



UNIVERSIDAD NACIONAL  
AUTÓNOMA DE  
MÉXICO

**UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO**

---

---

**PROGRAMA DE MAESTRÍA Y DOCTORADO EN  
INGENIERÍA**

**INSTITUTO DE INGENIERÍA**

**COMPORTAMIENTO DE CONEXIONES TIPO  
PLACA-TOPE BAJO CARGA CÍCLICA Y  
MONÓTONA MEDIANTE ANALISIS DE  
ELEMENTO FINITO**

**TESIS**

QUE PARA OBTENER EL GRADO DE:

**MAESTRO EN INGENIERÍA**  
INGENIERÍA CIVIL – ESTRUCTURAS

PRESENTA:

**DAVID RUIZ AGUIRRE**

TUTOR:

**DR. ROBERTO MELI PIRALLA**

CO-TUTOR:

**M. EN I. RAÚL JEAN PERRILLIAT**

MÉXICO D.F., AGOSTO 2010





Universidad Nacional  
Autónoma de México

Dirección General de Bibliotecas de la UNAM

**Biblioteca Central**



**UNAM – Dirección General de Bibliotecas**  
**Tesis Digitales**  
**Restricciones de uso**

**DERECHOS RESERVADOS ©**  
**PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL**

Todo el material contenido en esta tesis esta protegido por la Ley Federal del Derecho de Autor (LFDA) de los Estados Unidos Mexicanos (México).

El uso de imágenes, fragmentos de videos, y demás material que sea objeto de protección de los derechos de autor, será exclusivamente para fines educativos e informativos y deberá citar la fuente donde la obtuvo mencionando el autor o autores. Cualquier uso distinto como el lucro, reproducción, edición o modificación, será perseguido y sancionado por el respectivo titular de los Derechos de Autor.

---

**JURADO ASIGNADO:**

Presidente: M. EN I. RAÚL JEAN PERRILLIAT

Secretario: DR. JUAN JOSE PEREZ GAVILAN ESCALANTE

Vocal: DR. ROBERTO MELI PIRALLA

1<sup>er.</sup> Suplente: DR. FERNANDO PEÑA MONDRAGÓN

2<sup>do.</sup> Suplente: M. EN I. ISMAEL VAZQUEZ MARTINEZ

Lugar donde se realizó la tesis:

INSTITUTO DE INGENIERÍA, UNAM.

**TUTOR DE TESIS:**

---

DR. ROBERTO MELI PIRALLA

---

---

## **DEDICATORIA**

*Me gustaría dedicar esta tesis a toda mi familia...*

### **A MIS QUERIDOS PADRES...**

**SERGIO RUIZ PRADO Y MARÍA DE LOS ÁNGELES AGUIRRE JIMÉNEZ**

*Con mucho cariño y respeto a ustedes quienes me dieron la vida y siempre me han brindado su comprensión y amor desinteresado. Gracias por su guía, sus sabios consejos, por la formación que me han dado, por fomentar en mí el deseo de saber, de conocer y de siempre seguir adelante, tengan presente que el orgullo más grande que tengo, es ser su hijo.*

### **A MIS PRECIADOS HERMANOS...**

**SERGIO PABLO, ALEJANDRO VLADIMIR Y ARLET MARÍA**

*A mis tres grandes amigos y hermanos, gracias por sus consejos y apoyo en todo momento. Sé que cuento con ustedes incondicionalmente, les agradezco infinitamente y saben que nunca los defraudare, y además que también estaré ahí cuando me necesiten. Los quiero mucho y me siento afortunado por tenerlos a mi lado.*

### **A MI GRAN AMIGA, COMPAÑERA Y FUENTE DE INSPIRACIÓN...**

**ANA LUISA CÓRDOVA BARRÓN**

*Con mucho cariño para ti por ser tan especial, ya que siempre estás ahí cuando he necesitado tu aliento y apoyo, por tu comprensión, paciencia y por el amor y cariño desinteresado que siempre me has demostrado. Gracias por cruzarte en mi camino y permanecer a mi lado.*

**DE TODO CORAZÓN LES AGRADEZCO MUCHÍSIMO TODO SU APOYO,  
SOBRE TODO LA CONFIANZA Y LA FE DEPOSITADA EN MI...  
LOS AMO A TODOS, MI GRAN FAMILIA Y EQUIPO.**

**DAVID RUIZ AGUIRRE**

---

---

## **AGRADECIMIENTOS**

*A Dios, por las personas que puso en mi camino y por brindarme su ayuda, y darme fortaleza en los momentos más difíciles.*

*Al Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología (CONACYT) por el apoyo económico que me otorgó durante mis estudios de Maestría y este trabajo de investigación.*

*Al Instituto de Ingeniería de la UNAM por otorgarme las herramientas tecnológicas para la realización de esta tesis, específicamente al área de sistemas Unix / Linux, así como también agradezco al Instituto de Ingeniería de la UNAM por su apoyo en esta fase final de este trabajo de tesis.*

*A mis sinodales: Dr. Juan José Pérez Gavilán Escalante, Dr. Fernando Peña Mondragón y M.I. Ismael Vázquez Martínez, por el valioso tiempo dedicado en la revisión de esta tesis y por los comentarios y aportaciones que fueron de gran ayuda para el mejoramiento de la misma.*

*Al Dr. Roberto Meli Piralla por la confianza, paciencia, por su dirección y por el tiempo dedicado a mi persona y a las valiosas aportaciones a este trabajo de tesis.*

*Al M. en I. Raul Jean Perrilliat por sus sugerencias, tiempo, guía y a las valiosas aportaciones y su apoyo a lo largo de este trabajo de tesis.*

*A mis amigos, compañeros y maestros de la Maestría en Estructuras y el Instituto de Ingeniería de la UNAM a aquellos que me brindaron su amistad y apoyo académico.*

*Finalmente a todas aquellas personas que me alentaron a seguir adelante o aquellos que colaboraron directa o indirectamente para la elaboración de este trabajo.*

---

## RESUMEN

En este trabajo se describe a detalle el proceso de realización de un modelo de elemento finito en 3D, como una alternativa confiable para observar el comportamiento de conexiones tipo placa-tope. El modelo se elaboró bajo la tecnología para modelación en elemento finito que ofrece el programa ANSYS. El modelo simula el contacto entre la placa-tope y el patín de la columna y la pretensión en los tornillos, además, incluye el comportamiento inelástico de los materiales.

La precisión del modelo se validó mediante el trabajo experimental realizado por Shi et al (2006), los cuales poseen características similares a las que se deseaban estudiar. Se estudió el comportamiento de ocho especímenes bajo carga monótona y cuatro de ellos bajo carga cíclica, los cuales estuvieron basados en las configuraciones propuestas por el AISC. Esto permitió con base en curvas momento rotación y mediante las distribuciones de esfuerzos en los modelos fallados, establecer el comportamiento ante los tipos de carga y componentes estudiados (como son la placa-tope, tornillos, rigidizador de placa-tope, placas de continuidad y un miembro no incluido en las configuraciones del AISC que consiste en una zona de refuerzo en el patín de la columna) comparando el grado de exactitud de las expresiones que predicen su comportamiento. Además, se generaron recomendaciones para modelos de elemento finito que simulen en particular conexiones tipo placa-tope pero, en general, útiles para cualquier otro tipo de conexión atornillada.

