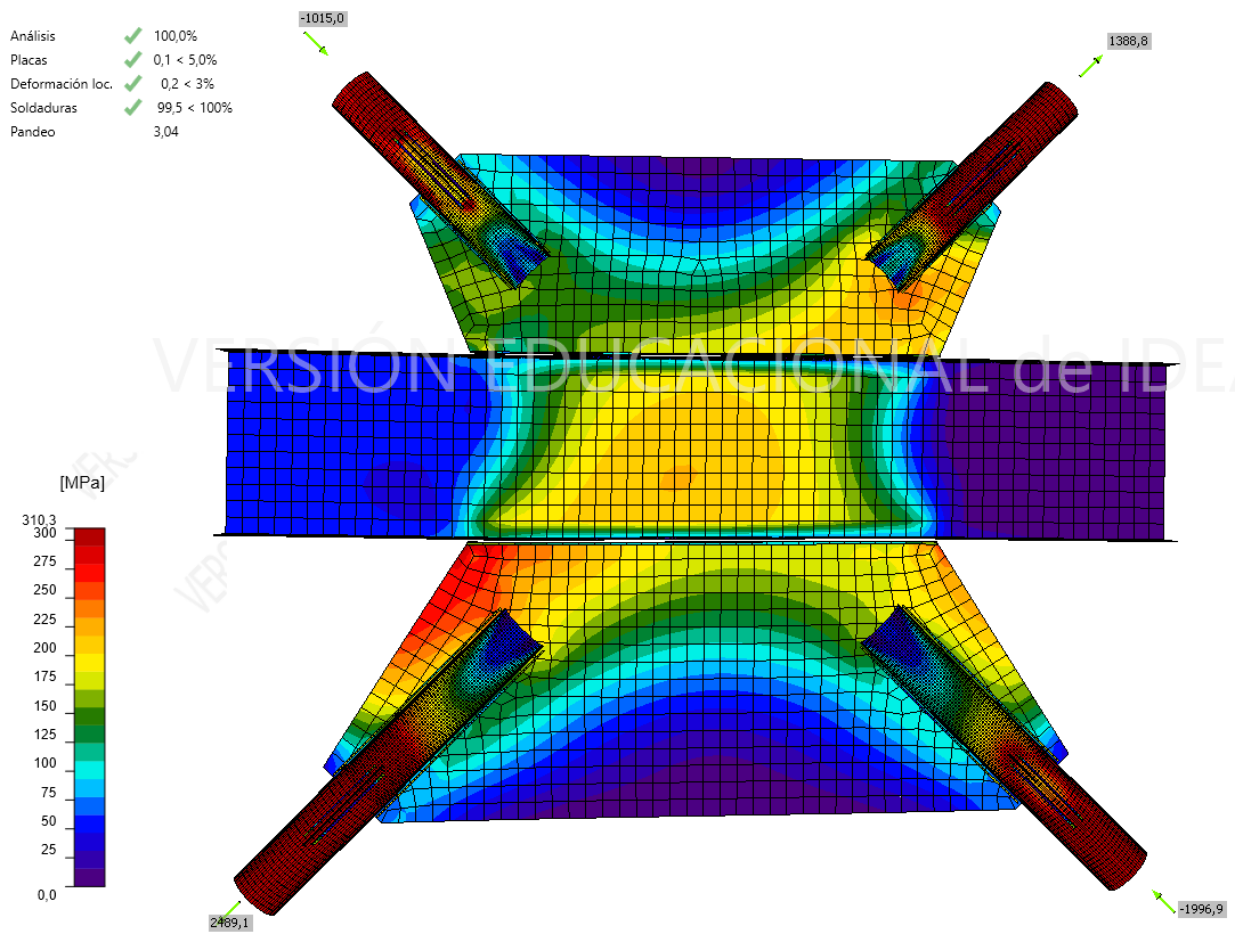
(a) Pandeo.

Análisis	✓	100,0%
Placas	✓	0,1 < 5,0%
Deformación loc.	✓	0,3 < 3%
Soldaduras	✗	101,1 > 100%
Pandeo		9,96

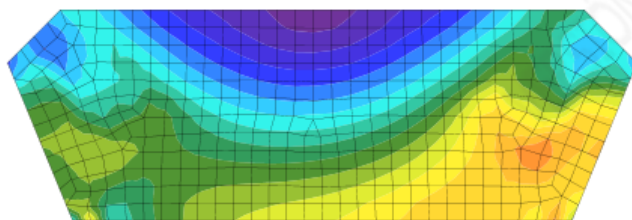


(b) Post - pandeo.

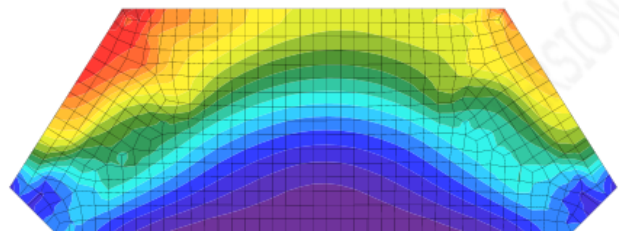
Figura 4.3. Verificación general mediante el CBFEM en conexión soldada para ambos casos de carga: (a) Pandeo; (b) Post - pandeo



(a) Esfuerzos de Von Mises en la conexión.

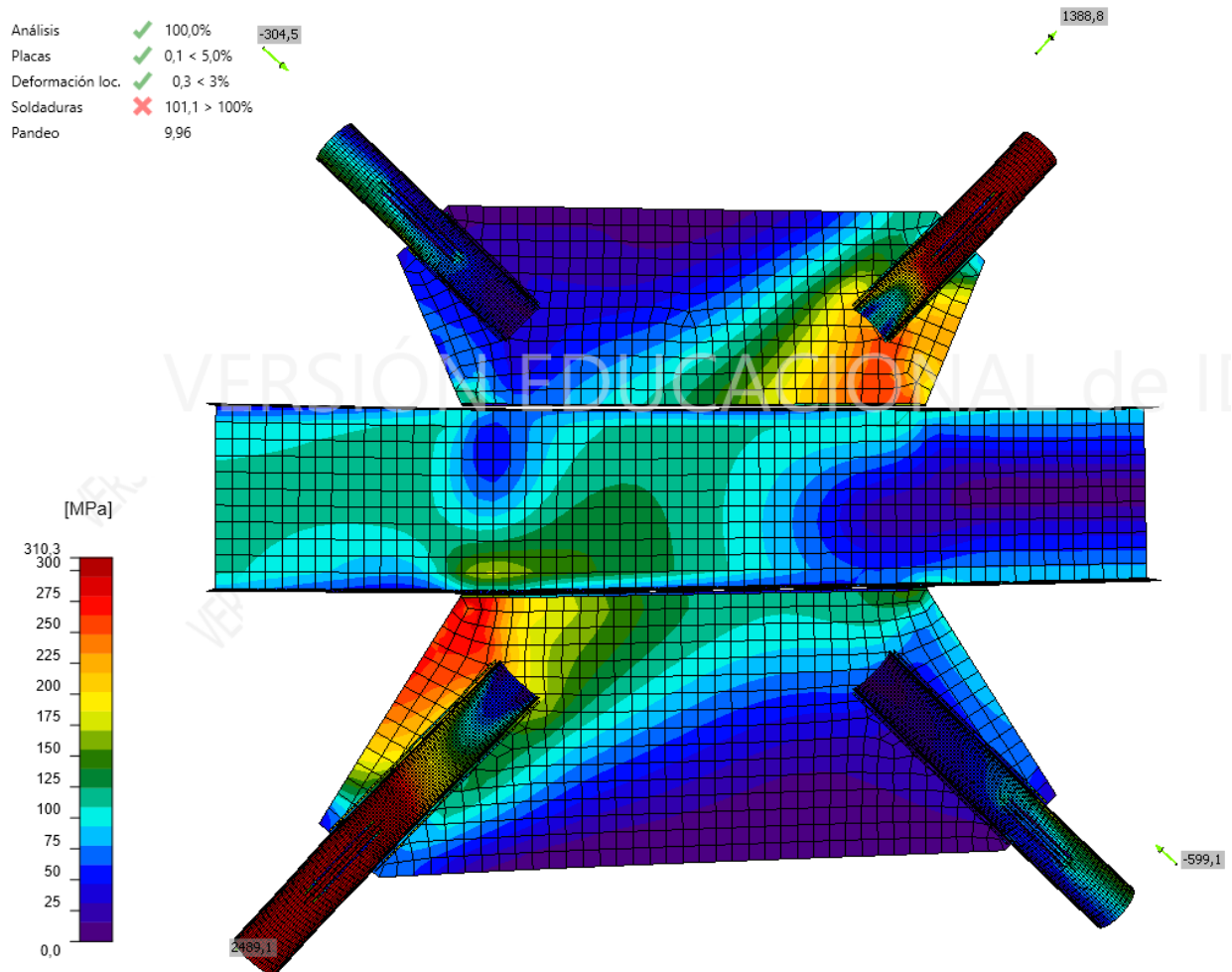


(b) Esfuerzos de Von Mises en gusset superior.

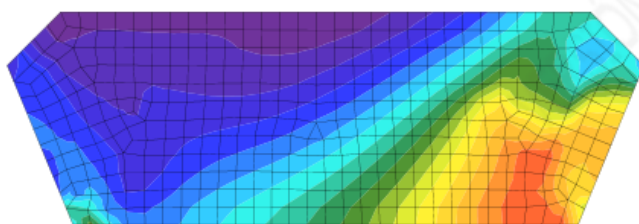


(c) Esfuerzos de Von Mises en gusset inferior.

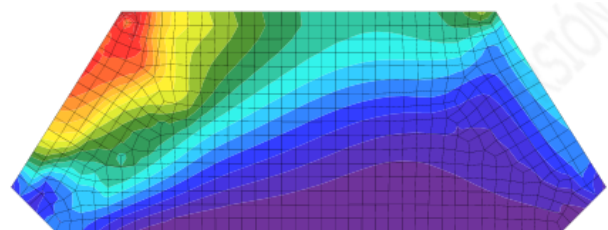
Figura 4.4. Esfuerzos de Von Mises en conexión soldada para caso de carga de pandeo en: (a) conexión; (b) gusset superior; y (c) gusset inferior.



(a) Esfuerzos de Von Mises en la conexión.



(b) Esfuerzos de Von Mises en gusset superior.



(c) Esfuerzos de Von Mises en gusset inferior.

Figura 4.5. Esfuerzos de Von Mises en conexión soldada para caso de carga post - pandeo en: (a) conexión; (b) gusset superior; y (c) gusset inferior.

Como se puede apreciar en la Figura 4.3, la conexión con el caso de carga de pandeo muestra un diseño eficiente en cuanto a la soldadura, alcanzando un 99.5% de utilidad. En cuanto a las placas, su falla debido a la fluencia y ruptura están verificadas mediante el límite de deformación plástica del 5%, en este caso éstas poseen una deformación del 0.1%, muy por debajo del límite normativo. Por otra parte, para el caso de carga de post – pandeo, se tiene una utilización del 101.1% de la soldadura, evidenciando que el cordón de soldadura más solicitado está ubicado entre el gusset inferior y el arriostramiento en tracción.

Los esfuerzos de Von Mises inducidos en la conexión, presentan una distribución más uniforme para el caso de carga de pandeo según se observa en la Figura 4.4. Al contrario, el caso de carga post – pandeo, la Figura 4.5 representa una distribución menos uniforme y más localizada de los esfuerzos.

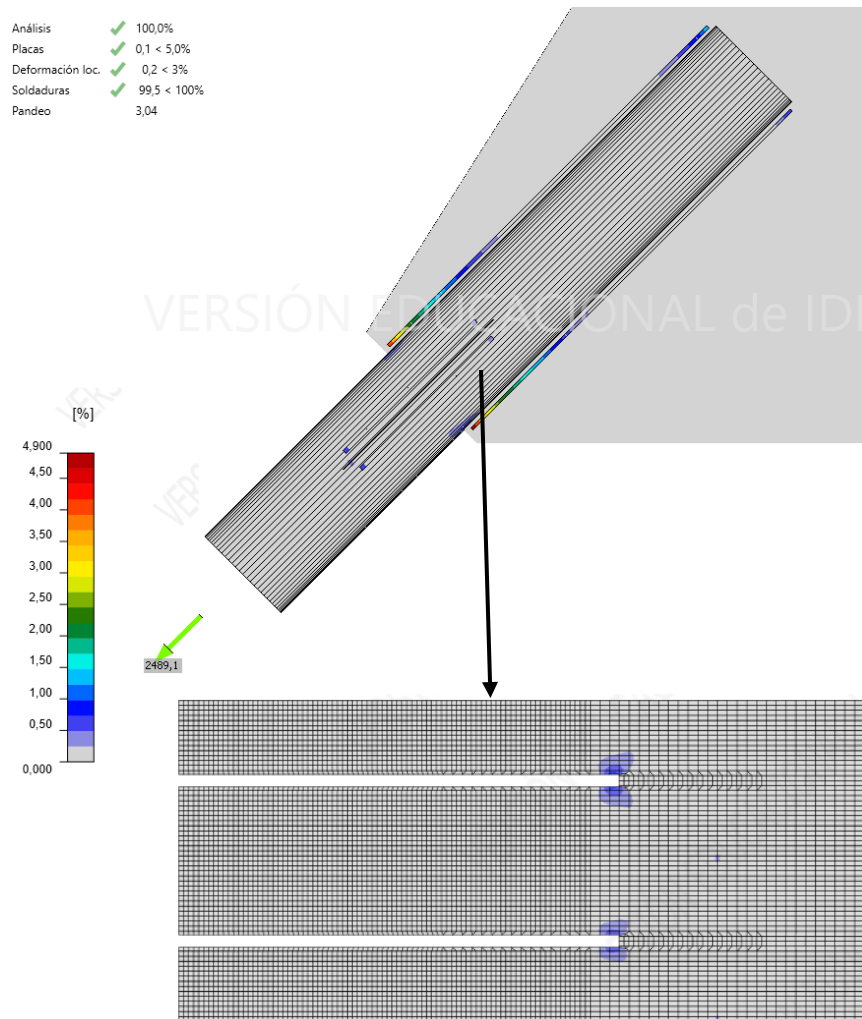


Figura 4.6. Deformación plástica en arriostramiento inferior en tracción para caso de carga de pandeo.

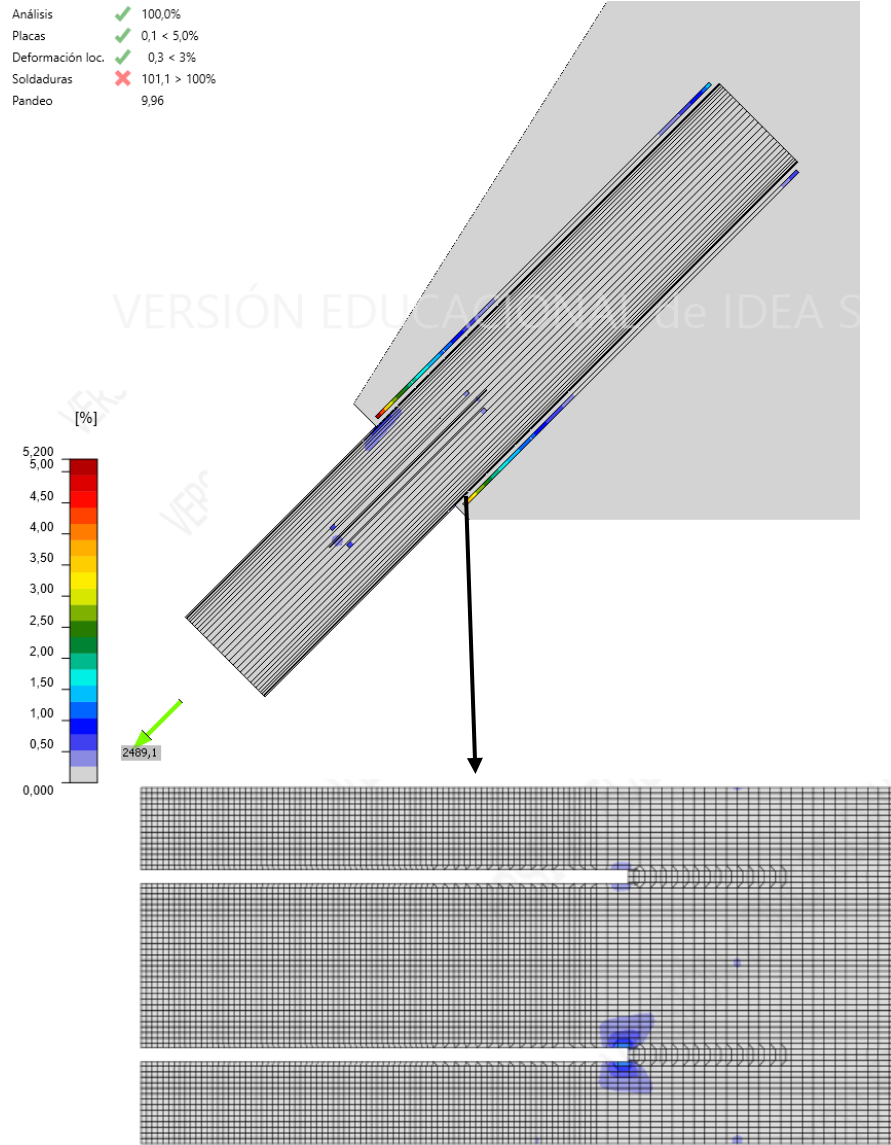


Figura 4.7. Deformación plástica en arriostramiento inferior en tracción para caso de carga post - pandeo.

En ambos casos de carga el elemento más solicitado es el arriostramiento inferior en tracción, transformándose en un punto crítico para el análisis. Según se observa en la Figura 4.6, la deformación plástica ocurre en ambos extremos de la entalladura del perfil. En cambio, en la Figura 4.7 se puede identificar una deformación plástica más localizada.

En cuanto a las solicitaciones de las soldaduras, la Tabla 4.2 y la Tabla 4.3 resumen los resultados obtenidos en el elemento finito crítico del cordón de soldadura para el caso de pandeo y post – pandeo respectivamente.

Tabla 4.2. Solicitaciones y resistencia del elemento crítico de un cordón de soldadura para el caso de pandeo en conexión soldada.

Ítem	Borde	t_w (mm)	w (mm)	L (mm)	L_c (mm)	F_n (kN)	ϕR_n (kN)	Ut (%)
Viga	Gusset superior	6	8,49	1398,5	46,62	68,3	90,3	75,7
Viga	Gusset inferior	11	15,56	1398,5	46,62	125,3	165,7	75,6
Gusset superior	Diag 1	6	8,49	377,8	8,59	11	12,3	89,4
Gusset superior	Diag 2	6	8,49	377,8	8,59	10,1	12,3	82,4
Diag 1	Refuerzo 3x3 cm	8	11,31	278,4	8,7	12	15,6	76,8
Diag 2	Refuerzo 3x3 cm	8	11,31	278,4	8,7	11,7	15,4	75,7
Gusset inferior	Diag 3	6	8,49	675,75	7,95	9,9	10,9	91,1
Gusset inferior	Diag 4	6	8,49	675,75	7,95	10,9	11	99,5
Diag 3	Refuerzo 3x3 cm	8	11,31	278,4	7,95	11,4	14,9	76,7
Diag 4	Refuerzo 3x3 cm	8	11,31	278,4	7,95	11,6	14,8	78,2

Tabla 4.3. Solicitaciones y resistencia del elemento crítico de un cordón de soldadura para el caso de post – pandeo en conexión soldada.

Ítem	Borde	t_w (mm)	w (mm)	L (mm)	L_c (mm)	F_n (kN)	ϕR_n (kN)	Ut (%)
Viga	Gusset superior	6	8,49	1398,5	46,62	65,4	86,3	75,9
Viga	Gusset inferior	11	15,56	1398,5	46,62	130,4	167,1	78,1
Gusset superior	Diag 1	6	8,49	377,8	8,59	11	11,9	92
Gusset superior	Diag 2	6	8,49	377,8	8,59	8,9	11,7	76,4
Diag 1	Refuerzo 3x3 cm	8	11,31	278,4	8,7	12	15,5	77
Diag 2	Refuerzo 3x3 cm	8	11,31	278,4	8,7	5,4	15,1	35,7
Gusset inferior	Diag 3	6	8,49	675,75	7,95	8,4	10,7	78
Gusset inferior	Diag 4	6	8,49	675,75	7,95	11,1	11	101,1
Diag 3	Refuerzo 3x3 cm	8	11,31	278,4	7,95	6,6	14,3	45,9
Diag 4	Refuerzo 3x3 cm	8	11,31	278,4	7,95	11,8	15	78,6

Donde:

- t_w : Espesor de soldadura.
- w: Espesor de garganta de la soldadura.
- L: Largo del cordón de soldadura.
- L_c : Largo del elemento finito del cordón de soldadura.

- F_n : Fuerza demandante en el elemento crítico.
- ϕR_n : Resistencia del elemento crítico.
- Ut : Utilización.

Para obtener la resistencia del elemento crítico, IDEA StatiCa se apoya de la AISC 360-16 – J2-4.

$$\phi R_n = \phi \cdot F_{nw} \cdot A_{we} \tag{4.1}$$

Donde:

- $F_{nw} = 0.6 \cdot F_{EXX} \cdot (1 + 0.5 \cdot \sin^{1.5} \theta)$
- A_{we} : Área del elemento crítico.
- $\phi = 0.75$

Finalmente, el pandeo del gusset está en función de la carga de compresión en los arriostramientos de la conexión y se puede comprobar mediante un factor multiplicador de pandeo obtenido mediante análisis CBFEM. El factor obtenido para esta conexión es de 3.04, que es para una carga de compresión axial de 1015 kN en el arriostramiento superior, como se muestra en la Figura 4.8.

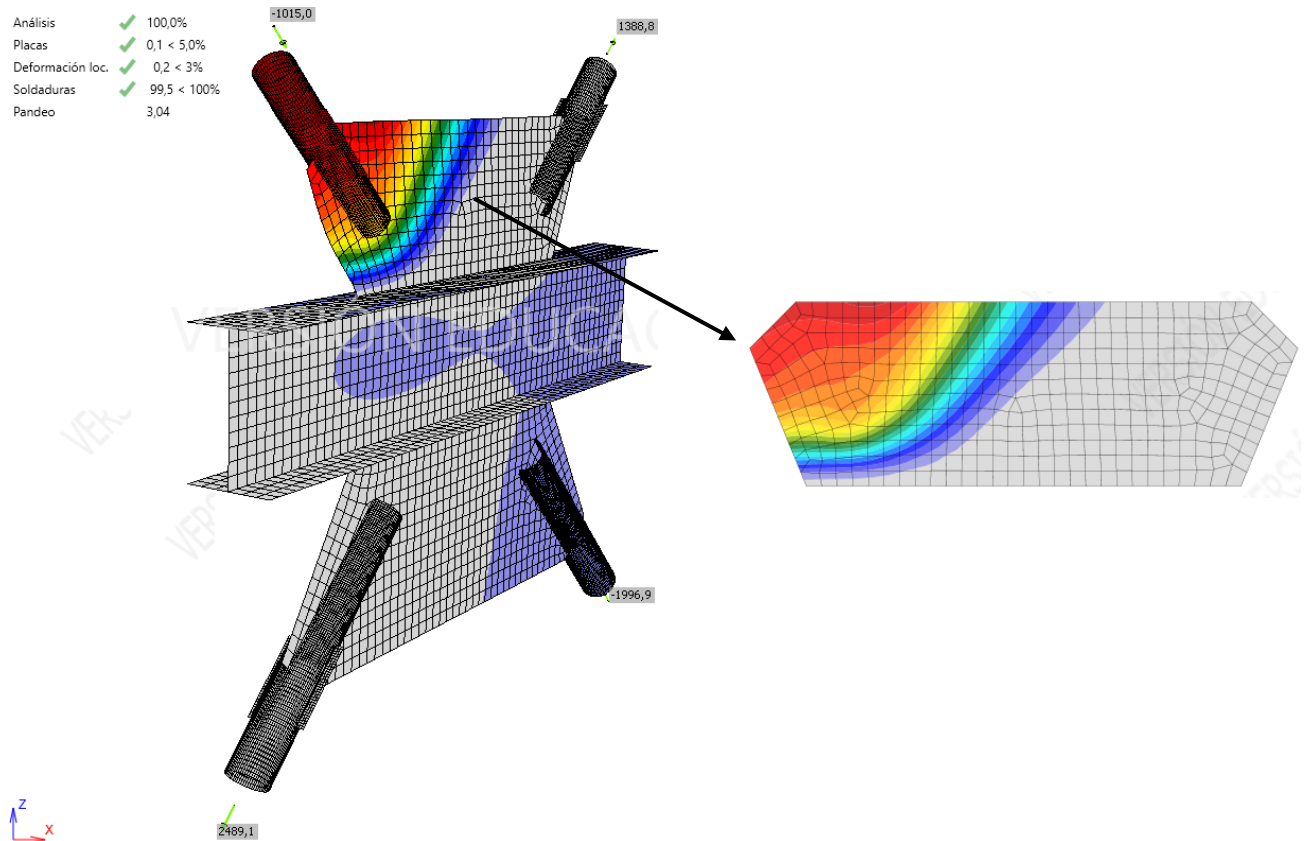


Figura 4.8. Deformación del gusset superior para el modo crítico de pandeo en conexión soldada.

4.2.3 Comparación de resultados

Tabla 4.4. Factores de utilización para ambos métodos en conexión soldada para caso de carga de pandeo.

#	Soldadura	Según AISC 360-16			Según IDEA StatiCa		
		ϕR_n (kN)	Solicitación (kN)	Ut (%)	ϕR_n (kN)	Solicitación (kN)	Ut (%)
1	Gusset y ala superior de la viga	3317,3	2352,57	70,9	90,3	68,3	75,7
2	Gusset y ala inferior de la viga	6029,3	4291,30	71,2	165,7	125,3	75,6
3	Gusset y arriostramiento superior	1398,7	1388,78	99,3	12,3	11,0	89,4
4	Gusset y arriostramiento inferior	2503,0	2489,08	99,4	11,0	10,9	99,5
5	Arriostramiento y refuerzo superior	785,3	341,55	43,5	15,6	12,0	76,8
6	Arriostramiento y refuerzo inferior	785,3	341,55	43,5	11,6	14,8	78,2

Utilización en soldadura para conexión soldada para caso de carga de pandeo

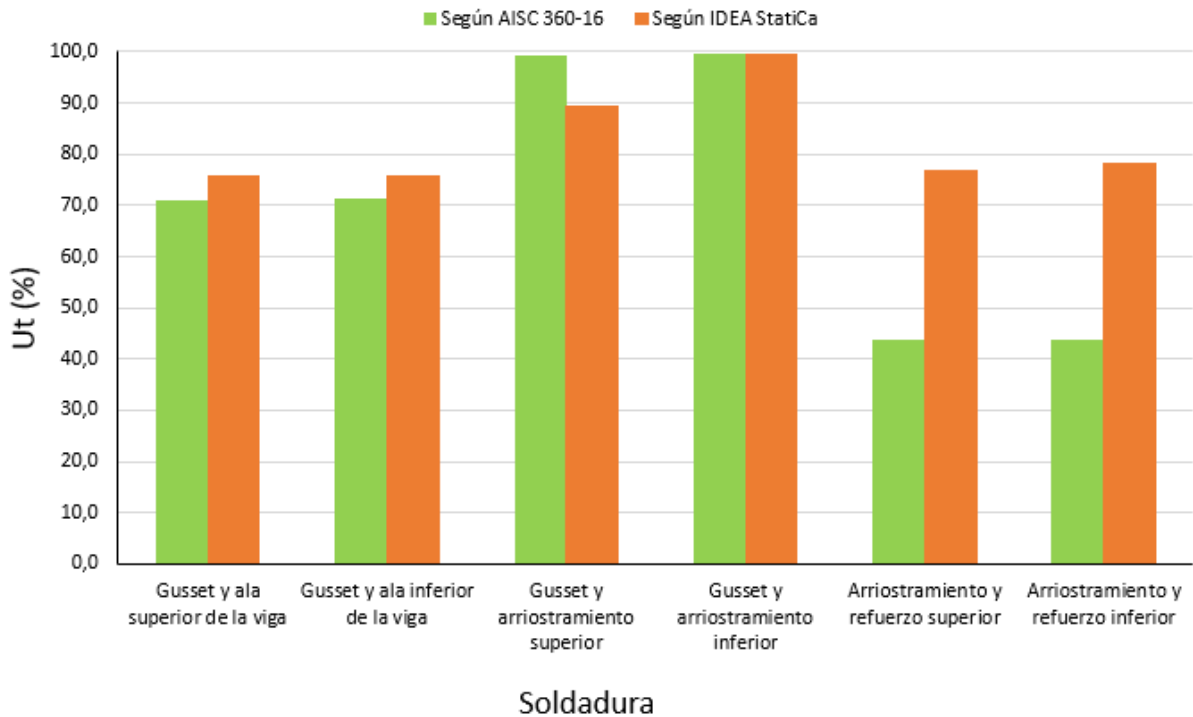


Figura 4.9. Gráfico comparativo de la utilización en soldadura para conexión soldada, dado el caso de carga de pandeo.

Tabla 4.5. Factores de utilización para ambos métodos en conexión soldada para caso de carga de post - pandeo.

#	Soldadura	Según AISC 360-16			Según IDEA StatiCa		
		ϕR_n (kN)	Solicitación (kN)	Ut (%)	ϕR_n (kN)	Solicitación (kN)	Ut (%)
1	Gusset y ala superior de la viga	3317,3	2352,57	70,9	86,3	65,4	75,9
2	Gusset y ala inferior de la viga	6029,3	4291,30	71,2	167,1	130,4	78,1
3	Gusset y arriostramiento superior	1398,7	1388,78	99,3	11,9	11,0	92,0
4	Gusset y arriostramiento inferior	2503,0	2489,08	99,4	11,0	11,1	101,1
5	Arriostramiento y refuerzo superior	785,3	341,55	43,5	15,6	12,0	77,0
6	Arriostramiento y refuerzo inferior	785,3	341,55	43,5	15,0	11,8	78,6

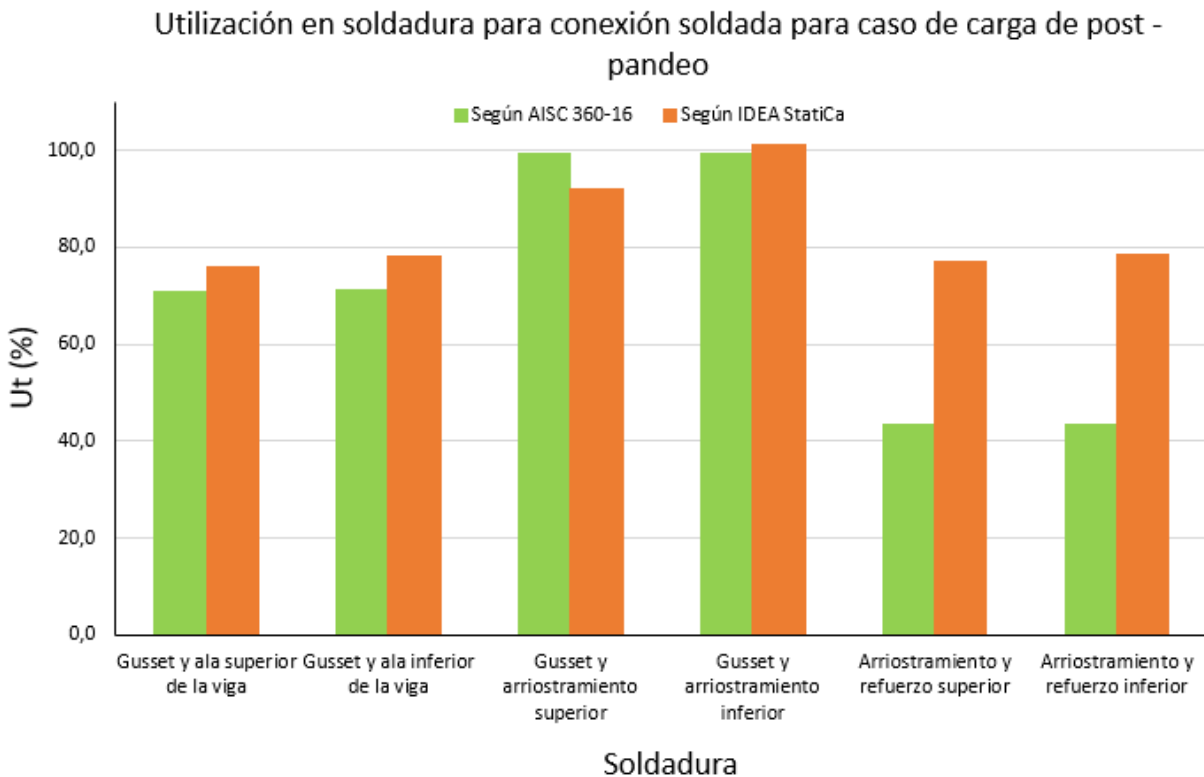


Figura 4.10. Gráfico comparativo de la utilización en soldadura para conexión soldada, dado el caso de carga de post - pandeo.

Cabe recalcar, que los arriostramientos que se analizan son los que presentan esfuerzos de tracción, ya que son los más solicitados.

En el caso de las soldaduras, el método CBFEM modela el cordón como un conjunto de elementos finitos, cada uno con su propia solicitación. Esto implica que la distribución de esfuerzos no sea

uniforme, lo que dificulta realizar una comparación directa de fuerzas con los métodos tradicionales. No obstante, es posible establecer una comparación considerando la utilización de la soldadura en el elemento más crítico según IDEA StatiCa, frente a la obtenida mediante la normativa AISC 360-16.

La Tabla 4.4 y la Figura 4.9 presentan una comparación de los factores de utilización obtenidos según la normativa AISC 360-16 y los entregados por IDEA StatiCa para el caso de carga de pandeo, evidenciando que el software adopta, en la mayoría de las soldaduras, un criterio más conservador, alcanzando una diferencia promedio de 6.5% para las soldaduras entre el gusset y la viga, un 5.5% para las soldaduras entre el arriostramiento y el gusset, y hasta un 78.2% de diferencia promedio entre los arriostramientos y el refuerzo. De manera análoga, la Tabla 4.5 y la Figura 4.10 muestran la misma comparación para el caso de carga de post-pandeo, donde nuevamente se observa la tendencia conservadora de IDEA StatiCa, obteniendo una diferencia promedio de 8.4% para las soldaduras entre el gusset y la viga, un 4.8% para las soldaduras entre el arriostramiento y el gusset, y un 78.9% entre los arriostramientos y el refuerzo.

4.3. Conexión empernada

4.3.1 Resistencia según AISC 360-16

De forma similar al caso anterior, los resultados obtenidos a través del método tradicional se encuentran resumidos en la Figura 4.11 y Figura 4.12, las cuales muestran las fuerzas que inciden directamente sobre el gusset para el caso de carga de pandeo y post – pandeo respectivamente. Por su parte, la Tabla 4.6 presenta los distintos estados límite que gobiernan el diseño de la conexión Chevron empernada. El ANEXO 4.2 MEMORIA DE CÁLCULO PARA CONEXIÓN CHEVRON EMPERNADA detalla el paso a paso del diseño y verificación de la conexión.

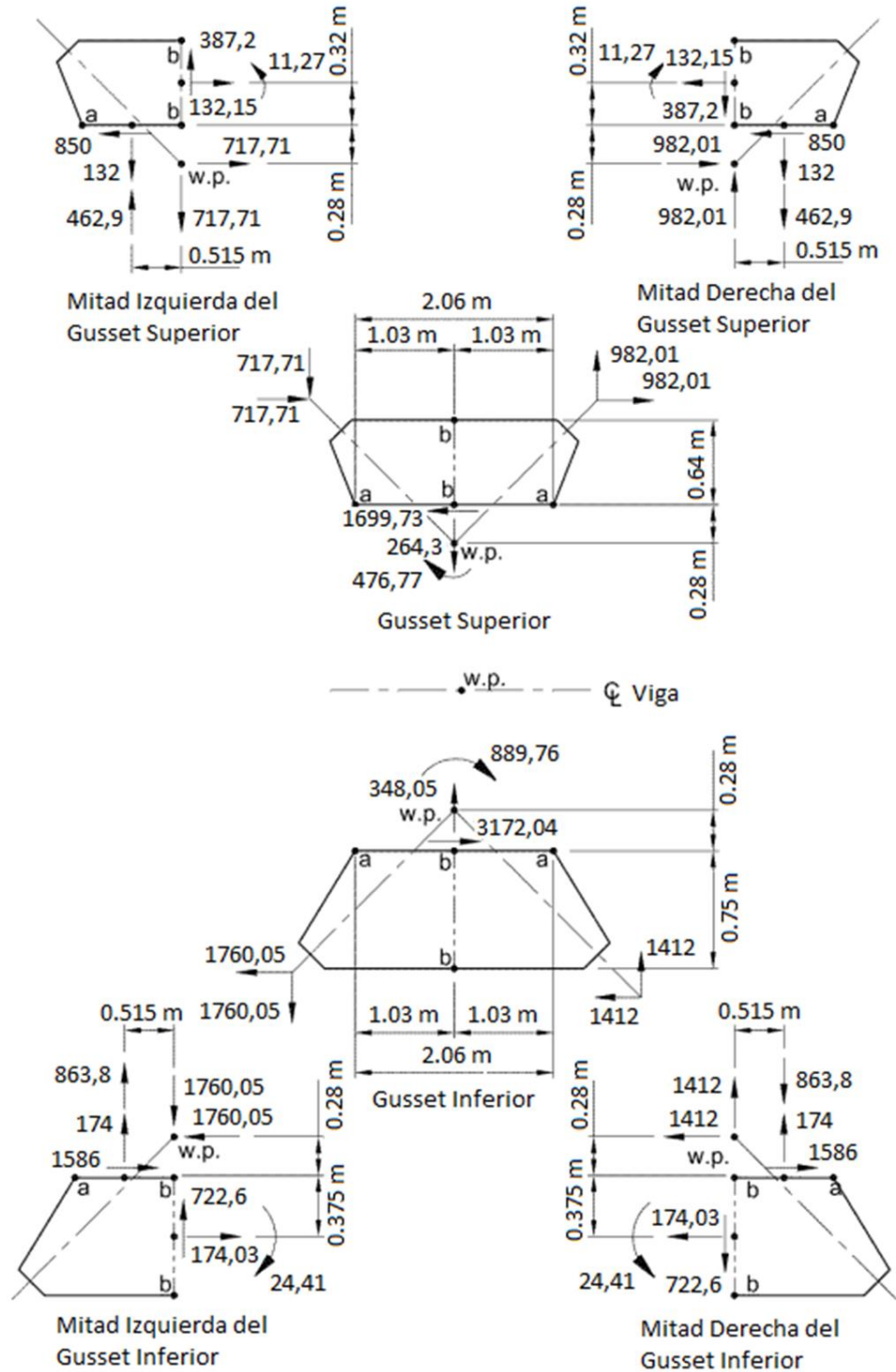


Figura 4.11. Distribución de fuerzas para el caso de carga pandeo en conexión emperrada (fuerzas en kN y momentos en kN-m).

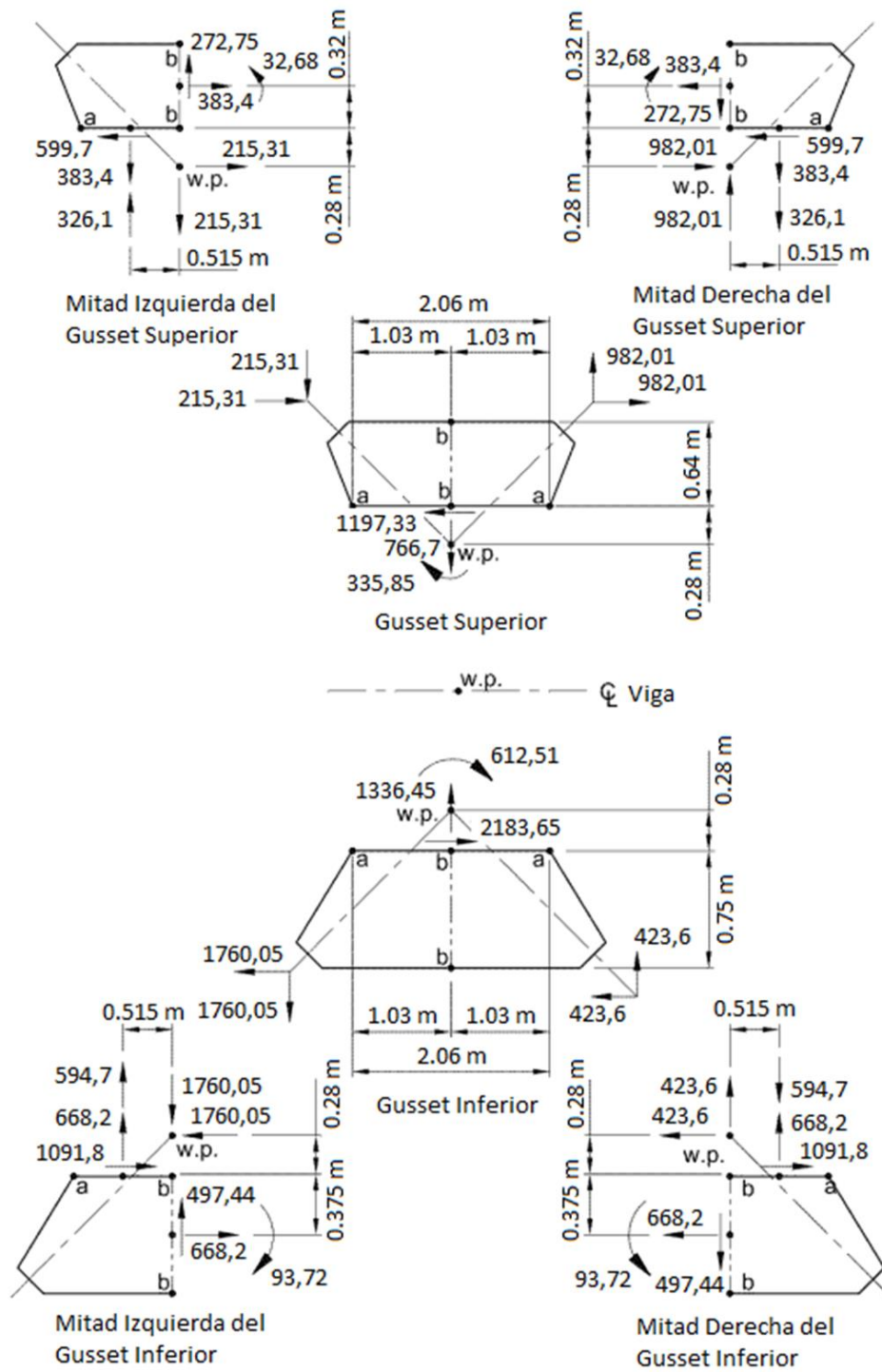


Figura 4.12. Distribución de fuerzas para el caso de carga post - pandeo en conexión empernada (fuerzas en kN y momentos en kN-m).

Tabla 4.6. Estados límites utilizando la normativa AISC 360-16 para conexión empernada.