## ABSTRACT

This study describes in detail the process of implementing a finite element model in 3D as a reliable alternative for observing the behavior of end-plate connections. The model was developed under the technology for finite element modeling offered by the software ANSYS. The model simulates the contact between the end-plate and the flange of the column and the bolt pretension, also includes the inelastic behavior of materials.

The accuracy of the model was validated by the experimental work performed by Shi et al (2006), which have similar characteristics to those here intended to study. It was studied the behavior of eight specimens under monotonic loading and four of them under cyclic loading, which were based on the configurations proposed by the AISC. This allowed based on moment-rotation curves and on the stress distributions of the failed models, to understand the behavior of the components studied (such as end-plate, bolts, end-plate stiffener, continuity plates and another member not included in the AISC configurations, which consists of a reinforcement in the column flange) applying the two types of load and comparing the accuracy of the expressions that predict their behavior. This knowledge provides recommendations for finite element models simulating this type of connections (end-plate specifically) but useful in general for any other type of bolted connection.

---

## RESUMEN

### ABSTRACT

<b>1. INTRODUCCIÓN</b>	
1.1 OBJETIVO GENERAL	2
1.2 METODOLOGÍA	2
1.3 CONTENIDO CAPITULAR	3
<b>2. ANTECEDENTES Y GENERALIDADES</b>	
2.1 EVOLUCIÓN DE LAS CONEXIONES TIPO PLACA-TOPE	4
2.2 ANÁLISIS DE ELEMENTO FINITO EN CONEXIONES PLACA-TOPE	9
2.3 NORMATIVAS	15
2.4 CONCEPTOS GENERALES Y METODOLOGÍAS DE ANÁLISIS	16
2.4.1 RELACIÓN MOMENTO-ROTACIÓN Y CLASIFICACIÓN DE LA CONEXIÓN PLACA-TOPE	16
2.4.2 CRITERIO DE ANÁLISIS Y DISEÑO	17
2.4.2.1 TEORÍA DE LÍNEAS DE FLUENCIA	18
2.4.2.2 PREDICCIÓN DE LAS FUERZAS EN LOS TORNILLOS	18
2.4.3 COMPORTAMIENTO GRUESO Y DELGADO DE LAS PLACAS SEGÚN EL AISC	20
<b>3. CALIBRACIÓN Y VALIDACIÓN DEL MODELO DE ELEMENTO FINITO</b>	
3.1 MODELO DE VALIDACIÓN	21
3.1.1 ESTUDIO EXPERIMENTAL	22
3.1.2 FASE NUMÉRICA	26
3.2 DETALLES GEOMÉTRICOS	29
3.3 MODELO DE ELEMENTO FINITO	31
3.3.1 TIPOS DE ELEMENTOS	32
3.3.2 MODELO DE TORNILLO	34
3.3.3 ELEMENTOS DE CONTACTO	37
3.4 PROPIEDADES MECÁNICA DE LOS MATERIALES	41
3.5 PROTOCOLO DE CARGA (CONDICIONES DE FRONTERA)	46
3.5.1 CARGA MONÓTONA	47
3.5.2 CARGA CÍCLICA	47
3.6 CALIBRACIÓN	49
3.6.1 MALLADO	49
3.6.2 TIPOS DE ELEMENTOS	52
3.6.3 CONTACTO	53
3.6.4 MODELO DE MATERIAL	58
3.6.5 PRETENSIÓN	59
3.7 VALIDACIÓN	60

---

<b>4. ANÁLISIS DE MODELOS DE CONEXIONES</b>	
4.1 ELECCIÓN Y DESCRIPCIÓN GENERAL DE LOS MODELOS DE ESTUDIO	64
4.2 RESISTENCIA Y GEOMETRÍA DE LOS MODELOS	66
4.3 MODELOS DE ELEMENTO FINITO	67
4.4 PROPIEDADES MECÁNICAS DE LOS MATERIALES	69
4.5 PROTOCOLO DE CARGA	71
4.5.1 MONÓTONO	71
4.5.2 CÍCLICO	72
4.6 HIPÓTESIS DE LOS MODELOS	73
4.7 RESULTADOS Y PATRONES DE COMPORTAMIENTO	73
4.7.1 COMPORTAMIENTO MONÓTONO OBSERVADO	73
4.7.1.1 COMPARACIÓN DE MODELOS Y PATRONES DE COMPORTAMIENTO	85
4.7.2 COMPORTAMIENTO CÍCLICO OBSERVADO	88
4.7.2.1 COMPARACIÓN DE MODELOS Y PATRONES DE COMPORTAMIENTO BAJO CARGAS CÍCLICAS	94
4.7.3 COMPARACIÓN DE MODELOS BAJO CARGA MONÓTONA CONTRA MODELOS ANTE CARGA CÍCLICA	96
<b>5. CONCLUSIONES</b>	99
<b>REFERENCIAS</b>	103
<b>APÉNDICE A PROPIEDADES GEOMÉTRICAS Y REVISIÓN DE MODELOS</b>	107

---



## CAPÍTULO 1 INTRODUCCIÓN

La ingeniería estructural, enfocada al diseño sismo-resistente, se ha interesado desde hace muchas décadas en el correcto funcionamiento de las edificaciones durante un sismo, principalmente, aquellos de gran intensidad. Globalmente los sistemas estructurales y los elementos que lo componen deben ser lo suficientemente estables y capaces de resistir las fuerzas generadas durante este tipo de eventos, lo que se logra por medio del correcto diseño y detallado de los componentes del sistema, miembros y conexiones.

Para marcos de acero resistentes a momento generalmente, se espera que la energía sea disipada primordialmente por la formación de articulaciones plásticas en la viga, contribuyendo enormemente a la capacidad de disipación rotacional de la conexión. Sin embargo, la capacidad rotacional de una conexión está dada por su configuración, esto es, depende de la correcta interacción entre los conectores y las partes conectadas.

Como una alternativa de conexión viga-columna que cumple con las características antes mencionadas se estudiará la conexión comúnmente conocida como “end-plate” o “placa-tope”, que consiste en una placa soldada en taller al extremo de la viga y atornillada en campo a la columna. Básicamente existen dos tipos: las conexiones extendidas y no extendidas; la porción extendida se refiere a la parte de la placa que sobresale del patín de la viga. El análisis y diseño de este tipo de conexiones en nuestro país se basa en las expresiones desarrolladas por el AISC y también expuestas en los requerimientos de FEMA. Se cuenta sólo con algunas configuraciones precalificadas que, a veces, son insuficientes para la gran gama utilizada.

Desarrollar una metodología de análisis y diseño de uso común requiere de mucha investigación. Por lo que se pretende en este trabajo proporcionar una alternativa de análisis, que muestre local y globalmente los elementos de este tipo de conexión, reproduciendo su comportamiento, tal que este sea fácilmente comparado con el comportamiento en su contexto real y valorar las ecuaciones establecidas en la literatura. Si bien esto normalmente se obtiene mediante ensayos experimentales, en esta investigación se analiza una alternativa que cumple con esas características, mediante el uso de modelos 3D en elemento finito.

La simulación numérica mediante análisis de elemento finito en la investigación, actualmente ha tomado mayor popularidad con el avance de la tecnología computacional, ya que es una excelente y potente herramienta. Aunque no puede sustituir los ensayos experimentales, puede ayudar a reducir el número de éstos en una investigación y los posibles errores que se puedan presentar.

El uso de esta herramienta es muy limitado en la práctica profesional, debido a que a veces requiere del uso de recursos y tiempo de cálculo computacional muy alto. Esto da lugar a la necesidad de proveer de herramientas de fácil acceso a la práctica profesional, como lo es el uso de modelos simplificados de análisis los cuales pueden estar compuestos desde elementos barra, hasta resortes (comúnmente llamado análisis multicuerpo).

Este trabajo de investigación está orientado a estudiar el comportamiento de la conexión mediante análisis de elemento finito para derivar recomendaciones.

## 1.1 OBJETIVO GENERAL

De acuerdo con la problemática planteada en la introducción este estudio surge como la necesidad de establecer los parámetros para el análisis con modelos de elemento finito para conexiones placa-tope mediante el análisis de ocho modelos bajo distintas condiciones de carga, específicamente se trata de cumplir el siguiente objetivo.

Estudiar el comportamiento de los componentes de una conexión tipo placa-tope (end-plate) ante carga cíclica y monótona, mediante análisis de elemento finito.

## 1.2 METODOLOGÍA

### 1. Investigación preliminar

En esta fase del estudio se pretende dar un panorama general, así como establecer las bases en lo referente a normativa, tendencias de análisis y diseño y software de elemento finito. Esto se logrará mediante los siguientes objetivos:

Realizar una revisión de las normas y reglamentos actuales que rigen el diseño de este tipo de conexiones, además la forma de análisis de estas en nuestro país y otros.

Estudiar la evolución del proceso de análisis y diseño de este tipo de conexión ante carga cíclica y monótona, además, la tendencia actual, teniendo así un marco de referencia.

Determinar el software más adecuado para el modelo de elemento finito a realizar, tomando en cuenta su accesibilidad, el grado de error en comparación con modelos numéricos recientes, así como otros criterios de selección.

### 2. Modelo de validación.

Debido a la importancia de validar un modelo de elemento finito para garantizar su precisión, es importante realizar una revisión bibliográfica exhaustiva de este tipo de conexiones, estudiadas recientemente con características similares al modelo de análisis a efectuar. Mediante los resultados experimentales elegidos de alguna investigación ajena a este trabajo validar el conjunto de características del grupo de modelos que se desea analizar.

Además, una vez elegido el modelo experimental con el cual validar será importante ajustar algunos detalles para obtener un modelo de elemento finito preciso, del cual se podrán obtener ciertos parámetros para comprobarlo. De la calibración y validación del modelo se derivan los siguientes puntos:

Establecer los elementos, métodos de modelado y algoritmos más adecuados, calibrando el modelo de elemento finito (MEF) para obtener los resultados más exactos.

Generar recomendaciones de modelado a partir de la calibración del modelo de análisis, para posteriores investigaciones.

Obtener curvas momento-rotación monótonas y cíclicas del modelo de validación y compararlas con los resultados experimentales.

### 3. Modelos de estudio.

Para establecer patrones mediante la observación del comportamiento y recomendaciones para el diseño de los modelos y configuraciones a estudiar será importante cumplir los siguientes puntos:

Obtener las curvas momento-rotación monótonas y cíclicas de los modelos, para su posterior comparación y estudio.

Determinar patrones de comportamiento de la conexión y sus componentes, basado en los resultados de los modelos ensayados.

### 4. Recomendaciones de análisis y diseño.

En esta fase final a través de la observación de los modelos con la ayuda de los patrones de comportamiento obtenidos como objetivo se plantea el siguiente punto:

Generar criterios y recomendaciones sobre la elaboración de modelos numéricos en elemento finito, así como sobre el análisis y diseño de los elementos componentes de la conexión, para las configuraciones de conexión analizadas.

## 1.3 CONTENIDO CAPITULAR

En el segundo capítulo se presenta una amplia revisión de la literatura existente, incluyendo la investigación experimental y numérica, respecto a las conexiones placa-tope hasta hoy realizadas. Además un resumen de las metodologías de análisis y criterios de diseño para los componentes de la conexión.

En el tercer capítulo se muestra el proceso de elaboración del primer modelo el cual será validado mediante la elección y posteriormente comparación con un ensaye experimental hecho recientemente. Se plantean a detalle las características de los modelos ensayados en las fases de este estudio, para así comparar fácilmente el modelo a realizar. Además se presenta el fundamento del uso de elementos en el modelo, y geometrías en el modelo a validar.

En el cuarto capítulo se muestra el proceso de elaboración de ocho modelos con distintas configuraciones, así como los respectivos resultados de la aplicación de carga monótona a todos los modelos, y de carga cíclica a cuatro de ellos. Posteriormente se exponen los resultados mediante curvas momento-rotación. Se muestran comparaciones y patrones de comportamiento de los componentes de la conexión.

Por último el quinto capítulo expone las conclusiones y recomendaciones del trabajo de investigación, que van desde el efecto en el comportamiento de algunos componentes en la conexión, hasta el modelado de conexiones en elemento finito.

## CAPÍTULO 2 ANTECEDENTES Y GENERALIDADES

### 2.1 EVOLUCIÓN DE LAS CONEXIONES TIPO PLACA-TOPE.

El uso de este tipo de conexiones según las referencias se remonta al inicio de los años 60 en EUA, después de caer en desuso como conectores los remaches o pernos por ser más económico el uso de tornillos de alta resistencia, además de su facilidad de instalación, aunque comenzaron a aparecer a principios de 1950. Para conexiones tipo placa-tope (“end-plate”) como una variante del uso de conexiones con secciones “T” atornilladas (“Double Split tee”) o con angulos en “T” (“t-stub”), tal y como lo podemos observar en el estudio de Beddle y Christopher (1964), pues justamente en este estudio se realiza un recuento de algunos de los más importantes trabajos hechos entonces con conexiones a momento en edificios a base marcos, para los tres tipos de conectores, soldadura, remaches y tornillos. Se orientó primordialmente la atención a las capacidades de momento y deformación de la conexión. Se destacó que, entre muchas áreas a investigar, la respuesta de conexiones a momento bajo carga cíclica era una de las más importantes a realizarse, pues era muy limitada la información existente. Beddle y Christopher concluyeron que un detallado y diseño apropiado de la conexión permitiría desarrollar la capacidad plástica de los miembros conectados y grandes capacidades de rotación en ese rango.

Tabla 2.1 Estado en la investigación de conexiones a momento presentada por Beddle y Christopher (1964).