#	Estados límites	AISC 360-16
1	Soldadura entre gusset y ala superior de la viga	$\phi R_n = 4627,7 \text{ kN}$
2	Soldadura entre gusset y ala inferior de la viga	$\phi R_n = 8345 \text{ kN}$
3	Soldadura entre placa conectora y arriostamiento superior	$\phi R_n = 1398,7 \text{ kN}$
4	Soldadura entre placa conectora y arriostamiento inferior	$\phi R_n = 2515,3 \text{ kN}$
5	Soldadura entre arriostamiento y refuerzo superior	$\phi R_n = 932,5 \text{ kN}$
6	Soldadura entre arriostamiento y refuerzo inferior	$\phi R_n = 1270,0 \text{ kN}$
7	Corte del grupo de pernos superiores	$\phi R_n = 1637,5 \text{ kN}$
8	Corte del grupo de pernos inferiores	$\phi R_n = 2673,5 \text{ kN}$
9	Fluencia al corte de la soldadura en el área bruta de la placa conectora superior	$\phi R_n = 6292,8 \text{ kN}$
10	Fluencia al corte de la soldadura en el área bruta de la placa conectora inferior	$\phi R_n = 10184,4 \text{ kN}$
11	Ruptura al corte de la soldadura en el área neta de la placa conectora superior	$\phi R_n = 6128,6 \text{ kN}$
12	Ruptura al corte de la soldadura en el área neta de la placa conectora inferior	$\phi R_n = 9918,7 \text{ kN}$
13	Fluencia en el área bruta de la placa conectora superior	$\phi P_n = 1925,1 \text{ kN}$
14	Fluencia en el área bruta de la placa conectora inferior	$\phi P_n = 3539,7 \text{ kN}$
15	Rotura en el área efectiva de la placa conectora superior	$\phi P_n = 1571,1 \text{ kN}$
16	Rotura en el área efectiva de la placa conectora inferior	$\phi P_n = 2966,3 \text{ kN}$
17	Rotura del bloque de corte de la placa conectora superior	$\phi R_n = 2328,6 \text{ kN}$
18	Rotura del bloque de corte de la placa conectora inferior	$\phi R_n = 4198,8 \text{ kN}$
19	Aplastamiento del grupo de pernos en placa conectora superior	$\phi R_n = 4301,3 \text{ kN}$
20	Aplastamiento del grupo de pernos en placa conectora inferior	$\phi R_n = 9217,2 \text{ kN}$
21	Fluencia en el área bruta de Whitmore del gusset superior	$\phi R_n = 2544,9 \text{ kN}$
22	Fluencia en el área bruta de Whitmore del gusset inferior	$\phi R_n = 4932,3 \text{ kN}$
23	Rotura en el área efectiva de Whitmore del gusset superior	$\phi R_n = 2241,8 \text{ kN}$
24	Rotura en el área efectiva de Whitmore del gusset inferior	$\phi R_n = 4473,3 \text{ kN}$
25	Compresión del gusset superior	$\phi P_c = 2253,9 \text{ kN}$
26	Compresión del gusset inferior	$\phi P_c = 4622,6 \text{ kN}$
27	Rotura del bloque de corte en el gusset superior	$\phi R_n = 2328,6 \text{ kN}$
28	Rotura del bloque de corte en el gusset inferior	$\phi R_n = 4198,8 \text{ kN}$
29	Aplastamiento del grupo de pernos en gusset superior	$\phi R_n = 4301,3 \text{ kN}$
30	Aplastamiento del grupo de pernos en gusset inferior	$\phi R_n = 9217,2 \text{ kN}$
31	Corte del gusset superior (Sección a-a)	$\phi V_n = 8532,5 \text{ kN}$
32	Corte del gusset inferior (Sección a-a)	$\phi V_n = 12798,8 \text{ kN}$
33	Fluencia por tracción en el gusset superior (Sección a-a)	$\phi N_n = 12798,8 \text{ kN}$
34	Fluencia por tracción en el gusset inferior (Sección a-a)	$\phi N_n = 19198,2 \text{ kN}$
35	Corte del gusset superior (Sección b-b)	$\phi V_n = 2649,6 \text{ kN}$
36	Corte del gusset inferior (Sección b-b)	$\phi V_n = 4657,5 \text{ kN}$
37	Fluencia por tracción en el gusset superior (Sección b-b)	$\phi N_n = 3974,4 \text{ kN}$
38	Fluencia por tracción en el gusset inferior (Sección b-b)	$\phi N_n = 6986,3 \text{ kN}$
39	Fluencia local del alma de la viga	$\phi R_n = 14338,0 \text{ kN}$
40	Aplastamiento local del alma de la viga	$\phi R_n = 13637,1 \text{ kN}$

4.3.2 Resistencia según IDEA StatiCa

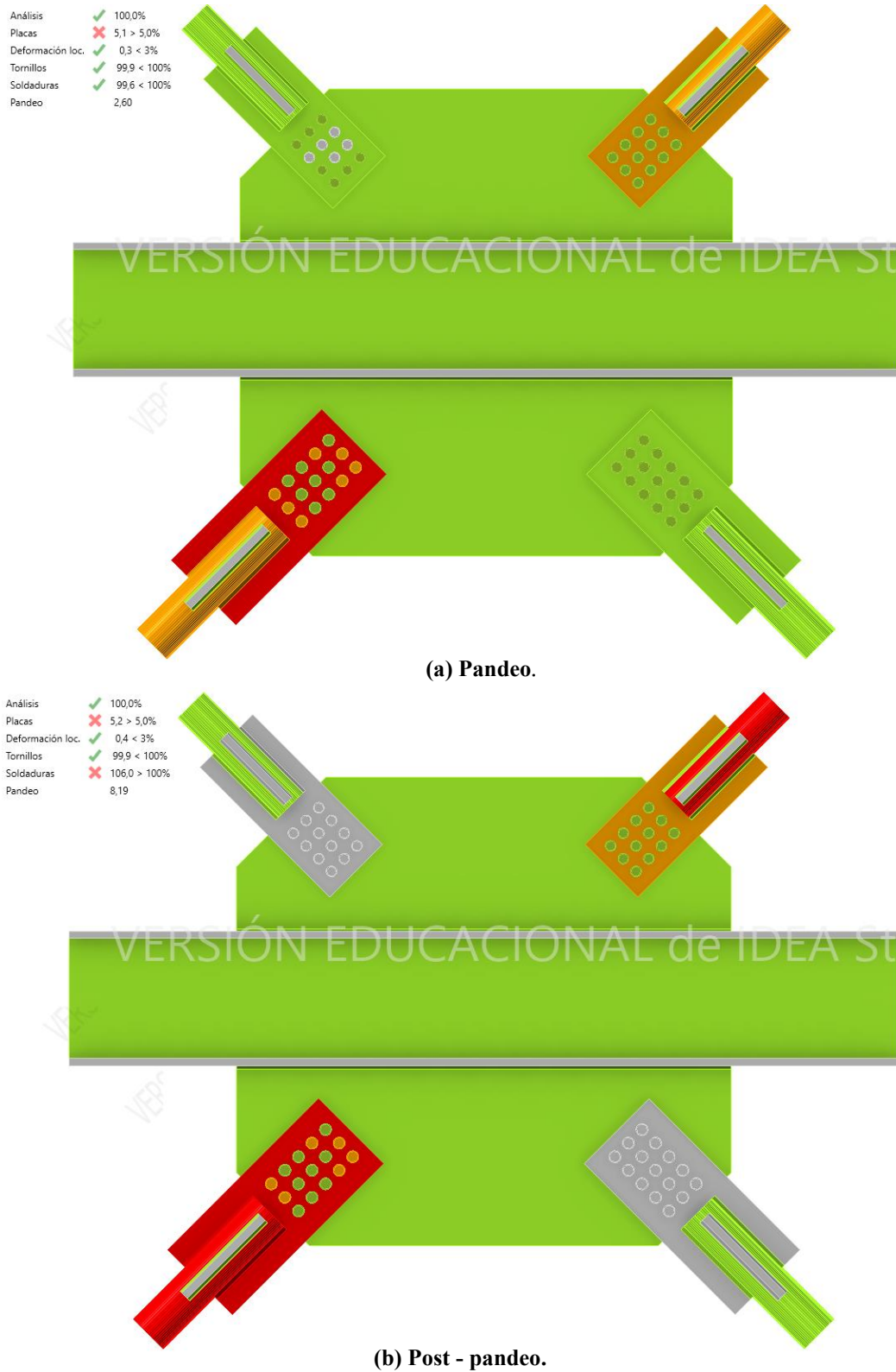
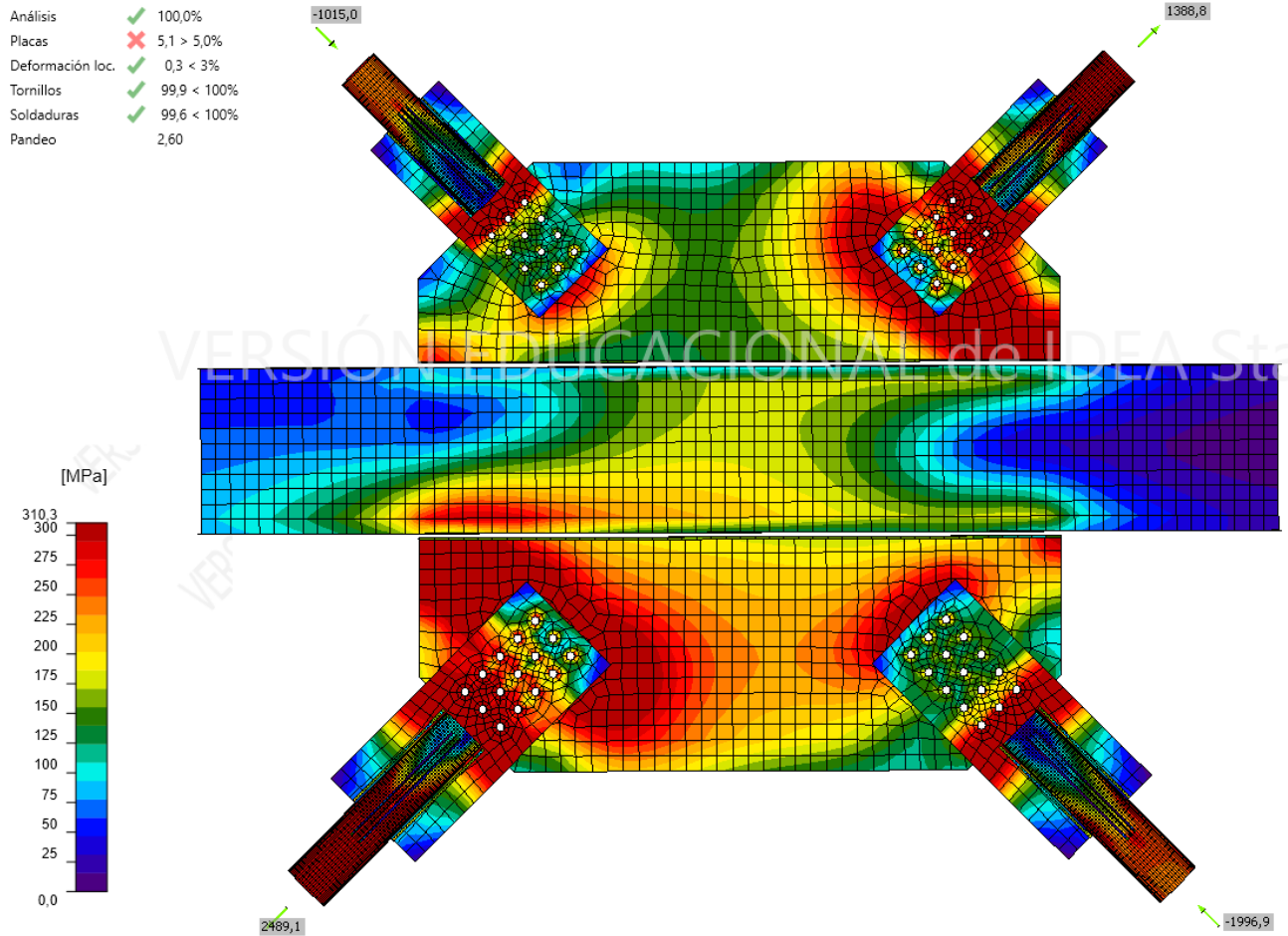
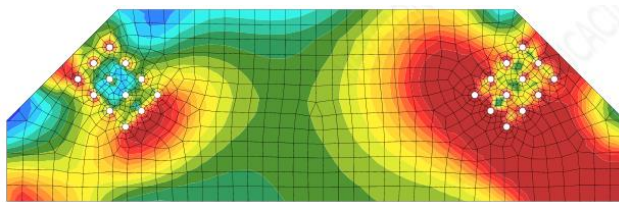


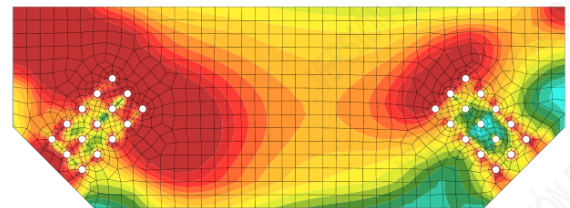
Figura 4.13. Verificación general mediante el CBFEM en conexión emperrada para ambos casos de carga: (a) Pandeo; (b) Post - pandeo.



(a) Esfuerzos de Von Mises en la conexión.

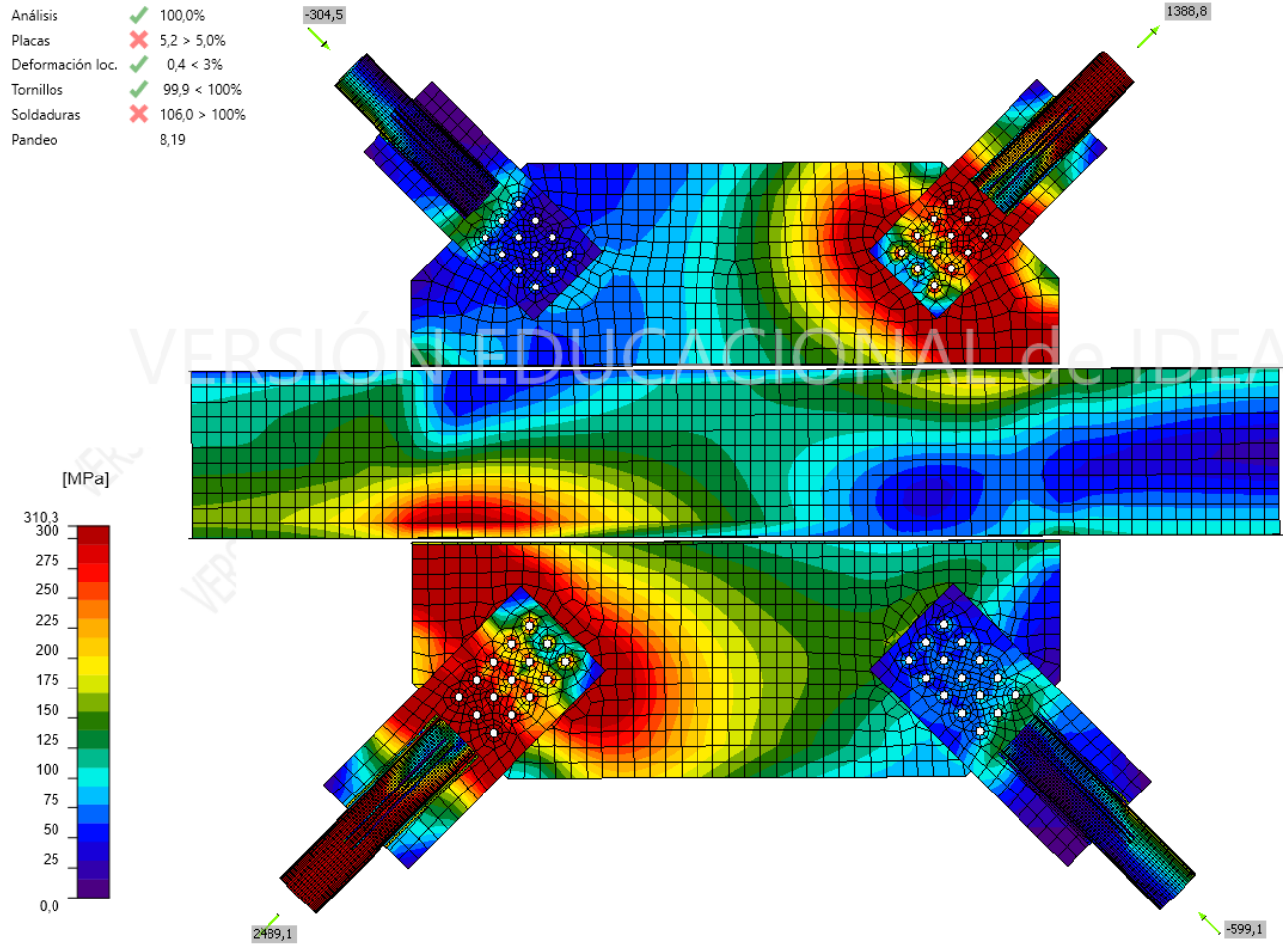


(b) Esfuerzos de Von Mises en gusset superior.

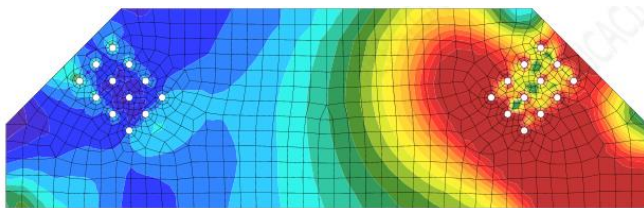


(c) Esfuerzos de Von Mises en gusset inferior.

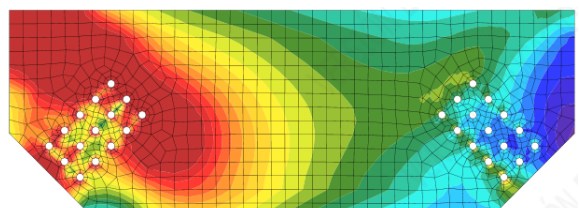
Figura 4.14. Esfuerzos de Von Mises en conexión emperrada para caso de carga de pandeo en: (a) conexión; (b) gusset superior; y (c) gusset inferior.



(a) Esfuerzos de Von Mises en la conexión.



(b) Esfuerzos de Von Mises en gusset superior.



(c) Esfuerzos de Von Mises en gusset inferior.

Figura 4.15. Esfuerzos de Von Mises en conexión emperrada para caso de carga post - pandeo en: (a) conexión; (b) gusset superior; y (c) gusset inferior.

La Figura 4.13 muestra que, para el caso de carga de pandeo, tanto las soldaduras como los pernos alcanzan una utilización del 99.6% y 99.9%, respectivamente, lo que indica un diseño eficiente de estos elementos. Sin embargo, en cuanto a las deformaciones, se registra una deformación plástica del 5.1%, superando el límite normativo permitido del 5%. Esta condición se presenta específicamente en la paleta conectora del arriostramiento inferior en tracción. Por otra parte, en el caso de carga de post - pandeo, se observa nuevamente una utilización superior al 100% en la soldadura del arriostramiento inferior en tracción, alcanzando un 106%, comportamiento similar al registrado en la conexión completamente soldada. Adicionalmente, bajo esta condición de carga, ambos arriostramientos en tracción presentan deformaciones plásticas que superan el 5%, excediendo así el límite permitido.

Los esfuerzos de Von Mises, se ilustran en la Figura 4.14 y Figura 4.15. Para ambos casos de cargas, las zonas más solicitadas se presentan en el ancho de Whitmore del gusset en los arriostramientos en tracción, llegando incluso a transmitir estos esfuerzos a la viga. Además, notar como los esfuerzos en la paleta de conexión se concentran en las primeras filas de pernos y el extremo del perfil.

Para esta conexión, donde se requiere una placa conectora entre el perfil y el gusset, es importante que la paleta pueda transmitir toda la capacidad esperada del perfil sin presentar una falla. No obstante, las deformaciones plásticas superan el límite del 5% para el caso de carga de pandeo en la placa inferior en tracción. A partir de la Figura 4.16 se evidencia la zona de plastificación de la paleta de conexión, donde se aprecia que la deformación ocurre en la primera fila de orificios de los pernos en el caso de carga de pandeo. Por otra parte, en el caso de carga de post – pandeo, el límite de deformación plástica también se excede en los perfiles traccionados, la Figura 4.17 y la Figura 4.18 detallan las deformaciones plásticas en el arriostramiento superior e inferior respectivamente, evidenciando gran parte de la deformación en el extremo de la entalladura.

Las solicitaciones en las soldaduras se presentan en la Tabla 4.7 para el caso de pandeo y en la Tabla 4.8 para el caso de post - pandeo. Por su parte, las solicitaciones en los pernos se ilustran en la Figura 4.19, Figura 4.20, Figura 4.21 y Figura 4.22. Dado que en ambos casos de carga los pernos alcanzan un 99.9% de utilización, solo se detallan las solicitaciones correspondientes al caso de carga de pandeo.

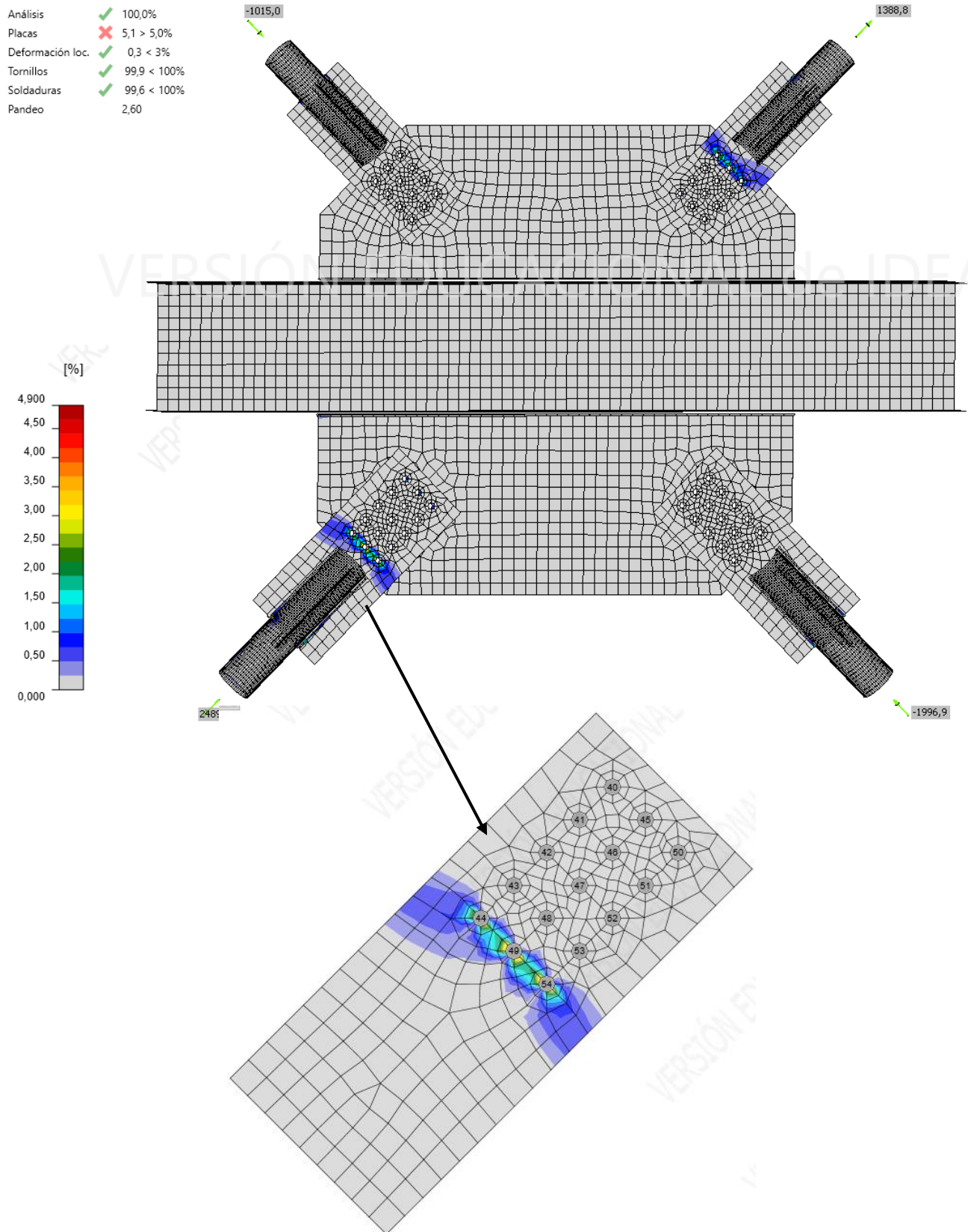


Figura 4.16. Deformación plástica en placa conectora más solicitada.

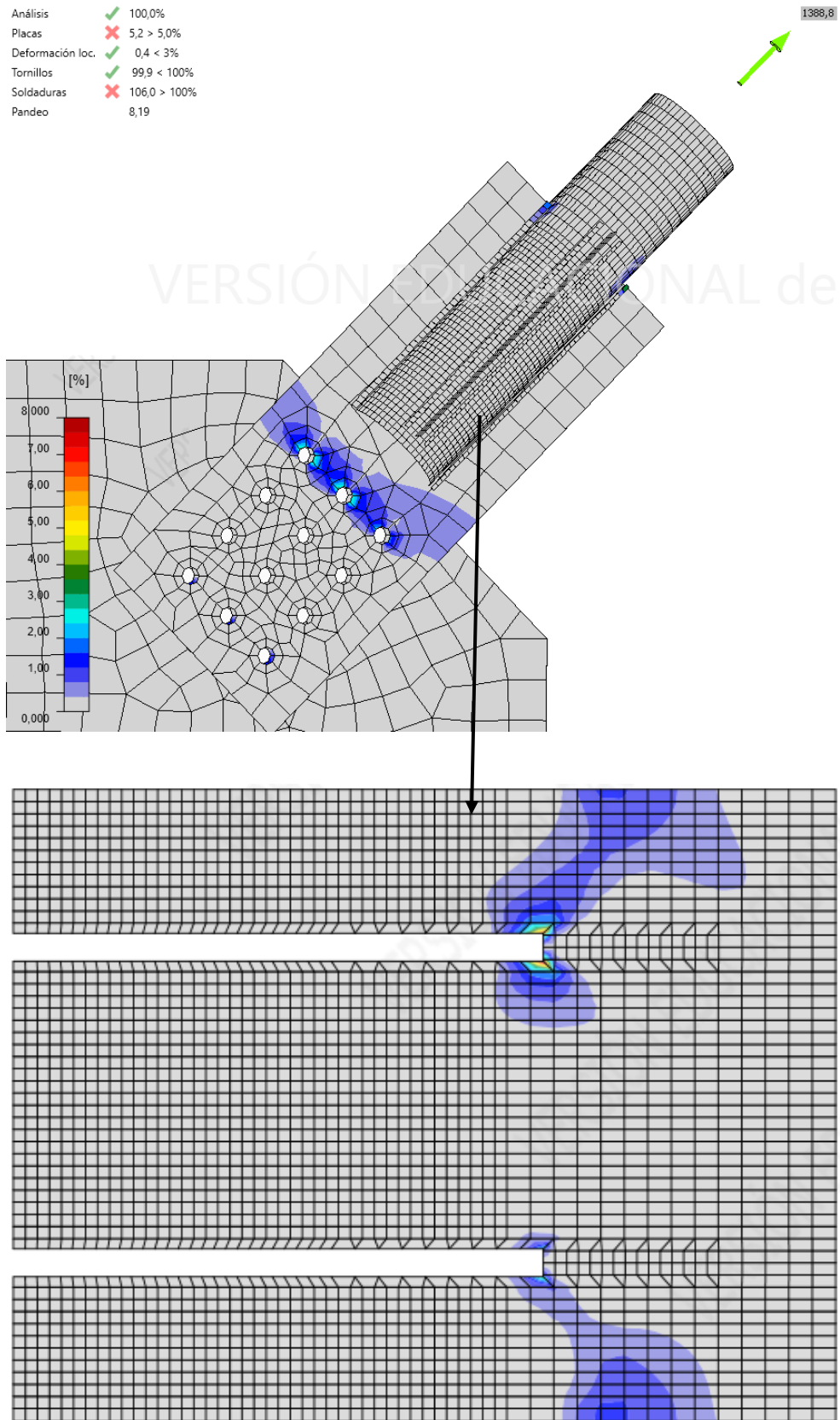


Figura 4.17. Deformación plástica en arriostramiento superior en tracción para el caso de post – pandeo en conexión emperrada.

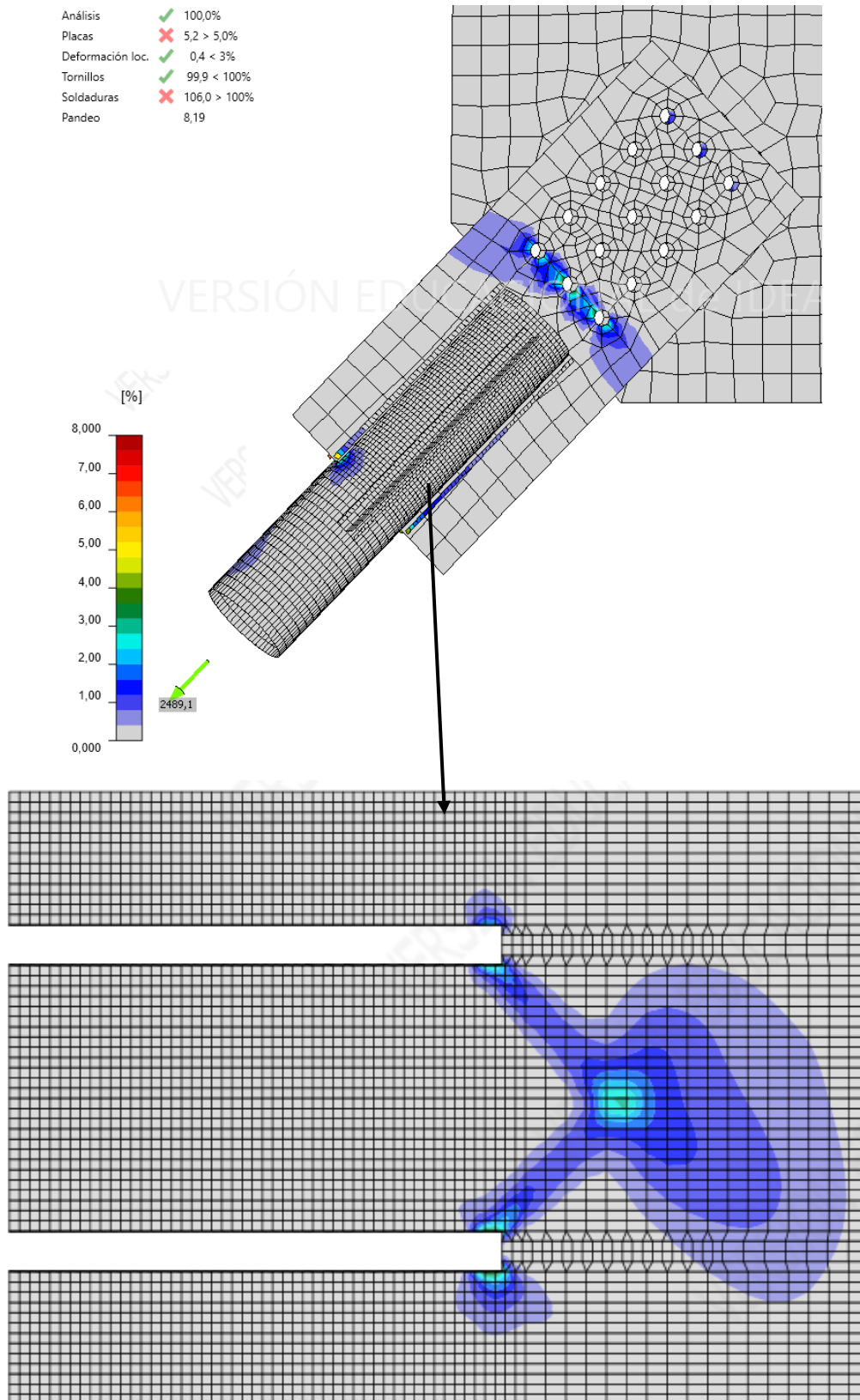


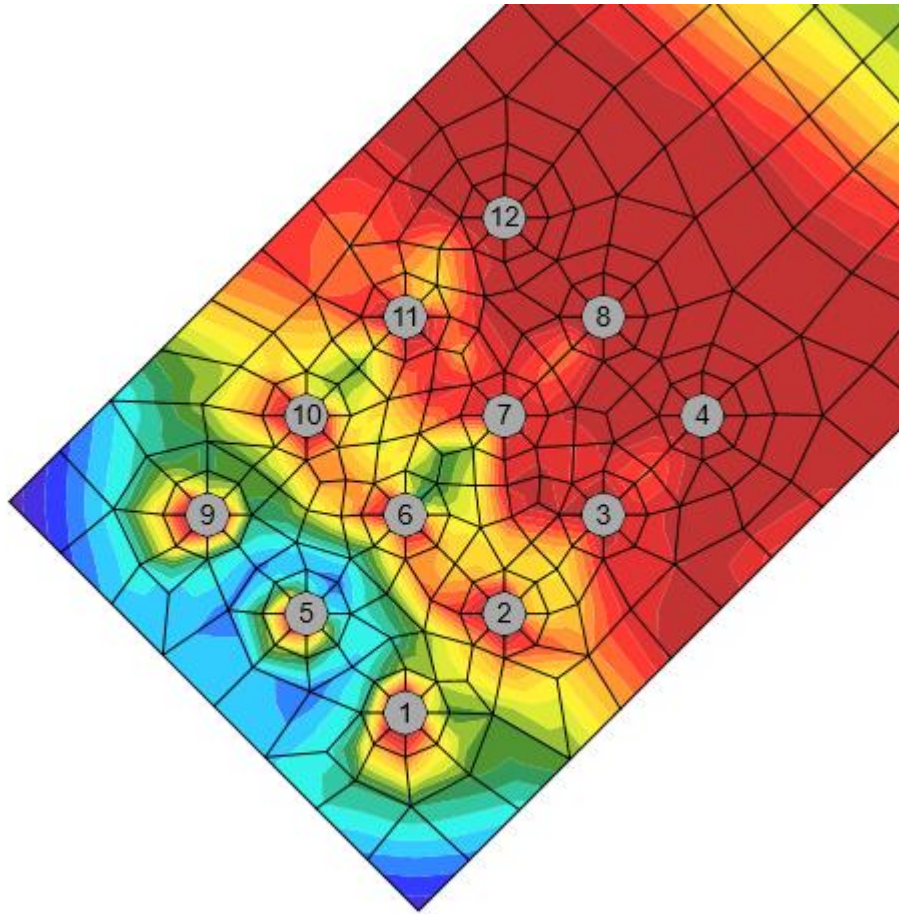
Figura 4.18. Deformación plástica en arriostramiento inferior en tracción para el caso de post – pandeo en conexión emperrada.

Tabla 4.7. Solicitaciones y resistencia del elemento crítico de un cordón de soldadura para el caso de pandeo en conexión emperrada.

Ítem	Borde	t_w (mm)	w (mm)	L (mm)	L_c (mm)	F_n (kN)	ϕR_n (kN)	Ut (%)
Viga	Gusset superior	6	8,49	2056,6	46,79	70,1	91,4	76,7
Viga	Gusset inferior	11	15,56	2058,8	46,79	127,8	167,4	76,3
Placa conectora 1	Diag 1	8	11,31	377,8	8,59	13,8	15,1	91,8
Placa conectora 2	Diag 2	8	11,31	377,8	8,59	12,4	15,5	80,2
Diag 1	Refuerzo 3x3 cm	8	11,31	377,8	8,59	11,6	15,3	76,4
Diag 2	Refuerzo 3x3 cm	8	11,31	377,8	8,59	11,7	15,4	75,5
Placa conectora 3	Diag 3	10	14,14	1629,8	7,99	15,9	18,9	84,2
Placa conectora 4	Diag 4	10	14,14	1629,8	7,99	18,4	18,5	99,6
Diag 3	Refuerzo 3x4 cm	9	12,73	457,15	8,02	13,0	17,1	76,1
Diag 4	Refuerzo 3x4 cm	9	12,73	457,15	8,02	14,2	16,9	84,1

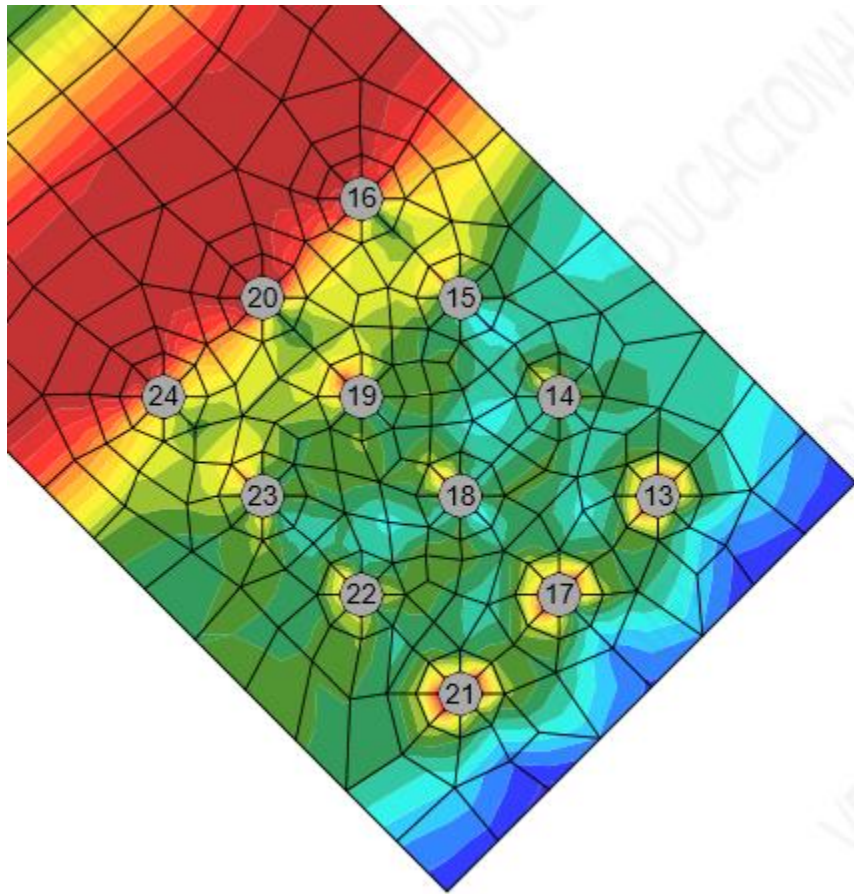
Tabla 4.8. Solicitaciones y resistencia del elemento crítico de un cordón de soldadura para el caso de post – pandeo en conexión emperrada.

Ítem	Borde	t_w (mm)	w (mm)	L (mm)	L_c (mm)	F_n (kN)	ϕR_n (kN)	Ut (%)
Viga	Gusset superior	6	8,49	2058,8	46,79	79,3	90,6	87,6
Viga	Gusset inferior	11	15,56	2058,8	46,79	136,5	167,3	81,6
Placa conectora 1	Diag 1	8	11,31	377,8	8,59	14,9	15,3	97,5
Placa conectora 2	Diag 2	8	11,31	377,8	8,59	11,8	15,4	76,2
Diag 1	Refuerzo 3x3 cm	8	11,31	377,8	8,59	12,0	15,5	77,1
Diag 2	Refuerzo 3x3 cm	8	11,31	377,8	8,59	5,0	15,5	32,4
Placa conectora 3	Diag 3	10	14,14	1627,25	7,99	14,5	18,8	77,3
Placa conectora 4	Diag 4	10	14,14	1629,8	7,99	19,8	18,7	106
Diag 3	Refuerzo 3x4 cm	9	12,73	457,15	8,02	7,1	17,0	41,8
Diag 4	Refuerzo 3x4 cm	9	12,73	457,15	8,02	14,7	17,1	86,2



Ítem	F_t (kN)	V (kN)	ϕR_n (kN) Tracción	ϕR_n (kN) Corte	ϕR_n (kN) Aplastamiento	U_{t_t} (%)	U_{t_s} (%)	$U_{t_{ts}}$ (%)
B1	76,5	124,4	227	136,5	358,7	33,7	91,1	86,9
B2	0,0	117,3	227	136,5	358,7	0,0	85,9	-
B3	7,6	112,5	227	136,5	358,7	3,3	82,4	-
B4	39,0	120,7	227	136,5	358,7	17,2	88,4	-
B5	45,7	120,7	227	136,5	358,7	20,1	88,4	-
B6	1,0	104,9	227	136,5	358,7	0,4	76,8	-
B7	3,9	100,5	227	136,5	358,7	1,7	73,6	-
B8	52,8	113,1	227	136,5	358,7	23,3	82,9	-
B9	69,2	128,1	227	136,5	358,7	30,5	93,8	84,3
B10	0,0	113,6	227	136,5	358,7	0,0	83,2	-
B11	3,4	109,7	227	136,5	358,7	1,5	80,4	-
B12	72,4	124,3	227	136,5	358,7	31,9	91,1	82,0
Σ	371,5	1389,8	2724	1638	4304,4	-	-	-

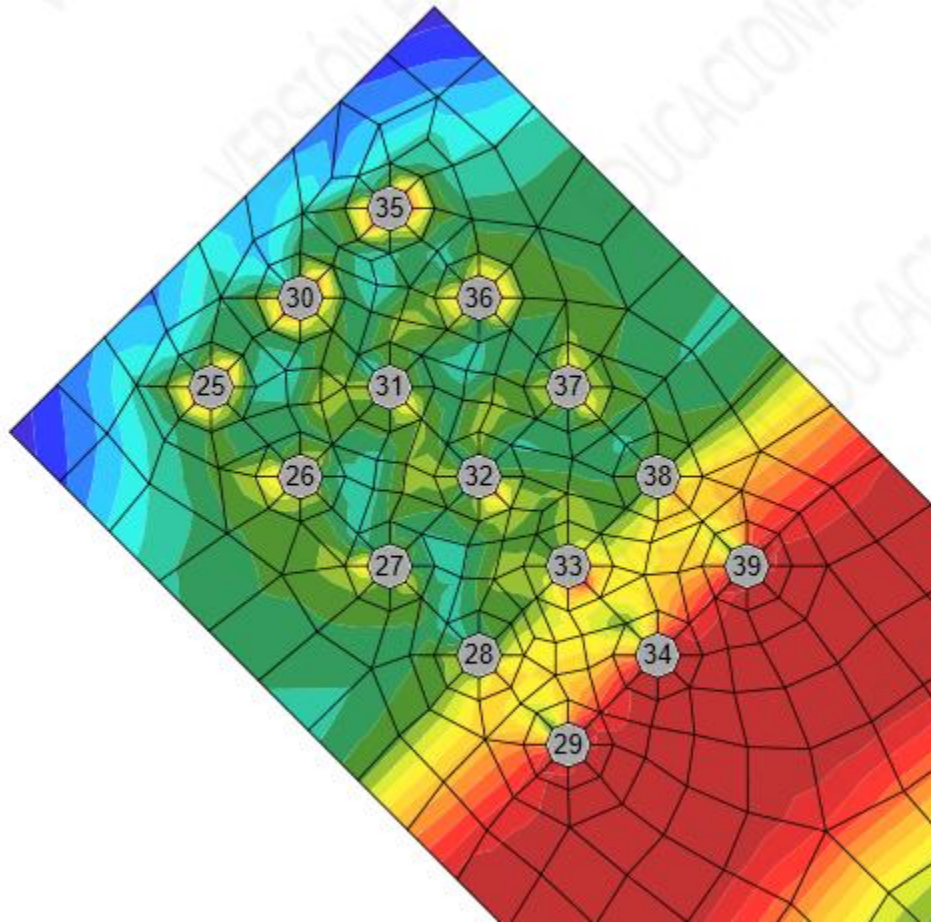
Figura 4.19. Solicitaciones y resistencias de cada perno en la placa superior en tracción.



Ítem	F_t (kN)	V (kN)	ϕR_n (kN) Tracción	ϕR_n (kN) Corte	ϕR_n (kN) Aplastamiento	U_{t_t} (%)	U_{t_s} (%)	$U_{t_{ts}}$ (%)
B13	15,4	89,8	227	136,5	358,7	6,8	65,8	-
B14	9,1	81,3	227	136,5	358,7	4,0	59,6	-
B15	14,7	81,4	227	136,5	358,7	6,5	59,6	-
B16	31,8	91,8	227	136,5	358,7	14,0	67,3	-
B17	9,9	86,6	227	136,5	358,7	4,4	63,4	-
B18	0,0	77,0	227	136,5	358,7	0,0	56,4	-
B19	0,0	76,8	227	136,5	358,7	0,0	56,3	-
B20	11,0	87,2	227	136,5	358,7	4,8	63,9	-
B21	19,0	91,6	227	136,5	358,7	8,4	67,1	-
B22	15,0	82,0	227	136,5	358,7	6,6	60,1	-
B23	23,4	80,8	227	136,5	358,7	10,3	59,2	-
B24	44,5	89,0	227	136,5	358,7	19,6	65,2	-

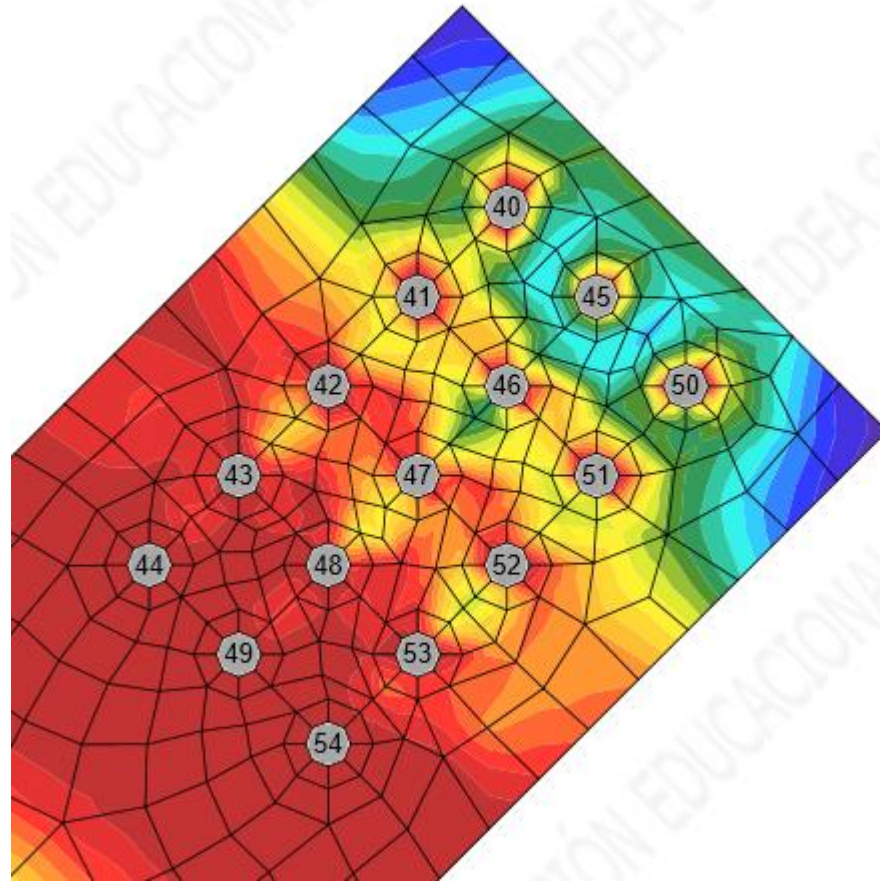
Σ	193,8	1015,3	2724	1638	4304,4	-	-	-
----------------------------	--------------	---------------	-------------	-------------	---------------	----------	----------	----------

Figura 4.20. Solicitaciones y resistencias de cada perno en la placa superior en compresión.