	TIPO	ENSAYES	ANÁLISIS	GUIAS DE DISEÑO	
APERNADA	Traslape, esquina, v-col	0	0	0	
SOLDADA	Esquina {	Recta	X	X	X
		Rodilla	X	X	X
		Mensula	X	X	X
	Viga - Columna	X	X	X	
	Traslape	X	X	X	
ATORNILLADA	Esquina	0	0	0	
	Viga - Columna	X	X	X	
	Traslape	X	X	X	
	Placa Base	0	X	X	

Resultados aplicables X Si  
 0 No

Un año después Douty y McGuire (1965) realizaron 34 ensayos a escala natural de las conexiones a momento atornilladas más comunes (fig. 2.2): conexión tipo placa-tope (“end-plate”) y tipo “T” atornillada (“T-stub”), poniendo más énfasis en las conexiones en “T”, pues de éstas se realizaron 27 ensayos. Investigaron fundamentalmente las fuerzas en los tornillos, encontrando que éstas son causadas por los efectos de apalancamiento (“prying effect”, explicado al final de este capítulo), presentando modelos matemáticos para las conexiones en “T”, y encontraron un comportamiento similar en las conexiones tipo placa-tope. Desarrollaron ecuaciones semiempíricas para predecir las fuerzas de apalancamiento, con base en comparaciones teóricas y experimentales.

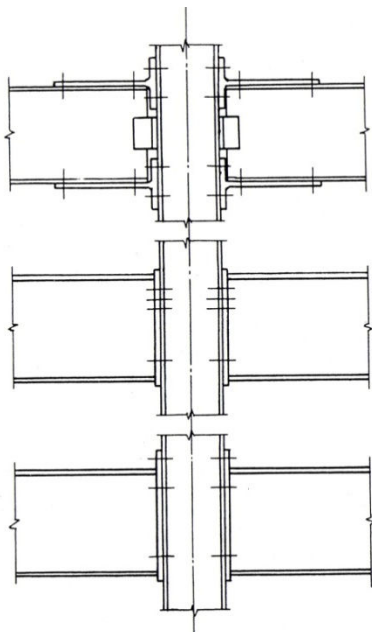


Fig.2.2 Tipos de conexiones investigadas por Douty y Mcguire (1965).

Considerando el resultado de varios programas de investigación Mann y Morris (1979) propusieron un procedimiento de diseño para la conexión tipo placa-tope de cuatro tornillos extendida (fig. 2.3).

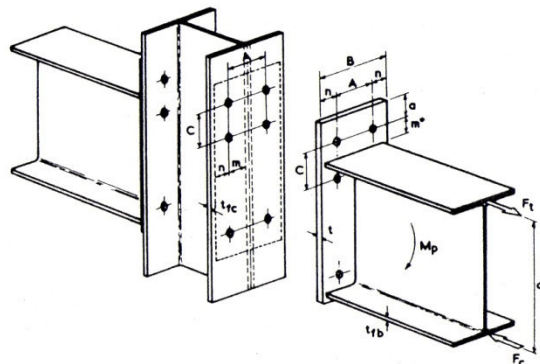


Fig.2.3 Como se observa solo consideraban cuatro tornillos en el patín a tensión pues el diseño no consideraba carga cíclica.

El procedimiento tomaba en cuenta tanto un criterio de resistencia como de rigidez en la conexión. Utilizaron análisis de líneas de fluencia para determinar la resistencia de la placa-tope y el patín de la columna respectivamente basándose en modelos de fluencia con líneas rectas y líneas curvas. Presentaron expresiones para el diseño de los tornillos incluyendo los efectos de apalancamiento. Adicionalmente propusieron formas de rigidizar la columna, tanto en los patines como en el alma.

Hasta ese momento era muy poca la investigación acerca del comportamiento de las conexiones de placa-tope bajo carga cíclica y en general de cualquier otra conexión. Uno de los primeros trabajos de investigación al que se hará referencia es el realizado por Ghobarah et al (1990) de la Universidad McMaster en Ontario, Canadá. Mediante cinco especímenes de conexiones placa-tope compararon el comportamiento cuando éstas estaban o no rigidizadas, además incluyendo la opción de atiesadores en los patines de la columna (placas de continuidad). Su objetivo principal era observar el comportamiento inelástico de cada uno de los siguientes componentes de la conexión: viga, patines de la columna, placa-tope, rigidizadores, y tornillos. Concluyeron, basándose en los resultados de la conexión placa-tope no rigidizada (ver fig. 2.4), que no es recomendable su uso desde el punto de vista sismo-resistente. Sin embargo la placa-tope extendida rigidizada con un correcto diseño y detallado puede ser considerada apta para marcos resistentes a momento en zonas de alta sismicidad. Adicionalmente recomendaron que para las conexiones no rigidizadas, los tornillos y la placa-tope se diseñaran para 1.3 veces la capacidad a momento plástico de la viga ( $1.3M_p$ ) y para la conexión rigidizada se diseñaran estos elementos para el momento plástico de la viga sin factorizar.

Continuando con su trabajo de investigación respecto a las conexiones placa-tope Ghobarah et al. (1992), realizaron cuatro ensayos más con las mismas configuraciones de su trabajo anterior (Ghobarah et al. 1990) dirigiendo claramente su estudio a la zona de panel de la conexión en términos de su aporte a la conexión en cuanto a rigidez, resistencia, ductilidad y capacidad de disipación de energía. Encontraron que la zona de

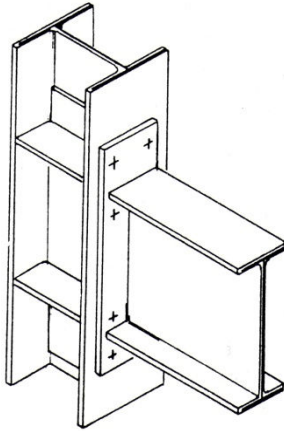


Fig.2.4 Conexión placa-tope no rigidizada con placas de continuidad ensayada por Ghojarah et al (1992).

panel de la columna es capaz de disipar grandes cantidades de energía y además que la placa-tope ayuda a controlar las deformaciones inelásticas de la zona de panel incrementando en más del 40% la resistencia a cortante de la misma. Recomendaron que, con un correcto detallado de la zona de panel, ésta puede ser usada para incrementar la capacidad de disipación de energía de las conexiones tipo placa-tope.

Gradualmente se comenzaba a observar el excelente comportamiento de las conexiones placa-tope ante carga cíclica, sin embargo todavía era más común el uso de conexiones viga-columna soldadas patín con patín.

El sismo ocurrido en el año 1994 en Northridge, California y el ocurrido un año más tarde en Kobe, Japón, mostró evidencia en numerosas fracturas de conexiones viga-columna soldadas (fig. 2.5) en marcos de acero resistentes a momento y la incapacidad de este tipo de conexiones ante sismos severos. Pues la mayoría de las fallas fueron debido a concentraciones de esfuerzos en la conexión, específicamente en la unión de los patines.

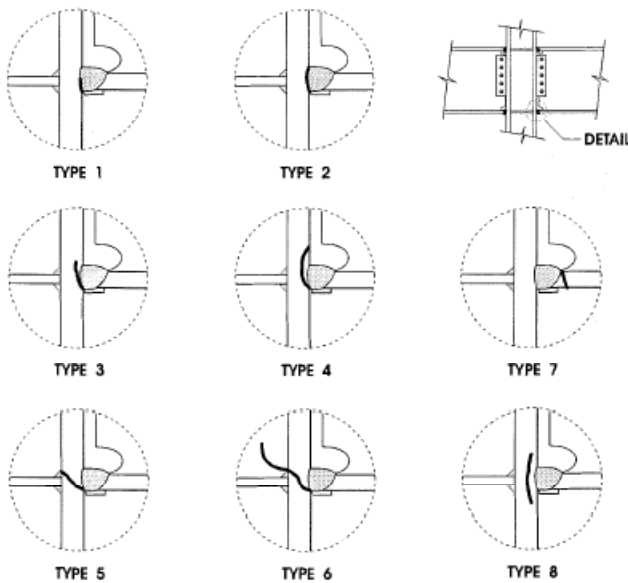


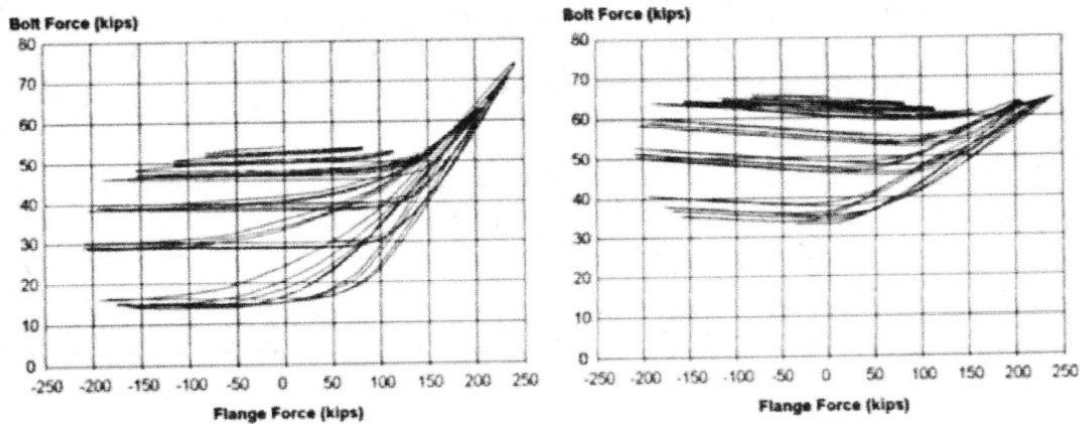
Fig.2.5 Fallas comunes en las conexiones viga-columna después del sismo de 1994, Northridge, California, presentadas por Tremblay et al. (1996).

Una de las causas que se mencionan son los defectos en las técnicas y métodos de soldado que eran realizados en campo. Es entonces que surge la conexión placa-tope como una gran alternativa, y se intensifican las investigaciones concernientes a su comportamiento ante sismos de gran intensidad. Así también comienzan a surgir cambios importantes en las normativas y alternativas de análisis, las cuales se mencionan más adelante.

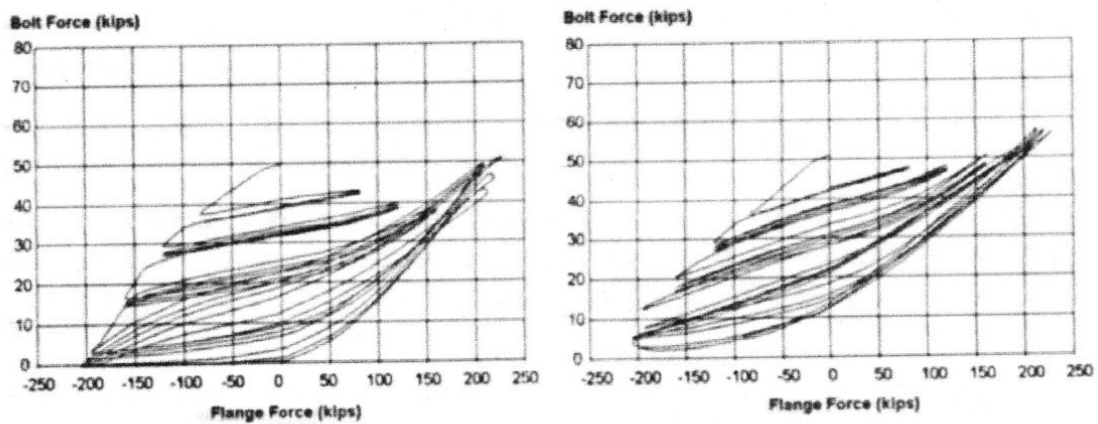
Como parte de las investigaciones en EUA de los eventos suscitados en 1994, Meng y Murray (1995) realizan tres pruebas de conexiones placa-tope de cuatro tornillos, no rigidizadas. En una de ellas se utilizan calzas o placas niveladoras ("shims" o "finger shims"), pues su uso entonces era común y plantearon que mejorándolas

se podría reducir, e incluso podrían ser eliminados los efectos de apalancamiento. El procedimiento que incluyeron para determinar el espesor de la placa-tope fue basado en la teoría de líneas de fluencia y en el método de Kennedy modificado, el cual se explicará más adelante. Encontraron que el comportamiento histerético de las tres conexiones era muy similar, sin embargo las curvas fuerza del tonillo contra fuerza en el patín (ver fig. 2.6) mostraron un decremento importante en la conexión en la que se utilizaron placas niveladoras; consideraron que ese problema era debido a la fluencia de la placa

niveladora. Concluyeron que el desempeño de las conexiones placa-tope ante carga sísmica era muy bueno, sin comentar más al respecto de las placas niveladoras.



(b) Prueba #2 Fuerzas en tornillos internos y externos



(c) Prueba #3 Fuerzas en tornillos internos y externos

Fig.2.6 Historia de fuerzas en los tornillos de las pruebas 2 y 3 realizadas por Meng y Murray (1995), Test #2 grafica superior, conexión sin placas niveladoras, Test #3 grafica inferior, conexión con placas niveladoras.

Utilizando la base de datos de pruebas realizadas a conexiones semirrígidas hasta ese momento, Kishi et al. (2004) derivaron un modelo para predecir la relación momento-rotación relativa de conexiones semirrígidas basado en cuatro parámetros: rigidez inicial, rigidez de endurecimiento por deformación, momento inicial de la conexión (el cual se refiere a la proyección de la tangente de endurecimiento por deformación sobre el eje de momento) y por ultimo un factor de forma. El modelo fue obtenido a partir de 168 resultados experimentales de conexiones semirrígidas almacenadas en la base de datos (Tabla 2.2). Se analizaron dos tipos de configuraciones de conexión placa-tope: extendida y no extendida. Se concluyó que el método daba resultados precisos para modelos de análisis en marcos semirrígidos.