Ítem	F_t (kN)	V (kN)	ϕR_n (kN) Tracción	ϕR_n (kN) Corte	ϕR_n (kN) Aplastamiento	U_{t_t} (%)	U_{t_s} (%)	$U_{t_{ts}}$ (%)
B25	34,3	145,2	296,4	178,2	614,7	11,6	81,5	-
B26	28,8	128,0	296,4	178,2	614,7	9,7	71,8	-
B27	32,2	121,4	296,4	178,2	614,7	10,9	68,1	-
B28	43,7	125,2	296,4	178,2	614,7	14,7	70,3	-
B29	67,2	143,3	296,4	178,2	614,7	22,7	80,4	-
B30	9,7	142,2	296,4	178,2	614,7	3,3	79,8	-
B31	0,0	123,5	296,4	178,2	614,7	0,0	69,3	-
B32	0,0	116,8	296,4	178,2	614,7	0,0	65,5	-
B33	0,0	120,8	296,4	178,2	614,7	0,0	67,8	-
B34	16,3	140,5	296,4	178,2	614,7	5,5	78,8	-
B35	36,3	152,5	296,4	178,2	614,7	12,2	85,6	-
B36	31,7	134,5	296,4	178,2	614,7	10,7	75,5	-
B37	36,5	127,0	296,4	178,2	614,7	12,3	71,3	-
B38	48,2	130,0	296,4	178,2	614,7	16,3	73,0	-
B39	68,8	147,4	296,4	178,2	614,7	23,2	82,7	-
Σ	453,7	1998,3	4446	2673	9220,5	-	-	-

Figura 4.21. Solicitaciones y resistencias de cada perno en la placa inferior en compresión.



Ítem	F_t (kN)	V (kN)	ϕR_n (kN) Tracción	ϕR_n (kN) Corte	ϕR_n (kN) Aplastamiento	U_{t_1} (%)	U_{t_5} (%)	U_{t_s} (%)
B40	96,3	166,0	296,4	178,2	614,7	32,5	93,2	88,2
B41	0,0	177,3	296,4	178,2	614,7	0,0	99,5	-
B42	6,1	163,5	296,4	178,2	614,7	2,1	91,8	-
B43	8,3	156,7	296,4	178,2	614,7	2,8	87,9	-
B44	70,8	178,0	296,4	178,2	614,7	23,9	99,9	-
B45	65,1	178,1	296,4	178,2	614,7	22,0	99,9	-
B46	0,0	161,5	296,4	178,2	614,7	0,0	90,6	-
B47	1,0	149,6	296,4	178,2	614,7	0,3	84,0	-
B48	0,4	144,4	296,4	178,2	614,7	0,1	81,0	-
B49	77,2	172,5	296,4	178,2	614,7	26,0	96,8	-
B50	86,2	172,6	296,4	178,2	614,7	29,1	96,9	-
B51	0,0	175,9	296,4	178,2	614,7	0,0	98,7	-
B52	3,1	164,3	296,4	178,2	614,7	1,0	92,2	-
B53	2,1	161,1	296,4	178,2	614,7	0,7	90,4	-
B54	88,0	171,1	296,4	178,2	614,7	29,7	96,0	-
Σ	504,6	2492,6	4446	2673	9220,5	-	-	-

Figura 4.22. Solicitaciones y resistencias de cada perno en la placa inferior en tracción.

Donde:

- F_t : Fuerza de tracción en el perno.
- V : Resultante de fuerzas cortantes en pernos V_y y V_z en planos de cortantes.
- Ut_t : Utilización a tracción.
- Ut_s : Utilización a cortante.
- Ut_{ts} : Utilización a tensión y cortante.

Para obtener las resistencias, IDEA StatiCa utiliza las siguientes ecuaciones:

- Resistencia a la tracción (AISC 360-16 – J3-1)

$$\phi R_n = \phi \cdot F_{nt} \cdot A_b \quad (4.2)$$

Donde:

- $\phi = 0.75$
 - F_{nt} : Resistencia a tracción nominal.
 - A_b : Área bruta del perno.
- Resistencia al corte (AISC 360-16 – J3-1)

$$\phi R_n = \phi \cdot F_{nv} \cdot A_b \quad (4.3)$$

Donde:

- $\phi = 0.75$
 - F_{nv} : Esfuerzo cortante nominal
 - A_b : Área bruta del perno.
- Resistencia al aplastamiento (AISC 360-16 – J3-6)

$$R_n = 1.2 \cdot l_c \cdot t \cdot F_u \leq 2.4 \cdot d \cdot t \cdot F_u \quad (4.4)$$

Donde:

- l_c : Distancia libre al borde adyacente.
- t : Espesor de la placa.
- d : Diámetro del perno.
- F_u : Mínima resistencia a tracción para el material conectado.

- Interacción tracción-cortante (AISC 360-16 – J3-3)

$$\phi R_n = \phi \cdot F'_{nt} \cdot A_b \tag{4.5}$$

Donde:

- $\phi = 0.75$
- F'_{nt} : Resistencia tracción incluyendo efectos de tensiones tangenciales.
- A_b : Área bruta del perno.

Por último, se tiene el modo crítico de pandeo en la conexión Chevron empernada, el cual posee un factor de pandeo del orden de 2.60, inferior al límite de 3 dado por el código AISC. La Figura 4.23, ilustra la forma de pandearse de la conexión, evidenciando pandeo tanto en el gusset superior como inferior.

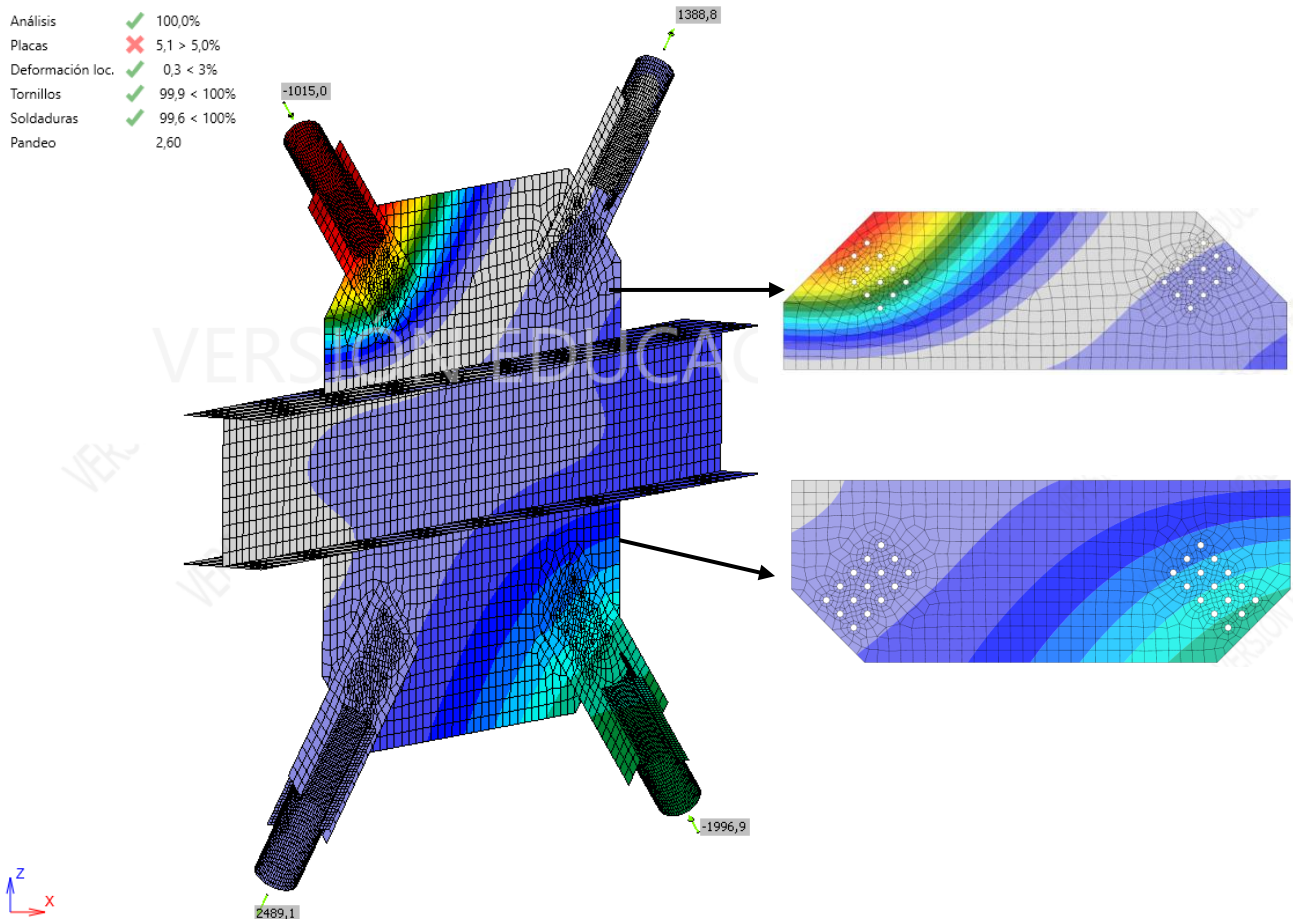


Figura 4.23. Deformación del gusset superior e inferior para el modo crítico de pandeo en conexión empernada.

4.3.3 Comparación de resultados

Tabla 4.9. Factores de utilización para ambos métodos en conexión emperrada para caso de carga de pandeo.

#	Soldadura	Según AISC 360-16			Según IDEA StatiCa		
		ϕR_n (kN)	Solicitación (kN)	Ut (%)	ϕR_n (kN)	Solicitación (kN)	Ut (%)
1	Gusset y ala superior de la viga	4627,7	2074,68	44,8	91,4	70,1	76,7
2	Gusset y ala inferior de la viga	8345,0	3790,39	45,4	167,4	127,8	76,3
3	Placa y arriostamiento superior	1398,7	1388,78	99,3	15,1	13,8	91,8
4	Placa y arriostamiento inferior	2515,3	2489,08	99,0	18,5	18,4	99,6
5	Arriostamiento y refuerzo superior	932,5	341,55	36,6	15,3	11,6	76,4
6	Arriostamiento y refuerzo inferior	1270,0	607,2	47,8	16,9	14,2	84,1

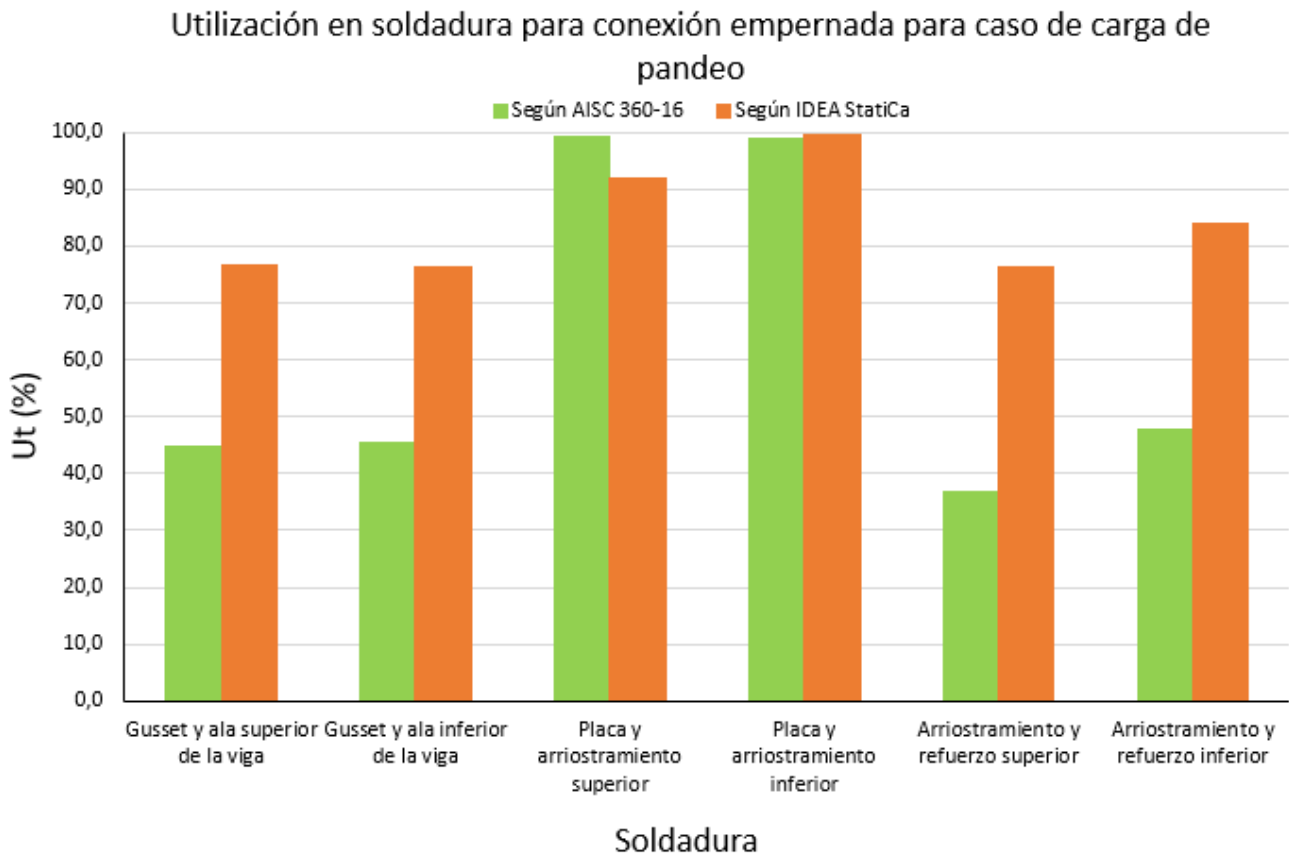


Figura 4.24. Gráfico comparativo de la utilización en soldadura para conexión emperrada, dado el caso de carga de pandeo.

Tabla 4.10. Factores de utilización para ambos métodos en conexión emperrada para caso de carga de post - pandeo.

#	Soldadura	Según AISC 360-16			Según IDEA StatiCa		
		ϕR_n (kN)	Solicitación (kN)	Ut (%)	ϕR_n (kN)	Solicitación (kN)	Ut (%)
1	Gusset y ala superior de la viga	4627,7	2074,68	44,8	90,6	79,3	87,6
2	Gusset y ala inferior de la viga	8345,0	3790,39	45,4	167,3	136,5	81,7
3	Placa y arriostamiento superior	1398,7	1388,78	99,3	15,3	14,9	97,5
4	Placa y arriostamiento inferior	2515,3	2489,08	99,0	18,7	19,8	106
5	Arriostamiento y refuerzo superior	932,5	341,55	36,6	15,5	12,0	77,1
6	Arriostamiento y refuerzo inferior	1270,0	607,2	47,8	17,1	14,7	82,6

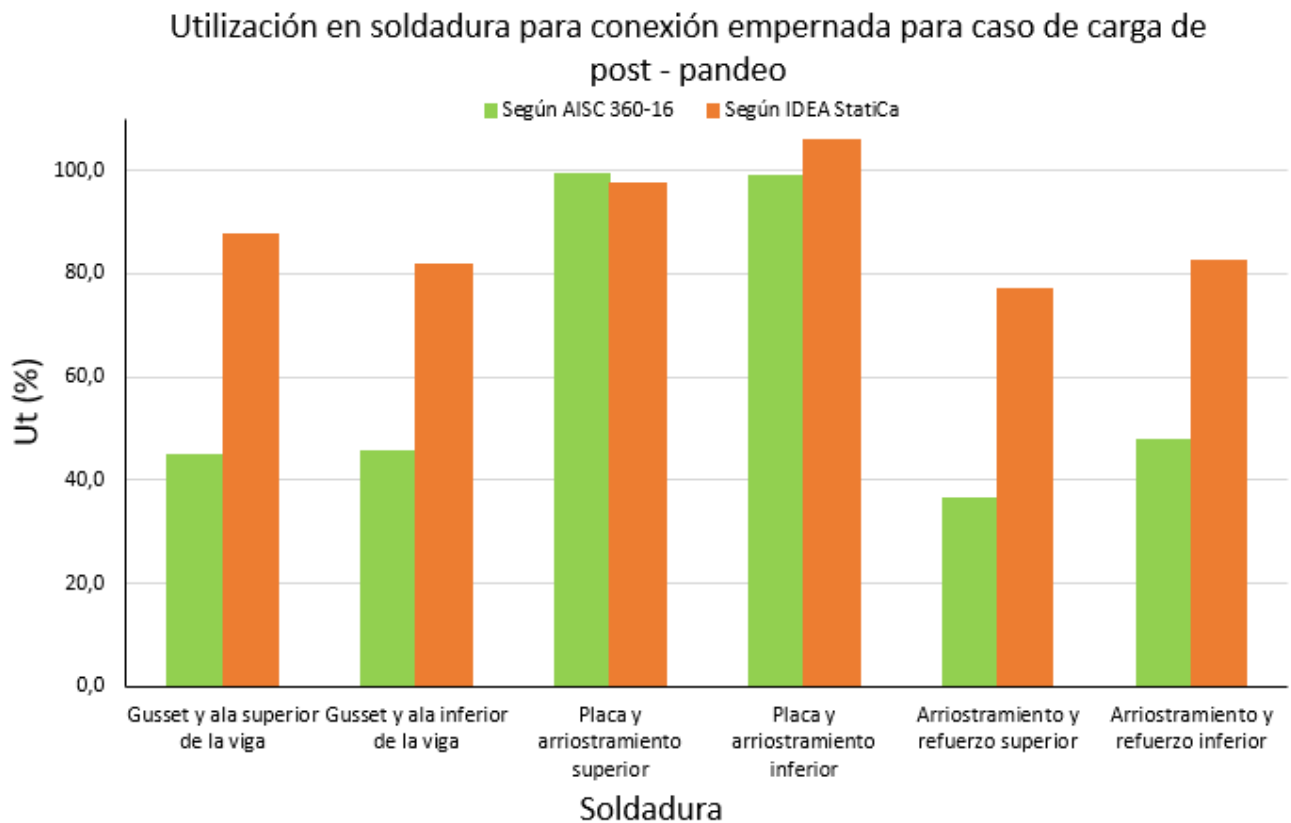


Figura 4.25. Gráfico comparativo de la utilización en soldadura para conexión emperrada, dado el caso de carga de post - pandeo.

Al igual que en la conexión soldada, se comparan los factores de utilización de cada soldadura para los casos de carga de pandeo y post-pandeo. La Tabla 4.9 y la Figura 4.24 presentan la comparación entre el método AISC 360-16 y los resultados de IDEA StatiCa en condición de pandeo, donde se aprecia el carácter conservador del programa. En tanto, la Tabla 4.10 y la Figura 4.25 muestran la comparación correspondiente al caso de post-pandeo.

En cuanto a la comparación de las solicitaciones para los pernos y sus estados límites, la Figura 4.19 y la Figura 4.22 reflejan los mismos resultados a los obtenidos en los estados límites de la Tabla 4.6.

4.4. Conclusiones

En este capítulo se identificaron los resultados para ambos tipos de conexiones, tanto por el método AISC como para el método CBFEM implementado por IDEA StatiCa.

Del análisis comparativo entre ambos métodos, se observa que, en ambas configuraciones de conexión (soldada y empernada), el programa tiende a entregar resultados más conservadores, especialmente en la verificación de soldaduras y deformaciones plásticas. En el caso de la conexión soldada, los arriostramientos en tracción se identifican como los elementos críticos, mientras que en la conexión empernada la placa conectora y los pernos concentran las mayores demandas. En cuanto a los factores de pandeo, la conexión soldada presenta un desempeño adecuado, a diferencia de la conexión empernada, cuyo factor se ubica por debajo del umbral normativo. Cabe destacar que, al emplear un modelo de elementos finitos, IDEA StatiCa no permite obtener directamente fuerzas resultantes comparables con las calculadas mediante el método de la fuerza uniforme, lo que limita parcialmente la correlación entre ambos métodos.

En conjunto, estos resultados permiten constatar la capacidad del CBFEM para representar de manera detallada la distribución de esfuerzos y deformaciones, a la vez que destacan diferencias relevantes frente al enfoque normativo tradicional.

CAPÍTULO 5: RESULTADOS DE CONEXIÓN EMPERNADA CON GUSSET MODIFICADO

5.1. Introducción

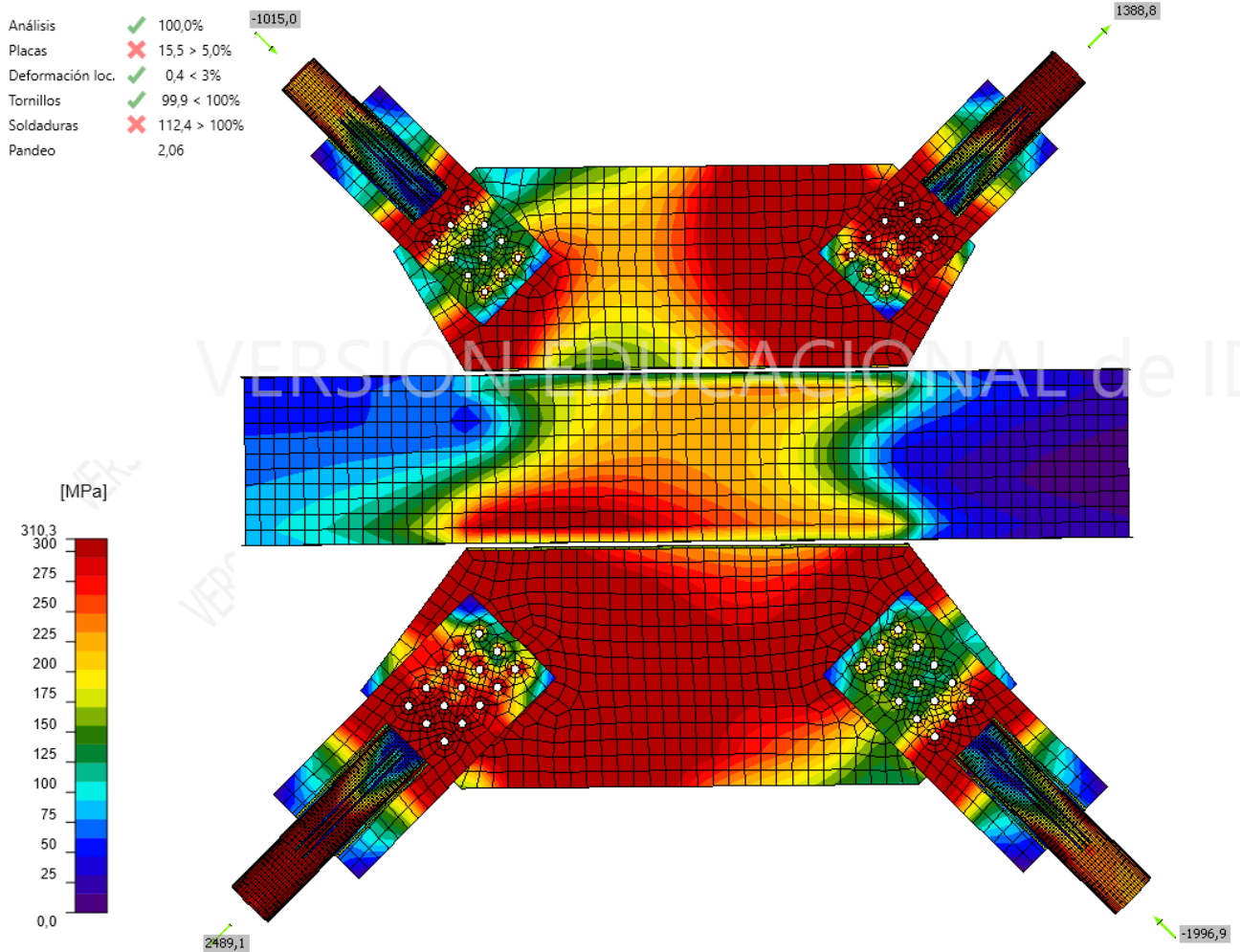
En este capítulo se presentan los resultados obtenidos mediante IDEA StatiCa para las dos configuraciones evaluadas en el gusset. La primera corresponde a un gusset recortado, descrito previamente en el CAPÍTULO 3:, cuyo diseño fue verificado conforme a la normativa AISC, cumpliendo en todos los estados límite establecidos. La segunda configuración incorpora atiesadores, con el propósito de analizar su influencia en el comportamiento frente al pandeo.

5.2. Conexión con gusset recortados

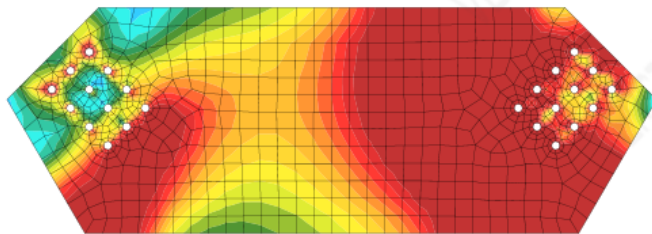
Para este análisis se consideró únicamente el caso de carga de pandeo, dado que en dicha condición la conexión presentó fallas significativas según el método CBFEM. La Figura 5.1 muestra los esfuerzos de Von Mises en la unión, donde se observa una utilización del 99.9% en los pernos. No obstante, las placas alcanzan una deformación del 15.5%, muy por encima del límite normativo del 5%, mientras que las soldaduras presentan una utilización del 112.4%.

Las fallas mencionadas anteriormente, se localizan principalmente en el bloque de corte de los pernos solicitados por los arriostramientos en tracción, tanto para la placa conectora como para el gusset. Se hizo notorio que, para el gusset, la falla ocurre a lo largo del ancho de Whitmore, como se evidencia en la Figura 5.2. Por otra parte, las placas conectoras plastifican en la primera fila de pernos según se observa en la Figura 5.3 y Figura 5.4.

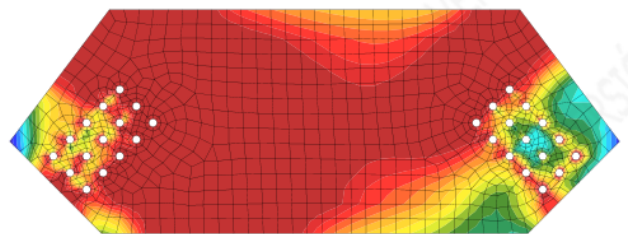
Finalmente, las soldaduras que exceden su estado límite corresponden a la conexión entre el arriostramiento inferior en tracción con la placa conectora y a la conexión entre el gusset superior con el ala de la viga. En ambos casos, las fallas se concentran en sectores localizados del borde del cordón de soldadura. Este comportamiento es consistente, donde los extremos del cordón suelen actuar como puntos críticos de inicio de falla. La Figura 5.5 y Figura 5.6 ilustran con mayor detalle estas zonas de sobreesfuerzo, correspondientes a la placa conectora y al gusset, respectivamente.



(a) Esfuerzos de Von Mises en la conexión.



(b) Esfuerzos de Von Mises en gusset superior.



(c) Esfuerzos de Von Mises en gusset inferior.

Figura 5.1. Esfuerzos de Von Mises en conexión emperrada con recortes en gusset: (a) conexión; (b) gusset superior; y (c) gusset inferior.

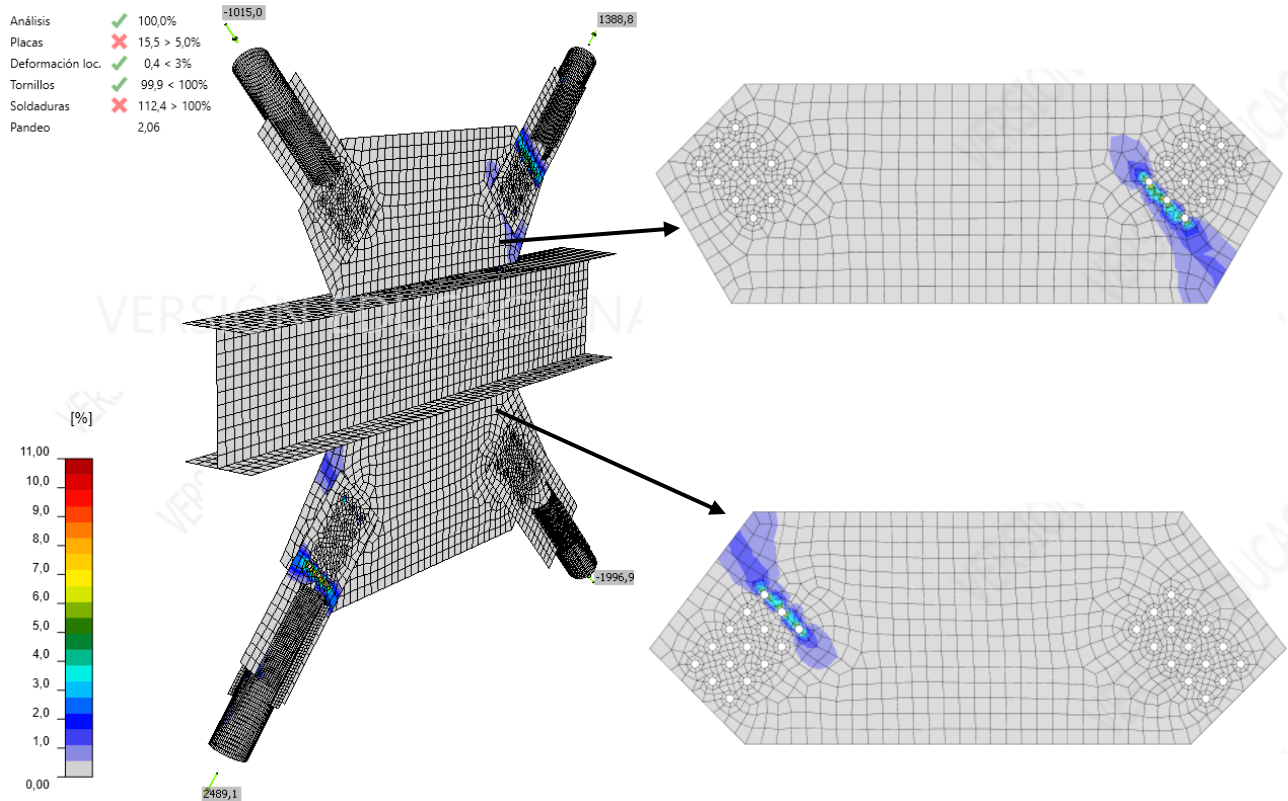


Figura 5.2. Deformación plástica en conexión emperrada con gusset recortados.

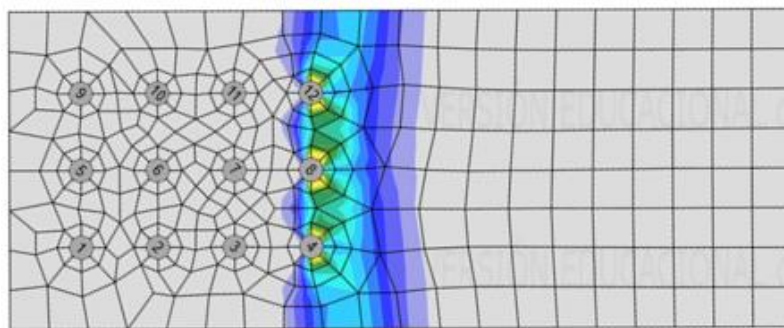


Figura 5.3. Deformación plástica en placa conectora superior en tracción.

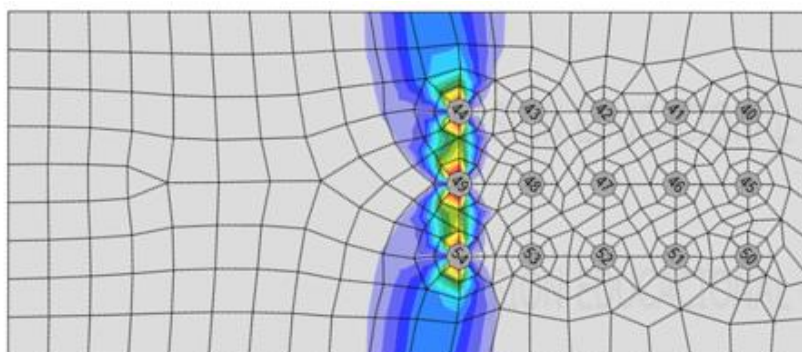


Figura 5.4. Deformación plástica en placa conectora inferior en tracción.

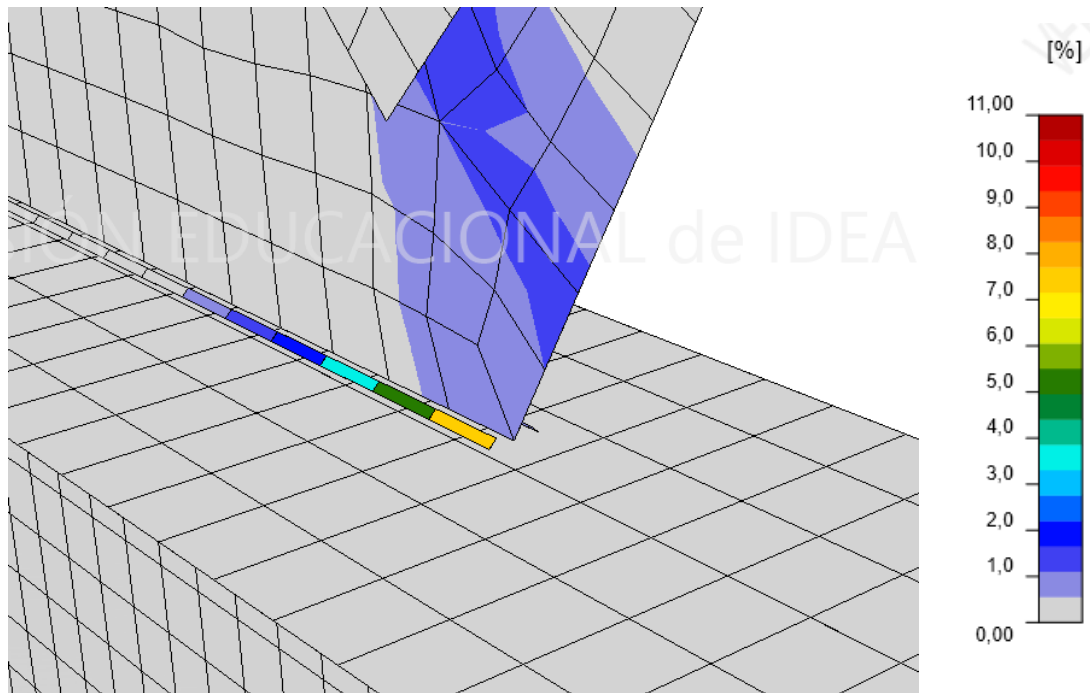


Figura 5.5. Deformación plástica en cordón de soldadura del gusset superior.

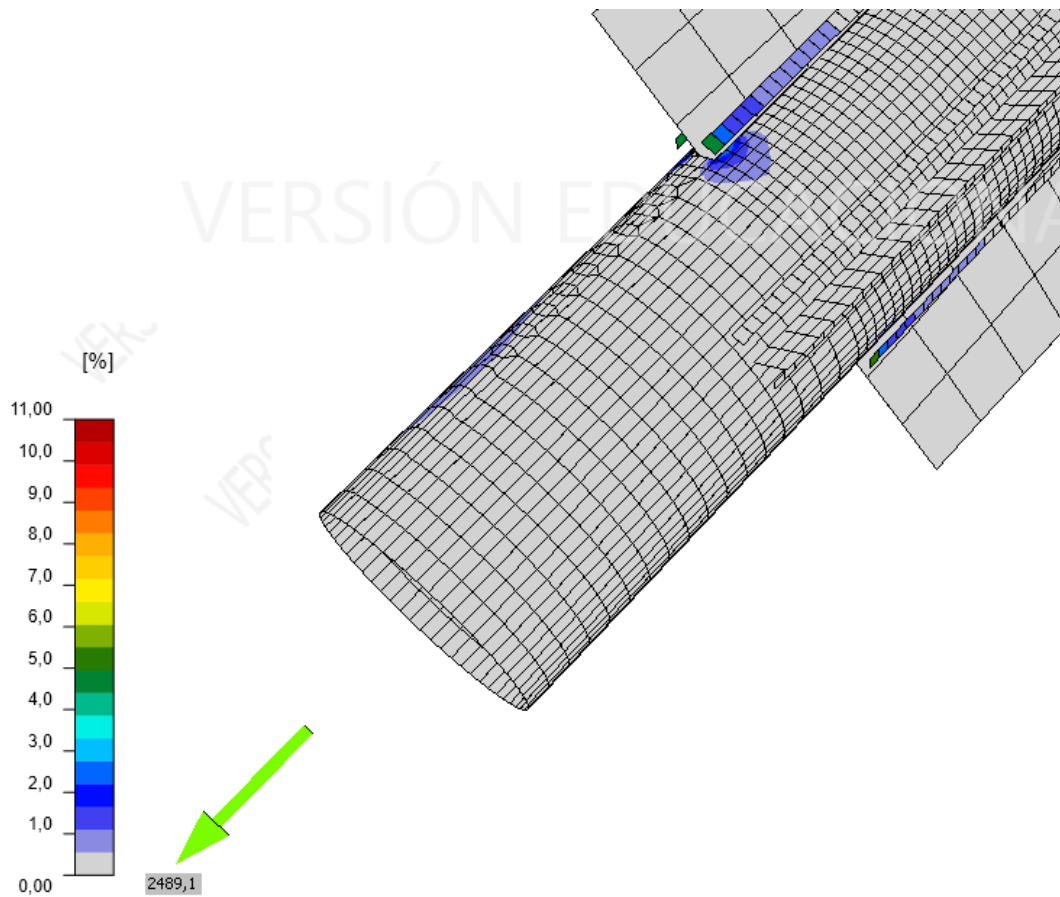


Figura 5.6. Deformación plástica en cordón de soldadura del arriostramiento inferior en tracción.

5.3. Conexión con atiesadores en gusset

Para la configuración con atiesadores en gusset se evaluó el comportamiento de la conexión frente al pandeo, considerando el límite del factor crítico de pandeo igual a 3. Los resultados de este análisis se evidencian en la Figura 5.7, donde se aprecia un factor crítico igual a 2.7, lo que es menor al límite. Sin embargo, debido al uso de atiesadores, la conexión mejoró significativamente en cuanto a las deformaciones de las placas, obteniendo un 4.7%, inferior al límite del 5% implementado por el software.

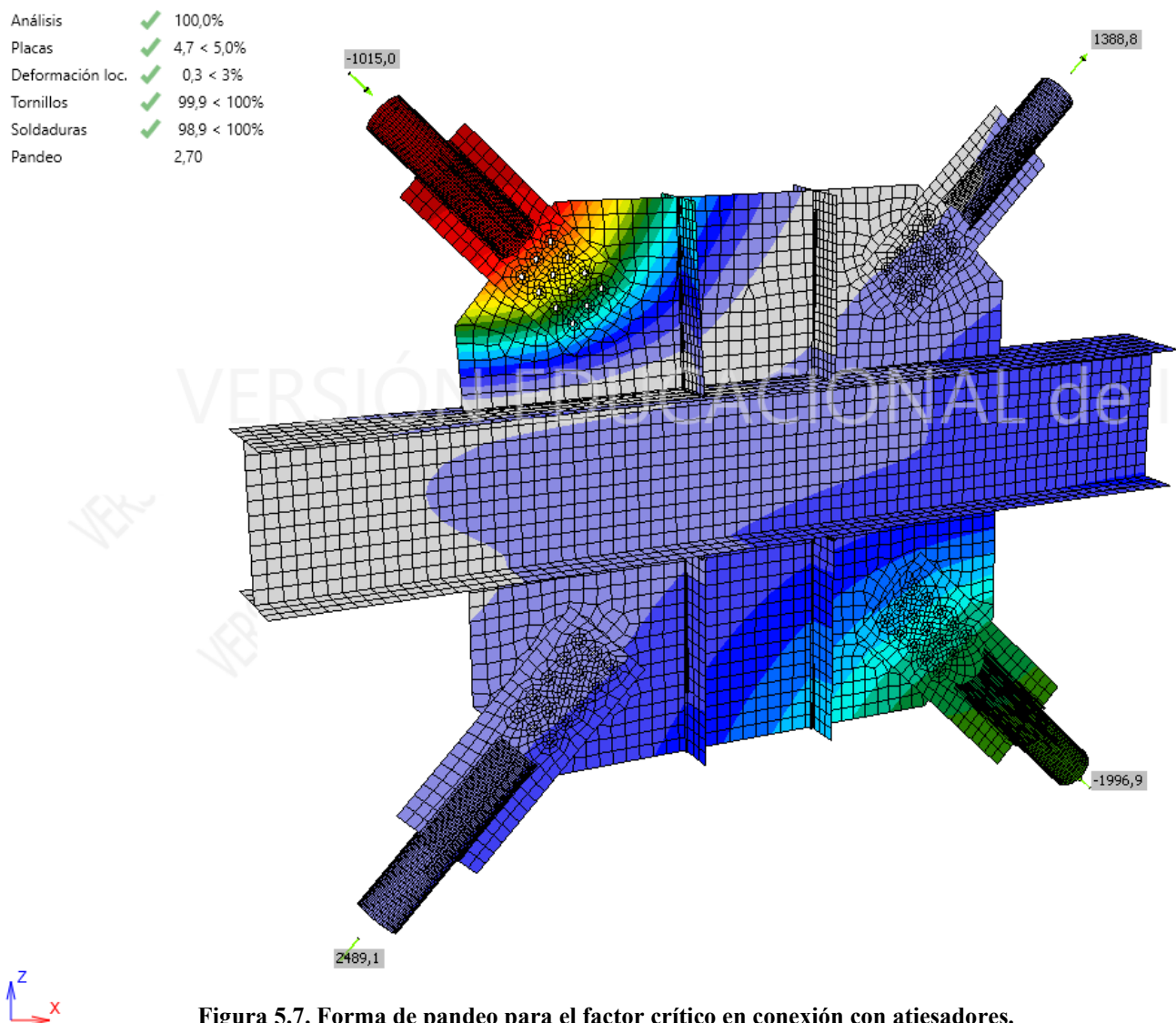


Figura 5.7. Forma de pandeo para el factor crítico en conexión con atiesadores.

5.4. Conclusiones

En este capítulo se resumieron los resultados obtenidos para las distintas configuraciones realizadas en el gusset de la conexión empernada. Se pudo apreciar que en la conexión que presenta gusset recortados, con el fin de garantizar que el giro plástico asociado al pandeo fuera del plano de la diagonal no genere mecanismos de falla frágiles en la unión, no cumple con los criterios de diseño implementados por IDEA StatiCa cuando se trata de deformaciones, por lo que el criterio no se cumple a pesar de cumplir con todos los estados límites de la AISC.

En cuanto a la conexión empernada con atiesadores en el gusset, se observó un aumento de 0.1 en el factor crítico de pandeo respecto al valor mostrado en la Figura 4.23. Este incremento resulta insuficiente para mejorar significativamente el comportamiento frente al pandeo. Sin embargo, la incorporación de atiesadores se vuelve necesaria para cumplir con los criterios normativos expuestos en el Capítulo 2, donde se establece que un factor de pandeo crítico seguro, superior a 3, requiere que el gusset cuente con al menos dos bordes fijos.

CAPÍTULO 6: CONCLUSIONES Y COMENTARIOS

El análisis realizado ha sido fundamental para evaluar la consistencia del programa IDEA StatiCa en una conexión específica y compleja, en cuanto al desarrollo mediante planillas de cálculos, donde se busca reducir la brecha de automatización en el diseño estructural para las conexiones complejas de acero ante un diseño por capacidad.

Tras el diseño de las dos configuraciones de conexión Chevron, soldada y empernada, la comparación entre los modelos desarrollados en IDEA StatiCa mostró una alta consistencia con los resultados obtenidos mediante el diseño manual. No obstante, la aplicación del método CBFEM dificulta establecer equivalencias directas con ciertos estados límite, como la fluencia a tracción o la ruptura al corte, debido a las diferencias en la forma en que son evaluados, ya que el programa se basa en los límites de deformación plástica. Asimismo, al trabajar con un modelo de elementos finitos, el software no permite extraer de manera directa las fuerzas que actúan sobre el gusset, aunque sí ofrece una representación detallada del complejo campo de esfuerzos que se desarrolla en la conexión. En este contexto, la comparación se realizó a través de los factores de utilización de las soldaduras, observándose diferencias promedio del 6,0% en la conexión soldada y del 4,4% en la conexión empernada para el caso de carga de pandeo, confirmando la tendencia conservadora de IDEA StatiCa.

En el caso de los pernos, IDEA StatiCa evalúa la resistencia de manera individual para cada uno de ellos. Las solicitaciones se determinan a partir del análisis no lineal, mientras que las resistencias disponibles se calculan conforme a las disposiciones de la AISC 360-16. Debido a esto, al no considerar la suma directa de las resistencias efectivas de todos los pernos, el programa tiende a entregar una estimación conservadora de la capacidad global de la conexión.

Adicionalmente, ambas conexiones, soldada y empernada, frente al caso de carga de post – pandeo fallaban en IDEA StatiCa, esto deja en evidencia lo complejo que es el campo de esfuerzos y como un desequilibrio resulta en una concentración localizada a lo cual el diseño no logra ser lo suficientemente efectivo. Sin embargo, este caso de carga no es el común, es un escenario muy desfavorable que ocurre una vez los arriostamientos en compresión cedieron, y la estructura ya presenta daños significativos. Tal caso de carga, igualmente se debe considerar en el diseño para comprobar la resistencia de la viga frente a los momentos que se generan en dicha condición.

El método CBFEM, resulta ser óptimo a la hora de verificar las deformaciones y esfuerzos en la conexión. Tal caso se pudo evidenciar en la conexión Chevron con gusset reducidos, donde al implementar placas conectoras, se hizo notoria una alta concentración de esfuerzos y deformaciones plásticas muy sobre el límite del 5%, comprometiendo la integridad del gusset.

Por otra parte, dado el análisis de pandeo, IDEA StatiCa se basa en factores críticos que amplifican la fuerza de compresión hasta alcanzar una deformación plástica del 5%. Para gusset con dos lados fijos, el criterio normativo exige un factor de seguridad superior a 3, lo que hace recomendable el uso de atiesadores para satisfacer esta condición. Sin embargo, los resultados mostraron que su incorporación no incrementa de manera significativa dicho factor, ya que el programa obtiene las deformaciones producidas en los bordes del gusset (pandeo en el borde libre). En consecuencia, para cumplir con este requisito, se debe aumentar el espesor del gusset, criterio que no exige la AISC 341-16. No obstante, el análisis de pandeo mediante CBFEM aún requiere mayor investigación en un futuro para lograr predicciones confiables. La capacidad de pandeo obtenida con este método, calculada como el producto entre la carga axial de compresión y el factor de pandeo, corresponde a una capacidad de pandeo elástico, que resulta superior a la capacidad de pandeo inelástico. Por esta razón, el estado límite de pandeo no se considera un estado límite crítico ni en la normativa AISC ni en los resultados de CBFEM.

En conclusión, el análisis realizado permitió constatar la consistencia de IDEA StatiCa frente al diseño manual en conexiones tipo Chevron, mostrando coherencia en los resultados y una tendencia conservadora en la verificación de soldaduras y pernos. No obstante, la aplicación del método CBFEM dificulta la comparación directa con ciertos estados límite normativos y evidencia limitaciones en la predicción del pandeo. Aun así, el software demostró ser una herramienta útil para identificar concentraciones de esfuerzos y deformaciones plásticas que los métodos tradicionales no capturan, contribuyendo a una comprensión más completa del comportamiento real de las conexiones de acero. Como proyección, futuras investigaciones podrían centrarse en la validación experimental de las conexiones y el análisis económico de las soluciones propuestas, con el fin de consolidar la aplicabilidad de IDEA StatiCa en la práctica profesional nacional.

REFERENCIAS

Instituto Nacional de Normalización. (2025). NCh2369-2025 Diseño sísmico de estructuras e instalaciones industriales.

IDEA StatiCa. (2025). *IDEA StatiCa [Software]*. IDEA StatiCa s.r.o. <https://www.ideastatica.com/>

American Institute of Steel Construction. (2016). *Specification for Structural Steel Buildings (ANSI/AISC 360-16)*. Chicago, IL: American Institute of Steel Construction.

American Institute of Steel Construction. (2016). *Seismic Provisions for Structural Steel Buildings (ANSI/AISC 341-16)*. Chicago, IL: American Institute of Steel Construction.

Instituto Nacional de Normalización (Chile). (2016). *Construcción – Estructuras de acero – Parte 1: Requisitos para el cálculo de estructuras de acero para edificios (NCh427/1:2016)*. INN.

American Institute of Steel Construction. (2018). *Seismic Design Manual (3rd ed.)*. American Institute of Steel Construction.

Fortney, P. J., & Thornton, W. A. (2017). *The chevron effect and analysis of chevron beams—A paradigm shift*. American Institute of Steel Construction.

ANEXO 1.1 CONTRIBUCIÓN A LOS OBJETIVOS DE DESARROLLO SOSTENIBLE

Los Objetivos de Desarrollo Sostenible (ODS) constituyen un llamamiento universal a la acción para poner fin a la pobreza, proteger el planeta y mejorar las vidas y las perspectivas de las personas en todo el mundo. Seleccione a cuál o cuáles de los 17 ODS contribuye su trabajo de Memoria de Título:

- ODS-1 : Fin de la pobreza.
- ODS-2 : Hambre cero.
- ODS-3 : Salud y bienestar.
- ODS-4 : Educación de calidad.
- ODS-5 : Igualdad de género.
- ODS-6 : Agua limpia y saneamiento.
- ODS-7 : Energía asequible y no contaminante.
- ODS-8 : Trabajo decente y crecimiento económico.
- ODS-9 : Industria, innovación e infraestructura.
- ODS-10 : Reducción de las desigualdades.
- ODS-11 : Ciudades y comunidades sostenibles.
- ODS-12 : Producción y consumo responsables.
- ODS-13 : Acción por el clima.
- ODS-14 : Vida Submarina.
- ODS-15 : Vida de ecosistemas terrestres.
- ODS-16 : Paz, justicia e instituciones sólidas.
- ODS-17 : Alianzas para lograr los objetivos.

Vinculación

La investigación se vincula directamente con el ODS 9, al introducir una innovación en el diseño de conexiones de acero que permite desarrollar estructuras más seguras y resistentes, favoreciendo la continuidad operativa en la industria. Además, contribuye a proteger los empleos de trabajadores y proveedores y a reducir pérdidas económicas, en línea con el ODS 8. De igual forma, el fortalecimiento de la seguridad estructural disminuye el riesgo de colapsos o daños severos, limitando la generación de escombros y residuos, y evitando los impactos ambientales y económicos derivados de la reconstrucción, cumpliendo con los objetivos del ODS 11.

ANEXO 4.1 MEMORIA DE CÁLCULO PARA CONEXIÓN CHEVRON SOLDADA

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
Created using a free version of SMath Studio

Ejemplo 5.3.7 Conexión Chevron

Diseñar la conexión entre las diagonales y la viga (JT-1) que se muestra en la Figura 1. Todas las diagonales son de acero ASTM A500 Grado C de perfil HSS, y la viga es de acero ASTM A992 W21X147. Para la conexión se usa acero ASTM A572 Grado 50 en el gusset y electrodo E70XX para las soldaduras.

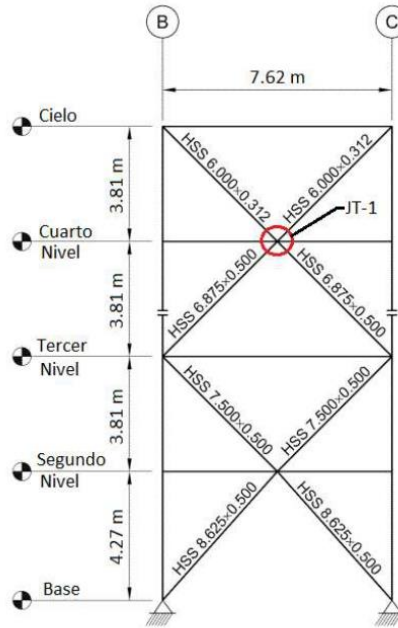


Figura 1. Conexión Chevron.

Solución (LRFD):

Del Manual ICHA 2009 Tabla 1-16 y 1-1, se tienen las siguientes propiedades geométricas:

Diagonal HSS6.000X0.312 (sobre la viga)

$$A_{up} := 33,7 \text{ cm}^2 \quad D_{up} := 152 \text{ mm} \quad t_{des_{up}} := 7,39 \text{ mm}$$

$$r_{up} := 51,3 \text{ mm}$$

Diagonal HSS6.875X0.500 (bajo la viga)

$$A_{down} := 60,4 \text{ cm}^2 \quad D_{down} := 175 \text{ mm} \quad t_{des_{down}} := 11,8 \text{ mm}$$

$$r_{down} := 57,7 \text{ mm}$$

Viga W21X147

$$d := 561 \text{ mm} \quad t_w := 18,3 \text{ mm} \quad t_f := 29,2 \text{ mm} \quad k_{des} := 42 \text{ mm}$$

Not for commercial use

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
 Created using a free version of SMath Studio

De la Tabla 2-4 y 2-5 del AISC *Manual*, se obtienen las siguientes propiedades del material:

ASTM A500 Grado C

$$F_{Y_{diag}} := 317 \text{ MPa} \quad F_{U_{diag}} := 427 \text{ MPa} \quad R_y := 1,3$$

ASTM A992

$$F_{Y_{vig}} := 345 \text{ MPa} \quad F_{U_{vig}} := 448 \text{ MPa}$$

ASTM A572 Grado 50

$$F_{Y_{guss}} := 345 \text{ MPa} \quad F_{U_{guss}} := 448 \text{ MPa}$$

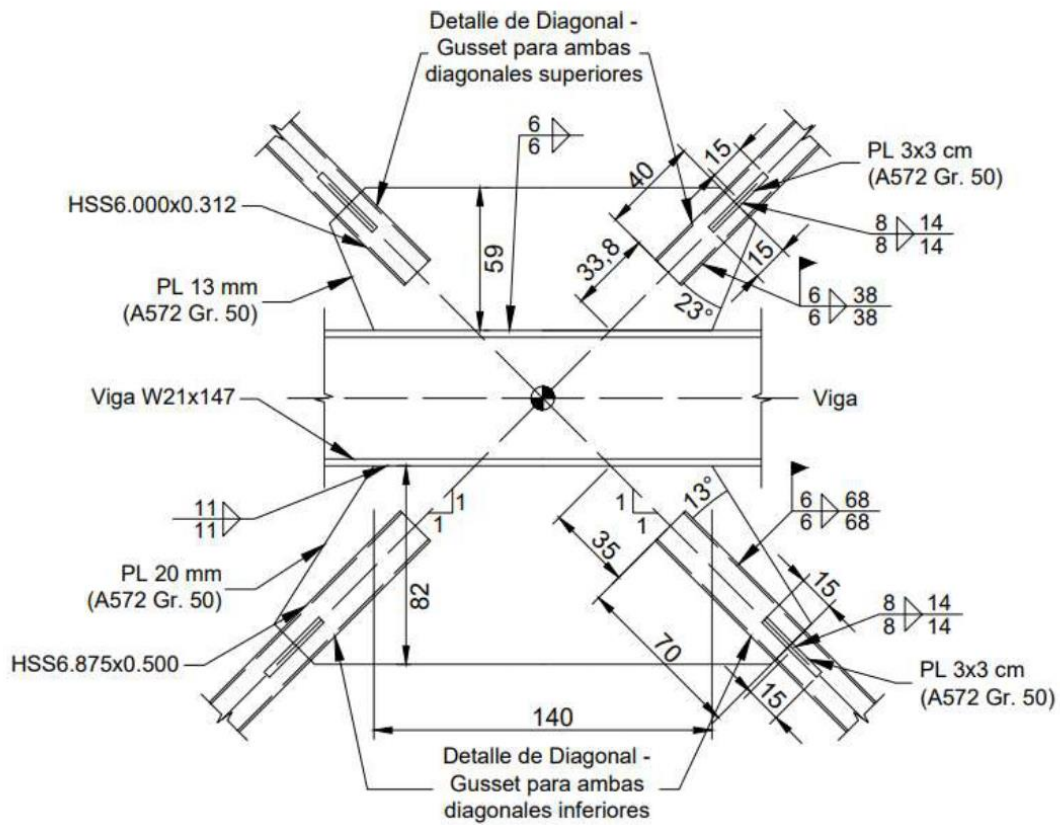


Figura 2. Detalle de la conexión Chevron.

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
 Created using a free version of SMath Studio

Resistencia a la tracción esperada de las diagonales

$$\alpha_s := 1,0$$

Diagonal HSS6.000X0.312 (sobre la viga)

$$Pu_t_up := \frac{R_y \cdot F_{Y_{diag}} \cdot A_{up}}{\alpha_s} = 1388,78 \text{ kN}$$

Diagonal HSS6.875X0.500 (bajo la viga)

$$Pu_t_down := \frac{R_y \cdot F_{Y_{diag}} \cdot A_{down}}{\alpha_s} = 2489,08 \text{ kN}$$

Resistencia a la compresión esperada de las diagonales

$$L_c := 1,0 \cdot 3,66 \text{ m} = 3,66 \text{ m}$$

$$E := 200000 \text{ MPa}$$

Diagonal HSS6.000X0.312 (sobre la viga)

$$\frac{L_c}{r_{up}} = 71,35$$

$$4,71 \cdot \sqrt{\frac{E}{R_y \cdot F_{Y_{diag}}}} = 103,76$$

Como $71,35 < 103,8$, aplica la ecuación E3-2 de la AISC *Specification*, y F_{cre} está determinado por:

$$F_{e_{up}} := \frac{\pi^2 \cdot E}{2 \left(\frac{L_c}{r_{up}} \right)^2} = 387,8 \text{ MPa}$$

$$F_{cre_{up}} := \left(0,658 \frac{R_y \cdot F_{Y_{diag}}}{F_{e_{up}}} \right) \cdot R_y \cdot F_{Y_{diag}} = 264,14 \text{ MPa}$$

$$P_{C_{up}} := \left(\frac{1}{0,877} \right) \cdot F_{cre_{up}} \cdot A_{up} = 1015 \text{ kN}$$

Por lo tanto, la resistencia a la compresión esperada es:

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
Created using a free version of SMath Studio

$$Pu_{c_{up}} := \frac{Pc_{up}}{\alpha_s} = 1015 \text{ kN}$$

También, se tiene que la resistencia a la compresión post-pandeo es de $0,3Pc$ según la sección F2.3 de la AISC *Seismic Provisions*.

$$Pu_{pc_{up}} := \frac{0,3 \cdot Pc_{up}}{\alpha_s} = 304,5 \text{ kN}$$

Diagonal HSS6.875X0.500 (bajo la viga)

$$\frac{L_c}{r_{down}} = 63,43$$

$$4,71 \cdot \sqrt{\frac{E}{R_y \cdot Fy_{diag}}} = 103,76$$

Como $63,43 < 103,8$, aplica la ecuación E3-2 de la AISC *Specification*, y $Fcre$ está determinado por:

$$Fe_{down} := \frac{\pi^2 \cdot E}{\left(\frac{L_c}{r_{down}}\right)^2} = 490,59 \text{ MPa}$$

$$Fcre_{down} := \left(0,658 \frac{R_y \cdot Fy_{diag}}{Fe_{down}}\right) \cdot R_y \cdot Fy_{diag} = 289,94 \text{ MPa}$$

$$Pc_{down} := \left(\frac{1}{0,877}\right) \cdot Fcre_{down} \cdot A_{down} = 1996,86 \text{ kN}$$

Por lo tanto, la resistencia a la compresión esperada es:

$$Pu_{c_{down}} := \frac{Pc_{down}}{\alpha_s} = 1996,86 \text{ kN}$$

Compresión post-pandeo ($0,3Pc$) según la sección F2.3 de la AISC *Seismic Provisions*.

$$Pu_{pc_{down}} := \frac{0,3 \cdot Pc_{down}}{\alpha_s} = 599,06 \text{ kN}$$

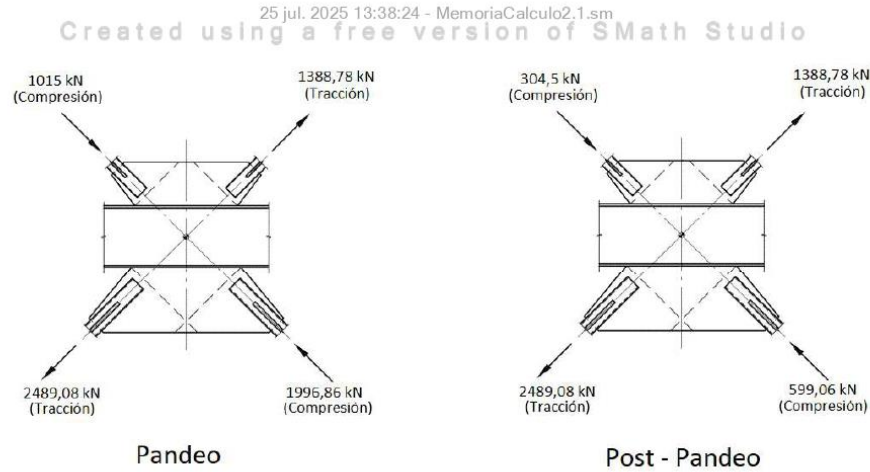


Figura 3. Resistencia disponible de los arriostramientos dado la AISC Seismic Provisions.

Distribución de fuerzas en la conexión de las diagonales

Las fuerzas de las diagonales están distribuidas en la conexión como se muestra en la Figura 4 [referencia a Fortney y Thornton (2017)]. Las ecuaciones usadas para calcular las fuerzas de la Figura 4 se muestran a continuación.

$$\Delta = \frac{1}{2} \cdot (L_1 - L_2), \text{ donde } L_1 > L_2 \quad \Delta := 0 \text{ m}$$

Para las diagonales sobre la viga

Las fuerzas y momentos sobre el w.p. actuando en el gusset superior en la Sección a-a son:

$$H_{a_a_t} := -(H_1 + H_2)_t$$

$$V_{a_a_t} := -(V_1 + V_2)_t$$

$$M_{a_a_t} := (H_1 + H_2)_t \cdot e_b + (V_1 + V_2)_t \cdot \Delta$$

Las fuerzas y momentos sobre el Punto B_1 actuando en el gusset superior en la Sección b-b (mitad izquierda del gusset) son:

$$H_{b1_t} := \frac{1}{2} \cdot (H_1 + H_2)_t - (H_1)_t$$

$$V_{b1_t} := \frac{1}{2} \cdot (V_1 + V_2)_t - \frac{2 \cdot M_{a_a_t}}{L_g} - (V_1)_t$$

$$M_{b1_t} := \frac{L_g}{8} \cdot (V_1 + V_2)_t - \frac{h_t}{4} \cdot (H_1 + H_2)_t - \frac{M_{a_a_t}}{2} + (V_1)_t \cdot \Delta + (H_1)_t \cdot \left(e_b + \frac{h_t}{2} \right)$$

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
 Created using a free version of SMath Studio

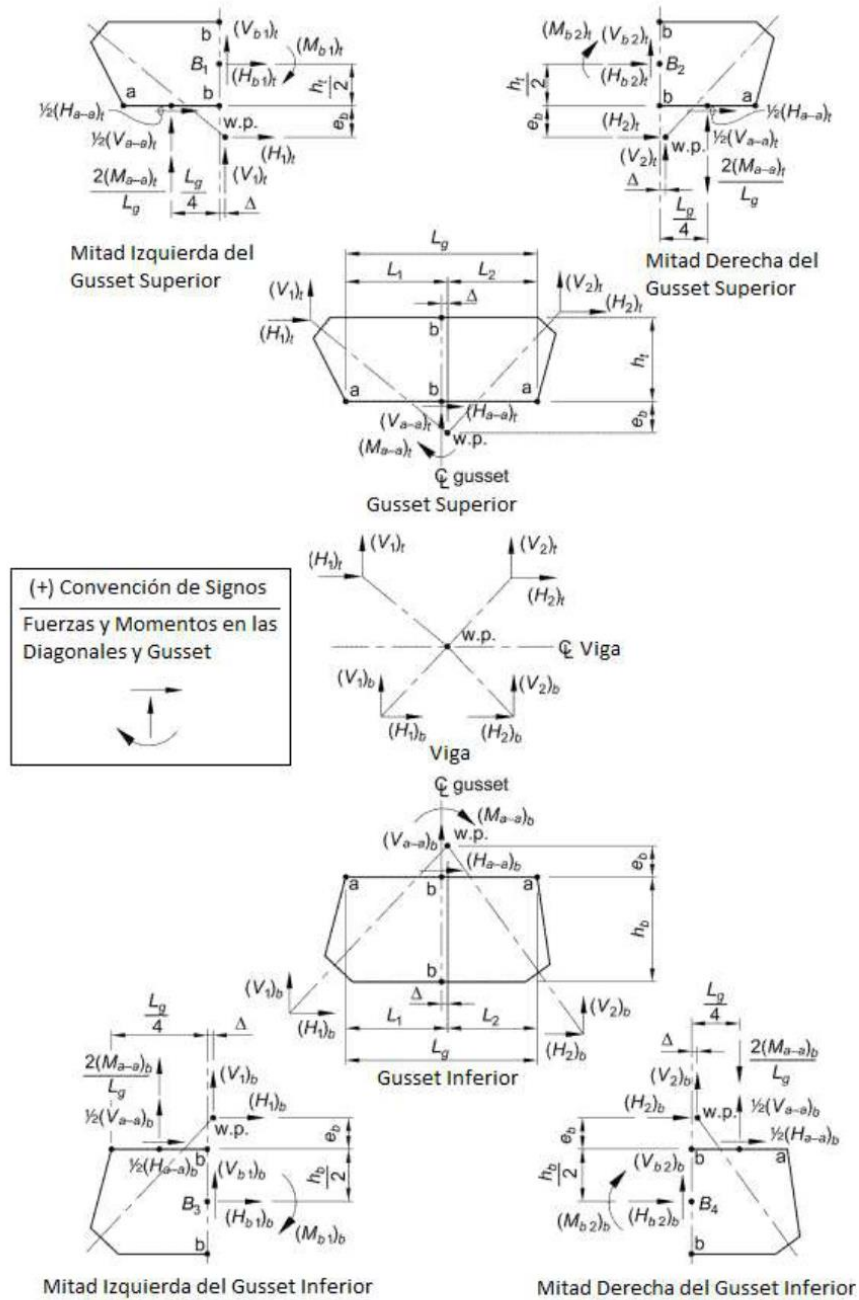


Figura 4. Distribución de fuerzas en el gusset de la conexión Chevron.

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
Created using a free version of SMath Studio

Las fuerzas y momentos sobre el Punto B_2 actuando en el gusset superior en la Sección b-b (mitad derecha del gusset) son:

$$Hb2_t := \frac{1}{2} \cdot (H_1 + H_2)_t - (H_2)_t$$

$$Vb2_t := \frac{1}{2} \cdot (V_1 + V_2)_t + \frac{2 \cdot Ma_{a_t}}{L_g} - (V_2)_t$$

$$Mb1_t := -\frac{L_g}{8} \cdot (V_1 + V_2)_t - \frac{h_t}{4} \cdot (H_1 + H_2)_t - \frac{Ma_{a_t}}{2} + (V_2)_t \cdot \Delta + (H_2)_t \cdot \left(e_b + \frac{h_t}{2} \right)$$

Para las diagonales bajo la viga

Las fuerzas y momentos sobre el w.p. actuando en el gusset inferior en la Sección a-a son:

$$Ha_{a_b} := -(H_1 + H_2)_b$$

$$Va_{a_b} := -(V_1 + V_2)_b$$

$$Ma_{a_b} := (V_1 + V_2)_b \cdot \Delta - (H_1 + H_2)_b \cdot e_b$$

Las fuerzas y momentos sobre el Punto B_3 actuando en el gusset inferior en la Sección b-b (mitad izquierda del gusset) son:

$$Hb1_b := \frac{1}{2} \cdot (H_1 + H_2)_b - (H_1)_b$$

$$Vb1_b := \frac{1}{2} \cdot (V_1 + V_2)_b - \frac{2 \cdot Ma_{a_b}}{L_g} - (V_1)_b$$

$$Mb1_b := \frac{L_g}{8} \cdot (V_1 + V_2)_b + \frac{h_b}{4} \cdot (H_1 + H_2)_b - \frac{Ma_{a_b}}{2} + (V_1)_b \cdot \Delta - (H_1)_b \cdot \left(e_b + \frac{h_b}{2} \right)$$

Las fuerzas y momentos sobre el Punto B_4 actuando en el gusset inferior en la Sección b-b (mitad derecha del gusset) son:

$$Hb2_b := \frac{1}{2} \cdot (H_1 + H_2)_b - (H_2)_b$$

$$Vb2_b := \frac{1}{2} \cdot (V_1 + V_2)_b + \frac{2 \cdot Ma_{a_b}}{L_g} - (V_2)_b$$

$$Mb1_b := -\frac{L_g}{8} \cdot (V_1 + V_2)_b + \frac{h_b}{4} \cdot (H_1 + H_2)_b - \frac{Ma_{a_b}}{2} + (V_2)_b \cdot \Delta - (H_2)_b \cdot \left(e_b + \frac{h_b}{2} \right)$$

Notar que las ecuaciones que describen las fuerzas y momentos actuando en la mitad izquierda del gusset en la Sección b-b dan fuerzas y momentos iguales y de signo opuesto a las fuerzas y momentos actuando en la mitad derecha del gusset en la Sección b-b, pero de signo opuesto.

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
 Created using a free version of SMath Studio

Componente de las fuerzas de las diagonales - Caso Pandeo

Diagonales sobre la viga:

$$P1_t := Pu_{c_{up}} = 1015 \text{ kN}$$

$$V1_t := -P1_t \cdot \cos(45^\circ) = -717,71 \text{ kN}$$

$$H1_t := P1_t \cdot \sin(45^\circ) = 717,71 \text{ kN}$$

$$P2_t := Pu_{t_{up}} = 1388,78 \text{ kN}$$

$$V2_t := P2_t \cdot \cos(45^\circ) = 982,01 \text{ kN}$$

$$H2_t := P2_t \cdot \sin(45^\circ) = 982,01 \text{ kN}$$

$$\Sigma V_t := V1_t + V2_t = 264,3 \text{ kN}$$

$$\Sigma H_t := H1_t + H2_t = 1699,73 \text{ kN}$$

Diagonales bajo la viga:

$$P1_b := Pu_{t_{down}} = 2489,08 \text{ kN}$$

$$V1_b := -P1_b \cdot \cos(45^\circ) = -1760,05 \text{ kN}$$

$$H1_b := -P1_b \cdot \sin(45^\circ) = -1760,05 \text{ kN}$$

$$P2_b := Pu_{c_{down}} = 1996,86 \text{ kN}$$

$$V2_b := P2_b \cdot \cos(45^\circ) = 1412 \text{ kN}$$

$$H2_b := -P2_b \cdot \sin(45^\circ) = -1412 \text{ kN}$$

$$\Sigma V_b := V1_b + V2_b = -348,05 \text{ kN}$$

$$\Sigma H_b := H1_b + H2_b = -3172,04 \text{ kN}$$

Los componentes netos de las fuerzas de las diagonales, tanto vertical como horizontal son:

$$\Sigma V_T := \Sigma V_t + \Sigma V_b = -83,75 \text{ kN}$$

$$\Sigma H_T := \Sigma H_t + \Sigma H_b = -1472,32 \text{ kN}$$

Componente de las fuerzas de las diagonales - Caso post - Pandeo

Diagonales sobre la viga:

$$P1_{p_t} := Pu_{pC_{up}} = 304,5 \text{ kN}$$

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm

Created using a free version of SMath Studio

$$V1_{p_t} := -P1_{p_t} \cdot \cos(45^\circ) = -215,31 \text{ kN}$$

$$H1_{p_t} := P1_{p_t} \cdot \sin(45^\circ) = 215,31 \text{ kN}$$

$$P2_{p_t} := Pu_t_{up} = 1388,78 \text{ kN}$$

$$V2_{p_t} := P2_{p_t} \cdot \cos(45^\circ) = 982,01 \text{ kN}$$

$$H2_{p_t} := P2_{p_t} \cdot \sin(45^\circ) = 982,01 \text{ kN}$$

$$\Sigma V_{p_t} := V1_{p_t} + V2_{p_t} = 766,7 \text{ kN}$$

$$\Sigma H_{p_t} := H1_{p_t} + H2_{p_t} = 1197,33 \text{ kN}$$

Diagonales bajo la viga:

$$P1_{p_b} := Pu_t_{down} = 2489,08 \text{ kN}$$

$$V1_{p_b} := -P1_{p_b} \cdot \cos(45^\circ) = -1760,05 \text{ kN}$$

$$H1_{p_b} := -P1_{p_b} \cdot \sin(45^\circ) = -1760,05 \text{ kN}$$

$$P2_{p_b} := Pu_{pc_down} = 599,06 \text{ kN}$$

$$V2_{p_b} := P2_{p_b} \cdot \cos(45^\circ) = 423,6 \text{ kN}$$

$$H2_{p_b} := -P2_{p_b} \cdot \sin(45^\circ) = -423,6 \text{ kN}$$

$$\Sigma V_{p_b} := V1_{p_b} + V2_{p_b} = -1336,45 \text{ kN}$$

$$\Sigma H_{p_b} := H1_{p_b} + H2_{p_b} = -2183,65 \text{ kN}$$

Los componentes netos de las fuerzas de las diagonales, tanto vertical como horizontal son:

$$\Sigma V_{p_T} := \Sigma V_{p_t} + \Sigma V_{p_b} = -569,75 \text{ kN}$$

$$\Sigma H_{p_T} := \Sigma H_{p_t} + \Sigma H_{p_b} = -986,32 \text{ kN}$$

Determinar el largo del gusset en función del esfuerzo cortante

El largo del gusset, L_g , se determinará de manera que se asegure que la viga tenga suficiente resistencia al corte para resistir el corte requerido calculado considerando el llamado "efecto Chevron". Este término se refiere a las fuerzas de corte y momento locales inducidas dentro de la viga en la conexión del gusset debido a los componentes de fuerza horizontal del arriostamiento que actúan en el ala de la viga, excéntricos a la línea central de la viga. A partir del análisis de corte proporcionado en Fortney y Thornton (2017), se puede determinar la longitud del gusset. De Fortney y Thornton (2017), el corte máximo en la viga, V_{max} , esto incluye el efecto Chevron que ocurre en el punto medio a lo largo del gusset, está dado por la siguiente ecuación.

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
Created using a free version of SMath Studio

$$V_{max} := R_1 + 0,5 \cdot w_1 \cdot L_g \quad (\text{Fortney y Thornton, Ec. 33})$$

$$w_1 := - \left(\frac{4 \cdot Ma_a}{L_g} \right)_t - \left(\frac{4 \cdot Ma_b}{L_g} \right)_b + \left(\frac{\Sigma V}{L_g} \right)_t + \left(\frac{\Sigma V}{L_g} \right)_b \quad (\text{Fortney y Thornton, Ec. 22})$$

Usando estas dos ecuaciones y reemplazando V_{max} igual a la resistencia al corte de la viga, la ecuación puede ser derivada a la siguiente:

$$L_{g, req} := \frac{2 \cdot M_T \cdot L}{\Sigma V_T \cdot (0,5 \cdot L - b) + \phi V_n \cdot L}$$

En esta ecuación, M_T es el momento total que actúa en el gusset en la Sección a-a (superior e inferior de la viga), y ΣV_T son los componentes verticales netos totales de las fuerzas de las diagonales en la parte superior e inferior de la viga. Notar que cuando el punto de trabajo (w.p) está localizado en el tramo medio de la viga, b es igual a 0,5L y la ecuación se reduce a la siguiente:

$$L_{g, req} := \frac{2 \cdot M_T}{\phi V_n}$$

Usando las ecuaciones anteriormente derivadas, se determina la longitud del gusset en función del esfuerzo cortante utilizando el caso de pandeo y suponiendo que el w.p está ubicado en el centro del tramo de la viga. La excentricidad, e_b , es:

$$e_b := \frac{d}{2} = 280,5 \text{ mm}$$

De la Tabla 6-2 del AISC *Manual*, la resistencia al corte de la viga es:

$$\phi V_n := 2121,8 \text{ kN}$$

Largo del gusset requerido en función del esfuerzo cortante - Caso Pandeo.

Dado la ecuación 13 de Fortney y Thornton:

$$Ma_{a_t} := (H1_t + H2_t) \cdot e_b + (V1_t + V2_t) \cdot \Delta = 476,77 \text{ kN m}$$

Dado la ecuación 4 de Fortney y Thornton:

$$Ma_{a_b} := (V1_b + V2_b) \cdot \Delta - (H1_b + H2_b) \cdot e_b = 889,76 \text{ kN m}$$

$$M_T := Ma_{a_t} + Ma_{a_b} = 1366,53 \text{ kN m}$$

Por lo tanto,

$$L_{g, req} := \frac{2 \cdot M_T}{\phi V_n} = 1,29 \text{ m}$$

Not for commercial use
10 / 39

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
 Created using a free version of SMath Studio

Largo del gusset requerido en función del esfuerzo cortante - Caso post - Pandeo.

Dado la ecuación 13 de Fortney y Thornton:

$$Ma_{a_{p_t}} := (H1_{p_t} + H2_{p_t}) \cdot e_b + (V1_{p_t} + V2_{p_t}) \cdot \Delta = 335,85 \text{ kN m}$$

Dado la ecuación 4 de Fortney y Thornton:

$$Ma_{a_{p_b}} := (V1_{p_b} + V2_{p_b}) \cdot \Delta - (H1_{p_b} + H2_{p_b}) \cdot e_b = 612,51 \text{ kN m}$$

$$M_{p_T} := Ma_{a_{p_t}} + Ma_{a_{p_b}} = 948,36 \text{ kN m}$$

Por lo tanto,

$$L_{p_g, req} := \frac{2 \cdot M_{p_T}}{\phi V n} = 0,89 \text{ m}$$

Para satisfacer el largo requerido, se optará por un largo de gusset, L_g , igual a 1,4 m.

Evaluar el efecto Chevron en función del momento

Generalmente, el esfuerzo de corte determinará el diseño de la viga cuando los arriostramientos se apoyen en las alas superior e inferior de una viga cuando las fuerzas de soporte sean de tracción o compresión. Sin embargo, se calculará una fuerza vertical neta equivalente para ilustrar una evaluación del efecto Chevron en función del momento.

Estos cálculos evalúan si los efectos de conexión local generan un momento requerido mayor o menor que el momento calculado suponiendo que la fuerza vertical neta se aplica como una carga concentrada en el punto de trabajo (w.p). Del Manual AISC Tabla 3 - 23, este momento es igual a Pab/L , donde P es igual a la fuerza vertical neta, ΣV_T , L es igual al largo de la viga, y a y b están en función de la ubicación del punto de trabajo a lo largo de la viga.

Para este ejemplo, el efecto local genera un momento requerido mayor que el que se calcula a partir de Pab/L para el caso de pandeo. En el caso post-pandeo, la fuerza vertical neta equivalente, $\Sigma V_{p_T, eq}$, es levemente menor en magnitud que la vertical neta real, ΣV_T , lo que indica que el momento, incluyendo los efectos locales, es levemente menor que el momento obtenido de Pab/L .

Estos cálculos son útiles cuando la sección de la viga es controlada por el momento en lugar del corte, lo que generalmente ocurre cuando los arriostramientos se fijan solo en la parte superior o inferior de la viga. Este no es el caso. Se mostrarán los cálculos del momento máximo de la viga para ilustrar la comprobación de flexión, que incluye los efectos locales de las conexiones.

La fuerza vertical neta equivalente puede ser determinada usando la Ecuación 53 de Fortney y Thornton (2017), donde:

$$L_g := 1,4 \text{ m}$$

$$L := 7,62 \text{ m}$$

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
Created using a free version of SMath Studio

$$b := \frac{L}{2} = 3,81 \text{ m} \quad \text{Para w.p en el tramo medio}$$

$$\frac{b}{L} = 0,5$$

$$\sqrt{\frac{b}{L}} = 0,71$$

$$\left(\frac{b}{L}\right)^2 = 0,25$$

Fuerza vertical neta equivalente, $\Sigma V_{T,eq}$ - Caso Pandeo

$$\Sigma V_T = -83,75 \text{ kN}$$

De la Ecuación 25 de Fortney y Thornton:

$$q := (\Sigma H_t - \Sigma H_b) \cdot \left(\frac{e_b}{L_g}\right) = 976,09 \text{ kN} \frac{\text{m}}{\text{m}}$$

De la Ecuación 53 de Fortney y Thornton:

$$\Sigma V_{T,eq} := q \cdot \left(\frac{\frac{b}{L} - \sqrt{\frac{b}{L}}}{\frac{b}{L} - \left(\frac{b}{L}\right)^2} \right) = -808,62 \text{ kN} \quad \left| \Sigma V_{T,eq} \right| > \left| \Sigma V_T \right|$$

Por lo tanto, el efecto Chevron genera un momento de viga más grande que el obtenido por Pab/L , como se confirmará en los siguientes cálculos para el momento máximo de la viga.

Fuerza vertical neta equivalente, $\Sigma V_{P_T,eq}$ - Caso post - Pandeo

$$\Sigma V_{P_T} = -569,75 \text{ kN}$$

De la Ecuación 25 de Fortney y Thornton:

$$q_{-P} := (\Sigma H_{P_t} - \Sigma H_{P_b}) \cdot \left(\frac{e_b}{L_g}\right) = 677,4 \text{ kN} \frac{\text{m}}{\text{m}}$$

De la Ecuación 53 de Fortney y Thornton:

$$\Sigma V_{P_T,eq} := q_{-P} \cdot \left(\frac{\frac{b}{L} - \sqrt{\frac{b}{L}}}{\frac{b}{L} - \left(\frac{b}{L}\right)^2} \right) = -561,18 \text{ kN} \quad \left| \Sigma V_{P_T,eq} \right| < \left| \Sigma V_{P_T} \right|$$

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
 Created using a free version of SMath Studio

Por lo tanto, el efecto Chevron genera un momento de viga levemente menor que el obtenido por Pab/L, como se verificará en los siguientes cálculos para el momento máximo de la viga.

El momento máximo de la viga puede ser determinado usando la Ecuación 30 de Fortney y Thornton (2017), como sigue:

De la Figura 4 de Fortney y Thornton se tiene que:

$$a := 3,81 \text{ m}$$

$$a' := a - \Delta - 0,5 \cdot L_g = 3,11 \text{ m}$$

Momento máximo de la viga - Caso Pandeo

De la Ecuación 20 de Fortney y Thornton:

$$R_1 := -\frac{\Sigma V_T \cdot b}{L} = 41,88 \text{ kN}$$

De la Ecuación 22 de Fortney y Thornton:

$$w_1 := -\frac{4 \cdot M_T}{L_g^2} + \frac{\Sigma V_T}{L_g} = -2848,66 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

De la Ecuación 30 de Fortney y Thornton:

$$M_{max} := R_1 \cdot a' + (R_1 + q) \cdot \left(\frac{-R_1 - q}{w_1} \right) + 0,5 \cdot w_1 \cdot \left(\frac{-R_1 - q}{w_1} \right)^2 = 312,12 \text{ kN m}$$

Ahora bien, dado Pab/L, donde P es igual a la fuerza vertical neta, se tiene que:

$$-\frac{\Sigma V_T \cdot a \cdot b}{L} = 159,55 \text{ kN m} < M_{max} = 312,12 \text{ kN m}$$

Por lo tanto, el efecto Chevron genera un momento de viga más grande que el obtenido por Pab/L.

Momento máximo de la viga - Caso post - Pandeo

De la Ecuación 20 de Fortney y Thornton:

$$R_{P_1} := -\frac{\Sigma V_{P-T} \cdot b}{L} = 284,88 \text{ kN}$$

De la Ecuación 22 de Fortney y Thornton:

$$w_{P_1} := -\frac{4 \cdot M_{P-T}}{L_g^2} + \frac{\Sigma V_{P-T}}{L_g} = -2342,4 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

De la Ecuación 30 de Fortney y Thornton:

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
Created using a free version of SMath Studio

$$M_{P_max} := R_{P_1} \cdot a' + (R_{P_1} + Q_{-P}) \cdot \left(\frac{-R_{P_1} - Q_{-P}}{W_{P_1}} \right) + 0,5 \cdot W_{P_1} \cdot \left(\frac{-R_{P_1} - Q_{-P}}{W_{P_1}} \right)^2 = 1083,62 \text{ kN m}$$

Ahora bien, dado P_{ab}/L , donde P es igual a la fuerza vertical neta, se tiene que:

$$-\frac{\Sigma V_{p_T} \cdot a \cdot b}{L} = 1085,37 \text{ kN m} > M_{P_max} = 1083,62 \text{ kN m}$$

Por lo tanto, como se indicó previamente, el efecto Chevron genera un momento de viga levemente menor que el obtenido por P_{ab}/L .

El Caso post - Pandeo controla la resistencia a la flexión requerida de la viga.

Resistencia a la flexión disponible de la viga

Del Ejemplo 5.3.4, la resistencia a la flexión disponible de la viga, sin incluir el análisis viga-columna (carga axial) o efectos de segundo orden, es:

$$\phi M_n := 1898 \text{ kN m} > -\frac{\Sigma V_{p_T} \cdot a \cdot b}{L} = 1085,37 \text{ kN m} \quad \mathbf{o.k.}$$

Hay que tener en cuenta que las resistencias disponibles se comparan con los momentos máximos calculados considerando los efectos locales de la conexión (el efecto chevron), no con los momentos calculados a partir de P_{ab}/L . Los momentos P_{ab}/L se calculan solo para ilustrar la diferencia en el momento calculado si no se considera el efecto chevron.

Notar que, para el Caso post - Pandeo, el momento P_{ab}/L es levemente mayor al momento máximo calculado considerando el efecto chevron ($M_{P_max} = 1083,62 \text{ m kN}$); esto es una excepción. Sin embargo, para el caso de pandeo, el momento que considera el efecto Chevron da como resultado un momento de viga mayor que el obtenido por P_{ab}/L . Por lo tanto, es importante asegurarse de que ambos casos de carga se verifiquen tanto para el cortante como para el momento de la viga. Los cálculos, mostrados anteriormente, de la carga total desequilibrada equivalente, $\Sigma V_{T,eq}$, y la longitud de cartela equivalente, $L_{g,eq}$, para los dos casos de carga producen los mismos resultados.

Resistencia al corte disponible de la viga

El corte requerido se produce en la viga en el centroide de la interfaz gusset-viga. La ecuación utilizada para calcular el corte máximo requerido se deriva de Fortney y Thornton (2017), de la Ecuación 33:

Resistencia al corte disponible de la viga - Caso Pandeo

$$V_{max} := R_1 + 0,5 \cdot w_1 \cdot L_g = -1952,19 \text{ kN}$$

$$\phi V_n = 2121,8 \text{ kN} > |V_{max}| = 1952,19 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

Resistencia al corte disponible de la viga - Caso post - Pandeo

$$V_{P_max} := R_{P_1} + 0,5 \cdot w_{P_1} \cdot L_g = -1354,8 \text{ kN}$$

$$\phi V_n = 2121,8 \text{ kN} > |V_{P_max}| = 1354,8 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
 Created using a free version of SMath Studio

Diagramas de corte y de momento de la viga

Aquí se presenta el corte y el momento requerido de la viga impartidos por las resistencias esperadas de los arriostramientos para ilustrar la carga que debe considerarse en el diseño de la conexión. Para generar los diagramas de carga, se deben calcular los términos w_l , w_r , q y H' . El valor de H' se calcula como la fuerza neta del componente horizontal del arriostramiento, ΣH_T , uniformemente distribuida a lo largo del gusset, L_g . Los términos w_l y q se han calculado previamente. Consultar Fortney y Thornton (2017). El valor de w_r se determina a partir de la Ecuación 23 de Fortney y Thornton de la siguiente manera:

Carga de la viga - Caso Pandeo

$$w_l = -2848,66 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

$$q = 976,09 \text{ kN}$$

$$H' := \frac{\Sigma H_T}{L_g} = -1051,65 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

De la Ecuación 23 de Fortney y Thornton:

$$w_r := \frac{4 \cdot M_T}{2 L_g} + \frac{\Sigma V_T}{L_g} = 2729,02 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

Carga de la viga - Caso post - Pandeo

$$w_{P_l} = -2342,4 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

$$q_P = 677,4 \text{ kN}$$

$$H'_P := \frac{\Sigma H_{P-T}}{L_g} = -704,51 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

De la Ecuación 23 de Fortney y Thornton:

$$w_{P_r} := \frac{4 \cdot M_{P-T}}{2 L_g} + \frac{\Sigma V_{P-T}}{L_g} = 1528,47 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

La figura 5 muestra la carga resultante de la viga como resultado de las fuerzas de los arriostramientos y la geometría de la conexión para la metodología LRFD.

Se pueden generar los diagramas de corte y momento en la viga para los casos de carga de pandeo y post-pandeo. Para este ejemplo, solo se proporcionan el caso de carga de pandeo para corte y el caso de carga post-pandeo para momento, ya que estos son los dos casos de carga que controlan el corte y el momento de la viga, respectivamente. Las figuras 6 y 7 muestran los diagramas de corte y momento de la viga para los casos de carga de corte y momento de la viga que controlan, respectivamente. Los diagramas incluyen el Método de Fuerza Vertical Neta (NVF), considerando ΣV_T solo para corte y Pab/L para momento, con el fin de comparar el Método de Fuerzas de Interfaz que aborda el efecto Chevron.