Tabla 2.2 Pruebas experimentales de conexiones placa-tope, recolectados por Kishi et al (2004).

Tipo de conexión	Referencia (autor, año)	Número de pruebas
Placa - tope extendida	L. G. Johnson et al. (1960)	1
	A. N. Sherbourne (1961)	5
	J. R. Bailey (1970)	26
	J. O. Surtees & A. P. Mann (1970)	6
	J. A. Packer & L. J. Morris (1977)	3
	S. A. Ioannides (1978)	6
	R. J. Dews (1979)	3
	P. Grundy et al. (1980)	2
	N. D. Johnstone & W. R. Walpole (1981)	8
	A. Mazroi (1983, 1984)	24
	Y. L. Yee (1984)	16
	D. B. Moore & P. A. C. Sims (1986)	2
	J. B. Davison et al. (1987)	1
	R. Zandonini & P. Zanon (1987)	9
	L. F. L. Ribeiro & R. M. Goncalves (1996)	24
Placa - tope no extendida	J. R. Ostrander (1970)	24
	J. Phillips & J. A. Packer (1981)	5
	J. B. Davison et al. (1987)	3

Aún cuando se ha realizado mucha investigación, el comportamiento de algunos elementos de la conexión placa-tope no está suficientemente claro, ni su influencia sobre el comportamiento histerético. Es debido a esto que Guo et al (2006) dirigieron su estudio a la influencia en la conexión del alma de la columna y principalmente a los rigidizadores de la placa-tope ante carga cíclica. El ensaye experimental consistió en seis especímenes de conexión tipo placa-tope extendida de ocho tornillos rigidizada y no rigidizada. La placa tope de tres de los especímenes, y el alma de la columna de cinco especímenes fueron reforzadas con rigidizadores (ver fig. 2.8) y el espesor de la placa-tope fue variando para un mismo tamaño de sección de viga y columna para todos los especímenes. Concluyeron que los rigidizadores de la placa-tope tienen una gran influencia en el comportamiento histerético de la junta. Además anotaron que las conexiones rigidizadas desarrollan una gran capacidad de carga y de disipación de energía, debido a que los rigidizadores pueden cambiar el mecanismo de carga y mejorar las condiciones de restricción. Basados en la comparación de sus resultados experimentales, recomendaron para mejorar la capacidad de carga y rigidez de la conexión el uso de rigidizadores en la placa-tope, esto para prevenir la falla frágil sobre todo cuando la placa-tope es delgada.



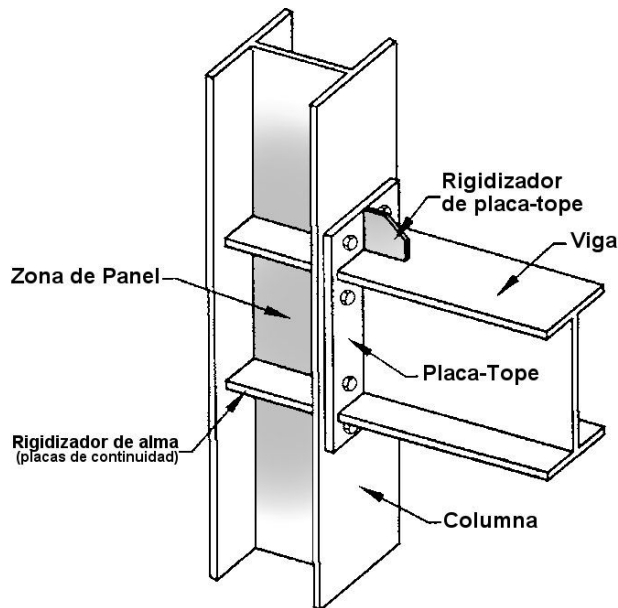


Fig.2.8 Conexión placa-tope de 8 tornillos rigidizada con placas de continuidad.

Finalmente se comenta brevemente el trabajo realizado por Shi et al (2006), el cual está dividido en dos partes. En la primera parte se realiza el ensayo experimental de una serie de ocho especímenes, de los cuales siete son conexiones tipo placa-tope extendida de 8 tornillos con algunas variantes entre ellos, y el octavo espécimen es una placa-tope no extendida, todas sometidas a carga monótona y cíclica. La segunda parte de su investigación está dirigida a la reproducción de su primera etapa con modelos de elemento finito, la cual se comentara en el siguiente apartado. Los parámetros de estudio fueron el espesor de placa-tope, diámetro del tornillo, rigidizador de placa-tope, placas de continuidad, tipo de placa-tope rigidizada y no

rigidizada. Basados en sus resultados y análisis propusieron detalles de conexión estándar para su uso en marcos resistentes a momento bajo carga cíclica, para asegurar su falla dúctil. Adicionalmente propusieron un modelo histerético bilineal con endurecimiento cinemático para el comportamiento momento-rotación de la conexión placa-tope.

## 2.2 ANÁLISIS DE ELEMENTO FINITO EN CONEXIONES PLACA-TOPE

Así como la investigación referente a las conexiones placa-tope iba creciendo también la necesidad de desarrollar procedimientos de análisis que integraran todos los elementos de la conexión para poder observar su comportamiento completo estudiando a detalle la interacción de sus componentes. Una de las alternativas que cumplía con el complejo comportamiento de este tipo de conexiones fue y es el análisis por elemento finito. El cual como observaremos, ha ido avanzando en cuanto a métodos de modelado se refiere, y poco a poco reduciendo las simplificaciones en ellos. Logrando así resultados cada vez más fiables al compararlos con ensayos experimentales. Como se mostrará muchas de las tendencias y modelos más complejos en 3D son logradas gracias al avance de la tecnología computacional.

Uno de los primeros investigadores en utilizar el recurso de análisis con elemento finito fue Krishnamurty y Graddy (1976), quienes realizaron el análisis de 13 conexiones con modelos en 2D y 3D usando respectivamente elementos planos triangulares de deformación constante y elementos sólidos de ocho nodos. Se simuló el estado de pretensión en el tornillo. Se generaron y utilizaron factores de correlación para predecir el comportamiento del modelo 3D usando resultados de los modelos en 2D. Si bien el estudio era muy detallado para su época, también era muy limitado por los avances de la tecnología computacional al momento; por lo tanto se hicieron algunas simplificaciones. Se omitieron las cabezas de los tornillos, y los vástagos fueron modelados cuadrados,

pero con un área equivalente a la que tendrían con una sección circular. No se utilizaron elementos de contacto.

Continuando con su investigación, Krihsnamurthy (1978), usando los resultados de sus análisis con elemento finito desarrolló relaciones empíricas para determinar el espesor de la conexión placa-tope. En este estudio no se tomaron en cuenta las fuerzas de apalancamiento, debido a las conclusiones del trabajo anterior. Las fuerzas de los tornillos fueron tomadas directamente de la fuerza del patín.