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
 Created using a free version of SMath Studio

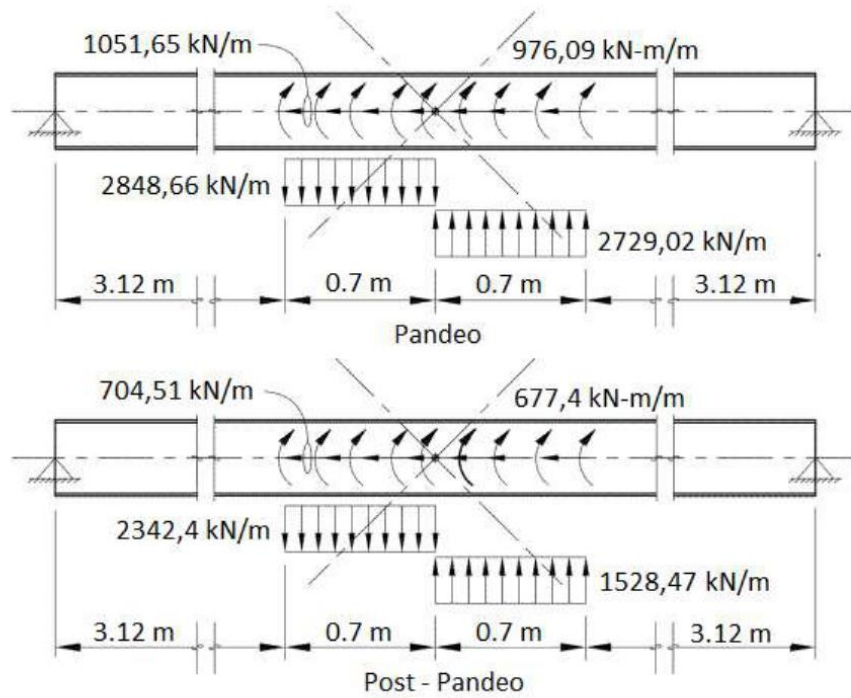


Figura 5. Fuerzas netas en la interfaz gusset-viga.

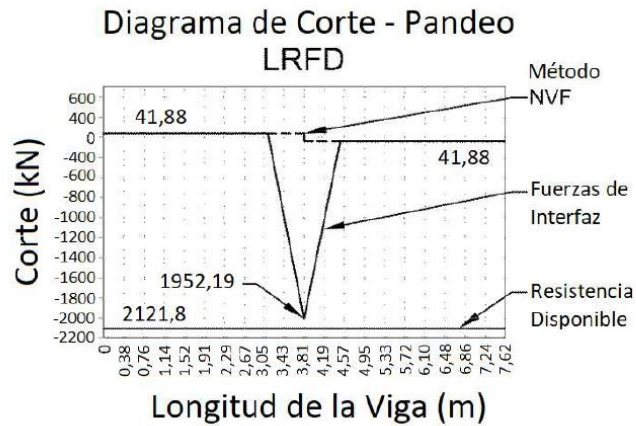


Figura 6. Diagrama de corte de la viga para el caso de carga de pandeo.

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
Created using a free version of SMath Studio

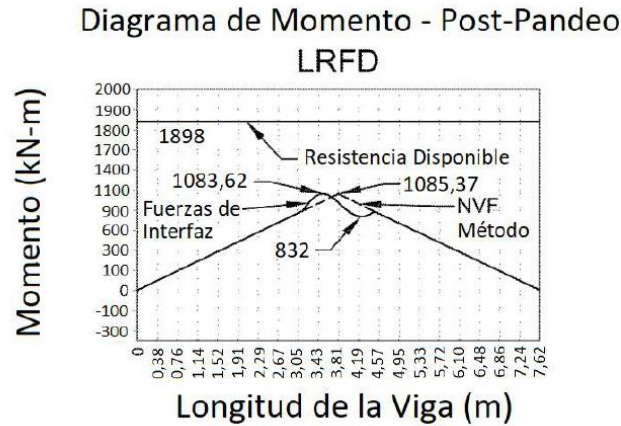


Figura 7. Diagrama de momento de la viga para el caso de carga post - pandeo.

Distribución de fuerzas en la conexión del gusset

Dado la Figura 4, se determinan las fuerzas en las Secciones a-a y b-b para la parte superior e inferior del gusset para los casos de pandeo y post - pandeo.

Notar que como $L1 := 0,7 \text{ m} = L2 := 0,7 \text{ m}$:

$$\Delta = \frac{1}{2} \cdot (L_1 - L_2)$$

$$\Delta := 0 \text{ m}$$

Usando los componentes de las fuerzas previamente calculados, las fuerzas y momentos están determinados como sigue:

Diagrama de cuerpo libre de conexión en el gusset superior - Caso Pandeo

$$h_t := 59 \text{ cm} \quad \text{Altura del gusset superior}$$

$$Ha_{a_t} := -(H1_t + H2_t) = -1699,73 \text{ kN}$$

$$Va_{a_t} := -(V1_t + V2_t) = -264,3 \text{ kN}$$

$$Ma_{a_t} := (H1_t + H2_t) \cdot e_b + (V1_t + V2_t) \cdot \Delta = 476,77 \text{ kN m}$$

$$Hb1_t := \frac{1}{2} \cdot (H1_t + H2_t) - H1_t = 132,15 \text{ kN}$$

$$Vb1_t := \frac{1}{2} \cdot (V1_t + V2_t) - \frac{2 \cdot (Ma_{a_t})}{L_g} - V1_t = 168,76 \text{ kN}$$

$$Mb1_t := \frac{L_g}{8} \cdot (V1_t + V2_t) - \frac{h_t}{4} \cdot (H1_t + H2_t) - \frac{Ma_{a_t}}{2} + V1_t \cdot \Delta + H1_t \cdot \left(e_b + \frac{h_t}{2} \right) = -29,8 \text{ kN m}$$

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
 Created using a free version of SMath Studio

Diagrama de cuerpo libre de conexión en el gusset inferior - Caso Pandeo

$$h_b := 82 \text{ cm} \quad \text{Altura del gusset inferior}$$

$$Ha_{a_b} := -(H1_b + H2_b) = 3172,04 \text{ kN}$$

$$Va_{a_b} := -(V1_b + V2_b) = 348,05 \text{ kN}$$

$$Ma_{a_b} := -(H1_b + H2_b) \cdot e_b + (V1_b + V2_b) \cdot \Delta = 889,76 \text{ kN m}$$

$$Hb1_b := \frac{1}{2} \cdot (H1_b + H2_b) - H1_b = 174,03 \text{ kN}$$

$$Vb1_b := \frac{1}{2} \cdot (V1_b + V2_b) - \frac{2 \cdot (Ma_{a_b})}{L_g} - V1_b = 314,94 \text{ kN}$$

$$Mb1_b := \frac{L_g}{8} \cdot (V1_b + V2_b) + \frac{h_b}{4} \cdot (H1_b + H2_b) - \frac{Ma_{a_b}}{2} + V1_b \cdot \Delta - H1_b \cdot \left(e_b + \frac{h_b}{2} \right) = 59,26 \text{ kN m}$$

Diagrama de cuerpo libre de conexión en el gusset superior - Caso post - Pandeo

$$Ha_{a_{p_t}} := -(H1_{p_t} + H2_{p_t}) = -1197,33 \text{ kN}$$

$$Va_{a_{p_t}} := -(V1_{p_t} + V2_{p_t}) = -766,7 \text{ kN}$$

$$Ma_{a_{p_t}} := (H1_{p_t} + H2_{p_t}) \cdot e_b + (V1_{p_t} + V2_{p_t}) \cdot \Delta = 335,85 \text{ kN m}$$

$$Hb1_{p_t} := \frac{1}{2} \cdot (H1_{p_t} + H2_{p_t}) - H1_{p_t} = 383,35 \text{ kN}$$

$$Vb1_{p_t} := \frac{1}{2} \cdot (V1_{p_t} + V2_{p_t}) - \frac{2 \cdot (Ma_{a_{p_t}})}{L_g} - V1_{p_t} = 118,88 \text{ kN}$$

$$Mb1_{p_t} := \frac{L_g}{8} \cdot (V1_{p_t} + V2_{p_t}) - \frac{h_t}{4} \cdot (H1_{p_t} + H2_{p_t}) - \frac{Ma_{a_{p_t}}}{2} + V1_{p_t} \cdot \Delta + H1_{p_t} \cdot \left(e_b + \frac{h_t}{2} \right)$$

$$Mb1_{p_t} = -86,45 \text{ kN m}$$

Diagrama de cuerpo libre de conexión en el gusset inferior - Caso post - Pandeo

$$Ha_{a_{p_b}} := -(H1_{p_b} + H2_{p_b}) = 2183,65 \text{ kN}$$

$$Va_{a_{p_b}} := -(V1_{p_b} + V2_{p_b}) = 1336,45 \text{ kN}$$

$$Ma_{a_{p_b}} := (V1_{p_b} + V2_{p_b}) \cdot \Delta - (H1_{p_b} + H2_{p_b}) \cdot e_b = 612,51 \text{ kN m}$$

$$Hb1_{p_b} := \frac{1}{2} \cdot (H1_{p_b} + H2_{p_b}) - H1_{p_b} = 668,22 \text{ kN}$$

$$Vb1_{p_b} := \frac{1}{2} \cdot (V1_{p_b} + V2_{p_b}) - \frac{2 \cdot (Ma_{a_{p_b}})}{L_g} - V1_{p_b} = 216,8 \text{ kN}$$

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
 Created using a free version of SMath Studio

$$Mb1_{p_b} := \frac{L_g}{8} \cdot (V1_{p_b} + V2_{p_b}) + \frac{h_b}{4} \cdot (H1_{p_b} + H2_{p_b}) - \frac{Ma_{p_b}}{2} + V1_{p_b} \cdot \Delta - H1_{p_b} \cdot \left(e_b + \frac{h_b}{2} \right)$$

$$Mb1_{p_b} = 227,53 \text{ kN m}$$

Las Figuras 8 y 9 muestran los diagramas de cuerpo libre para los casos de pandeo y post - pandeo respectivamente.

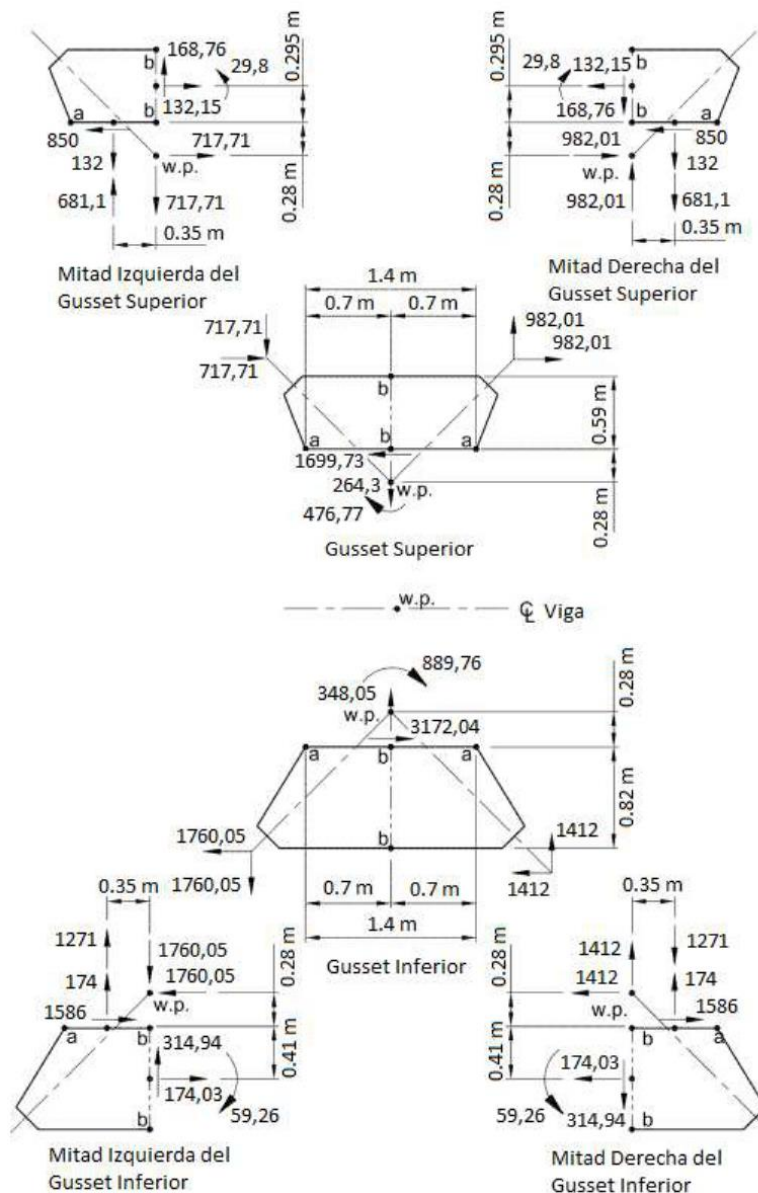


Figura 8. Distribución de fuerzas para el caso de carga de pandeo.

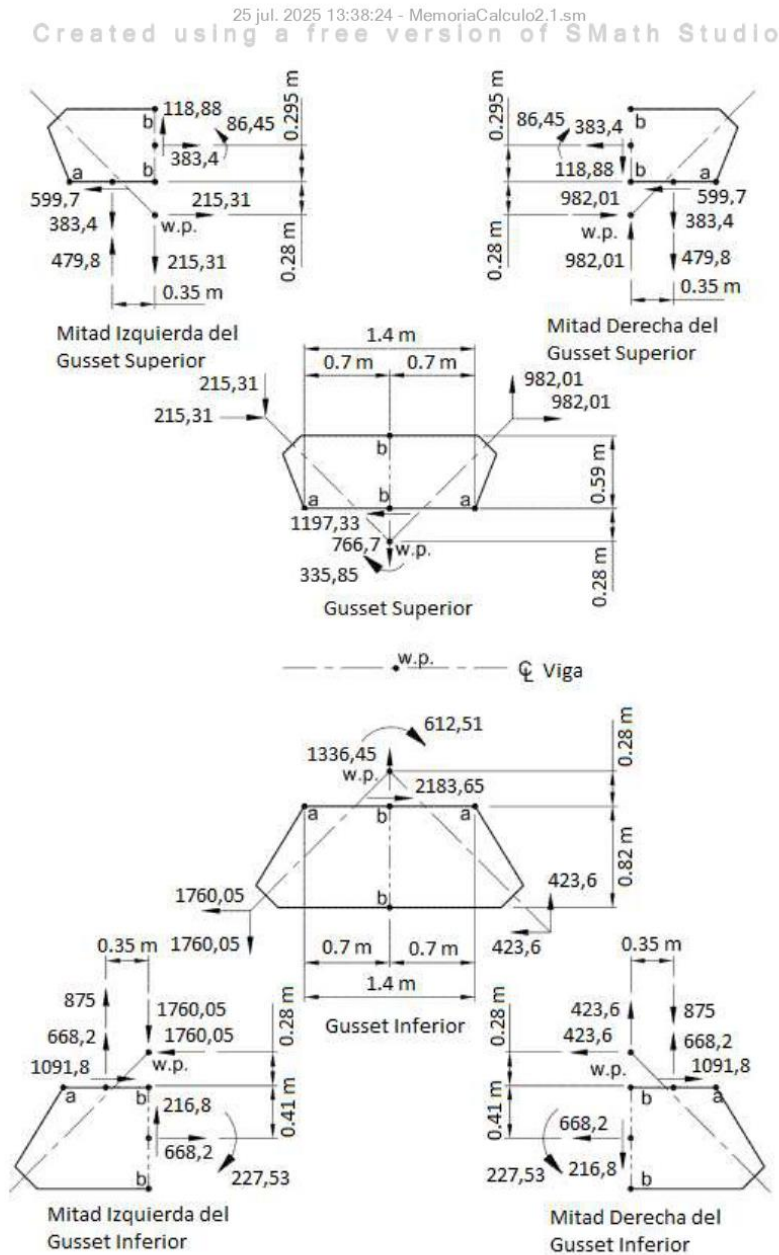


Figura 9. Distribución de fuerzas para el caso de carga post - pandeo.

Diseño del gusset superior

Verificar la resistencia disponible del gusset superior en la Sección a-a

La resistencia al corte disponible del gusset en la Sección a-a es:

$$V_n := 0,6 \cdot F_{Y_{guss}} \cdot A_{gv}$$

(Spec, Ec. J4-3)

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
Created using a free version of SMath Studio

Donde:

$$F_{Y_{guss}} = 345 \text{ MPa}$$

$$e_g := 13 \text{ mm} \quad \text{Espesor del gusset}$$

$$L_g = 1,4 \text{ m}$$

$$A_{gv} := L_g \cdot e_g = 18200 \text{ mm}^2$$

Así,

$$V_n := 0,6 \cdot F_{Y_{guss}} \cdot A_{gv} = 3767,4 \text{ kN}$$

$$\phi V_n := 1,00 \cdot V_n = 3767,4 \text{ kN} > |H_{a_a_t}| = 1699,73 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

La fuerza normal involucra tanto N como M. Es conveniente introducir una fuerza normal equivalente como:

$$N_{eq} = |N| + \left| \frac{4M}{L} \right|$$

Sobre la mitad del gusset, la fuerza normal es $N/2 + 2M/L$, y sobre la otra mitad es $N/2 - 2M/L$. Para simplificar los cálculos, una de las fuerzas de momento, $2M/L$, se invierte de modo que exista una fuerza normal equivalente uniforme sobre toda la Sección a-a del gusset. Esto también resulta conveniente para su aplicación en las ecuaciones de fluencia y deformación local del alma de la viga, según la AISC *Specification*, las cuales suponen una compresión uniforme en el área de contacto.

Para el caso de carga de pandeo, la fuerza normal equivalente es:

$$N_{u,eq} := |V_{a_a_t}| + \left| \frac{4 \cdot M_{a_a_t}}{L_g} \right| = 1626,51 \text{ kN}$$

Para el caso de carga post - pandeo, la fuerza normal equivalente es:

$$N_{p_u,eq} := |V_{a_a_{p_t}}| + \left| \frac{4 \cdot M_{a_a_{p_t}}}{L_g} \right| = 1726,27 \text{ kN}$$

La resistencia disponible del gusset para resistir esta fuerza se determina para el estado límite de fluencia por tracción:

$$N_n := F_{Y_{guss}} \cdot A_{gv} = 6279 \text{ kN} \quad (\text{Spec. Ec. J4-1})$$

$$\phi N_n := 0,9 \cdot N_n = 5651,1 \text{ kN} > N_{p_u,eq} = 1726,27 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

Las fuerzas de corte y normales del gusset calculadas anteriormente no consideran la interacción. La interacción rara vez controla en esta ubicación porque el espesor del gusset generalmente está controlado por los estados límite asociados con la conexión del arriostamiento al gusset. Si se considera la interacción aquí, se debe aplicar la Ecuación 9-1 del AISC *Manual*:

$$\left(\frac{M_u}{\phi M_n} \right) + \left(\frac{N_u}{\phi N_n} \right)^2 + \left(\frac{V_u}{\phi V_n} \right)^4 \leq 1$$

Not for commercial use
21 / 39

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
Created using a free version of SMath Studio

Para este problema, las resistencias requeridas se han calculado previamente, al igual que las resistencias disponibles al corte y tracción. La resistencia a la flexión disponible del gusset se calcula utilizando el módulo de sección plástica del gusset en la Sección a-a:

$$M_n := Fy_{guss} \cdot Z_x \leq 1,6 \cdot Fy_{guss} \cdot S_x \quad (\text{Spec. Ec. F11-1})$$

Donde,

$$Z_x := \frac{e_g \cdot L_g^2}{4} = 6370 \text{ cm}^3$$

$$S_x := \frac{e_g \cdot L_g^2}{6} = 4246,67 \text{ cm}^3$$

$$Fy_{guss} \cdot Z_x = 2197,65 \text{ kN m} \leq 1,6 \cdot Fy_{guss} \cdot S_x = 2344,16 \text{ kN m}$$

Así se tiene que:

$$\phi M_n := 0,9 \cdot Fy_{guss} \cdot Z_x = 1977,89 \text{ kN m}$$

Por lo tanto, para el caso de carga de pandeo, de la Ecuación 9-1 del AISC *Manual*:

$$M_u := Ma_{a_t} = 476,77 \text{ kN m}$$

$$N_u := Va_{a_t} = -264,3 \text{ kN}$$

$$V_u := Ha_{a_t} = -1699,73 \text{ kN}$$

$$\left(\frac{M_u}{\phi M_n} \right) + \left(\frac{N_u}{\phi N_n} \right)^2 + \left(\frac{V_u}{\phi V_n} \right)^4 = 0,28 \leq 1 \quad \text{o.k.}$$

Para el caso de carga post - pandeo, de la Ecuación 9-1 del AISC *Manual*:

$$M_u := Ma_{a_{p_t}} = 335,85 \text{ kN m}$$

$$N_u := Va_{a_{p_t}} = -766,7 \text{ kN}$$

$$V_u := Ha_{a_{p_t}} = -1197,33 \text{ kN}$$

$$\left(\frac{M_u}{\phi M_n} \right) + \left(\frac{N_u}{\phi N_n} \right)^2 + \left(\frac{V_u}{\phi V_n} \right)^4 = 0,2 \leq 1 \quad \text{o.k.}$$

Diseño de la soldadura en la interfaz del gusset - viga para el gusset superior

El uso de una distribución plástica para el momento es conveniente para el cálculo como se mencionó anteriormente, pero requiere suficiente ductilidad. Se puede suponer que el gusset y la viga son suficientemente dúctiles, pero se sabe que las soldaduras de filete o las soldaduras de ranura PJP que se utilizan generalmente para conectar el gusset a la viga tienen menos ductilidad cuando se cargan en ángulos significativamente diferentes del eje longitudinal, lo que suele ser el caso con las fuerzas de momento.

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
 Created using a free version of SMath Studio

Por lo tanto, es prudente utilizar el factor de ductilidad de la soldadura originalmente derivado de Richard (1986) como un valor de 1,4 y modificado por Hewitt y Thornton (2004) a un límite de confianza del 90% y al valor de 1,25. Este valor, que se explica en el AISC *Manual* Parte 13, se utiliza en estos cálculos. El factor original de 1,4 proviene del trabajo de Richard sobre las esquinas de los gusset. No obstante, es razonable utilizar aquí algún "factor de ductilidad" porque se supone que la soldadura está sometida a una carga uniforme en cada semiancho, aunque la distribución real pueda variar. El uso de una soldadura de ranura CJP evita este problema, pero probablemente a un costo mayor.

La fuerza resultante en la soldadura es:

$$V_u := |Ha_{at}| = 1699,73 \text{ kN}$$

$$R_u := \sqrt{N_{u,eq}^2 + V_u^2} = 2352,57 \text{ kN}$$

El ángulo de la fuerza resultante se puede calcular y utilizar en el aumento de la resistencia direccional para las soldaduras de filete de la siguiente manera:

$$\theta := \text{atan} \left(\frac{N_{u,eq}}{V_u} \right) = 43,74^\circ$$

La Sección J2.4 de la AISC *Specification* permite un aumento en la resistencia disponible de las soldaduras de filete cuando el ángulo de carga no está a lo largo del eje longitudinal de la soldadura. El aumento de la resistencia direccional se determina a partir de la siguiente parte de la Ecuación J2-5 de la AISC *Specification*:

$$\mu := 1,0 + 0,5 \cdot (\sin(\theta))^{1,5} = 1,29$$

Usando la Ecuación 8-1 del AISC *Manual*, el espesor de la soldadura w_f es:

$$F_{E70} := 482 \text{ MPa}$$

$$\phi R_n := 0,75 \cdot 0,6 \cdot F_{E70} \cdot \mu \cdot \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot w_f \cdot L_g$$

$$w_f := \frac{R_u}{2 \cdot 0,75 \cdot 0,6 \cdot F_{E70} \cdot \mu \cdot \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot L_g} = 4,26 \text{ mm}$$

Según el espesor de la pieza conectada más delgada, el tamaño mínimo de la soldadura de filete requerido según la Tabla J2.4 de la AISC *Specification* es de 5 mm.

Se utilizan soldaduras de filete de 6 mm de tamaño en ambos lados para conectar el gusset superior a la viga.

Verificar la fluencia a tracción del gusset en la conexión del arriostramiento superior

La fluencia a la tracción se verifica en una sección del gusset comúnmente conocida como la sección de Whitmore. Esta sección se explica en el AISC *Manual*, Parte 9 (Figura 9-1). El ancho de Whitmore es (véase la Figura 2):

$$l := 38 \text{ cm}$$

$$w_p := D_{up} + 2 \cdot l \cdot \tan(23^\circ) = 47,46 \text{ cm}$$

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
 Created using a free version of SMath Studio

La resistencia a la fluencia por tracción disponible del gusset se determina a partir de la Sección J4 de la AISC *Specification* de la siguiente manera:

$$R_n := F_{Y_{guss}} \cdot A_g \quad (\text{Spec. Ec. F11-1})$$

Donde,

$$A_g := e_g \cdot w_p = 6169,81 \text{ mm}^2$$

Así,

$$R_n := F_{Y_{guss}} \cdot A_g = 2128,58 \text{ kN}$$

$$\phi R_n := 0,9 \cdot R_n = 1915,73 \text{ kN} > P_{u_t_up} = 1388,78 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

Verificar la resistencia a la compresión del gusset en la conexión del arriostramiento superior

La resistencia a la compresión de la placa gusset se determina a partir de la Sección J4.4 de la AISC *Specification* de la siguiente manera:

$$L_c := 0,65 \cdot 33,8 \text{ cm} = 21,97 \text{ cm} \quad (\text{Véase Figura 2})$$

$$r := \frac{e_g}{\sqrt{12}} = 0,38 \text{ cm}$$

$$\frac{L_c}{r} = 58,54$$

Como L_c/r es mayor a 25, se aplican las disposiciones del Capítulo E de la AISC *Specification*. Utilizando la Tabla 4-14 del AISC *Manual* para determinar la tracción crítica, la resistencia a la compresión disponible del gusset es:

$$\phi F_{cr} := 241 \text{ MPa}$$

$$\phi P_c := \phi F_{cr} \cdot A_g = 1486,92 \text{ kN} > P_{u_c_up} = 1015 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

Verificar la fluencia local del alma de la viga

Para una fuerza aplicada a una distancia desde el extremo de la viga mayor que la profundidad del elemento:

$$R_n := F_{Y_{vig}} \cdot t_w \cdot (5 \cdot k_{des} + L_g) = 10164,74 \text{ kN} \quad (\text{Spec. Ec. J10-2})$$

$$\phi R_n := 1,00 \cdot R_n = 10164,74 \text{ kN} > N_{P_u,eq} = 1726,27 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

Verificar el aplastamiento local del alma de la viga

Para una fuerza aplicada a una distancia mayor que $d/2$ desde el extremo de la viga:

$$R_n := 0,8 \cdot t_w^2 \cdot \left[1 + 3 \cdot \left(\frac{L_g}{d} \right) \cdot \left(\frac{t_w}{t_f} \right)^{1,5} \right] \cdot \sqrt{\frac{E \cdot F_{Y_{vig}} \cdot t_f}{t_w}} \cdot Q_f \quad (\text{Spec. Ec. J10-4})$$

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
Created using a free version of SMath Studio

Donde.

$$Q_f := 1,00$$

$$R_n := 0,8 \cdot t_w^2 \cdot \left(1 + 3 \cdot \left(\frac{L_g}{d} \right) \cdot \left(\frac{t_w}{t_f} \right)^{1,5} \right) \cdot \sqrt{\frac{E \cdot F_{Y_{vig}} \cdot t_f}{t_w}} \cdot Q_f = 13252,84 \text{ kN}$$

$$\phi R_n := 0,75 \cdot R_n = 9939,63 \text{ kN} > N_{P_{u,eq}} = 1726,27 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

Con esto se completa el diseño del gusset superior para las fuerzas en la Sección a-a

Verificar la resistencia disponible del gusset superior en la Sección b-b

La resistencia al corte disponible del gusset en la Sección b-b es:

$$V_n := 0,6 \cdot F_{Y_{guss}} \cdot A_{gv} \quad (\text{Spec, Ec. J4-3})$$

Donde:

$$F_{Y_{guss}} = 345 \text{ MPa}$$

$$e_g := 13 \text{ mm} \quad \text{Espesor del gusset}$$

$$L_v := 59 \text{ cm} \quad \text{Largo sección b-b}$$

$$A_{gv} := L_v \cdot e_g = 7670 \text{ mm}^2$$

Así,

$$V_n := 0,6 \cdot F_{Y_{guss}} \cdot A_{gv} = 1587,69 \text{ kN}$$

$$\phi V_n := 1,00 \cdot V_n = 1587,69 \text{ kN} > |VbI_t| = 168,76 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

La fuerza normal involucra tanto N como M. Es conveniente introducir una fuerza normal equivalente como:

$$N_{eq} = |N| + \left| \frac{4M}{L} \right|$$

Para el caso de carga de pandeo, la fuerza normal equivalente es:

$$N_{u,eq} := |HbI_t| + \left| \frac{4 \cdot MbI_t}{L_v} \right| = 334,18 \text{ kN}$$

Para el caso de carga post - pandeo, la fuerza normal equivalente es:

$$N_{P_{u,eq}} := |HbI_{P-t}| + \left| \frac{4 \cdot MbI_{P-t}}{L_v} \right| = 969,42 \text{ kN}$$

La resistencia disponible del gusset para resistir esta fuerza se determina para el estado límite de fluencia por tracción:

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
Created using a free version of SMath Studio

$$N_n := F_{Y_{guss}} \cdot A_{gv} = 2646,15 \text{ kN} \quad (\text{Spec. Ec. J4-1})$$

$$\phi N_n := 0,9 \cdot N_n = 2381,54 \text{ kN} > N_{P_{u,eq}} = 969,42 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

Diseño del gusset inferior

Verificar la resistencia disponible del gusset inferior en la Sección a-a

La resistencia al corte disponible del gusset en la Sección a-a es:

$$V_n := 0,6 \cdot F_{Y_{guss}} \cdot A_{gv} \quad (\text{Spec, Ec. J4-3})$$

Donde:

$$F_{Y_{guss}} = 345 \text{ MPa}$$

$$e_g := 20 \text{ mm} \quad \text{Espesor del gusset}$$

$$L_g = 1,4 \text{ m}$$

$$A_{gv} := L_g \cdot e_g = 28000 \text{ mm}^2$$

Así,

$$V_n := 0,6 \cdot F_{Y_{guss}} \cdot A_{gv} = 5796 \text{ kN}$$

$$\phi V_n := 1,00 \cdot V_n = 5796 \text{ kN} > |H_{a_{ab}}| = 3172,04 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

La fuerza normal involucra tanto Nu o Na como Mu o Ma. Es conveniente introducir una fuerza normal equivalente como:

Para el caso de carga de pandeo, la fuerza normal equivalente es:

$$N_{u,eq} := |V_{a_{ab}}| + \left| \frac{4 \cdot M_{a_{ab}}}{L_g} \right| = 2890,22 \text{ kN}$$

Para el caso de carga post - pandeo, la fuerza normal equivalente es:

$$N_{P_{u,eq}} := |V_{a_{P_{ab}}}| + \left| \frac{4 \cdot M_{a_{P_{ab}}}}{L_g} \right| = 3086,49 \text{ kN}$$

La resistencia disponible del gusset para resistir esta fuerza se determina para el estado límite de fluencia por tracción:

$$N_n := F_{Y_{guss}} \cdot A_{gv} = 9660 \text{ kN} \quad (\text{Spec. Ec. J4-1})$$

$$\phi N_n := 0,9 \cdot N_n = 8694 \text{ kN} > N_{P_{u,eq}} = 3086,49 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

La interacción calculada en el gusset superior no se repite aquí

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
 Created using a free version of SMath Studio

Diseño de la soldadura en la interfaz del gusset - viga para el gusset inferior

Como se discutió para el gusset superior de la viga, aquí se utiliza el factor de ductilidad de 1,25.

La fuerza resultante en la soldadura es:

$$V_u := |Ha_{a_b}| = 3172,04 \text{ kN}$$

$$R_u := \sqrt{N_{u,eq}^2 + V_u^2} = 4291,3 \text{ kN}$$

El ángulo de la fuerza resultante se puede calcular y utilizar en el aumento de la resistencia direccional para las soldaduras de filete de la siguiente manera:

$$\theta := \text{atan}\left(\frac{N_{u,eq}}{V_u}\right) = 42,34^\circ$$

La Sección J2.4 de la AISC *Specification* permite un aumento en la resistencia disponible de las soldaduras de filete cuando el ángulo de carga no está a lo largo del eje longitudinal de la soldadura. El aumento de la resistencia direccional se determina a partir de la siguiente parte de la Ecuación J2-5 de la AISC *Specification*:

$$\mu := 1,0 + 0,5 \cdot (\sin(\theta))^{1,5} = 1,28$$

Usando la Ecuación 8-1 del AISC *Manual*, el espesor de la soldadura w_f es:

$$F_{E70} := 482 \text{ MPa}$$

$$\phi R_n := 0,75 \cdot 0,6 \cdot F_{E70} \cdot \mu \cdot \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot w_f \cdot L_g$$

$$w_f := \frac{R_u}{2 \cdot 0,75 \cdot 0,6 \cdot F_{E70} \cdot \mu \cdot \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot L_g} = 7,83 \text{ mm}$$

Según el espesor de la pieza conectada más delgada, el tamaño mínimo de la soldadura de filete requerido según la Tabla J2.4 de la AISC *Specification* es de 6 mm.

Se utilizan soldaduras de filete de 11 mm de tamaño en ambos lados para conectar el gusset superior a la viga.

Verificar la fluencia a tracción del gusset en la conexión del arriostramiento inferior

La fluencia a la tracción se verifica en una sección del gusset comúnmente conocida como la sección de Whitmore. Esta sección se explica en el AISC *Manual*, Parte 9 (Figura 9-1). El ancho de Whitmore es (véase la Figura 2):

$$l := 68 \text{ cm}$$

$$w_p := D_{down} + 2 \cdot l \cdot \tan(13^\circ) = 48,9 \text{ cm}$$

La resistencia a la fluencia por tracción disponible del gusset se determina a partir de la Sección J4 de la AISC *Specification* de la siguiente manera:

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm

Created using a free version of SMath Studio

$$R_n := F_{Y_{guss}} \cdot A_g$$

(Spec. Ec. F11-1)

Donde,

$$A_g := e_g \cdot w_p = 9779,61 \text{ mm}^2$$

Así,

$$R_n := F_{Y_{guss}} \cdot A_g = 3373,97 \text{ kN}$$

$$\phi R_n := 0,9 \cdot R_n = 3036,57 \text{ kN} > P_{u_t_down} = 2489,08 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

Verificar la resistencia a la compresión del gusset en la conexión del arriostramiento inferior

La resistencia a la compresión de la placa gusset se determina a partir de la Sección J4.4 de la AISC *Specification* de la siguiente manera:

$$L_c := 0,65 \cdot 35 \text{ cm} = 22,75 \text{ cm} \quad (\text{Vease Figura 2})$$

$$r := \frac{e_g}{\sqrt{12}} = 0,58 \text{ cm}$$

$$\frac{L_c}{r} = 39,4$$

Como L_c/r es mayor a 25, se aplican las disposiciones del Capítulo E de la AISC *Specification*. Utilizando la Tabla 4-14 del AISC *Manual* para determinar la tracción crítica, la resistencia a la compresión disponible del gusset es:

$$\phi F_{cr} := 277 \text{ MPa}$$

$$\phi P_c := \phi F_{cr} \cdot A_g = 2708,95 \text{ kN} > P_{u_c_down} = 1996,86 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

Verificar la fluencia local del alma de la viga

Para una fuerza aplicada a una distancia desde el extremo de la viga mayor que la profundidad del elemento:

$$R_n := F_{Y_{vig}} \cdot t_w \cdot (5 \cdot k_{des} + L_g) = 10164,74 \text{ kN} \quad (\text{Spec. Ec. J10-2})$$

$$\phi R_n := 1,00 \cdot R_n = 10164,74 \text{ kN} > N_{P_u,eq} = 3086,49 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

Verificar el aplastamiento local del alma de la viga

Para una fuerza aplicada a una distancia mayor que $d/2$ desde el extremo de la viga:

$$R_n := 0,8 \cdot t_w^2 \cdot \left(1 + 3 \cdot \left(\frac{L_g}{d} \right) \cdot \left(\frac{t_w}{t_f} \right)^{1,5} \right) \cdot \sqrt{\frac{E \cdot F_{Y_{vig}} \cdot t_f}{t_w}} \cdot Q_f \quad (\text{Spec. Ec. J10-4})$$

Donde,

$$Q_f := 1,00$$

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
Created using a free version of SMath Studio

$$R_n := 0,8 \cdot t_w^2 \cdot \left(1 + 3 \cdot \left(\frac{L_g}{d} \right) \cdot \left(\frac{t_w}{t_f} \right)^{1,5} \right) \cdot \sqrt{\frac{E \cdot F_{Y_{vig}} \cdot t_f}{t_w}} \cdot Q_f = 13252,84 \text{ kN}$$

$$\phi R_n := 0,75 \cdot R_n = 9939,63 \text{ kN} > N_{P_{u,eq}} = 3086,49 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

Con esto se completa el diseño del gusset superior para las fuerzas en la Sección a-a

Verificar la resistencia disponible del gusset inferior en la Sección b-b

La resistencia al corte disponible del gusset en la Sección b-b es:

$$V_n := 0,6 \cdot F_{Y_{guss}} \cdot A_{gv} \quad (\text{Spec, Ec. J4-3})$$

Donde:

$$F_{Y_{guss}} = 345 \text{ MPa}$$

$$e_g := 20 \text{ mm} \quad \text{Espesor del gusset}$$

$$L_v := 82 \text{ cm} \quad \text{Largo sección b-b}$$

$$A_{gv} := L_v \cdot e_g = 16400 \text{ mm}^2$$

Así,

$$V_n := 0,6 \cdot F_{Y_{guss}} \cdot A_{gv} = 3394,8 \text{ kN}$$

$$\phi V_n := 1,00 \cdot V_n = 3394,8 \text{ kN} > |VbI_b| = 314,94 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

La fuerza normal involucra tanto N como M. Es conveniente introducir una fuerza normal equivalente como:

$$N_{eq} = |N| + \left| \frac{4M}{L} \right|$$

Para el caso de carga de pandeo, la fuerza normal equivalente es:

$$N_{u,eq} := |HbI_b| + \left| \frac{4 \cdot MbI_b}{L_v} \right| = 463,08 \text{ kN}$$

Para el caso de carga post - pandeo, la fuerza normal equivalente es:

$$N_{P_{u,eq}} := |HbI_{P_b}| + \left| \frac{4 \cdot MbI_{P_b}}{L_v} \right| = 1778,13 \text{ kN}$$

La resistencia disponible del gusset para resistir esta fuerza se determina para el estado límite de fluencia por tracción:

$$N_n := F_{Y_{guss}} \cdot A_{gv} = 5658 \text{ kN} \quad (\text{Spec. Ec. J4-1})$$

$$\phi N_n := 0,9 \cdot N_n = 5092,2 \text{ kN} > N_{P_{u,eq}} = 1778,13 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
Created using a free version of SMath Studio

Conexión superior arriostramiento - gusset

La resistencia a la tracción requerida de la conexión se basa en la resistencia a la tracción de los arriostramientos $R_y F_y A_g$, como se estipula en la Sección F2.6c.1 de la AISC *Seismic Provisions*. Se deben verificar todos los estados límite aplicables a la tracción o compresión en el arriostramiento.

Longitud mínima, l , requerida para el solape entre el arriostramiento y el gusset

El estado límite de rotura por corte en la pared de la diagonal se utiliza para determinar la longitud mínima del solape entre la diagonal y el gusset. Cabe señalar que la resistencia esperada a la rotura del arriostramiento, $R_y F_u$, puede utilizarse para determinar la resistencia disponible según la Sección A3.2 de la AISC *Seismic Provisions*.

Utilizando la Sección J4.2 de la AISC *Specification*, incluyendo R_t , de la Tabla A3.1 de la AISC *Seismic Provisions*:

$$R_t := 1, 2$$

$$R_n := 0, 6 \cdot R_t \cdot F_u \cdot A_{nv} \quad (\text{Spec. Ec. J4-4})$$

En esta ecuación, A_{nv} se toma como el área de la sección transversal de las cuatro paredes de la diagonal,

$$A_{nv} := 4 \cdot l \cdot t_{des}$$

$$R_n := \left(0, 6 \cdot R_t \cdot F_{u_{diag}} \cdot 4 \cdot t_{des_{up}} \right) l$$

$$R_n = 9087,93 \frac{\text{kN}}{\text{m}} l$$

Igualando la resistencia disponible a la rotura por corte a la mayor resistencia a tracción requerida entre las dos diagonales (P_u) y despejando la longitud mínima de traslape:

$$\phi := 0, 75$$

$$l := \frac{P_u \cdot t_{up}}{\phi \cdot R_n} = 20,38 \text{ cm}$$

Notar que esta longitud es la mínima requerida para el estado límite de rotura por corte en la pared de la diagonal. Se puede usar una longitud mayor al diseñar las soldaduras de filete entre la diagonal y el gusset, si se desea, para permitir un tamaño de soldadura de filete más pequeño, como se implementa en el siguiente ejemplo.

Dimensionar la soldadura entre el arriostramiento y la placa gusset

La resistencia de las soldaduras de filete definidas en la Sección J2 y la Tabla J2.5 de la AISC *Specification* es:

$$\phi R_n := 0, 75 \cdot 0, 6 \cdot F_{E70} \cdot \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot w_f \cdot l$$

Según el grosor de la pieza conectada más delgada, el tamaño mínimo de soldadura de filete requerido por la Tabla J2.4 del la AISC *Specification* es de 5mm.

Utilizando soldaduras de filete de 6 mm para los cuatro cordones de soldadura:

$$w_f := 6 \text{ mm}$$

$$l := \frac{P_u \cdot t_{up}}{4 \cdot 0, 75 \cdot 0, 6 \cdot F_{E70} \cdot \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot w_f} = 37,73 \text{ cm}$$

Utilizar cuatro soldaduras de filete de 38 cm de largo ($l := 38 \text{ cm}$) y 6 mm de espesor para conectar los arriostramientos por encima de la viga a la placa gusset.

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
 Created using a free version of SMath Studio

Verificar la rotura del bloque de corte del gusset

La resistencia nominal para el estado límite de rotura del bloque de corte en relación con la carga axial sobre el gusset es:

$$R_n := 0,6 \cdot F_u \cdot A_{nv} + U_{bs} \cdot F_u \cdot A_{nt} \leq 0,6 \cdot F_y \cdot A_{gv} + U_{bs} \cdot F_u \cdot A_{nt}$$

Donde,

$$e_g := 13 \text{ mm}$$

$$A_{gv} := (2) \cdot l \cdot e_g = 9880 \text{ mm}^2$$

$$A_{nt} := D_{up} \cdot e_g = 1976 \text{ mm}^2$$

$$A_{nv} := (2) \cdot l \cdot e_g = 9880 \text{ mm}^2$$

$$U_{bs} := 1$$

Y,

$$R_{n1} := 0,6 \cdot F_{uguss} \cdot A_{nv} + U_{bs} \cdot F_{uguss} \cdot A_{nt} = 3540,99 \text{ kN}$$

$$R_{n2} := 0,6 \cdot F_{Yguss} \cdot A_{gv} + U_{bs} \cdot F_{uguss} \cdot A_{nt} = 2930,41 \text{ kN}$$

Como $R_{n1} > R_{n2}$, se tiene que:

$$R_n := R_{n2} = 2930,41 \text{ kN}$$

La resistencia disponible para el estado límite de rotura del bloque de corte en el gusset es:

$$\phi R_n := 0,75 \cdot R_n = 2197,81 \text{ kN} > P_{u_t_{up}} = 1388,78 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

Verificar el área neta efectiva del arriostamiento superior

Según la Sección F2.5b(c) de la AISC *Seismic Provisions*, el área neta efectiva de la diagonal, A_e , no debe ser menor que el área bruta de la diagonal, A_g :

$$A_n := A_g - 2 \cdot (e_g + 2 \cdot (gap)) \cdot t_{des}$$

Este cálculo se asume de forma conservadora para acomodar una placa de hasta 20 mm de espesor. Usando un margen de 2 mm ($gap := 2 \text{ mm}$) a cada lado de la ranura de la diagonal para dejar espacio libre para el montaje:

$$A_n := A_{up} - 2 \cdot (20 \text{ mm} + 2 \cdot gap) \cdot t_{des_{up}} = 3015,28 \text{ mm}^2$$

De la Tabla D3.1 de la AISC *Specification*, Caso 5, dado $l > 1.3D$, $U = 1.0$, el área neta es:

$$A_e := 1,0 \cdot A_n = 3015,28 \text{ mm}^2$$

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
 Created using a free version of SMath Studio

Debido a que $A_e = 3015,28 \text{ mm}^2 < A_{up} = 3370 \text{ mm}^2$, se requiere refuerzo en el arriostamiento. El área de refuerzo requerida aproximada, A_{rn} , es el área removida, pero la posición del refuerzo reducirá U a menos de 1.0. El área de refuerzo requerida se puede obtener de:

$$A_g := U \cdot (A_n + A_{rn})$$

$$A_{rn} := \frac{A_g}{U} - A_n$$

Asumiendo un valor de $U := 0,8$

$$A_{rn} := \frac{A_{up}}{U} - A_n = 1197,22 \text{ mm}^2$$

Probando con dos barras planas de 3 cm x 3 cm, con un área total de $A_{pn} := 1800 \text{ mm}^2$. La Sección F2.5b(c)(1) de la AISC *Seismic Provisions* requiere que la resistencia mínima a la fluencia especificada del refuerzo sea al menos la del arriostamiento; por lo tanto, se utiliza acero ASTM A572 Grado 50 para las barras. La geometría de la sección transversal se muestra en la Figura 10.

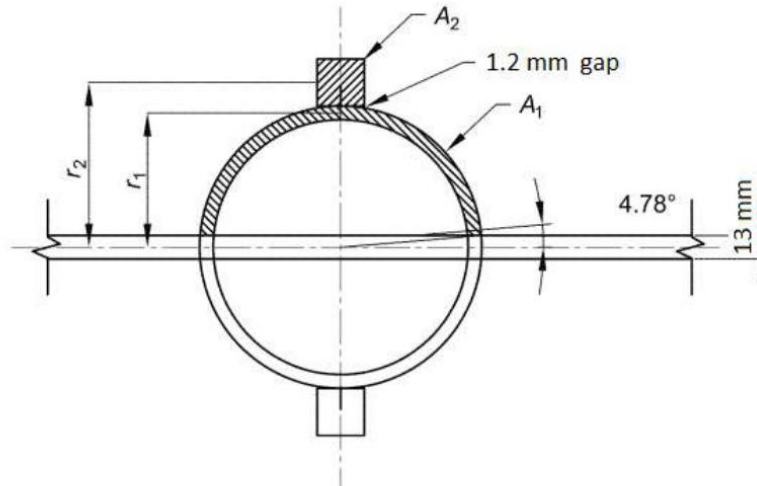


Figura 10. Sección transversal del arriostamiento superior de la viga.

$$r_1 := \frac{D_{up} - t_{des_{up}}}{2} = 72,31 \text{ mm}$$

$$r_2 := \frac{D_{up} + 3 \text{ cm}}{2} = 91 \text{ mm}$$

La distancia al centroide de un círculo parcial viene dada por:

$$x := \frac{r_1 \cdot \sin(\theta)}{\theta}$$

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
 Created using a free version of SMath Studio

donde el arco total del círculo parcial es 2θ , y θ se mide en radianes. Aunque el arriostamiento es ligeramente menor que un semicírculo completo debido a la ranura, como se muestra en la Figura 10, se utiliza un ángulo, θ , de $\pi/2$ para simplificar. Esto es ligeramente poco conservador para calcular el valor del factor U. Se podría realizar un cálculo más preciso utilizando el ángulo exacto.

$$x_{diag} := r_1 \cdot \left(\frac{\sin\left(\frac{\pi}{2}\right)}{\frac{\pi}{2}} \right) = 46,03 \text{ mm}$$

$$x_{re} := r_2 = 91 \text{ mm}$$

Determinar x para la sección transversal compuesta.

Pieza	x	A	xA
	mm	mm ²	mm ³
Mitad de la diagonal	46,03	1523	70103,69
Una barra	91	900	81900
Σ	-	2423	152003,7

$$x := \frac{\Sigma xA}{\Sigma A}$$

$$x := \frac{152003,7 \text{ mm}^3}{2423 \text{ mm}^2} = 62,73 \text{ mm}$$

De la Tabla D3.1 de la AISC *Specification*, Caso 2, que se aplica para perfiles tubulares HSS con refuerzo añadido:

$$U := 1 - \frac{x}{l} = 0,83$$

$$A_{n,diag} := 3015,28 \text{ mm}^2$$

$$A_n := A_{n,diag} + A_{pn} = 4815,28 \text{ mm}^2$$

$$A_e := U \cdot A_n = 4020,33 \text{ mm}^2 > A_{up} = 3370 \text{ mm}^2 \quad \mathbf{o.k.}$$

Diseño de soldaduras que conectan las barras a la diagonal

De acuerdo con la Sección F2.5b(c)(2) de la AISC *Seismic Provisions*, la barra debe conectarse a la diagonal tubular para desarrollar la resistencia esperada de la barra en cada lado de la sección reducida (aquí se utiliza el límite elástico esperado, $R_y F_y$). La sección reducida es la longitud del perfil HSS desde la extensión de la ranura (dimensión x en la Figura 2) hasta el inicio de la soldadura del perfil HSS al gusset. La resistencia requerida de la soldadura se basa en la resistencia a la fluencia esperada de la barra, utilizando R_y de la Tabla A3.1 de la AISC *Seismic Provisions*, para barras ASTM A572 Grado 50. La resistencia esperada del refuerzo de la barra es:

$$R_y := 1,1$$

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
Created using a free version of SMath Studio

$$F_{y_b} := 345 \text{ MPa}$$

$$A_b := 30 \text{ mm} \cdot 30 \text{ mm} = 900 \text{ mm}^2$$

$$\alpha_s = 1$$

$$\frac{R_y \cdot F_{y_b} \cdot A_b}{\alpha_s} = 341,55 \text{ kN}$$

Hay un pequeño espacio de aproximadamente 1,2 mm. entre la cara del perfil HSS y el borde de la barra, como se indica en la Figura 10. Debido a que esto es menor a 1,6 mm, se puede despreciar de acuerdo con la AWS D1.1, cláusula 5.21.1. Se puede utilizar una soldadura de filete de una sola pasada de 8 mm.

Con dos soldaduras, la longitud de las soldaduras de filete de 8 mm, que conectan la barra al perfil HSS, se determina a partir de la Sección J2 y la Tabla J2.5 de la AISC *Specification*.

$$w_f := 8 \text{ mm}$$

$$l := \frac{341,55 \text{ kN}}{2 \cdot 0,75 \cdot 0,6 \cdot F_{E70} \cdot \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot w_f} = 13,92 \text{ cm}$$

Utilizar una barra de 3 cm x 3 cm con soldaduras de filete de 8 mm de 14 cm de largo; el detalle se extiende más allá de ambos lados de la sección reducida de la diagonal en 15 cm.

La soldadura de filete de la barra desarrolla la resistencia esperada de la barra en cada lado del extremo de la ranura de la diagonal. La ranura de la diagonal puede ser más larga que la longitud de la ranura por una holgura máxima de montaje de x cm. (ver Figura 2), según lo determine el fabricante. La longitud de la barra será de 15 cm + 15 cm + x cm = 30 cm + x cm.

Conexión inferior arriostramiento - gusset

Longitud mínima, l, requerida para el solape entre el arriostramiento y el gusset

Similar a lo calculado previamente para el arriostramiento superior, la resistencia nominal a la ruptura por corte en el arriostramiento inferior es:

$$R_t := 1,2$$

$$R_n := 0,6 \cdot R_t \cdot F_u \cdot A_{nv} \quad (\text{Spec. Ec. J4-4})$$

En esta ecuación, A_{nv} se toma como el área de la sección transversal de las cuatro paredes de la diagonal,

$$A_{nv} := 4 \cdot l \cdot t_{des}$$

$$R_n := \left(0,6 \cdot R_t \cdot F_{u_{diag}} \cdot 4 \cdot t_{down} \right) l$$

$$R_n = 14511,17 \frac{\text{kN}}{\text{m}} l$$

Igualando la resistencia disponible a la rotura por corte a la mayor resistencia a tracción requerida entre las dos diagonales (P_u) y despejando la longitud mínima de traslape:

$$\phi := 0,75$$

$$l := \frac{F_u \cdot t_{down}}{\phi \cdot R_n} = 22,87 \text{ cm}$$

Not for commercial use

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
 Created using a free version of SMath Studio

Notar que esta longitud es la mínima requerida para el estado límite de rotura por corte en la pared de la diagonal. Se puede usar una longitud mayor al diseñar las soldaduras de filete entre la diagonal y el gusset, si se desea, para permitir un tamaño de soldadura de filete más pequeño, como se implementa en el siguiente ejemplo.

Dimensionar la soldadura entre el arriostramiento y la placa gusset

La resistencia de las soldaduras de filete definidas en la Sección J2 y la Tabla J2.5 de la AISC *Specification* es:

$$\phi R_n := 0,75 \cdot 0,6 \cdot F_{E70} \cdot \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot w_f \cdot l$$

Según el grosor de la pieza conectada más delgada, el tamaño mínimo de soldadura de filete requerido por la Tabla J2.4 de la AISC *Specification* es de 5mm.

Utilizando soldaduras de filete de 6 mm para los cuatro cordones de soldadura:

$$w_f := 6 \text{ mm}$$

$$l := \frac{Pu_{down}}{4 \cdot 0,75 \cdot 0,6 \cdot F_{E70} \cdot \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot w_f} = 67,62 \text{ cm}$$

Utilizar cuatro soldaduras de filete de 68 cm de largo ($l := 68 \text{ cm}$) y 6 mm de espesor para conectar los arriostramientos por debajo de la viga a la placa gusset.

Verificar la rotura del bloque de corte del gusset

La resistencia nominal para el estado límite de rotura del bloque de corte en relación con la carga axial sobre el gusset es:

$$R_n := 0,6 \cdot F_u \cdot A_{nv} + U_{bs} \cdot F_u \cdot A_{nt} \leq 0,6 \cdot F_y \cdot A_{gv} + U_{bs} \cdot F_u \cdot A_{nt}$$

Donde,

$$e_g := 20 \text{ mm}$$

$$A_{gv} := (2) \cdot l \cdot e_g = 27200 \text{ mm}^2$$

$$A_{nt} := D_{down} \cdot e_g = 3500 \text{ mm}^2$$

$$A_{nv} := (2) \cdot l \cdot e_g = 27200 \text{ mm}^2$$

$$U_{bs} := 1$$

Y,

$$R_{n1} := 0,6 \cdot Fu_{guss} \cdot A_{nv} + U_{bs} \cdot Fu_{guss} \cdot A_{nt} = 8879,36 \text{ kN}$$

$$R_{n2} := 0,6 \cdot Fy_{guss} \cdot A_{gv} + U_{bs} \cdot Fu_{guss} \cdot A_{nt} = 7198,4 \text{ kN}$$

Como $R_{n1} > R_{n2}$, se tiene que:

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
 Created using a free version of SMath Studio

$$R_n := R_{n2} = 7198,4 \text{ kN}$$

La resistencia disponible para el estado límite de rotura del bloque de corte en el gusset es:

$$\phi R_n := 0,75 \cdot R_n = 5398,8 \text{ kN} > P_{u_t_down} = 2489,08 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

Verificar el área neta efectiva del arriostamiento inferior

Según la Sección F2.5b(c) de la AISC *Seismic Provisions*, el área neta efectiva de la diagonal, A_e , no debe ser menor que el área bruta de la diagonal, A_g :

$$A_n := A_g - 2 \cdot (e_g + 2 \cdot (gap)) \cdot t_{des}$$

Este cálculo se asume de forma conservadora para acomodar una placa de hasta 32 mm de espesor. Usando un margen de 2 mm ($gap := 2 \text{ mm}$) a cada lado de la ranura de la diagonal para dejar espacio libre para el montaje:

$$A_n := A_{down} - 2 \cdot (32 \text{ mm} + 2 \cdot gap) \cdot t_{des_down} = 5190,4 \text{ mm}^2$$

De la Tabla D3.1 de la AISC *Specification*, Caso 5, dado $l > 1.3D$, $U = 1.0$, el área neta es:

$$A_e := 1,0 \cdot A_n = 5190,4 \text{ mm}^2$$

Debido a que $A_e = 5190,4 \text{ mm}^2 < A_{down} = 6040 \text{ mm}^2$, se requiere refuerzo en el arriostamiento. El área de refuerzo requerida aproximada, A_{rn} , es el área removida, pero la posición del refuerzo reducirá U a menos de 1.0. El área de refuerzo requerida se puede obtener de:

$$A_g := U \cdot (A_n + A_{rn})$$

$$A_{rn} := \frac{A_g}{U} - A_n$$

Asumiendo un valor de $U := 0,8$

$$A_{rn} := \frac{A_{down}}{U} - A_n = 2359,6 \text{ mm}^2$$

Probando con dos barras planas de 3 cm x 3 cm, con un área total de $A_{pn} := 1800 \text{ mm}^2$. La Sección F2.5b(c)(1) de la AISC *Seismic Provisions* requiere que la resistencia mínima a la fluencia especificada del refuerzo sea al menos la del arriostamiento; por lo tanto, se utiliza acero ASTM A572 Grado 50 para las barras. La geometría de la sección transversal se muestra en la Figura 11.

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
Created using a free version of SMath Studio

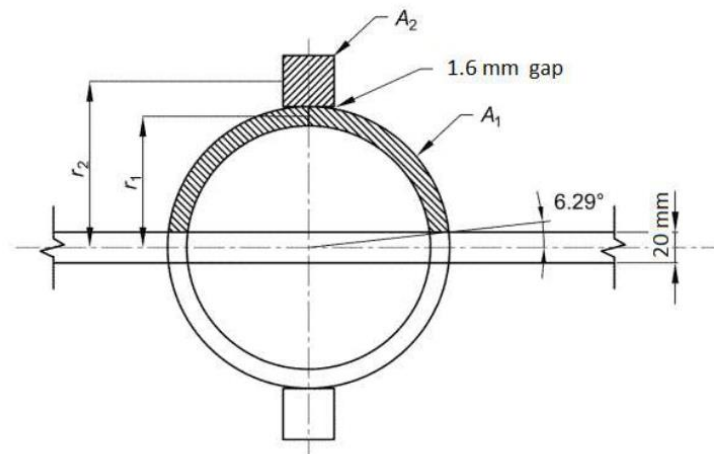


Figura 11. Sección transversal del arriostramiento inferior de la viga.

$$r_1 := \frac{D_{down} - t_{des_down}}{2} = 81,6 \text{ mm}$$

$$r_2 := \frac{D_{down} + 3 \text{ cm}}{2} = 102,5 \text{ mm}$$

La distancia al centroide de un círculo parcial viene dada por:

$$x := \frac{r_1 \cdot \sin(\theta)}{\theta}$$

donde el arco total del círculo parcial es 2θ , y θ se mide en radianes. Aunque el arriostramiento es ligeramente menor que un semicírculo completo debido a la ranura, como se muestra en la Figura 11, se utiliza un ángulo, θ , de $\pi/2$ para simplificar. Esto es ligeramente poco conservador para calcular el valor del factor U. Se podría realizar un cálculo más preciso utilizando el ángulo exacto.

$$x_{diag} := r_1 \cdot \left(\frac{\sin\left(\frac{\pi}{2}\right)}{\frac{\pi}{2}} \right) = 51,95 \text{ mm}$$

$$x_{re} := r_2 = 102,5 \text{ mm}$$

Determinar x para la sección transversal compuesta.

Pieza	x	A	xA
	mm	mm ²	mm ³
Mitad de la diagonal	51,95	2606,4	135402,5
Una barra	102,5	900	92250
Σ	-	3506,4	227652,5

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
Created using a free version of SMath Studio

$$x := \frac{\Sigma xA}{\Sigma A}$$

$$x := \frac{227652,5 \text{ mm}^3}{3506,4 \text{ mm}^2} = 64,92 \text{ mm}$$

De la Tabla D3.1 de la AISC *Specification*, Caso 2, que se aplica para perfiles tubulares HSS con refuerzo añadido:

$$U := 1 - \frac{x}{l} = 0,9$$

$$A_{n,diag} := 5190,4 \text{ mm}^2$$

$$A_n := A_{n,diag} + A_{pn} = 6990,4 \text{ mm}^2$$

$$A_e := U \cdot A_n = 6322,97 \text{ mm}^2 > A_{down} = 6040 \text{ mm}^2 \quad \text{o.k.}$$

Diseño de soldaduras que conectan las barras a la diagonal

De acuerdo con la Sección F2.5b(c)(2) de la AISC *Seismic Provisions*, la barra debe conectarse a la diagonal tubular para desarrollar la resistencia esperada de la barra en cada lado de la sección reducida (aquí se utiliza el límite elástico esperado, $R_y F_y$). La sección reducida es la longitud del perfil HSS desde la extensión de la ranura (dimensión x en la Figura 2) hasta el inicio de la soldadura del perfil HSS al gusset. La resistencia requerida de la soldadura se basa en la resistencia a la fluencia esperada de la barra, utilizando R_y de la Tabla A3.1 de la AISC *Seismic Provisions*, para barras ASTM A572 Grado 50. La resistencia esperada del refuerzo de la barra es:

$$R_y := 1,1$$

$$F_{y_b} := 345 \text{ MPa}$$

$$A_b := 30 \text{ mm} \cdot 30 \text{ mm} = 900 \text{ mm}^2$$

$$\alpha_s = 1$$

$$\frac{R_y \cdot F_{y_b} \cdot A_b}{\alpha_s} = 341,55 \text{ kN}$$

Hay un pequeño espacio de aproximadamente 1,6 mm. entre la cara del perfil HSS y el borde de la barra, como se indica en la Figura 11. Debido a que esto es igual a 1,6 mm, se puede despreciar de acuerdo con la AWS D1.1, cláusula 5.21.1. Se puede utilizar una soldadura de filete de una sola pasada de 8 mm.

Con dos soldaduras, la longitud de las soldaduras de filete de 8 mm, que conectan la barra al perfil HSS, se determina a partir de la Sección J2 y la Tabla J2.5 de la AISC *Specification*.

$$w_f := 8 \text{ mm}$$

$$l := \frac{341,55 \text{ kN}}{2 \cdot 0,75 \cdot 0,6 \cdot F_{E70} \cdot \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot w_f} = 13,92 \text{ cm}$$

Utilizar una barra de 3 cm x 3 cm con soldaduras de filete de 8 mm de 14 cm de largo; el detalle se extiende más allá de ambos lados de la sección reducida de la diagonal en 15 cm.

25 jul. 2025 13:38:24 - MemoriaCalculo2,1.sm
Created using a free version of SMath Studio

La soldadura de filete de la barra desarrolla la resistencia esperada de la barra en cada lado del extremo de la ranura de la diagonal. La ranura de la diagonal puede ser más larga que la longitud de la ranura por una holgura máxima de montaje de x cm. (ver Figura 2), según lo determine el fabricante. La longitud de la barra será de $15 \text{ cm} + 15 \text{ cm} + x \text{ cm} = 30 \text{ cm} + x \text{ cm}$.

ANEXO 4.2 MEMORIA DE CÁLCULO PARA CONEXIÓN CHEVRON EMPERNADA

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empernada3.sm
Created using a free version of SMath Studio

Ejemplo 5.3.7 Conexión Chevron

Diseñar la conexión entre las diagonales y la viga (JT-1) que se muestra en la Figura 1. Todas las diagonales son de acero ASTM A500 Grado C de perfil HSS, y la viga es de acero ASTM A992 W21X147. Para la conexión se usa acero ASTM A572 Grado 50 en el gusset, electrodo E70XX para las soldaduras y pernos A490N.

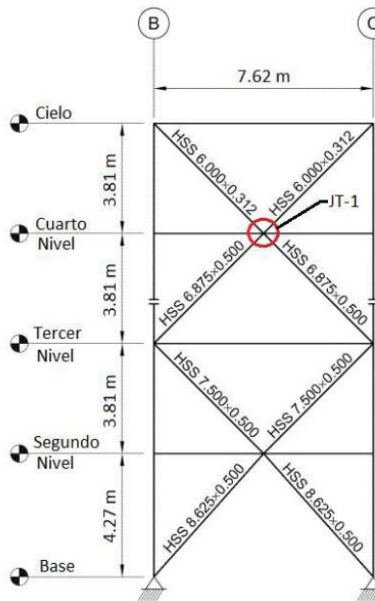


Figura 1. Conexión Chevron.

Solución (LRFD):

Del Manual ICHA 2009 Tabla 1-16 y 1-1, se tienen las siguientes propiedades geométricas:

Diagonal HSS6.000X0.312 (sobre la viga)

$$A_{up} := 33,7 \text{ cm}^2 \quad D_{up} := 152 \text{ mm} \quad t_{des_{up}} := 7,39 \text{ mm}$$

$$r_{up} := 51,3 \text{ mm}$$

Diagonal HSS6.875X0.500 (bajo la viga)

$$A_{down} := 60,4 \text{ cm}^2 \quad D_{down} := 175 \text{ mm} \quad t_{des_{down}} := 11,8 \text{ mm}$$

$$r_{down} := 57,7 \text{ mm}$$

Viga W21X147

$$d := 561 \text{ mm} \quad t_w := 18,3 \text{ mm} \quad t_f := 29,2 \text{ mm} \quad k_{des} := 42 \text{ mm}$$

Not for commercial use

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empernada3.sm

Created using a free version of SMath Studio

De la Tabla 2-4 y 2-5 del AISC *Manual*, se obtienen las siguientes propiedades del material:

ASTM A500 Grado C

$$F_{Y_{diag}} := 317 \text{ MPa} \quad F_{u_{diag}} := 427 \text{ MPa} \quad R_y := 1,3$$

ASTM A992

$$F_{Y_{vig}} := 345 \text{ MPa} \quad F_{u_{vig}} := 448 \text{ MPa}$$

ASTM A572 Grado 50

$$F_{Y_{guss}} := 345 \text{ MPa} \quad F_{u_{guss}} := 448 \text{ MPa}$$

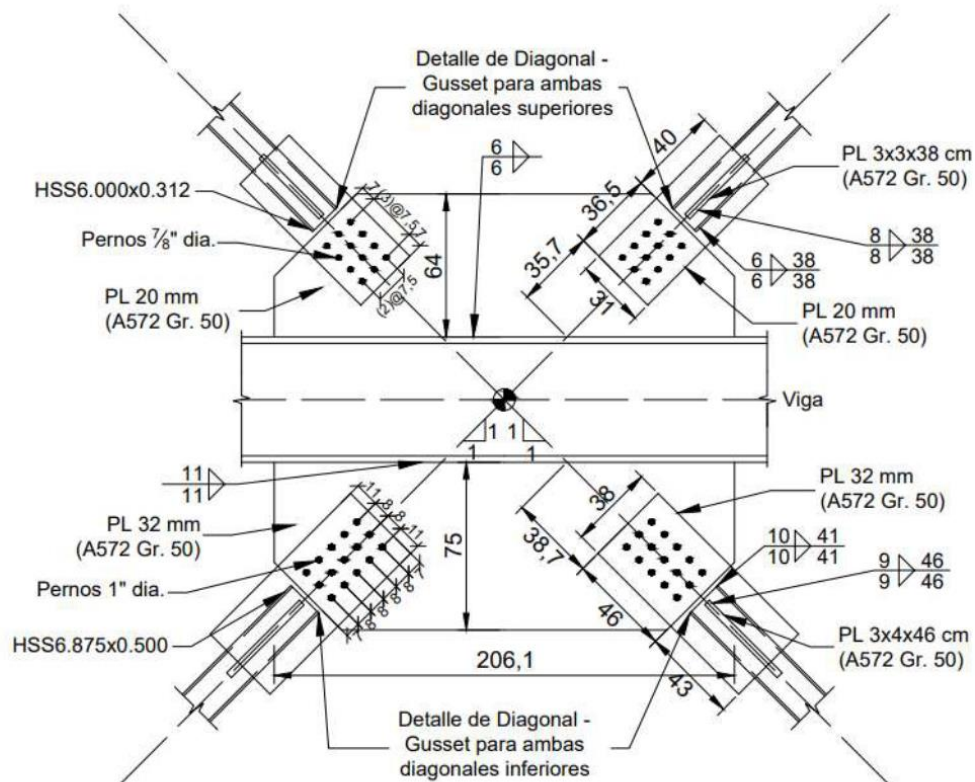


Figura 2. Detalle de la conexión Chevron.

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empennada3.sm
 Created using a free version of SMath Studio

Resistencia a la tracción esperada de las diagonales

$$\alpha_s := 1,0$$

Diagonal HSS6.000X0.312 (sobre la viga)

$$Pu_t_{up} := \frac{R_y \cdot F_{Y_{diag}} \cdot A_{up}}{\alpha_s} = 1388,78 \text{ kN}$$

Diagonal HSS6.875X0.500 (bajo la viga)

$$Pu_t_{down} := \frac{R_y \cdot F_{Y_{diag}} \cdot A_{down}}{\alpha_s} = 2489,08 \text{ kN}$$

Resistencia a la compresión esperada de las diagonales

$$L_c := 1,0 \cdot 3,66 \text{ m} = 3,66 \text{ m}$$

$$E := 200000 \text{ MPa}$$

Diagonal HSS6.000X0.312 (sobre la viga)

$$\frac{L_c}{r_{up}} = 71,35$$

$$4,71 \cdot \sqrt{\frac{E}{R_y \cdot F_{Y_{diag}}}} = 103,76$$

Como $71,35 < 103,8$, aplica la ecuación E3-2 de la AISC *Specification*, y F_{cre} está determinado por:

$$F_{e_{up}} := \frac{\pi^2 \cdot E}{2 \left(\frac{L_c}{r_{up}} \right)^2} = 387,8 \text{ MPa}$$

$$F_{cre_{up}} := \left(0,658 \frac{R_y \cdot F_{Y_{diag}}}{F_{e_{up}}} \right) \cdot R_y \cdot F_{Y_{diag}} = 264,14 \text{ MPa}$$

$$P_{C_{up}} := \left(\frac{1}{0,877} \right) \cdot F_{cre_{up}} \cdot A_{up} = 1015 \text{ kN}$$

Por lo tanto, la resistencia a la compresión esperada es:

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empernada3.sm
 Created using a free version of SMath Studio

$$Pu_{C_{up}} := \frac{Pc_{up}}{\alpha_s} = 1015 \text{ kN}$$

También, se tiene que la resistencia a la compresión post-pandeo es de $0,3Pc$ según la sección F2.3 de la AISC *Seismic Provisions*.

$$Pu_{pC_{up}} := \frac{0,3 \cdot Pc_{up}}{\alpha_s} = 304,5 \text{ kN}$$

Diagonal HSS6.875X0.500 (bajo la viga)

$$\frac{L_c}{r_{down}} = 63,43$$

$$4,71 \cdot \sqrt{\frac{E}{R_y \cdot Fy_{diag}}} = 103,76$$

Como $63,43 < 103,8$, aplica la ecuación E3-2 de la AISC *Specification*, y $Fcre$ está determinado por:

$$Fe_{down} := \frac{\pi^2 \cdot E}{\left(\frac{L_c}{r_{down}}\right)^2} = 490,59 \text{ MPa}$$

$$Fcre_{down} := \left(0,658 \frac{R_y \cdot Fy_{diag}}{Fe_{down}}\right) \cdot R_y \cdot Fy_{diag} = 289,94 \text{ MPa}$$

$$Pc_{down} := \left(\frac{1}{0,877}\right) \cdot Fcre_{down} \cdot A_{down} = 1996,86 \text{ kN}$$

Por lo tanto, la resistencia a la compresión esperada es:

$$Pu_{C_{down}} := \frac{Pc_{down}}{\alpha_s} = 1996,86 \text{ kN}$$

Compresión post-pandeo ($0,3Pc$) según la sección F2.3 de la AISC *Seismic Provisions*.

$$Pu_{pC_{down}} := \frac{0,3 \cdot Pc_{down}}{\alpha_s} = 599,06 \text{ kN}$$

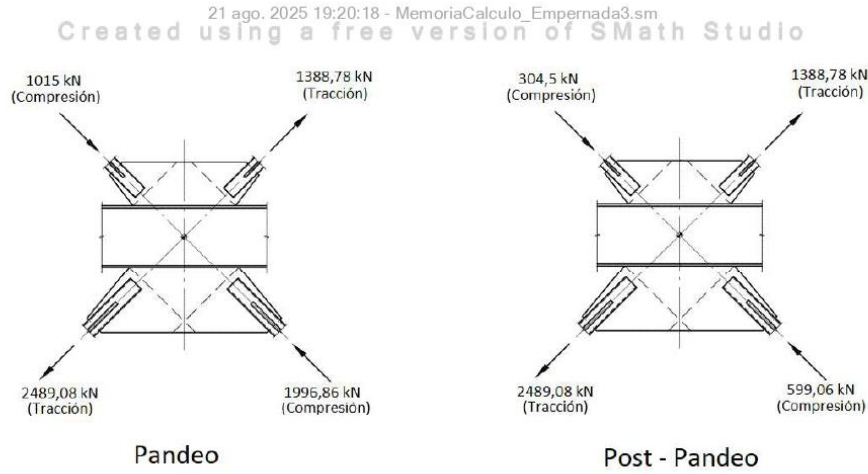


Figura 3. Resistencia disponible de los arriostramientos dado la AISC Seismic Provisions.

Distribución de fuerzas en la conexión de las diagonales

Las fuerzas de las diagonales están distribuidas en la conexión como se muestra en la Figura 4 [referencia a Fortney y Thornton (2017)]. Las ecuaciones usadas para calcular las fuerzas de la Figura 4 se muestran a continuación.

$$\Delta = \frac{1}{2} \cdot (L_1 - L_2), \text{ donde } L_1 > L_2 \quad \Delta := 0 \text{ m}$$

Para las diagonales sobre la viga

Las fuerzas y momentos sobre el w.p. actuando en el gusset superior en la Sección a-a son:

$$Ha_{a_t} := -(H_1 + H_2)_t$$

$$Va_{a_t} := -(V_1 + V_2)_t$$

$$Ma_{a_t} := (H_1 + H_2)_t \cdot e_b + (V_1 + V_2)_t \cdot \Delta$$

Las fuerzas y momentos sobre el Punto B_1 actuando en el gusset superior en la Sección b-b (mitad izquierda del gusset) son:

$$Hb1_t := \frac{1}{2} \cdot (H_1 + H_2)_t - (H_1)_t$$

$$Vb1_t := \frac{1}{2} \cdot (V_1 + V_2)_t - \frac{2 \cdot Ma_{a_t}}{L_g} - (V_1)_t$$

$$Mb1_t := \frac{L_g}{8} \cdot (V_1 + V_2)_t - \frac{h_t}{4} \cdot (H_1 + H_2)_t - \frac{Ma_{a_t}}{2} + (V_1)_t \cdot \Delta + (H_1)_t \cdot \left(e_b + \frac{h_t}{2} \right)$$

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empernada3.sm
Created using a free version of SMath Studio

Las fuerzas y momentos sobre el Punto B_2 actuando en el gusset superior en la Sección b-b (mitad derecha del gusset) son:

$$Hb2_t := \frac{1}{2} \cdot (H_1 + H_2)_t - (H_2)_t$$

$$Vb2_t := \frac{1}{2} \cdot (V_1 + V_2)_t + \frac{2 \cdot Ma_{a_t}}{L_g} - (V_2)_t$$

$$Mb1_t := -\frac{L_g}{8} \cdot (V_1 + V_2)_t - \frac{h_t}{4} \cdot (H_1 + H_2)_t - \frac{Ma_{a_t}}{2} + (V_2)_t \cdot \Delta + (H_2)_t \cdot \left(e_b + \frac{h_t}{2} \right)$$

Para las diagonales bajo la viga

Las fuerzas y momentos sobre el w.p. actuando en el gusset inferior en la Sección a-a son:

$$Ha_{a_b} := -(H_1 + H_2)_b$$

$$Va_{a_b} := -(V_1 + V_2)_b$$

$$Ma_{a_b} := (V_1 + V_2)_b \cdot \Delta - (H_1 + H_2)_b \cdot e_b$$

Las fuerzas y momentos sobre el Punto B_3 actuando en el gusset inferior en la Sección b-b (mitad izquierda del gusset) son:

$$Hb1_b := \frac{1}{2} \cdot (H_1 + H_2)_b - (H_1)_b$$

$$Vb1_b := \frac{1}{2} \cdot (V_1 + V_2)_b - \frac{2 \cdot Ma_{a_b}}{L_g} - (V_1)_b$$

$$Mb1_b := \frac{L_g}{8} \cdot (V_1 + V_2)_b + \frac{h_b}{4} \cdot (H_1 + H_2)_b - \frac{Ma_{a_b}}{2} + (V_1)_b \cdot \Delta - (H_1)_b \cdot \left(e_b + \frac{h_b}{2} \right)$$

Las fuerzas y momentos sobre el Punto B_4 actuando en el gusset inferior en la Sección b-b (mitad derecha del gusset) son:

$$Hb2_b := \frac{1}{2} \cdot (H_1 + H_2)_b - (H_2)_b$$

$$Vb2_b := \frac{1}{2} \cdot (V_1 + V_2)_b + \frac{2 \cdot Ma_{a_b}}{L_g} - (V_2)_b$$

$$Mb1_b := -\frac{L_g}{8} \cdot (V_1 + V_2)_b + \frac{h_b}{4} \cdot (H_1 + H_2)_b - \frac{Ma_{a_b}}{2} + (V_2)_b \cdot \Delta - (H_2)_b \cdot \left(e_b + \frac{h_b}{2} \right)$$

Notar que las ecuaciones que describen las fuerzas y momentos actuando en la mitad izquierda del gusset en la Sección b-b dan fuerzas y momentos iguales y de signo opuesto a las fuerzas y momentos actuando en la mitad derecha del gusset en la Sección b-b, pero de signo opuesto.

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empennada3.sm
 Created using a free version of SMath Studio

Componente de las fuerzas de las diagonales - Caso Pandeo

Diagonales sobre la viga:

$$P1_t := Pu_{c_{up}} = 1015 \text{ kN}$$

$$V1_t := -P1_t \cdot \cos(45^\circ) = -717,71 \text{ kN}$$

$$H1_t := P1_t \cdot \sin(45^\circ) = 717,71 \text{ kN}$$

$$P2_t := Pu_{t_{up}} = 1388,78 \text{ kN}$$

$$V2_t := P2_t \cdot \cos(45^\circ) = 982,01 \text{ kN}$$

$$H2_t := P2_t \cdot \sin(45^\circ) = 982,01 \text{ kN}$$

$$\Sigma V_t := V1_t + V2_t = 264,3 \text{ kN}$$

$$\Sigma H_t := H1_t + H2_t = 1699,73 \text{ kN}$$

Diagonales bajo la viga:

$$P1_b := Pu_{t_{down}} = 2489,08 \text{ kN}$$

$$V1_b := -P1_b \cdot \cos(45^\circ) = -1760,05 \text{ kN}$$

$$H1_b := -P1_b \cdot \sin(45^\circ) = -1760,05 \text{ kN}$$

$$P2_b := Pu_{c_{down}} = 1996,86 \text{ kN}$$

$$V2_b := P2_b \cdot \cos(45^\circ) = 1412 \text{ kN}$$

$$H2_b := -P2_b \cdot \sin(45^\circ) = -1412 \text{ kN}$$

$$\Sigma V_b := V1_b + V2_b = -348,05 \text{ kN}$$

$$\Sigma H_b := H1_b + H2_b = -3172,04 \text{ kN}$$

Los componentes netos de las fuerzas de las diagonales, tanto vertical como horizontal son:

$$\Sigma V_T := \Sigma V_t + \Sigma V_b = -83,75 \text{ kN}$$

$$\Sigma H_T := \Sigma H_t + \Sigma H_b = -1472,32 \text{ kN}$$

Componente de las fuerzas de las diagonales - Caso post - Pandeo

Diagonales sobre la viga:

$$P1_{p_t} := Pu_{pc_{up}} = 304,5 \text{ kN}$$

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empernada3.sm

Created using a free version of SMath Studio

$$V1_{p_t} := -P1_{p_t} \cdot \cos(45^\circ) = -215,31 \text{ kN}$$

$$H1_{p_t} := P1_{p_t} \cdot \sin(45^\circ) = 215,31 \text{ kN}$$

$$P2_{p_t} := Pu_t_{up} = 1388,78 \text{ kN}$$

$$V2_{p_t} := P2_{p_t} \cdot \cos(45^\circ) = 982,01 \text{ kN}$$

$$H2_{p_t} := P2_{p_t} \cdot \sin(45^\circ) = 982,01 \text{ kN}$$

$$\Sigma V_{p_t} := V1_{p_t} + V2_{p_t} = 766,7 \text{ kN}$$

$$\Sigma H_{p_t} := H1_{p_t} + H2_{p_t} = 1197,33 \text{ kN}$$

Diagonales bajo la viga:

$$P1_{p_b} := Pu_t_{down} = 2489,08 \text{ kN}$$

$$V1_{p_b} := -P1_{p_b} \cdot \cos(45^\circ) = -1760,05 \text{ kN}$$

$$H1_{p_b} := -P1_{p_b} \cdot \sin(45^\circ) = -1760,05 \text{ kN}$$

$$P2_{p_b} := Pu_pC_{down} = 599,06 \text{ kN}$$

$$V2_{p_b} := P2_{p_b} \cdot \cos(45^\circ) = 423,6 \text{ kN}$$

$$H2_{p_b} := -P2_{p_b} \cdot \sin(45^\circ) = -423,6 \text{ kN}$$

$$\Sigma V_{p_b} := V1_{p_b} + V2_{p_b} = -1336,45 \text{ kN}$$

$$\Sigma H_{p_b} := H1_{p_b} + H2_{p_b} = -2183,65 \text{ kN}$$

Los componentes netos de las fuerzas de las diagonales, tanto vertical como horizontal son:

$$\Sigma V_{p_T} := \Sigma V_{p_t} + \Sigma V_{p_b} = -569,75 \text{ kN}$$

$$\Sigma H_{p_T} := \Sigma H_{p_t} + \Sigma H_{p_b} = -986,32 \text{ kN}$$

Determinar el largo del gusset en función del esfuerzo cortante

El largo del gusset, L_g , se determinará de manera que se asegure que la viga tenga suficiente resistencia al corte para resistir el corte requerido calculado considerando el llamado "efecto Chevron". Este término se refiere a las fuerzas de corte y momento locales inducidas dentro de la viga en la conexión del gusset debido a los componentes de fuerza horizontal del arriostamiento que actúan en el ala de la viga, excéntricos a la línea central de la viga. A partir del análisis de corte proporcionado en Fortney y Thornton (2017), se puede determinar la longitud del gusset. De Fortney y Thornton (2017), el corte máximo en la viga, V_{max} , esto incluye el efecto Chevron que ocurre en el punto medio a lo largo del gusset, está dado por la siguiente ecuación.

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empennada3.sm
 Created using a free version of SMath Studio

$$V_{max} := R_1 + 0,5 \cdot w_1 \cdot L_g \quad (\text{Fortney y Thornton, Ec. 33})$$

$$w_1 := - \left(\frac{4 \cdot Ma_a}{L_g} \right)_t - \left(\frac{4 \cdot Ma_b}{L_g} \right)_b + \left(\frac{\Sigma V}{L_g} \right)_t + \left(\frac{\Sigma V}{L_g} \right)_b \quad (\text{Fortney y Thornton, Ec. 22})$$

Usando estas dos ecuaciones y reemplazando V_{max} igual a la resistencia al corte de la viga, la ecuación puede ser derivada a la siguiente:

$$L_{g, req} := \frac{2 \cdot M_T \cdot L}{\Sigma V_T \cdot (0,5 \cdot L - b) + \phi V_n \cdot L}$$

En esta ecuación, M_T es el momento total que actúa en el gusset en la Sección a-a (superior e inferior de la viga), y ΣV_T son los componentes verticales netos totales de las fuerzas de las diagonales en la parte superior e inferior de la viga. Notar que cuando el punto de trabajo (w.p) está localizado en el tramo medio de la viga, b es igual a 0,5L y la ecuación se reduce a la siguiente:

$$L_{g, req} := \frac{2 \cdot M_T}{\phi V_n}$$

Usando las ecuaciones anteriormente derivadas, se determina la longitud del gusset en función del esfuerzo cortante utilizando el caso de pandeo y suponiendo que el w.p está ubicado en el centro del tramo de la viga. La excentricidad, e_b , es:

$$e_b := \frac{d}{2} = 280,5 \text{ mm}$$

De la Tabla 6-2 del AISC *Manual*, la resistencia al corte de la viga es:

$$\phi V_n := 2121,8 \text{ kN}$$

Largo del gusset requerido en función del esfuerzo cortante - Caso Pandeo.

Dado la ecuación 13 de Fortney y Thornton:

$$Ma_{a_t} := (H1_t + H2_t) \cdot e_b + (V1_t + V2_t) \cdot \Delta = 476,77 \text{ kN m}$$

Dado la ecuación 4 de Fortney y Thornton:

$$Ma_{a_b} := (V1_b + V2_b) \cdot \Delta - (H1_b + H2_b) \cdot e_b = 889,76 \text{ kN m}$$

$$M_T := Ma_{a_t} + Ma_{a_b} = 1366,53 \text{ kN m}$$

Por lo tanto,

$$L_{g, req} := \frac{2 \cdot M_T}{\phi V_n} = 1,29 \text{ m}$$

Not for commercial use
10 / 46

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empernada3.sm
 Created using a free version of SMath Studio

Largo del gusset requerido en función del esfuerzo cortante - Caso post - Pandeo.

Dado la ecuación 13 de Fortney y Thornton:

$$Ma_{a_{P_t}} := (H1_{P_t} + H2_{P_t}) \cdot e_b + (V1_{P_t} + V2_{P_t}) \cdot \Delta = 335,85 \text{ kN m}$$

Dado la ecuación 4 de Fortney y Thornton:

$$Ma_{a_{P_b}} := (V1_{P_b} + V2_{P_b}) \cdot \Delta - (H1_{P_b} + H2_{P_b}) \cdot e_b = 612,51 \text{ kN m}$$

$$M_{P_T} := Ma_{a_{P_t}} + Ma_{a_{P_b}} = 948,36 \text{ kN m}$$

Por lo tanto,

$$L_{P_g, req} := \frac{2 \cdot M_{P_T}}{\phi V_n} = 0,89 \text{ m}$$

Para satisfacer el largo requerido, se optará por un largo de gusset, L_g , igual a 2,061 m.

Evaluar el efecto Chevron en función del momento

Generalmente, el esfuerzo de corte determinará el diseño de la viga cuando los arriostramientos se apoyen en las alas superior e inferior de una viga cuando las fuerzas de soporte sean de tracción o compresión. Sin embargo, se calculará una fuerza vertical neta equivalente para ilustrar una evaluación del efecto Chevron en función del momento.

Estos cálculos evalúan si los efectos de conexión local generan un momento requerido mayor o menor que el momento calculado suponiendo que la fuerza vertical neta se aplica como una carga concentrada en el punto de trabajo (w.p). Del Manual AISC Tabla 3 - 23, este momento es igual a Pab/L , donde P es igual a la fuerza vertical neta, ΣV_T , L es igual al largo de la viga, y a y b están en función de la ubicación del punto de trabajo a lo largo de la viga.

Para este ejemplo, el efecto local genera un momento requerido mayor que el que se calcula a partir de Pab/L para el caso de pandeo. En el caso post-pandeo, la fuerza vertical neta equivalente, $\Sigma V_{P_T, eq}$, es levemente menor en magnitud que la vertical neta real, ΣV_T , lo que indica que el momento, incluyendo los efectos locales, es levemente menor que el momento obtenido de Pab/L .

Estos cálculos son útiles cuando la sección de la viga es controlada por el momento en lugar del corte, lo que generalmente ocurre cuando los arriostramientos se fijan solo en la parte superior o inferior de la viga. Este no es el caso. Se mostrarán los cálculos del momento máximo de la viga para ilustrar la comprobación de flexión, que incluye los efectos locales de las conexiones.

La fuerza vertical neta equivalente puede ser determinada usando la Ecuación 53 de Fortney y Thornton (2017), donde:

$$L_g := 2,061 \text{ m}$$

$$L := 7,62 \text{ m}$$

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empennada3.sm

Created using a free version of SMath Studio

$$b := \frac{L}{2} = 3,81 \text{ m} \quad \text{Para w.p en el tramo medio}$$

$$\frac{b}{L} = 0,5$$

$$\sqrt{\frac{b}{L}} = 0,71$$

$$\left(\frac{b}{L}\right)^2 = 0,25$$

Fuerza vertical neta equivalente, $\Sigma V_{T,eq}$ - Caso Pandeo

$$\Sigma V_T = -83,75 \text{ kN}$$

De la Ecuación 25 de Fortney y Thornton:

$$q := (\Sigma H_t - \Sigma H_b) \cdot \left(\frac{e_b}{L_g}\right) = 663,04 \text{ kN} \frac{\text{m}}{\text{m}}$$

De la Ecuación 53 de Fortney y Thornton:

$$\Sigma V_{T,eq} := q \cdot \left(\frac{\frac{b}{L} - \sqrt{\frac{b}{L}}}{\frac{b}{L} - \left(\frac{b}{L}\right)^2} \right) = -549,28 \text{ kN} \quad \left| \Sigma V_{T,eq} \right| > \left| \Sigma V_T \right|$$

Por lo tanto, el efecto Chevron genera un momento de viga más grande que el obtenido por Pab/L , como se confirmará en los siguientes cálculos para el momento máximo de la viga.

Fuerza vertical neta equivalente, $\Sigma V_{P_T,eq}$ - Caso post - Pandeo

$$\Sigma V_{P_T} = -569,75 \text{ kN}$$

De la Ecuación 25 de Fortney y Thornton:

$$q_{-P} := (\Sigma H_{P_t} - \Sigma H_{P_b}) \cdot \left(\frac{e_b}{L_g}\right) = 460,15 \text{ kN} \frac{\text{m}}{\text{m}}$$

De la Ecuación 53 de Fortney y Thornton:

$$\Sigma V_{P_T,eq} := q_{-P} \cdot \left(\frac{\frac{b}{L} - \sqrt{\frac{b}{L}}}{\frac{b}{L} - \left(\frac{b}{L}\right)^2} \right) = -381,2 \text{ kN} \quad \left| \Sigma V_{P_T,eq} \right| < \left| \Sigma V_{P_T} \right|$$

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empennada3.sm

Created using a free version of SMath Studio

Por lo tanto, el efecto Chevron genera un momento de viga levemente menor que el obtenido por Pab/L, como se verificará en los siguientes cálculos para el momento máximo de la viga.