La evolución de los modelos de elemento finito fue avanzando pero con muy pocas variantes. Investigando el comportamiento de conexiones placa-tope de ocho tornillos extendida rigidizada, Murray y Kukreti (1988) realizaron una serie de pruebas experimentales y amplios análisis de elemento finito mediante el uso de un modelo híbrido 2D/3D. Se modeló un cuarto de la parte del patín de la viga en tensión, tal como se puede observar en la fig. 2.9. El modelo híbrido estaba distribuido de la siguiente manera: se modeló en 3D la porción de placa-tope y su respectiva transición de soldadura entre el patín de la viga, así como también la cabeza y vástago del tornillo; sin embargo estos últimos siguieron siendo cuadrados. Fueron modelados en 2D el patín de la viga y el rigidizador. Además el modelo tomaba en cuenta el comportamiento no-lineal de los materiales, utilizando un modelo elasto-plástico perfecto para la placa-tope y un modelo bilineal para los tornillos. Cabe señalar que tanto los ensayos experimentales como los numéricos no incluían carga cíclica. Desarrollaron procedimientos de diseño basados en análisis de regresión de los resultados analizados con elemento finito. Los procedimientos incluyeron los efectos de apalancamiento en los tornillos y consideraron resistencia y rigidez de la conexión. Realizaron ajustes a sus procedimientos de diseño para plantearlos conforme a las metodologías de diseño; ASD (Diseño por esfuerzos permisibles) y el LRFD (Diseño por factores de carga y resistencia).

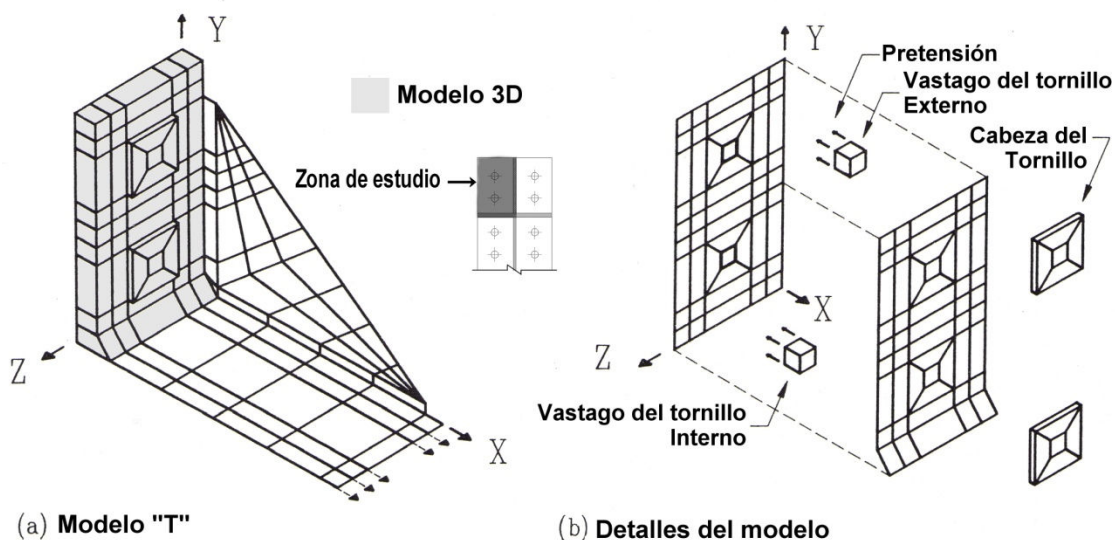


Fig.2.9 Modelo de elemento finito híbrido con elementos 2D y 3D, desarrollado por Murray y Kukreti (1988).

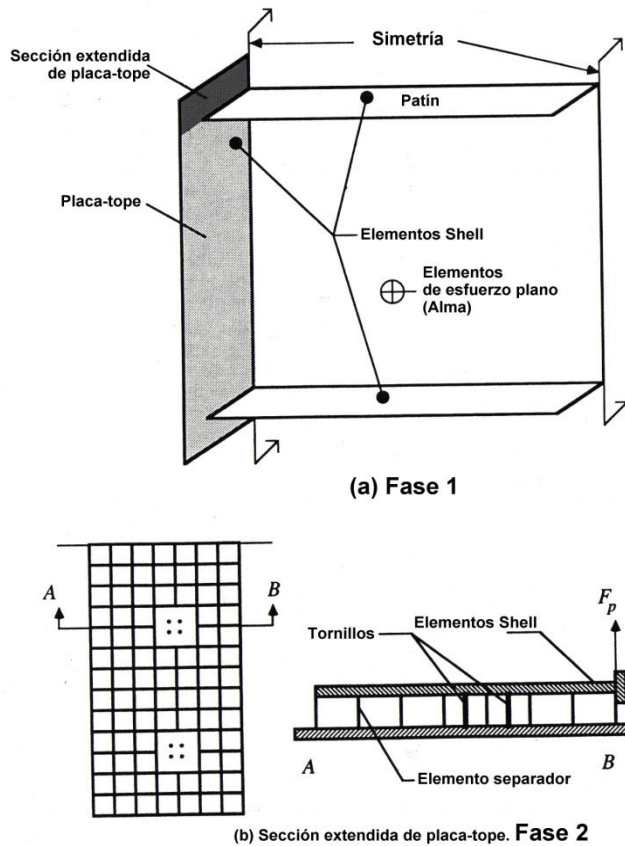


Fig.2.10 Fases del experimento en ADINA por Chasten et al (1992).

Tsai y Popov (1990) realizaron tres ensayos en conexiones placa-tope extendida rigidizada y no rigidizada, de ocho tornillos bajo carga cíclica. Analizaron los efectos de apalancamiento en modelos de placa-tope, mediante el uso de elementos "shell" en un programa de elemento finito desarrollado para la Universidad de California en Berkeley, *FEAP*. Plantearon recomendaciones para aumentar la resistencia de los tornillos en las conexiones tipo placa-tope bajo carga sísmica; éstas principalmente se basan en el uso de rigidizadores de placa-tope.

Chasten et al. (1992) realizaron siete pruebas en conexiones de placa-tope extendidas no rigidizadas de dieciséis tornillos (es decir dos filas de cuatro tornillos por patín). En estos ensayos fueron probados tornillos con y sin pretensión. Los modos de falla observados fueron: fractura de la soldadura, fractura de los tornillos y fractura por cortante de la placa-tope.

Se utilizaron modelos de elemento finito mediante elementos "shell" para la placa-tope y los patines de la viga, implementando en el alma elementos de esfuerzo plano. Obtuvieron soluciones elásticas e inelásticas como resultado del análisis de elemento finito realizado mediante el software *ADINA* (Automatic Dynamic Incremental Nonlinear Analysis), lo que les permitió la predicción de la distribución de las fuerzas en el patín, así como de la magnitud y localización de las fuerzas de apalancamiento resultantes. Su análisis fue dividido en dos fases: fase uno, la cual estaba encaminada a determinar la distribución de la fuerza del patín en la porción extendida de la placa-tope, y la fase dos, para analizar la porción extendida de la placa-tope que les permitiera predecir la magnitud y localización de la fuerza de apalancamiento resultante; esto se realizó aislando esta zona como una viga en cantiléver (fig. 2.10). Los resultados analíticos fueron comparados con los experimentales obteniendo resultados bastante precisos.