El momento máximo de la viga puede ser determinado usando la Ecuación 30 de Fortney y Thornton (2017), como sigue:

De la Figura 4 de Fortney y Thornton se tiene que:

$$a := 3,81 \text{ m}$$

$$a' := a - \Delta - 0,5 \cdot L_g = 2,78 \text{ m}$$

Momento máximo de la viga - Caso Pandeo

De la Ecuación 20 de Fortney y Thornton:

$$R_1 := -\frac{\Sigma V_T \cdot b}{L} = 41,88 \text{ kN}$$

De la Ecuación 22 de Fortney y Thornton:

$$w_1 := -\frac{4 \cdot M_T}{L_g^2} + \frac{\Sigma V_T}{L_g} = -1327,47 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

De la Ecuación 30 de Fortney y Thornton:

$$M_{max} := R_1 \cdot a' + (R_1 + q) \cdot \left(\frac{-R_1 - q}{w_1} \right) + 0,5 \cdot w_1 \cdot \left(\frac{-R_1 - q}{w_1} \right)^2 = 303,56 \text{ kN m}$$

Ahora bien, dado Pab/L, donde P es igual a la fuerza vertical neta, se tiene que:

$$-\frac{\Sigma V_T \cdot a \cdot b}{L} = 159,55 \text{ kN m} < M_{max} = 303,56 \text{ kN m}$$

Por lo tanto, el efecto Chevron genera un momento de viga más grande que el obtenido por Pab/L.

Momento máximo de la viga - Caso post - Pandeo

De la Ecuación 20 de Fortney y Thornton:

$$R_{P_1} := -\frac{\Sigma V_{P-T}}{L} = 284,88 \text{ kN}$$

De la Ecuación 22 de Fortney y Thornton:

$$w_{P_1} := -\frac{4 \cdot M_{P-T}}{L_g^2} + \frac{\Sigma V_{P-T}}{L_g} = -1169,5 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

De la Ecuación 30 de Fortney y Thornton:

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empennada3.sm
 Created using a free version of SMath Studio

$$M_{P_max} := R_{P_1} \cdot a' + (R_{P_1} + Q_{-P}) \cdot \left(\frac{-R_{P_1} - Q_{-P}}{W_{P_1}} \right) + 0,5 \cdot W_{P_1} \cdot \left(\frac{-R_{P_1} - Q_{-P}}{W_{P_1}} \right)^2 = 1029,12 \text{ kN m}$$

Ahora bien, dado Pab/L, donde P es igual a la fuerza vertical neta, se tiene que:

$$-\frac{\Sigma V_{p_T} \cdot a \cdot b}{L} = 1085,37 \text{ kN m} > M_{P_max} = 1029,12 \text{ kN m}$$

Por lo tanto, como se indicó previamente, el efecto Chevron genera un momento de viga levemente menor que el obtenido por Pab/L.

El Caso post - Pandeo controla la resistencia a la flexión requerida de la viga.

Resistencia a la flexión disponible de la viga

Del Ejemplo 5.3.4, la resistencia a la flexión disponible de la viga, sin incluir el análisis viga-columna (carga axial) o efectos de segundo orden, es:

$$\phi Mn := 1898 \text{ kN m} > -\frac{\Sigma V_{p_T} \cdot a \cdot b}{L} = 1085,37 \text{ kN m} \quad \mathbf{o.k.}$$

Hay que tener en cuenta que las resistencias disponibles se comparan con los momentos máximos calculados considerando los efectos locales de la conexión (el efecto chevron), no con los momentos calculados a partir de Pab/L. Los momentos Pab/L se calculan solo para ilustrar la diferencia en el momento calculado si no se considera el efecto chevron.

Notar que, para el Caso post - Pandeo, el momento Pab/L es levemente mayor al momento máximo calculado considerando el efecto chevron ($M_{P_max} = 1029,12 \text{ m kN}$); esto es una excepción. Sin embargo, para el caso de pandeo, el momento que considera el efecto Chevron da como resultado un momento de viga mayor que el obtenido por Pab/L. Por lo tanto, es importante asegurarse de que ambos casos de carga se verifiquen tanto para el cortante como para el momento de la viga. Los cálculos, mostrados anteriormente, de la carga total desequilibrada equivalente, $\Sigma V_{T,eq}$, y la longitud de cartela equivalente, $L_{g,eq}$, para los dos casos de carga producen los mismos resultados.

Resistencia al corte disponible de la viga

El corte requerido se produce en la viga en el centroide de la interfaz gusset-viga. La ecuación utilizada para calcular el corte máximo requerido se deriva de Fortney y Thornton (2017), de la Ecuación 33:

Resistencia al corte disponible de la viga - Caso Pandeo

$$V_{max} := R_1 + 0,5 \cdot w_1 \cdot L_g = -1326,09 \text{ kN}$$

$$\phi Vn = 2121,8 \text{ kN} > |V_{max}| = 1326,09 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

Resistencia al corte disponible de la viga - Caso post - Pandeo

$$V_{P_max} := R_{P_1} + 0,5 \cdot w_{P_1} \cdot L_g = -920,29 \text{ kN}$$

$$\phi Vn = 2121,8 \text{ kN} > |V_{P_max}| = 920,29 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empernada3.sm
 Created using a free version of SMath Studio

Diagramas de corte y de momento de la viga

Aquí se presenta el corte y el momento requerido de la viga impartidos por las resistencias esperadas de los arriostramientos para ilustrar la carga que debe considerarse en el diseño de la conexión. Para generar los diagramas de carga, se deben calcular los términos w_l , w_r , q y H' . El valor de H' se calcula como la fuerza neta del componente horizontal del arriostramiento, ΣH_T , uniformemente distribuida a lo largo del gusset, L_g . Los términos w_l y q se han calculado previamente. Consultar Fortney y Thornton (2017). El valor de w_r se determina a partir de la Ecuación 23 de Fortney y Thornton de la siguiente manera:

Carga de la viga - Caso Pandeo

$$w_l = -1327,47 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

$$q = 663,04 \text{ kN}$$

$$H' := \frac{\Sigma H_T}{L_g} = -714,37 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

De la Ecuación 23 de Fortney y Thornton:

$$w_r := \frac{4 \cdot M_T}{L_g} + \frac{\Sigma V_T}{L_g} = 1246,2 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

Carga de la viga - Caso post - Pandeo

$$w_{P_l} = -1169,5 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

$$q_P = 460,15 \text{ kN}$$

$$H'_P := \frac{\Sigma H_{P_T}}{L_g} = -478,56 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

De la Ecuación 23 de Fortney y Thornton:

$$w_{P_r} := \frac{4 \cdot M_{P_T}}{L_g} + \frac{\Sigma V_{P_T}}{L_g} = 616,61 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

La figura 5 muestra la carga resultante de la viga como resultado de las fuerzas de los arriostramientos y la geometría de la conexión para la metodología LRFD.

Se pueden generar los diagramas de corte y momento en la viga para los casos de carga de pandeo y post-pandeo. Para este ejemplo, solo se proporcionan el caso de carga de pandeo para corte y el caso de carga post-pandeo para momento, ya que estos son los dos casos de carga que controlan el corte y el momento de la viga, respectivamente. Las figuras 6 y 7 muestran los diagramas de corte y momento de la viga para los casos de carga de corte y momento de la viga que controlan, respectivamente. Los diagramas incluyen el Método de Fuerza Vertical Neta (NVF), considerando ΣV_T solo para corte y P_{ab}/L para momento, con el fin de comparar el Método de Fuerzas de Interfaz que aborda el efecto Chevron.

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empernada3.sm
 Created using a free version of SMath Studio

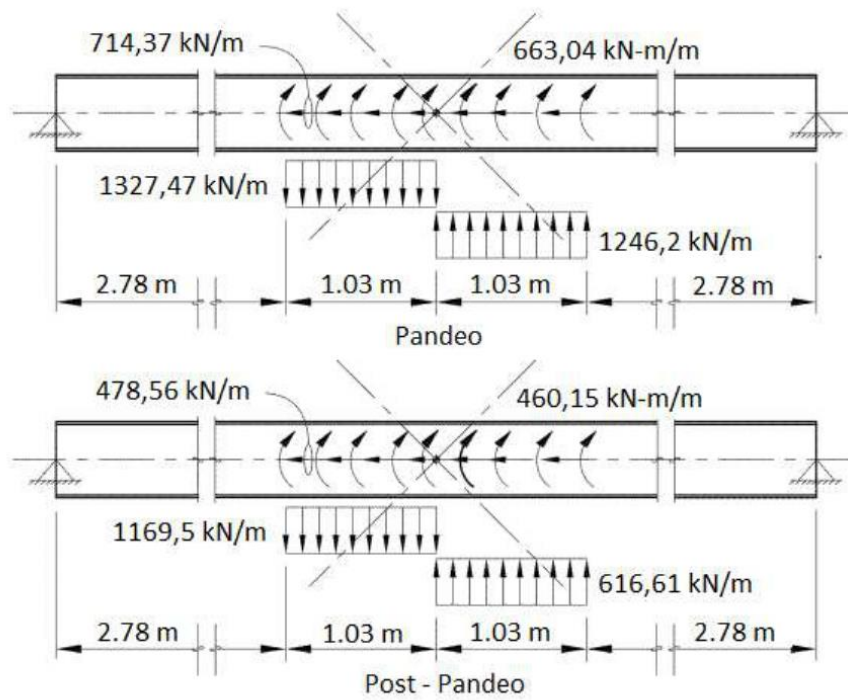


Figura 5. Fuerzas netas en la interfaz gusset-viga.

Diagrama de Corte - Pandeo
 LRFD

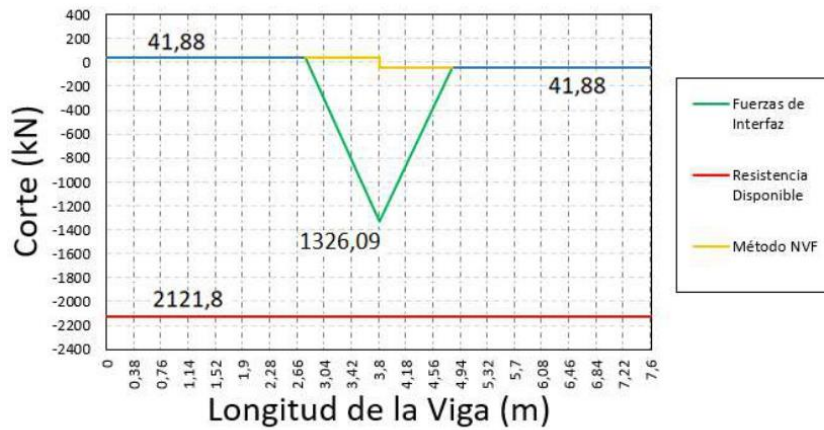


Figura 6. Diagrama de corte de la viga para el caso de carga de pandeo.

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empennada3.sm
Created using a free version of SMath Studio

Diagrama de Momento - Post - Pandeo LRFD

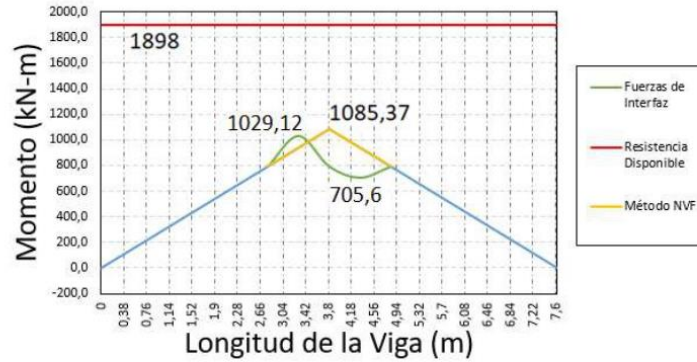


Figura 7. Diagrama de momento de la viga para el caso de carga post - pandeo.

Distribución de fuerzas en la conexión del gusset

Dado la Figura 4, se determinan las fuerzas en las Secciones a-a y b-b para la parte superior e inferior del gusset para los casos de pandeo y post - pandeo.

Notar que como $L1 := 0,7 \text{ m} = L2 := 0,7 \text{ m}$:

$$\Delta = \frac{1}{2} \cdot (L_1 - L_2)$$

$$\Delta := 0 \text{ m}$$

Usando los componentes de las fuerzas previamente calculados, las fuerzas y momentos están determinados como sigue:

Diagrama de cuerpo libre de conexión en el gusset superior - Caso Pandeo

$$h_t := 64 \text{ cm} \quad \text{Altura del gusset superior}$$

$$Ha_{a_t} := -(H1_t + H2_t) = -1699,73 \text{ kN}$$

$$Va_{a_t} := -(V1_t + V2_t) = -264,3 \text{ kN}$$

$$Ma_{a_t} := (H1_t + H2_t) \cdot e_b + (V1_t + V2_t) \cdot \Delta = 476,77 \text{ kN m}$$

$$Hb1_t := \frac{1}{2} \cdot (H1_t + H2_t) - H1_t = 132,15 \text{ kN}$$

$$Vb1_t := \frac{1}{2} \cdot (V1_t + V2_t) - \frac{2 \cdot (Ma_{a_t})}{L_g} - V1_t = 387,2 \text{ kN}$$

$$Mb1_t := \frac{L_g}{8} \cdot (V1_t + V2_t) - \frac{h_t}{4} \cdot (H1_t + H2_t) - \frac{Ma_{a_t}}{2} + V1_t \cdot \Delta + H1_t \cdot \left(e_b + \frac{h_t}{2} \right) = -11,27 \text{ kN m}$$

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empernada3.sm
Created using a free version of SMath Studio

Diagrama de cuerpo libre de conexión en el gusset inferior - Caso Pandeo

$$h_b := 75 \text{ cm} \quad \text{Altura del gusset inferior}$$

$$Ha_{a_b} := -(H1_b + H2_b) = 3172,04 \text{ kN}$$

$$Va_{a_b} := -(V1_b + V2_b) = 348,05 \text{ kN}$$

$$Ma_{a_b} := -(H1_b + H2_b) \cdot e_b + (V1_b + V2_b) \cdot \Delta = 889,76 \text{ kN m}$$

$$Hb1_b := \frac{1}{2} \cdot (H1_b + H2_b) - H1_b = 174,03 \text{ kN}$$

$$Vb1_b := \frac{1}{2} \cdot (V1_b + V2_b) - \frac{2 \cdot (Ma_{a_b})}{L_g} - V1_b = 722,6 \text{ kN}$$

$$Mb1_b := \frac{L_g}{8} \cdot (V1_b + V2_b) + \frac{h_b}{4} \cdot (H1_b + H2_b) - \frac{Ma_{a_b}}{2} + V1_b \cdot \Delta - H1_b \cdot \left(e_b + \frac{h_b}{2} \right) = 24,41 \text{ kN m}$$

Diagrama de cuerpo libre de conexión en el gusset superior - Caso post - Pandeo

$$Ha_{a_{p_t}} := -(H1_{p_t} + H2_{p_t}) = -1197,33 \text{ kN}$$

$$Va_{a_{p_t}} := -(V1_{p_t} + V2_{p_t}) = -766,7 \text{ kN}$$

$$Ma_{a_{p_t}} := (H1_{p_t} + H2_{p_t}) \cdot e_b + (V1_{p_t} + V2_{p_t}) \cdot \Delta = 335,85 \text{ kN m}$$

$$Hb1_{p_t} := \frac{1}{2} \cdot (H1_{p_t} + H2_{p_t}) - H1_{p_t} = 383,35 \text{ kN}$$

$$Vb1_{p_t} := \frac{1}{2} \cdot (V1_{p_t} + V2_{p_t}) - \frac{2 \cdot (Ma_{a_{p_t}})}{L_g} - V1_{p_t} = 272,75 \text{ kN}$$

$$Mb1_{p_t} := \frac{L_g}{8} \cdot (V1_{p_t} + V2_{p_t}) - \frac{h_t}{4} \cdot (H1_{p_t} + H2_{p_t}) - \frac{Ma_{a_{p_t}}}{2} + V1_{p_t} \cdot \Delta + H1_{p_t} \cdot \left(e_b + \frac{h_t}{2} \right)$$

$$Mb1_{p_t} = -32,68 \text{ kN m}$$

Diagrama de cuerpo libre de conexión en el gusset inferior - Caso post - Pandeo

$$Ha_{a_{p_b}} := -(H1_{p_b} + H2_{p_b}) = 2183,65 \text{ kN}$$

$$Va_{a_{p_b}} := -(V1_{p_b} + V2_{p_b}) = 1336,45 \text{ kN}$$

$$Ma_{a_{p_b}} := (V1_{p_b} + V2_{p_b}) \cdot \Delta - (H1_{p_b} + H2_{p_b}) \cdot e_b = 612,51 \text{ kN m}$$

$$Hb1_{p_b} := \frac{1}{2} \cdot (H1_{p_b} + H2_{p_b}) - H1_{p_b} = 668,22 \text{ kN}$$

$$Vb1_{p_b} := \frac{1}{2} \cdot (V1_{p_b} + V2_{p_b}) - \frac{2 \cdot (Ma_{a_{p_b}})}{L_g} - V1_{p_b} = 497,44 \text{ kN}$$

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empennada3.sm
 Created using a free version of SMath Studio

$$Mb1_{p_b} := \frac{L_g}{8} \cdot (V1_{p_b} + V2_{p_b}) + \frac{h_b}{4} \cdot (H1_{p_b} + H2_{p_b}) - \frac{Ma_{p_b}}{2} + V1_{p_b} \cdot \Delta - H1_{p_b} \cdot \left(e_b + \frac{h_b}{2} \right)$$

$$Mb1_{p_b} = 93,72 \text{ kN m}$$

Las Figuras 8 y 9 muestran los diagramas de cuerpo libre para los casos de pandeo y post - pandeo respectivamente.

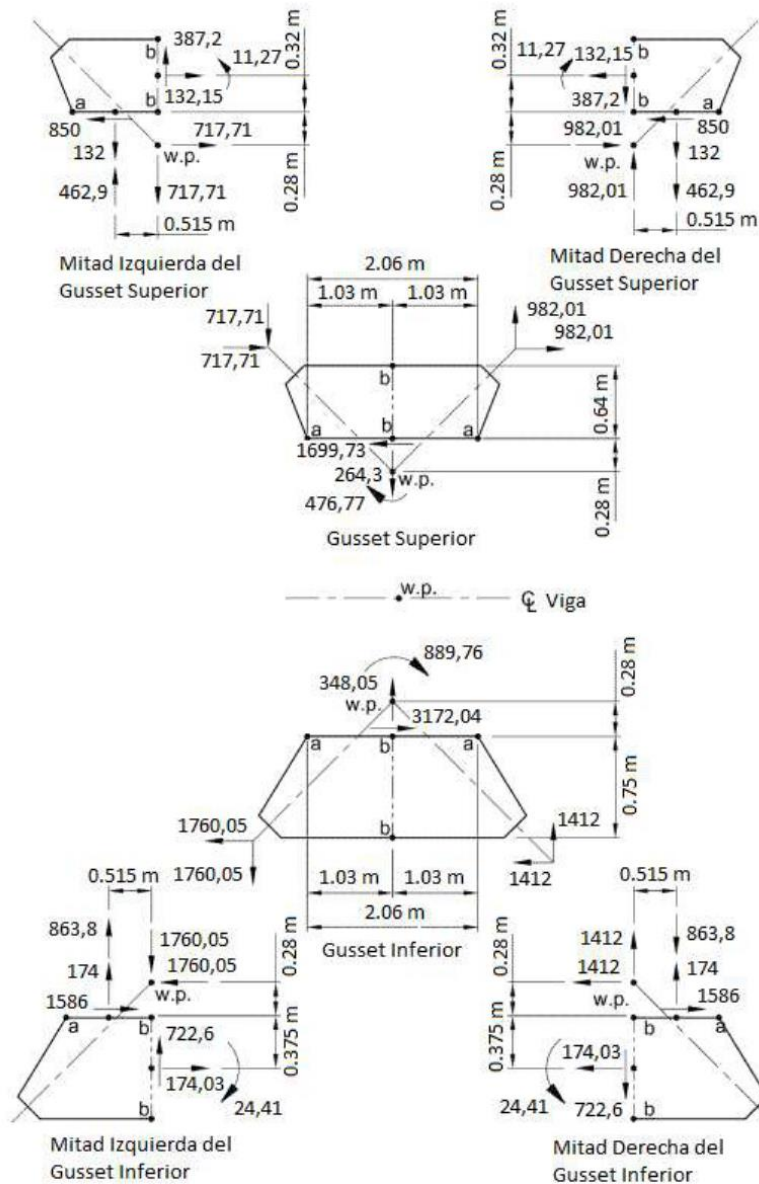


Figura 8. Distribución de fuerzas para el caso de carga de pandeo.

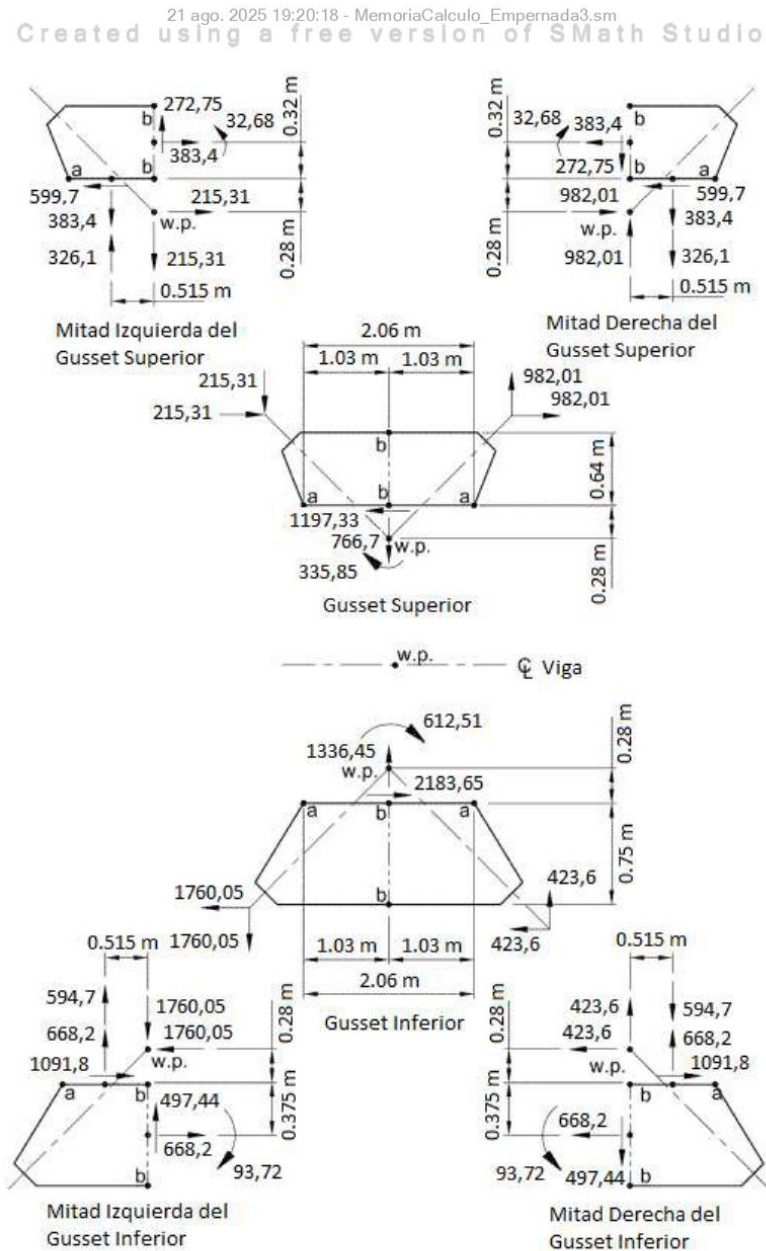


Figura 9. Distribución de fuerzas para el caso de carga post - pandeo.

Diseño del gusset superior

Verificar la resistencia disponible del gusset superior en la Sección a-a

La resistencia al corte disponible del gusset en la Sección a-a es:

$$V_n := 0,6 \cdot F_{Y_{guss}} \cdot A_{gv}$$

(Spec, Ec. J4-3)

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empernada3.sm
Created using a free version of SMath Studio

Donde:

$$F_{Y_{guss}} = 345 \text{ MPa}$$

$$e_g := 20 \text{ mm} \quad \text{Espesor del gusset}$$

$$L_g = 2,06 \text{ m}$$

$$A_{gv} := L_g \cdot e_g = 41220 \text{ mm}^2$$

Así,

$$V_n := 0,6 \cdot F_{Y_{guss}} \cdot A_{gv} = 8532,54 \text{ kN}$$

$$\phi V_n := 1,00 \cdot V_n = 8532,54 \text{ kN} > |H_{a_a_t}| = 1699,73 \text{ kN} \quad \text{o.k.}$$

La fuerza normal involucra tanto N como M. Es conveniente introducir una fuerza normal equivalente como:

$$N_{eq} = |N| + \left| \frac{4M}{L} \right|$$

Sobre la mitad del gusset, la fuerza normal es $N/2 + 2M/L$, y sobre la otra mitad es $N/2 - 2M/L$. Para simplificar los cálculos, una de las fuerzas de momento, $2M/L$, se invierte de modo que exista una fuerza normal equivalente uniforme sobre toda la Sección a-a del gusset. Esto también resulta conveniente para su aplicación en las ecuaciones de fluencia y deformación local del alma de la viga, según la AISC *Specification*, las cuales suponen una compresión uniforme en el área de contacto.

Para el caso de carga de pandeo, la fuerza normal equivalente es:

$$N_{u,eq} := |V_{a_a_t}| + \left| \frac{4 \cdot M_{a_a_t}}{L_g} \right| = 1189,62 \text{ kN}$$

Para el caso de carga post - pandeo, la fuerza normal equivalente es:

$$N_{p_u,eq} := |V_{a_a_{p_t}}| + \left| \frac{4 \cdot M_{a_a_{p_t}}}{L_g} \right| = 1418,52 \text{ kN}$$

La resistencia disponible del gusset para resistir esta fuerza se determina para el estado límite de fluencia por tracción:

$$N_n := F_{Y_{guss}} \cdot A_{gv} = 14220,9 \text{ kN} \quad (\text{Spec. Ec. J4-1})$$

$$\phi N_n := 0,9 \cdot N_n = 12798,81 \text{ kN} > N_{p_u,eq} = 1418,52 \text{ kN} \quad \text{o.k.}$$

Las fuerzas de corte y normales del gusset calculadas anteriormente no consideran la interacción. La interacción rara vez controla en esta ubicación porque el espesor del gusset generalmente está controlado por los estados límite asociados con la conexión del arriostamiento al gusset. Si se considera la interacción aquí, se debe aplicar la Ecuación 9-1 del AISC *Manual*:

$$\left(\frac{M_u}{\phi M_n} \right) + \left(\frac{N_u}{\phi N_n} \right)^2 + \left(\frac{V_u}{\phi V_n} \right)^4 \leq 1$$

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empernada3.sm
 Created using a free version of SMath Studio

Para este problema, las resistencias requeridas se han calculado previamente, al igual que las resistencias disponibles al corte y tracción. La resistencia a la flexión disponible del gusset se calcula utilizando el módulo de sección plástica del gusset en la Sección a-a:

$$M_n := F_{Y_{guss}} \cdot Z_x \leq 1,6 \cdot F_{Y_{guss}} \cdot S_x \quad (\text{Spec. Ec. F11-1})$$

Donde,

$$Z_x := \frac{e_g \cdot L_g^2}{4} = 21238,605 \text{ cm}^3$$

$$S_x := \frac{e_g \cdot L_g^2}{6} = 14159,07 \text{ cm}^3$$

$$F_{Y_{guss}} \cdot Z_x = 7327,3187 \text{ kN m} \leq 1,6 \cdot F_{Y_{guss}} \cdot S_x = 7815,8066 \text{ kN m}$$

Así se tiene que:

$$\phi M_n := 0,9 \cdot F_{Y_{guss}} \cdot Z_x = 6594,59 \text{ kN m}$$

Por lo tanto, para el caso de carga de pandeo, de la Ecuación 9-1 del AISC *Manual*:

$$M_u := Ma_{a_t} = 476,77 \text{ kN m}$$

$$N_u := Va_{a_t} = -264,3 \text{ kN}$$

$$V_u := Ha_{a_t} = -1699,73 \text{ kN}$$

$$\left(\frac{M_u}{\phi M_n} \right) + \left(\frac{N_u}{\phi N_n} \right)^2 + \left(\frac{V_u}{\phi V_n} \right)^4 = 0,07 \leq 1 \quad \text{o.k.}$$

Para el caso de carga post - pandeo, de la Ecuación 9-1 del AISC *Manual*:

$$M_u := Ma_{a_{p_t}} = 335,85 \text{ kN m}$$

$$N_u := Va_{a_{p_t}} = -766,7 \text{ kN}$$

$$V_u := Ha_{a_{p_t}} = -1197,33 \text{ kN}$$

$$\left(\frac{M_u}{\phi M_n} \right) + \left(\frac{N_u}{\phi N_n} \right)^2 + \left(\frac{V_u}{\phi V_n} \right)^4 = 0,05 \leq 1 \quad \text{o.k.}$$

Diseño de la soldadura en la interfaz del gusset - viga para el gusset superior

El uso de una distribución plástica para el momento es conveniente para el cálculo como se mencionó anteriormente, pero requiere suficiente ductilidad. Se puede suponer que el gusset y la viga son suficientemente dúctiles, pero se sabe que las soldaduras de filete o las soldaduras de ranura PJP que se utilizan generalmente para conectar el gusset a la viga tienen menos ductilidad cuando se cargan en ángulos significativamente diferentes del eje longitudinal, lo que suele ser el caso con las fuerzas de momento.

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empennada3.sm
 Created using a free version of SMath Studio

Por lo tanto, es prudente utilizar el factor de ductilidad de la soldadura originalmente derivado de Richard (1986) como un valor de 1,4 y modificado por Hewitt y Thornton (2004) a un límite de confianza del 90% y al valor de 1,25. Este valor, que se explica en el AISC *Manual* Parte 13, se utiliza en estos cálculos. El factor original de 1,4 proviene del trabajo de Richard sobre las esquinas de los gusset. No obstante, es razonable utilizar aquí algún "factor de ductilidad" porque se supone que la soldadura está sometida a una carga uniforme en cada semiancho, aunque la distribución real pueda variar. El uso de una soldadura de ranura CJP evita este problema, pero probablemente a un costo mayor.

La fuerza resultante en la soldadura es:

$$V_u := |Ha_{at}| = 1699,73 \text{ kN}$$

$$R_u := \sqrt{N_{u,eq}^2 + V_u^2} = 2074,68 \text{ kN}$$

El ángulo de la fuerza resultante se puede calcular y utilizar en el aumento de la resistencia direccional para las soldaduras de filete de la siguiente manera:

$$\theta := \text{atan} \left(\frac{N_{u,eq}}{V_u} \right) = 34,99^\circ$$

La Sección J2.4 de la AISC *Specification* permite un aumento en la resistencia disponible de las soldaduras de filete cuando el ángulo de carga no está a lo largo del eje longitudinal de la soldadura. El aumento de la resistencia direccional se determina a partir de la siguiente parte de la Ecuación J2-5 de la AISC *Specification*:

$$\mu := 1,0 + 0,5 \cdot (\sin(\theta))^{1,5} = 1,22$$

Usando la Ecuación 8-1 del AISC *Manual*, el espesor de la soldadura w_f es:

$$F_{E70} := 482 \text{ MPa}$$

$$\phi R_n := 0,75 \cdot 0,6 \cdot F_{E70} \cdot \mu \cdot \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot w_f \cdot L_g$$

$$w_f := \frac{R_u}{2 \cdot 0,75 \cdot 0,6 \cdot F_{E70} \cdot \mu \cdot \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot L_g} = 2,7 \text{ mm}$$

Según el espesor de la pieza conectada más delgada, el tamaño mínimo de la soldadura de filete requerido según la Tabla J2.4 de la AISC *Specification* es de 5 mm.

Se utilizan soldaduras de filete de 6 mm de tamaño en ambos lados para conectar el gusset superior a la viga.

Verificar la fluencia local del alma de la viga

Para una fuerza aplicada a una distancia desde el extremo de la viga mayor que la profundidad del elemento:

$$R_n := F_{Y_{vig}} \cdot t_w \cdot (5 \cdot k_{des} + L_g) = 14337,96 \text{ kN} \quad (\text{Spec. Ec. J10-2})$$

$$\phi R_n := 1,00 \cdot R_n = 14337,96 \text{ kN} > N_{P_{u,eq}} = 1418,52 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empernada3.sm

Created using a free version of SMath Studio

Verificar el aplastamiento local del alma de la vigaPara una fuerza aplicada a una distancia mayor que $d/2$ desde el extremo de la viga:

$$R_n := 0,8 \cdot t_w^2 \cdot \left(1 + 3 \cdot \left(\frac{L_g}{d} \right) \cdot \left(\frac{t_w}{t_f} \right)^{1,5} \right) \cdot \sqrt{\frac{E \cdot F_{Y_{vig}} \cdot t_f}{t_w}} \cdot Q_f \quad (\text{Spec. Ec. J10-4})$$

Donde.

$$Q_f := 1,00$$

$$R_n := 0,8 \cdot t_w^2 \cdot \left(1 + 3 \cdot \left(\frac{L_g}{d} \right) \cdot \left(\frac{t_w}{t_f} \right)^{1,5} \right) \cdot \sqrt{\frac{E \cdot F_{Y_{vig}} \cdot t_f}{t_w}} \cdot Q_f = 18182,82 \text{ kN}$$

$$\phi R_n := 0,75 \cdot R_n = 13637,12 \text{ kN} > N_{p_{u,eq}} = 1418,52 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

Con esto se completa el diseño del gusset superior para las fuerzas en la Sección a-a

Verificar la resistencia disponible del gusset superior en la Sección b-b

La resistencia al corte disponible del gusset en la Sección b-b es:

$$V_n := 0,6 \cdot F_{Y_{guss}} \cdot A_{gv} \quad (\text{Spec, Ec. J4-3})$$

Donde:

$$F_{Y_{guss}} = 345 \text{ MPa}$$

$$e_g := 20 \text{ mm} \quad \text{Espesor del gusset}$$

$$L_v := 64 \text{ cm} \quad \text{Largo sección b-b}$$

$$A_{gv} := L_v \cdot e_g = 12800 \text{ mm}^2$$

Así,

$$V_n := 0,6 \cdot F_{Y_{guss}} \cdot A_{gv} = 2649,6 \text{ kN}$$

$$\phi V_n := 1,00 \cdot V_n = 2649,6 \text{ kN} > |Vb1_t| = 387,2 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

La fuerza normal involucra tanto N como M. Es conveniente introducir una fuerza normal equivalente como:

$$N_{eq} = |N| + \left| \frac{4M}{L} \right|$$

Para el caso de carga de pandeo, la fuerza normal equivalente es:

$$N_{u,eq} := |Hb1_t| + \left| \frac{4 \cdot Mb1_t}{L_v} \right| = 202,56 \text{ kN}$$

Not for commercial use

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empennada3.sm

Created using a free version of SMath Studio

Para el caso de carga post - pandeo, la fuerza normal equivalente es:

$$N_{P_u,eq} := \left| HbI_{P_t} \right| + \left| \frac{4 \cdot MbI_{P_t}}{L_v} \right| = 587,6 \text{ kN}$$

La resistencia disponible del gusset para resistir esta fuerza se determina para el estado límite de fluencia por tracción:

$$N_n := F_{Y_{guss}} \cdot A_{gv} = 4416 \text{ kN} \quad (\text{Spec. Ec. J4-1})$$

$$\phi N_n := 0,9 \cdot N_n = 3974,4 \text{ kN} > N_{P_u,eq} = 587,6 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

Diseño del gusset inferior

Verificar la resistencia disponible del gusset inferior en la Sección a-a

La resistencia al corte disponible del gusset en la Sección a-a es:

$$V_n := 0,6 \cdot F_{Y_{guss}} \cdot A_{gv} \quad (\text{Spec. Ec. J4-3})$$

Donde:

$$F_{Y_{guss}} = 345 \text{ MPa}$$

$$e_g := 32 \text{ mm} \quad \text{Espesor del gusset}$$

$$L_g = 2,06 \text{ m}$$

$$A_{gv} := L_g \cdot e_g = 65952 \text{ mm}^2$$

Así,

$$V_n := 0,6 \cdot F_{Y_{guss}} \cdot A_{gv} = 13652,06 \text{ kN}$$

$$\phi V_n := 1,00 \cdot V_n = 13652,064 \text{ kN} > |Ha_{a_b}| = 3172,04 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

La fuerza normal involucra tanto Nu o Na como Mu o Ma. Es conveniente introducir una fuerza normal equivalente como:

Para el caso de carga de pandeo, la fuerza normal equivalente es:

$$N_{u,eq} := \left| Va_{a_b} \right| + \left| \frac{4 \cdot Ma_{a_b}}{L_g} \right| = 2074,9 \text{ kN}$$

Para el caso de carga post - pandeo, la fuerza normal equivalente es:

$$N_{P_u,eq} := \left| Va_{a_{P_b}} \right| + \left| \frac{4 \cdot Ma_{a_{P_b}}}{L_g} \right| = 2525,22 \text{ kN}$$

La resistencia disponible del gusset para resistir esta fuerza se determina para el estado límite de fluencia por tracción:

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empernada3.sm
 Created using a free version of SMath Studio

$$N_n := F_{Y_{guss}} \cdot A_{gV} = 22753,44 \text{ kN} \quad (\text{Spec. Ec. J4-1})$$

$$\phi N_n := 0,9 \cdot N_n = 20478,1 \text{ kN} > N_{P_{u,eq}} = 2525,22 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

La interacción calculada en el gusset superior no se repite aquí

Diseño de la soldadura en la interfaz del gusset - viga para el gusset inferior

Como se discutió para el gusset superior de la viga, aquí se utiliza el factor de ductilidad de 1,25.

La fuerza resultante en la soldadura es:

$$V_u := |H_{a_{ab}}| = 3172,04 \text{ kN}$$

$$R_u := \sqrt{N_{u,eq}^2 + V_u^2} = 3790,39 \text{ kN}$$

El ángulo de la fuerza resultante se puede calcular y utilizar en el aumento de la resistencia direccional para las soldaduras de filete de la siguiente manera:

$$\theta := \text{atan}\left(\frac{N_{u,eq}}{V_u}\right) = 33,19^\circ$$

La Sección J2.4 de la AISC *Specification* permite un aumento en la resistencia disponible de las soldaduras de filete cuando el ángulo de carga no está a lo largo del eje longitudinal de la soldadura. El aumento de la resistencia direccional se determina a partir de la siguiente parte de la Ecuación J2-5 de la AISC *Specification*:

$$\mu := 1,0 + 0,5 \cdot (\sin(\theta))^{1,5} = 1,2$$

Usando la Ecuación 8-1 del AISC *Manual*, el espesor de la soldadura w_f es:

$$F_{E70} := 482 \text{ MPa}$$

$$\phi R_n := 0,75 \cdot 0,6 \cdot F_{E70} \cdot \mu \cdot \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot w_f \cdot L_g$$

$$w_f := \frac{R_u}{2 \cdot 0,75 \cdot 0,6 \cdot F_{E70} \cdot \mu \cdot \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot L_g} = 4,99 \text{ mm}$$

Según el espesor de la pieza conectada más delgada, el tamaño mínimo de la soldadura de filete requerido según la Tabla J2.4 de la AISC *Specification* es de 6 mm.

Se utilizan soldaduras de filete de 11 mm de tamaño en ambos lados para conectar el gusset superior a la viga.

Verificar la fluencia local del alma de la viga

Para una fuerza aplicada a una distancia desde el extremo de la viga mayor que la profundidad del elemento:

$$R_n := F_{Y_{vig}} \cdot t_w \cdot (5 \cdot k_{des} + L_g) = 14337,96 \text{ kN} \quad (\text{Spec. Ec. J10-2})$$

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empernada3.sm

Created using a free version of SMath Studio

$$\phi R_n := 1,00 \cdot R_n = 14337,96 \text{ kN} > N_{P_u,eq} = 2525,22 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

Verificar el aplastamiento local del alma de la viga

Para una fuerza aplicada a una distancia mayor que $d/2$ desde el extremo de la viga:

$$R_n := 0,8 \cdot t_w^2 \cdot \left(1 + 3 \cdot \left(\frac{L_g}{d} \right) \cdot \left(\frac{t_w}{t_f} \right)^{1,5} \right) \cdot \sqrt{\frac{E \cdot F_{Y_{vig}} \cdot t_f}{t_w}} \cdot Q_f \quad (\text{Spec. Ec. J10-4})$$

Donde.

$$Q_f := 1,00$$

$$R_n := 0,8 \cdot t_w^2 \cdot \left(1 + 3 \cdot \left(\frac{L_g}{d} \right) \cdot \left(\frac{t_w}{t_f} \right)^{1,5} \right) \cdot \sqrt{\frac{E \cdot F_{Y_{vig}} \cdot t_f}{t_w}} \cdot Q_f = 18182,82 \text{ kN}$$

$$\phi R_n := 0,75 \cdot R_n = 13637,12 \text{ kN} > N_{P_u,eq} = 2525,22 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

Con esto se completa el diseño del gusset superior para las fuerzas en la Sección a-a

Verificar la resistencia disponible del gusset inferior en la Sección b-b

La resistencia al corte disponible del gusset en la Sección b-b es:

$$V_n := 0,6 \cdot F_{Y_{guss}} \cdot A_{gv} \quad (\text{Spec, Ec. J4-3})$$

Donde:

$$F_{Y_{guss}} = 345 \text{ MPa}$$

$$e_g := 32 \text{ mm} \quad \text{Espesor del gusset}$$

$$L_v := 75 \text{ cm} \quad \text{Largo sección b-b}$$

$$A_{gv} := L_v \cdot e_g = 24000 \text{ mm}^2$$

Así,

$$V_n := 0,6 \cdot F_{Y_{guss}} \cdot A_{gv} = 4968 \text{ kN}$$

$$\phi V_n := 1,00 \cdot V_n = 4968 \text{ kN} > |VbI_b| = 722,6 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

La fuerza normal involucra tanto N como M. Es conveniente introducir una fuerza normal equivalente como:

$$N_{eq} = |N| + \left| \frac{4M}{L} \right|$$

Para el caso de carga de pandeo, la fuerza normal equivalente es:

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empennada3.sm

Created using a free version of SMath Studio

$$N_{u,eq} := \left| Hb l_b \right| + \left| \frac{4 \cdot Mb l_b}{L_v} \right| = 304,2 \text{ kN}$$

Para el caso de carga post - pandeo, la fuerza normal equivalente es:

$$N_{P_u,eq} := \left| Hb l_{P_b} \right| + \left| \frac{4 \cdot Mb l_{P_b}}{L_v} \right| = 1168,06 \text{ kN}$$

La resistencia disponible del gusset para resistir esta fuerza se determina para el estado límite de fluencia por tracción:

$$N_n := F_{Y_{guss}} \cdot A_{gv} = 8280 \text{ kN} \quad (\text{Spec. Ec. J4-1})$$

$$\phi N_n := 0,9 \cdot N_n = 7452 \text{ kN} > N_{P_u,eq} = 1168,06 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

Conexión superior arriostamiento - gusset

Diseño de soldadura entre perfil y placa conectora

Se utilizará un electrodo E70XX, $F_{E70} = 482 \text{ MPa}$, para la soldadura tipo filete y acero ASTM A572 Grado 50 ($F_y := 345 \text{ MPa}$ y $F_u := 448 \text{ MPa}$) para la placa conectora de 20 mm de espesor. Además, la soldadura tendrá el tamaño máximo permitido según el capítulo J2.2b de la AISC *Specification*, el cual se determina con el menor espesor entre el perfil, $t_{des_{up}} = 7,39 \text{ mm}$ y la placa conectora, $t := 20 \text{ mm}$. Por lo tanto, el tamaño de soldadura es:

$$w_f := 6 \text{ mm}$$

La resistencia de la soldadura de filete es:

$$\phi R_n := \left(0,75 \cdot 0,6 \cdot F_{E70} \cdot \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot w_f \right) l$$

Dado que la soldadura se realiza en ambos lados de la placa conectora, se tienen cuatro cordones de soldadura, por lo tanto, el largo requerido de soldadura, l_{req} , es:

$$l_{req} := \frac{P_u \cdot t_{up}}{4 \cdot 0,75 \cdot 0,6 \cdot F_{E70} \cdot \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot w_f} = 377,29 \text{ mm}$$

El largo propuesto es $l := 380 \text{ mm}$

Diseño de conexión de la placa conectora

Se utilizarán pernos 7/8" ($d_b := \frac{7}{8} \text{ in}$) de acero A490 con hilo incluido en el plano de corte ($F_{nv} := 469 \text{ MPa}$). Así, el área de un perno es:

$$A_b := \frac{\pi \cdot (d_b)^2}{4} = 387,95 \text{ mm}^2$$

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empernada3.sm
 Created using a free version of SMath Studio

La resistencia al corte de un perno es:

$$\phi R_{nv} := 0,75 \cdot F_{nv} \cdot A_p = 136,46 \text{ kN}$$

El número de pernos requeridos es:

$$n_{req} := \frac{Pu \cdot t_{up}}{\phi R_{nv}} = 10,18$$

Por geometría se utiliza tres filas de 4 pernos cada una, por lo tanto, el número de pernos es $n := 12$. De esta manera, la resistencia al corte del grupo de pernos es:

$$\phi R_n := n \cdot \phi R_{nv} = 1637,53 \text{ kN} > Pu \cdot t_{up} = 1388,78 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

El espaciamiento mínimo y máximo entre pernos viene dado por:

$$s_{min} := 3 \cdot d_b = 66,68 \text{ mm}$$

$$s_{max} := \min \left(\left[\begin{array}{l} 14 \cdot t \\ 180 \text{ mm} \end{array} \right] \right) = 180 \text{ mm}$$

Se opta por un espaciamiento $s := 75 \text{ mm}$

El espaciamiento mínimo hasta el borde de la placa conectora viene dado por la Tabla J3.4 de la AISC *Specification*, donde, $l_{vmin} := 28,6 \text{ mm}$

Se opta por un espaciamiento de $l_v := 70 \text{ mm}$

Verificación de fluencia al corte en el área bruta

La fluencia al corte en el área bruta es:

$$\phi R_n := 1,00 \cdot 0,6 \cdot F_y \cdot A_{gv} \quad (\text{Spec. Ec. J4-3})$$

Donde,

$$A_{gv} := l \cdot t = 7600 \text{ mm}^2$$

Considerando los 4 cordones de soldadura, se tiene:

$$\phi R_n := 1,00 \cdot 0,6 \cdot F_y \cdot A_{gv} \cdot (4) = 6292,8 \text{ kN} > Pu \cdot t_{up} = 1388,78 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

Verificación de ruptura al corte en el área neta

La ruptura al corte en el área neta es:

$$\phi R_n := 0,75 \cdot 0,6 \cdot F_u \cdot A_n \quad (\text{Spec. Ec. J4-4})$$

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empennada3.sm
 Created using a free version of SMath Studio

Donde,

$$A_n := A_{gV} = 7600 \text{ mm}^2$$

Considerando los 4 cordones de soldadura, se tiene:

$$\phi R_n := 0,75 \cdot 0,6 \cdot F_u \cdot A_{gV} \cdot (4) = 6128,64 \text{ kN} > Pu_{t_{up}} = 1388,78 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

Verificación de resistencia de la placa conectora

Considerando el espesor de 20 mm de la placa conectora y el ancho de 310 mm (vease Figura 2), se tiene un área de

$$A_g := t \cdot 310 \text{ mm} = 6200 \text{ mm}^2$$

Diámetro de orificios:

$$d_h := d_b + \frac{1}{16} \text{ in} = 23,81 \text{ mm}$$

Diámetro neto:

$$D_h := d_h + \frac{1}{16} \text{ in} = 25,4 \text{ mm}$$

Por lo tanto, el área efectiva es:

$$A_e := A_g - (3) \cdot D_h \cdot t = 4676 \text{ mm}^2$$

La resistencia por fluencia en el área bruta, según la Ecuación D2-1 de la AISC *Specification*, es:

$$\phi P_n := 0,9 \cdot F_y \cdot A_g = 1925,1 \text{ kN} > Pu_{t_{up}} = 1388,78 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

La resistencia por rotura en el área efectiva, según la Ecuación D2-2 de la AISC *Specification*, es:

$$\phi P_n := 0,75 \cdot F_u \cdot A_e = 1571,14 \text{ kN} > Pu_{t_{up}} = 1388,78 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

Dimensiones del bloque de corte de la placa conectora (vease Figura 2):

$$A_{gV} := (2) \cdot (70 \text{ mm} + 3 \cdot 75 \text{ mm}) \cdot t = 11800 \text{ mm}^2$$

$$A_{gt} := (2 \cdot 75 \text{ mm}) \cdot t = 3000 \text{ mm}^2$$

$$A_{nV} := A_{gV} - \Sigma A_h$$

$$A_{nV} := A_{gV} - (2) \cdot (3,5) \cdot D_h \cdot t = 8244 \text{ mm}^2$$

$$A_{nT} := A_{gt} - \Sigma A_h$$

$$A_{nT} := A_{gt} - (2) \cdot D_h \cdot t = 1984 \text{ mm}^2$$

$$U_{bs} := 1,00$$

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empennada3.sm
 Created using a free version of SMath Studio

De la Ecuación J4-5 de la AISC Specification, la resistencia por bloque de corte es:

$$R_n := 0,6 \cdot F_u \cdot A_{nv} + U_{bs} \cdot F_u \cdot A_{nt} \leq 0,6 \cdot F_y \cdot A_{gv} + U_{bs} \cdot F_u \cdot A_{nt}$$

$$R_{n1} := 0,6 \cdot F_u \cdot A_{nv} + U_{bs} \cdot F_u \cdot A_{nt} = 3104,82 \text{ kN}$$

$$R_{n2} := 0,6 \cdot F_y \cdot A_{gv} + U_{bs} \cdot F_u \cdot A_{nt} = 3331,43 \text{ kN}$$

$$R_n := \min \left(\begin{array}{c} R_{n1} \\ R_{n2} \end{array} \right) = 3104,82 \text{ kN}$$

$$\phi R_n := 0,75 \cdot R_n = 2328,61 \text{ kN} > P_u \cdot t_{up} = 1388,78 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

La resistencia al aplastamiento del orificio del perno en la placa conectora, donde la deformación es una consideración de diseño, según el capítulo J3.10 de la AISC Specification, es:

$$R_n := 1,2 \cdot L_c \cdot t \cdot F_u \leq 2,4 \cdot d_b \cdot t \cdot F_u$$

Para pernos de borde (vease Figura 2):

$$L_c := 70 \text{ mm} - 0,5 \cdot d_h = 58,09 \text{ mm}$$

$$R_{n1} := 1,2 \cdot L_c \cdot t \cdot F_u = 624,62 \text{ kN}$$

$$R_{n2} := 2,4 \cdot d_b \cdot t \cdot F_u = 477,93 \text{ kN}$$

Así,

$$R_{nb} := \min \left(\begin{array}{c} R_{n1} \\ R_{n2} \end{array} \right) = 477,93 \text{ kN}$$

$$\phi R_{nb} := 0,75 \cdot R_{nb} = 358,44 \text{ kN}$$

Para pernos interiores (vease Figura 2):

$$L_c := 75 \text{ mm} - d_h = 51,19 \text{ mm}$$

$$R_{n1} := 1,2 \cdot L_c \cdot t \cdot F_u = 550,37 \text{ kN}$$

$$R_{n2} := 2,4 \cdot d_b \cdot t \cdot F_u = 477,93 \text{ kN}$$

Así,

$$R_{ni} := \min \left(\begin{array}{c} R_{n1} \\ R_{n2} \end{array} \right) = 477,93 \text{ kN}$$

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empennada3.sm
 Created using a free version of SMath Studio

$$\phi R_{ni} := 0,75 \cdot R_{ni} = 358,44 \text{ kN}$$

Por lo tanto, la resistencia total de la conexión considerando todos los pernos en aplastamiento es:

$$\phi R_n := (3) \cdot \phi R_{nb} + (9) \cdot \phi R_{ni} = 4301,34 \text{ kN} > P_u \cdot t_{up} = 1388,78 \text{ kN} \quad \text{o.k.}$$

Verificación de resistencia de la placa gusset

Teniendo en cuenta el espesor del gusset superior de 20 mm ($e_g := 20 \text{ mm}$), se tiene un ancho efectivo de Whitmore de (vease Figura 2):

$$L_w := 2 \cdot 75 \text{ mm} + (2) \cdot (3 \cdot 75 \text{ mm}) \cdot \tan(30^\circ) = 409,81 \text{ mm}$$

Resistencia por fluencia en el área bruta de Whitmore:

$$\phi R_n := 0,9 \cdot F_y \cdot L_w \cdot e_g = 2544,91 \text{ kN} > P_u \cdot t_{up} = 1388,78 \text{ kN} \quad \text{o.k.}$$

Resistencia por rotura en el área efectiva de Whitmore:

$$A_w := L_w \cdot e_g = 8196,15 \text{ mm}^2$$

$$A_{wn} := (L_w - 3 \cdot D_h) \cdot e_g = 6672,15 \text{ mm}^2$$

Como $A_{wn} = 6672,15 \text{ mm}^2 \leq 0,85 \cdot A_w = 6966,73 \text{ mm}^2$, se utiliza $A_e := A_{wn} = 6672,15 \text{ mm}^2$

$$\phi R_n := 0,75 \cdot F_u \cdot A_e = 2241,84 \text{ kN} > P_u \cdot t_{up} = 1388,78 \text{ kN} \quad \text{o.k.}$$

Dimensiones del bloque de corte de la placa gusset (vease Figura 2):

$$A_{gv} := (2) \cdot (70 \text{ mm} + 3 \cdot 75 \text{ mm}) \cdot e_g = 11800 \text{ mm}^2$$

$$A_{gt} := (2 \cdot 75 \text{ mm}) \cdot e_g = 3000 \text{ mm}^2$$

$$A_{nv} := A_{gv} - \Sigma A_h$$

$$A_{nv} := A_{gv} - (2) \cdot (3,5) \cdot D_h \cdot e_g = 8244 \text{ mm}^2$$

$$A_{nt} := A_{gt} - \Sigma A_h$$

$$A_{nt} := A_{gt} - (2) \cdot D_h \cdot e_g = 1984 \text{ mm}^2$$

$$U_{bs} := 1,00$$

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empennada3.sm
 Created using a free version of SMath Studio

De la Ecuación J4-5 de la AISC Specification, la resistencia por bloque de corte es:

$$R_n := 0,6 \cdot F_u \cdot A_{nv} + U_{bs} \cdot F_u \cdot A_{nt} \leq 0,6 \cdot F_y \cdot A_{gv} + U_{bs} \cdot F_u \cdot A_{nt}$$

$$R_{n1} := 0,6 \cdot F_u \cdot A_{nv} + U_{bs} \cdot F_u \cdot A_{nt} = 3104,82 \text{ kN}$$

$$R_{n2} := 0,6 \cdot F_y \cdot A_{gv} + U_{bs} \cdot F_u \cdot A_{nt} = 3331,43 \text{ kN}$$

$$R_n := \min \left(\begin{matrix} R_{n1} \\ R_{n2} \end{matrix} \right) = 3104,82 \text{ kN}$$

$$\phi R_n := 0,75 \cdot R_n = 2328,61 \text{ kN} > P_u \cdot t_{up} = 1388,78 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

La resistencia al aplastamiento del orificio del perno en la placa gusset, donde la deformación es una consideración de diseño, según el capítulo J3.10 de la AISC Specification, es:

$$R_n := 1,2 \cdot L_c \cdot e_g \cdot F_u \leq 2,4 \cdot d_b \cdot e_g \cdot F_u$$

Para pernos de borde (vease Figura 2):

$$L_c := 70 \text{ mm} - 0,5 \cdot d_h = 58,09 \text{ mm}$$

$$R_{n1} := 1,2 \cdot L_c \cdot e_g \cdot F_u = 624,62 \text{ kN}$$

$$R_{n2} := 2,4 \cdot d_b \cdot e_g \cdot F_u = 477,93 \text{ kN}$$

Así,

$$R_{nb} := \min \left(\begin{matrix} R_{n1} \\ R_{n2} \end{matrix} \right) = 477,93 \text{ kN}$$

$$\phi R_{nb} := 0,75 \cdot R_{nb} = 358,44 \text{ kN}$$

Para pernos interiores (vease Figura 2):

$$L_c := 75 \text{ mm} - d_h = 51,19 \text{ mm}$$

$$R_{n1} := 1,2 \cdot L_c \cdot e_g \cdot F_u = 550,37 \text{ kN}$$

$$R_{n2} := 2,4 \cdot d_b \cdot e_g \cdot F_u = 477,93 \text{ kN}$$

Así,

$$R_{ni} := \min \left(\begin{matrix} R_{n1} \\ R_{n2} \end{matrix} \right) = 477,93 \text{ kN}$$

$$\phi R_{ni} := 0,75 \cdot R_{ni} = 358,44 \text{ kN}$$

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empennada3.sm
 Created using a free version of SMath Studio

Por lo tanto, la resistencia total de la conexión considerando todos los pernos en aplastamiento es:

$$\phi R_n := (3) \cdot \phi R_{nb} + (9) \cdot \phi R_{ni} = 4301,34 \text{ kN} > P_{u_t_up} = 1388,78 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

La resistencia a la compresión de la placa gusset se determina a partir de la Sección J4.4 de la AISC *Specification* de la siguiente manera:

$$L_c := 0,65 \cdot 35,7 \text{ cm} = 23,2 \text{ cm} \quad (\text{Vease Figura 2})$$

$$r := \frac{e_g}{\sqrt{12}} = 0,58 \text{ cm}$$

$$\frac{L_c}{r} = 40,19$$

Como L_c/r es mayor a 25, se aplican las disposiciones del Capítulo E de la AISC *Specification*. Utilizando la Tabla 4-14 del AISC *Manual* para determinar la tracción crítica, la resistencia a la compresión disponible del gusset es:

$$\phi F_{cr} := 275 \text{ MPa}$$

$$\phi P_c := \phi F_{cr} \cdot A_w = 2253,94 \text{ kN} > P_{u_c_up} = 1015 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

Verificar el área neta efectiva del arriostamiento superior

Según la Sección F2.5b(c) de la AISC *Seismic Provisions*, el área neta efectiva de la diagonal, A_e , no debe ser menor que el área bruta de la diagonal, A_g :

$$A_n := A_g - 2 \cdot (e_g + 2 \cdot (gap)) \cdot t_{des}$$

Este cálculo se asume de forma conservadora para acomodar una placa de hasta 20 mm de espesor. Usando un margen de 2 mm ($gap := 2 \text{ mm}$) a cada lado de la ranura de la diagonal para dejar espacio libre para el montaje:

$$A_n := A_{up} - 2 \cdot (20 \text{ mm} + 2 \cdot gap) \cdot t_{des_up} = 3015,28 \text{ mm}^2$$

De la Tabla D3.1 de la AISC *Specification*, Caso 5, dado $l > 1.3D$, $U = 1.0$, el área neta es:

$$A_e := 1,0 \cdot A_n = 3015,28 \text{ mm}^2$$

Debido a que $A_e = 3015,28 \text{ mm}^2 < A_{up} = 3370 \text{ mm}^2$, se requiere refuerzo en el arriostamiento. El área de refuerzo requerida aproximada, A_{rn} , es el área removida, pero la posición del refuerzo reducirá U a menos de 1.0. El área de refuerzo requerida se puede obtener de:

$$A_g := U \cdot (A_n + A_{rn})$$

$$A_{rn} := \frac{A_g}{U} - A_n$$

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empennada3.sm
Created using a free version of SMath Studio

Asumiendo un valor de $U := 0,8$

$$A_{rn} := \frac{A_{up}}{U} - A_n = 1197,22 \text{ mm}^2$$

Probando con dos barras planas de 3 cm x 3 cm, con un área total de $A_{pn} := 1800 \text{ mm}^2$. La Sección F2.5b(c)(1) de la AISC *Seismic Provisions* requiere que la resistencia mínima a la fluencia especificada del refuerzo sea al menos la del arriostramiento; por lo tanto, se utiliza acero ASTM A572 Grado 50 para las barras. La geometría de la sección transversal se muestra en la Figura 10.

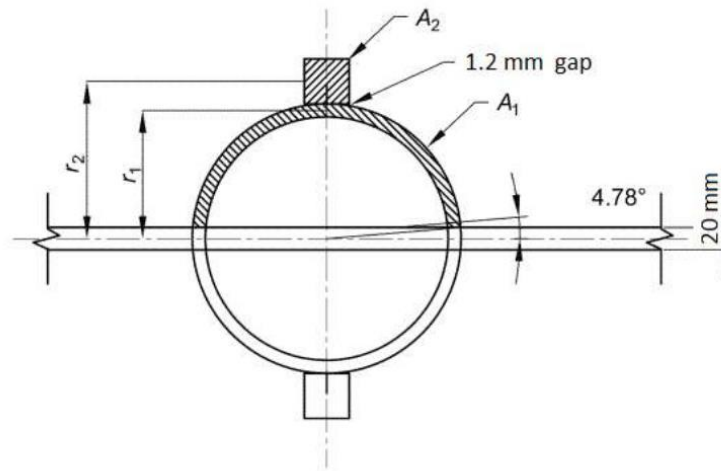


Figura 10. Sección transversal del arriostramiento superior de la viga.

$$r_1 := \frac{D_{up} - t_{des_{up}}}{2} = 72,31 \text{ mm}$$

$$r_2 := \frac{D_{up} + 3 \text{ cm}}{2} = 91 \text{ mm}$$

La distancia al centroide de un círculo parcial viene dada por:

$$x := \frac{r_1 \cdot \sin(\theta)}{\theta}$$

donde el arco total del círculo parcial es 2θ , y θ se mide en radianes. Aunque el arriostramiento es ligeramente menor que un semicírculo completo debido a la ranura, como se muestra en la Figura 9, se utiliza un ángulo, θ , de $\pi/2$ para simplificar. Esto es ligeramente poco conservador para calcular el valor del factor U. Se podría realizar un cálculo más preciso utilizando el ángulo exacto.

$$x_{diag} := r_1 \cdot \left(\frac{\sin\left(\frac{\pi}{2}\right)}{\frac{\pi}{2}} \right) = 46,03 \text{ mm}$$

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empernada3.sm
 Created using a free version of SMath Studio

$$x_{re} := r_2 = 91 \text{ mm}$$

Determinar x para la sección transversal compuesta.

Pieza	x	A	xA
	mm	mm ²	mm ³
Mitad de la diagonal	46,03	1523	70103,69
Una barra	91	900	81900
Σ	-	2423	152003,7

$$x := \frac{\Sigma xA}{\Sigma A}$$

$$x := \frac{152003,7 \text{ mm}^3}{2423 \text{ mm}^2} = 62,73 \text{ mm}$$

De la Tabla D3.1 de la AISC *Specification*, Caso 2, que se aplica para perfiles tubulares HSS con refuerzo añadido:

$$U := 1 - \frac{x}{l} = 0,83$$

$$A_{n,diag} := 3015,28 \text{ mm}^2$$

$$A_n := A_{n,diag} + A_{pn} = 4815,28 \text{ mm}^2$$

$$A_e := U \cdot A_n = 4020,33 \text{ mm}^2 > A_{up} = 3370 \text{ mm}^2 \quad \text{o.k.}$$

Diseño de soldaduras que conectan las barras a la diagonal

De acuerdo con la Sección F2.5b(c)(2) de la AISC *Seismic Provisions*, la barra debe conectarse a la diagonal tubular para desarrollar la resistencia esperada de la barra en cada lado de la sección reducida (aquí se utiliza el límite elástico esperado, $R_y F_y$). La sección reducida es la longitud del perfil HSS desde la extensión de la ranura (dimensión x en la Figura 2) hasta el inicio de la soldadura del perfil HSS al gusset. La resistencia requerida de la soldadura se basa en la resistencia a la fluencia esperada de la barra, utilizando R_y de la Tabla A3.1 de la AISC *Seismic Provisions*, para barras ASTM A572 Grado 50. La resistencia esperada del refuerzo de la barra es:

$$R_y := 1,1$$

$$F_{y_b} := 345 \text{ MPa}$$

$$A_b := 30 \text{ mm} \cdot 30 \text{ mm} = 900 \text{ mm}^2$$

$$\alpha_s = 1$$

$$\frac{R_y \cdot F_{y_b} \cdot A_b}{\alpha_s} = 341,55 \text{ kN}$$

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empennada3.sm

Created using a free version of SMath Studio

Hay un pequeño espacio de aproximadamente 1,2 mm. entre la cara del perfil HSS y el borde de la barra, como se indica en la Figura 10. Debido a que esto es menor a 1,6 mm, se puede despreciar de acuerdo con la AWS D1.1, cláusula 5.21.1. Se puede utilizar una soldadura de filete de una sola pasada de 8 mm.

Con dos soldaduras, la longitud de las soldaduras de filete de 8 mm, que conectan la barra al perfil HSS, se determina a partir de la Sección J2 y la Tabla J2.5 de la AISC *Specification*.

$$w_f := 8 \text{ mm}$$

$$l := \frac{341,55 \text{ kN}}{2 \cdot 0,75 \cdot 0,6 \cdot F_{E70} \cdot \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot w_f} = 13,92 \text{ cm}$$

Utilizar una barra de 3 cm x 3 cm con soldaduras de filete de 8 mm de 19 cm de largo; el detalle se extiende a ambos lados de la sección reducida de la diagonal.

Conexión inferior arriostamiento - gusset

Diseño de soldadura entre perfil y placa conectora

Se utilizará un electrodo E70XX, $F_{E70} = 482 \text{ MPa}$, para la soldadura tipo filete y acero ASTM A572 Grado 50 ($F_y := 345 \text{ MPa}$ y $F_u := 448 \text{ MPa}$) para la placa conectora de 20 mm de espesor. Además, la soldadura tendrá el tamaño máximo permitido según el capítulo J2.2b de la AISC *Specification*, el cual se determina con el menor espesor entre el perfil, $t_{down} = 11,8 \text{ mm}$ y la placa conectora, $t := 32 \text{ mm}$. Por lo tanto, el tamaño de soldadura es:

$$w_f := 10 \text{ mm}$$

La resistencia de la soldadura de filete es:

$$\phi R_n := \left(0,75 \cdot 0,6 \cdot F_{E70} \cdot \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot w_f \right) l$$

Dado que la soldadura se realiza en ambos lados de la placa conectora, se tienen cuatro cordones de soldadura, por lo tanto, el largo requerido de soldadura, l_{req} , es:

$$l_{req} := \frac{P_u \cdot t_{down}}{4 \cdot 0,75 \cdot 0,6 \cdot F_{E70} \cdot \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot w_f} = 405,73 \text{ mm}$$

El largo propuesto es $l := 410 \text{ mm}$

Diseño de conexión de la placa conectora

Se utilizarán pernos 1" ($d_b := 1 \text{ in}$) de acero A490 con hilo incluido en el plano de corte ($F_{nv} := 469 \text{ MPa}$). Así, el área de un perno es:

$$A_b := \frac{\pi \cdot (d_b)^2}{4} = 506,71 \text{ mm}^2$$

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empernada3.sm
 Created using a free version of SMath Studio

La resistencia al corte de un perno es:

$$\phi R_{nv} := 0,75 \cdot F_{nv} \cdot A_p = 178,23 \text{ kN}$$

El número de pernos requeridos es:

$$n_{req} := \frac{Pu \cdot t_{down}}{\phi R_{nv}} = 13,97$$

Por geometría se utiliza tres filas de 5 pernos cada una, por lo tanto, el número de pernos es $n := 15$. De esta manera, la resistencia al corte del grupo de pernos es:

$$\phi R_n := n \cdot \phi R_{nv} = 2673,52 \text{ kN} > Pu \cdot t_{down} = 2489,08 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

El espaciamiento mínimo y máximo entre pernos viene dado por:

$$s_{min} := 3 \cdot d_b = 76,2 \text{ mm}$$

$$s_{max} := \min \left(\left[\begin{array}{l} 14 \cdot t \\ 180 \text{ mm} \end{array} \right] \right) = 180 \text{ mm}$$

Se opta por un espaciamiento $s := 80 \text{ mm}$

El espaciamiento mínimo hasta el borde de la placa conectora viene dado por la Tabla J3.4 de la AISC *Specification*, donde, $l_{vmin} := 31,8 \text{ mm}$

Se opta por un espaciamiento de $l_v := 70 \text{ mm}$

Verificación de fluencia al corte en el área bruta

La fluencia al corte en el área bruta es:

$$\phi R_n := 1,00 \cdot 0,6 \cdot F_y \cdot A_{gv} \quad (\text{Spec. Ec. J4-3})$$

Donde,

$$A_{gv} := l \cdot t = 13120 \text{ mm}^2$$

Considerando los 4 cordones de soldadura, se tiene:

$$\phi R_n := 1,00 \cdot 0,6 \cdot F_y \cdot A_{gv} \cdot (4) = 10863,36 \text{ kN} > Pu \cdot t_{down} = 2489,08 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

Verificación de ruptura al corte en el área neta

La ruptura al corte en el área neta es:

$$\phi R_n := 0,75 \cdot 0,6 \cdot F_u \cdot A_n \quad (\text{Spec. Ec. J4-4})$$

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empernada3.sm
Created using a free version of SMath Studio

Donde,

$$A_n := A_{gv} = 13120 \text{ mm}^2$$

Considerando los 4 cordones de soldadura, se tiene:

$$\phi R_n := 0,75 \cdot 0,6 \cdot F_u \cdot A_{gv} \cdot (4) = 10579,97 \text{ kN} > P_u \cdot t_{down} = 2489,08 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

Verificación de resistencia de la placa conectora

Considerando el espesor de 32 mm de la placa conectora y el ancho de 340 mm (vease Figura 2), se tiene un área de

$$A_g := t \cdot 380 \text{ mm} = 12160 \text{ mm}^2$$

Diámetro de orificios:

$$d_h := d_b + \frac{1}{16} \text{ in} = 26,99 \text{ mm}$$

Diámetro neto:

$$D_h := d_h + \frac{1}{16} \text{ in} = 28,58 \text{ mm}$$

Por lo tanto, el área efectiva es:

$$A_e := A_g - (3) \cdot D_h \cdot t = 9416,8 \text{ mm}^2$$

La resistencia por fluencia en el área bruta, según la Ecuación D2-1 de la AISC *Specification*, es:

$$\phi P_n := 0,9 \cdot F_y \cdot A_g = 3775,68 \text{ kN} > P_u \cdot t_{down} = 2489,08 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

La resistencia por rotura en el área efectiva, según la Ecuación D2-2 de la AISC *Specification*, es:

$$\phi P_n := 0,75 \cdot F_u \cdot A_e = 3164,04 \text{ kN} > P_u \cdot t_{down} = 2489,08 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

Dimensiones del bloque de corte de la placa conectora (vease Figura 2):

$$A_{gv} := (2) \cdot (70 \text{ mm} + 4 \cdot 80 \text{ mm}) \cdot t = 24960 \text{ mm}^2$$

$$A_{gt} := (2 \cdot 80 \text{ mm}) \cdot t = 5120 \text{ mm}^2$$

$$A_{nv} := A_{gv} - \Sigma A_h$$

$$A_{nv} := A_{gv} - (2) \cdot (4,5) \cdot D_h \cdot t = 16730,4 \text{ mm}^2$$

$$A_{nt} := A_{gt} - \Sigma A_h$$

$$A_{nt} := A_{gt} - (2) \cdot D_h \cdot t = 3291,2 \text{ mm}^2$$

$$U_{bs} := 1,00$$

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empennada3.sm
 Created using a free version of SMath Studio

De la Ecuación J4-5 de la AISC *Specification*, la resistencia por bloque de corte es:

$$R_n := 0,6 \cdot F_u \cdot A_{nv} + U_{bs} \cdot F_u \cdot A_{nt} \leq 0,6 \cdot F_y \cdot A_{gv} + U_{bs} \cdot F_u \cdot A_{nt}$$

$$R_{n1} := 0,6 \cdot F_u \cdot A_{nv} + U_{bs} \cdot F_u \cdot A_{nt} = 5971,59 \text{ kN}$$

$$R_{n2} := 0,6 \cdot F_y \cdot A_{gv} + U_{bs} \cdot F_u \cdot A_{nt} = 6641,18 \text{ kN}$$

$$R_n := \min \left(\begin{matrix} R_{n1} \\ R_{n2} \end{matrix} \right) = 5971,59 \text{ kN}$$

$$\phi R_n := 0,75 \cdot R_n = 4478,69 \text{ kN} > P_u \cdot t_{down} = 2489,08 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

La resistencia al aplastamiento del orificio del perno en la placa conectora, donde la deformación es una consideración de diseño, según el capítulo J3.10 de la AISC *Specification*, es:

$$R_n := 1,2 \cdot L_c \cdot t \cdot F_u \leq 2,4 \cdot d_b \cdot t \cdot F_u$$

Para pernos de borde (vease Figura 2):

$$L_c := 70 \text{ mm} - 0,5 \cdot d_h = 56,51 \text{ mm}$$

$$R_{n1} := 1,2 \cdot L_c \cdot t \cdot F_u = 972,09 \text{ kN}$$

$$R_{n2} := 2,4 \cdot d_b \cdot t \cdot F_u = 873,92 \text{ kN}$$

Así,

$$R_{nb} := \min \left(\begin{matrix} R_{n1} \\ R_{n2} \end{matrix} \right) = 873,92 \text{ kN}$$

$$\phi R_{nb} := 0,75 \cdot R_{nb} = 655,44 \text{ kN}$$

Para pernos interiores (vease Figura 2):

$$L_c := 80 \text{ mm} - d_h = 53,01 \text{ mm}$$

$$R_{n1} := 1,2 \cdot L_c \cdot t \cdot F_u = 911,98 \text{ kN}$$

$$R_{n2} := 2,4 \cdot d_b \cdot t \cdot F_u = 873,92 \text{ kN}$$

Así,

$$R_{ni} := \min \left(\begin{matrix} R_{n1} \\ R_{n2} \end{matrix} \right) = 873,92 \text{ kN}$$

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empennada3.sm
Created using a free version of SMath Studio

$$\phi R_{ni} := 0,75 \cdot R_{ni} = 655,44 \text{ kN}$$

Por lo tanto, la resistencia total de la conexión considerando todos los pernos en aplastamiento es:

$$\phi R_n := (3) \cdot \phi R_{nb} + (12) \cdot \phi R_{ni} = 9831,63 \text{ kN} > Pu_{down} = 2489,08 \text{ kN} \quad \text{o.k.}$$

Verificación de resistencia de la placa gusset

Teniendo en cuenta el espesor del gusset inferior de 30 mm ($e_g := 32 \text{ mm}$), se tiene un ancho efectivo de Whitmore de (vease Figura 2):

$$L_w := 2 \cdot 80 \text{ mm} + (2) \cdot (4 \cdot 80 \text{ mm}) \cdot \tan(30^\circ) = 529,5 \text{ mm}$$

Resistencia por fluencia en el área bruta de Whitmore:

$$\phi R_n := 0,9 \cdot Fy_{guss} \cdot L_w \cdot e_g = 5261,15 \text{ kN} > Pu_{down} = 2489,08 \text{ kN} \quad \text{o.k.}$$

Resistencia por rotura en el área efectiva de Whitmore:

$$A_w := L_w \cdot e_g = 16944,13 \text{ mm}^2$$

$$A_{wn} := (L_w - 3 \cdot D_h) \cdot e_g = 14200,93 \text{ mm}^2$$

Como $A_{wn} = 14200,93 \text{ mm}^2 \leq 0,85 \cdot A_w = 14402,51 \text{ mm}^2$, se utiliza $A_e := A_{wn} = 14200,93 \text{ mm}^2$

$$\phi R_n := 0,75 \cdot Fu_{guss} \cdot A_e = 4771,51 \text{ kN} > Pu_{down} = 2489,08 \text{ kN} \quad \text{o.k.}$$

Dimensiones del bloque de corte de la placa gusset (vease Figura 2):

$$A_{gv} := (2) \cdot (70 \text{ mm} + 4 \cdot 80 \text{ mm}) \cdot e_g = 24960 \text{ mm}^2$$

$$A_{gt} := (2 \cdot 80 \text{ mm}) \cdot e_g = 5120 \text{ mm}^2$$

$$A_{nv} := A_{gv} - \Sigma A_h$$

$$A_{nv} := A_{gv} - (2) \cdot (4,5) \cdot D_h \cdot e_g = 16730,4 \text{ mm}^2$$

$$A_{nt} := A_{gt} - \Sigma A_h$$

$$A_{nt} := A_{gt} - (2) \cdot D_h \cdot e_g = 3291,2 \text{ mm}^2$$

$$U_{bs} := 1,00$$

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empennada3.sm
 Created using a free version of SMath Studio

De la Ecuación J4-5 de la AISC *Specification*, la resistencia por bloque de corte es:

$$R_n := 0,6 \cdot F_u \cdot A_{nv} + U_{bs} \cdot F_u \cdot A_{nt} \leq 0,6 \cdot F_y \cdot A_{gv} + U_{bs} \cdot F_u \cdot A_{nt}$$

$$R_{n1} := 0,6 \cdot F_u \cdot A_{nv} + U_{bs} \cdot F_u \cdot A_{nt} = 5971,59 \text{ kN}$$

$$R_{n2} := 0,6 \cdot F_y \cdot A_{gv} + U_{bs} \cdot F_u \cdot A_{nt} = 6641,18 \text{ kN}$$

$$R_n := \min \left(\begin{array}{c} R_{n1} \\ R_{n2} \end{array} \right) = 5971,59 \text{ kN}$$

$$\phi R_n := 0,75 \cdot R_n = 4478,69 \text{ kN} > P_u \tau_{down} = 2489,08 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

La resistencia al aplastamiento del orificio del perno en la placa gusset, donde la deformación es una consideración de diseño, según el capítulo J3.10 de la AISC *Specification*, es:

$$R_n := 1,2 \cdot L_c \cdot e_g \cdot F_u \leq 2,4 \cdot d_b \cdot e_g \cdot F_u$$

Para pernos de borde (vease Figura 2):

$$L_c := 70 \text{ mm} - 0,5 \cdot d_h = 56,51 \text{ mm}$$

$$R_{n1} := 1,2 \cdot L_c \cdot e_g \cdot F_u = 972,09 \text{ kN}$$

$$R_{n2} := 2,4 \cdot d_b \cdot e_g \cdot F_u = 873,92 \text{ kN}$$

Así,

$$R_{nb} := \min \left(\begin{array}{c} R_{n1} \\ R_{n2} \end{array} \right) = 873,92 \text{ kN}$$

$$\phi R_{nb} := 0,75 \cdot R_{nb} = 655,44 \text{ kN}$$

Para pernos interiores (vease Figura 2):

$$L_c := 80 \text{ mm} - d_h = 53,01 \text{ mm}$$

$$R_{n1} := 1,2 \cdot L_c \cdot e_g \cdot F_u = 911,98 \text{ kN}$$

$$R_{n2} := 2,4 \cdot d_b \cdot e_g \cdot F_u = 873,92 \text{ kN}$$

Así,

$$R_{ni} := \min \left(\begin{array}{c} R_{n1} \\ R_{n2} \end{array} \right) = 873,92 \text{ kN}$$

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empennada3.sm
 Created using a free version of SMath Studio

$$\phi R_{ni} := 0,75 \cdot R_{ni} = 655,44 \text{ kN}$$

Por lo tanto, la resistencia total de la conexión considerando todos los pernos en aplastamiento es:

$$\phi R_n := (3) \cdot \phi R_{nb} + (12) \cdot \phi R_{ni} = 9831,63 \text{ kN} > P_u \cdot t_{down} = 2489,08 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

La resistencia a la compresión de la placa gusset se determina a partir de la Sección J4.4 de la AISC *Specification* de la siguiente manera:

$$L_c := 0,65 \cdot 38,7 \text{ cm} = 25,16 \text{ cm} \quad (\text{Vease Figura 2})$$

$$r := \frac{e_g}{\sqrt{12}} = 0,92 \text{ cm}$$

$$\frac{L_c}{r} = 27,23$$

Como L_c/r es mayor a 25, se aplican las disposiciones del Capítulo E de la AISC *Specification*. Utilizando la Tabla 4-14 del AISC *Manual* para determinar la tracción crítica, la resistencia a la compresión disponible del gusset es:

$$\phi F_{cr} := 293,7 \text{ MPa}$$

$$\phi P_c := \phi F_{cr} \cdot A_w = 4976,49 \text{ kN} > P_u \cdot C_{down} = 1996,86 \text{ kN} \quad \mathbf{o.k.}$$

Verificar el área neta efectiva del arriostamiento inferior

Según la Sección F2.5b(c) de la AISC *Seismic Provisions*, el área neta efectiva de la diagonal, A_e , no debe ser menor que el área bruta de la diagonal, A_g :

$$A_n := A_g - 2 \cdot (e_g + 2 \cdot (gap)) \cdot t_{des}$$

Este cálculo se asume de forma conservadora para acomodar una placa de hasta 32 mm de espesor. Usando un margen de 2 mm ($gap := 2 \text{ mm}$) a cada lado de la ranura de la diagonal para dejar espacio libre para el montaje:

$$A_n := A_{down} - 2 \cdot (32 \text{ mm} + 2 \cdot gap) \cdot t_{des_{down}} = 5190,4 \text{ mm}^2$$

De la Tabla D3.1 de la AISC *Specification*, Caso 5, dado $l > 1.3D$, $U = 1.0$, el área neta es:

$$A_e := 1,0 \cdot A_n = 5190,4 \text{ mm}^2$$

Debido a que $A_e = 5190,4 \text{ mm}^2 < A_{down} = 6040 \text{ mm}^2$, se requiere refuerzo en el arriostamiento. El área de refuerzo requerida aproximada, A_{rn} , es el área removida, pero la posición del refuerzo reducirá U a menos de 1.0. El área de refuerzo requerida se puede obtener de:

$$A_g := U \cdot (A_n + A_{rn})$$

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empennada3.sm
Created using a free version of SMath Studio

$$A_{rn} := \frac{A_g}{U} - A_n$$

Asumiendo un valor de $U := 0,8$

$$A_{rn} := \frac{A_{down}}{U} - A_n = 2359,6 \text{ mm}^2$$

Probando con dos barras planas de 3 cm x 4 cm, con un área total de $A_{pn} := 2400 \text{ mm}^2$. La Sección F2.5b(c)(1) de la AISC *Seismic Provisions* requiere que la resistencia mínima a la fluencia especificada del refuerzo sea al menos la del arriostramiento; por lo tanto, se utiliza acero ASTM A572 Grado 50 para las barras. La geometría de la sección transversal se muestra en la Figura 11.

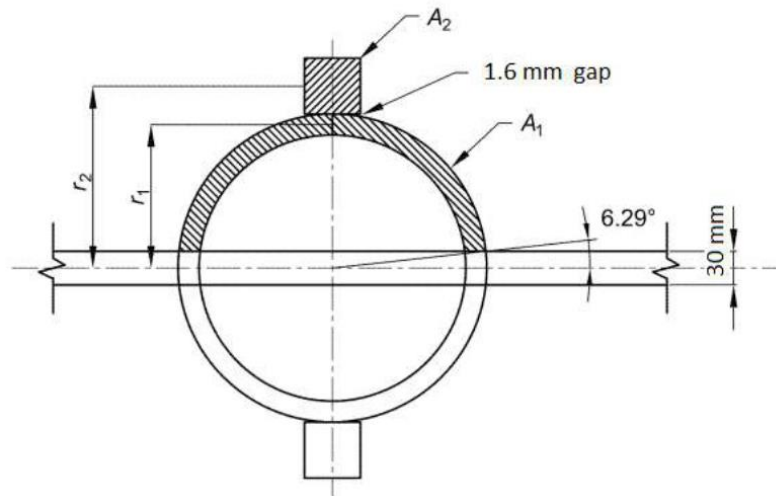


Figura 11. Sección transversal del arriostramiento inferior de la viga.

$$r_1 := \frac{D_{down} - t_{des_down}}{2} = 81,6 \text{ mm}$$

$$r_2 := \frac{D_{down} + 4 \text{ cm}}{2} = 107,5 \text{ mm}$$

La distancia al centroide de un círculo parcial viene dada por:

$$x := \frac{r_1 \cdot \sin(\theta)}{\theta}$$

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empennada3.sm
Created using a free version of SMath Studio

donde el arco total del círculo parcial es 2θ , y θ se mide en radianes. Aunque el arriostamiento es ligeramente menor que un semicírculo completo debido a la ranura, como se muestra en la Figura 11, se utiliza un ángulo, θ , de $\pi/2$ para simplificar. Esto es ligeramente poco conservador para calcular el valor del factor U . Se podría realizar un cálculo más preciso utilizando el ángulo exacto.

$$x_{diag} := r_1 \cdot \left(\frac{\sin\left(\frac{\pi}{2}\right)}{\frac{\pi}{2}} \right) = 51,95 \text{ mm}$$

$$x_{re} := r_2 = 107,5 \text{ mm}$$

Determinar x para la sección transversal compuesta.

Pieza	x	A	xA
	mm	mm ²	mm ³
Mitad de la diagonal	51,95	2606,4	135402,5
Una barra	107,5	1200	129000
Σ	-	3806,4	264402,5

$$x := \frac{\Sigma xA}{\Sigma A}$$

$$x := \frac{264402,5 \text{ mm}^3}{3806,4 \text{ mm}^2} = 69,46 \text{ mm}$$

De la Tabla D3.1 de la AISC *Specification*, Caso 2, que se aplica para perfiles tubulares HSS con refuerzo añadido:

$$U := 1 - \frac{x}{l} = 0,83$$

$$A_{n,diag} := 5190,4 \text{ mm}^2$$

$$A_n := A_{n,diag} + A_{pn} = 7590,4 \text{ mm}^2$$

$$A_e := U \cdot A_n = 6304,43 \text{ mm}^2 > A_{down} = 6040 \text{ mm}^2 \quad \mathbf{o.k.}$$

Diseño de soldaduras que conectan las barras a la diagonal

De acuerdo con la Sección F2.5b(c)(2) de la AISC *Seismic Provisions*, la barra debe conectarse a la diagonal tubular para desarrollar la resistencia esperada de la barra en cada lado de la sección reducida (aquí se utiliza el límite elástico esperado, $R_y F_y$). La sección reducida es la longitud del perfil HSS desde la extensión de la ranura (dimensión x en la Figura 2) hasta el inicio de la soldadura del perfil HSS al gusset. La resistencia requerida de la soldadura se basa en la resistencia a la fluencia esperada de la barra, utilizando R_y de la Tabla A3.1 de la AISC *Seismic Provisions*, para barras ASTM A572 Grado 50. La resistencia esperada del refuerzo de la barra es:

$$R_y := 1,1$$

21 ago. 2025 19:20:18 - MemoriaCalculo_Empernada3.sm

Created using a free version of SMATH Studio

$$F_{y_d} := 345 \text{ MPa}$$

$$A_d := 40 \text{ mm} \cdot 40 \text{ mm} = 1600 \text{ mm}^2$$

$$\alpha_s = 1$$

$$\frac{R_y \cdot F_{y_d} \cdot A_d}{\alpha_s} = 607,2 \text{ kN}$$

Hay un pequeño espacio de aproximadamente 1,6 mm. entre la cara del perfil HSS y el borde de la barra, como se indica en la Figura 11. Debido a que esto es igual a 1,6 mm, se puede despreciar de acuerdo con la AWS D1.1, cláusula 5.21.1. Se puede utilizar una soldadura de filete de una sola pasada de 8 mm.

Con dos soldaduras, la longitud de las soldaduras de filete de 8 mm, que conectan la barra al perfil HSS, se determina a partir de la Sección J2 y la Tabla J2.5 de la AISC *Specification*.

$$w_f := 9 \text{ mm}$$

$$l := \frac{607,2 \text{ kN}}{2 \cdot 0,75 \cdot 0,6 \cdot F_{E70} \cdot \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot w_f} = 21,99 \text{ cm}$$

Utilizar una barra de 3 cm x 4 cm con soldaduras de filete de 9 mm de 23 cm de largo; el detalle se extiende a ambos lados de la sección reducida de la diagonal.

UNIVERSIDAD DE CONCEPCIÓN – FACULTAD DE INGENIERÍA
RESUMEN DE MEMORIA DE TÍTULO

Departamento : Departamento de Ingeniería Civil
Carrera : Ingeniería Civil
Nombre del memorista : Cristóbal Ignacio Gutiérrez Higuera
Título de la memoria :
Fecha de la presentación oral :

Profesor(es) Guía : Rodrigo Silva M.
Profesor(es) Revisor(es) : Víctor Aguilar V. - Sebastián Calderón D.
Concepto :
Calificación :

Resumen

Este estudio aborda la factibilidad de incorporar herramientas computacionales avanzadas en el diseño de conexiones de acero en Chile, enfocándose en conexiones tipo Chevron utilizadas en sistemas de arriostramiento. Tradicionalmente, estas uniones se diseñan mediante planillas de cálculo y métodos manuales basados en las normas AISC 360-16 y AISC 341-16, los cuales presentan limitaciones para representar con precisión el comportamiento real de la conexión. Por ello, se evaluó el software IDEA StatiCa como apoyo para reducir la brecha de automatización y mejorar la precisión en el análisis estructural.

El objetivo fue diseñar y comparar dos configuraciones de conexión Chevron, una soldada y otra apernada, evaluando su desempeño mediante métodos manuales y modelación en IDEA StatiCa, con especial atención al método CBFEM utilizado por el software. La metodología incluyó análisis normativo, modelación computacional y evaluación de estados de carga de pandeo y post-pandeo, considerando factores de utilización en soldaduras, pernos y placas gusset, así como variaciones geométricas y el uso de atiesadores.

Los resultados confirmaron la consistencia del software, destacando su capacidad para capturar el complejo campo de esfuerzos y deformaciones plásticas no contempladas en la normativa. Además, se evidenció que la geometría del gusset afecta significativamente el comportamiento de la conexión y que los atiesadores incrementan su capacidad resistente, sin alterar de forma relevante los resultados de pandeo.