Bahaari y Sherbourne (1994), implementaron una metodología de análisis mediante modelos de elemento finito utilizando el software *ANSYS* (versión 4.4). Se aplicó carga monótona a cuatro conexiones placa-tope no rigidizadas para estudiar el comportamiento de la conexión con el patín de la columna, con y sin rigidizador. La placa-tope, patín de viga y columna, alma y vástago de los tornillos en la región en tensión fueron representados como elementos de esfuerzo plano, con anchos equivalentes de cada uno

de ellos, mediante elementos isoparamétricos de ocho nodos (*STIF-82*, *ANSYS*). El modelo incluía elementos de interfaz y no linealidad en los materiales; integró un modelo bilineal con endurecimiento para la placa-tope, viga y columna y un modelo trilineal para los tornillos.

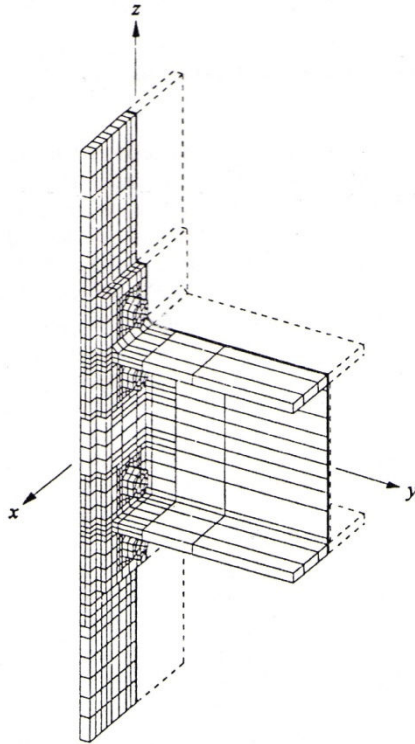


Fig.2.11 Modelo 3D de Choi et al. (1996).

incluía la cabeza y el vástago y era un prisma hexagonal. Se aplicó pretensión equivalente en la cabeza de los tornillos en forma de presión, la cual evidentemente no describió bien el fenómeno, según mencionaron los autores. Analizaron cuatro modelos de conexión placa-tope no rigidizada de ocho tornillos, con y sin placas de continuidad. Se observaron deformaciones excesivas en las conexiones sin placas de continuidad, recomendándose especial cuidado en su diseño. Los resultados numéricos fueron confrontados con los experimentales obteniendo resultados confiables.

Un año más tarde Kukreti y Biswas (1997) presentaron un modelo en 3D basado en el modelo híbrido que habían empleado antes (Murray y Kukreti, 1988). Ahora se incluyó no linealidad en los materiales mediante modelos bilineales. Adicionalmente se aplicaron al modelo cargas cíclicas, y se simuló su comportamiento mediante un modelo de endurecimiento cinemático. Presentaron todo el desarrollo de los elementos (código fuente) utilizados en el programa, así como diagramas de flujo de las diversas partes del programa.

Bursi y Jaspart (1998) realizaron una revisión de las investigaciones hechas hasta ese momento para predecir el comportamiento momento-rotación de conexiones placa-tope extendidas. Realizaron recomendaciones para la creación de modelos de elemento finito y

Bahaari y Sherbourne (1994) concluyeron lo anterior con una comparación de resultados numéricos y experimentales encontrando un margen de error menor entre ellos, además se comprobó que el comportamiento de conexiones placa-tope puede predecirse correctamente mediante el análisis de elemento finito.

Hasta ese momento los modelos de elemento finito seguían siendo en 2D, o híbridos que incluían elementos 3D de algunos componentes, debido a las limitaciones en tecnología computacional. Choi et al. (1996) realizaron un modelo de análisis completamente en 3D, con elementos hexaédricos, realizando una variación de un elemento sólido de 8 nodos, a un elemento de 27 nodos. Utilizaron un algoritmo de contacto. Sin embargo éste ignoraba la fricción entre las partes. Además emplearon curvas bilineales de los materiales tomando en cuenta la no linealidad. Esto bajo el ambiente del software *ADINA*. Su modelo de tornillo

propusieron un modelo en 3D de elemento finito el cual desarrollaron en el software Lagamine, de la universidad de Liege, Bélgica. Compararon sus resultados con los obtenidos en el software *ABAQUS* y con resultados experimentales. Probaron dos

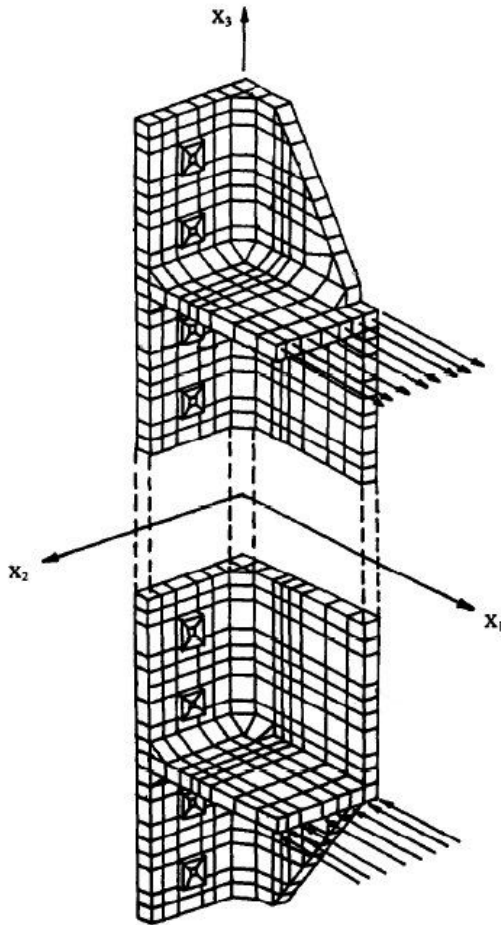


Fig.2.12 Modelo 3D de Kukreti y Biswas (1997), del software desarrollado para la universidad de Oklahoma.

configuraciones de tornillos sólidos y formados por barras. Cabe mencionar que los modelos sólidos de sus tornillos tenían un mallado que hasta ese momento no habían exhibido otros. Consistía en elementos hexaédricos (*ABAQUS*) y formaba un prisma de 16 lados. Incluyeron elementos de contacto y fricción en ellos, además se tomó en cuenta la no linealidad de los materiales. Sin embargo no fue un modelo completo, solo era una sección "T" que incluía el patín y la placa-tope, aplicando solamente carga monótona. Los resultados fueron buenos, pero con mayor dispersión a los obtenidos con el software *LAGAMINE*.

Nemati, et al. (2000) mediante análisis de elemento finito pretendían desarrollar una nueva metodología como alternativa a la expuesta en el Euro Código 3 en su Anexo J, la cual se basa en rigidez y resistencia. En lugar de esto ellos propusieron que los criterios fueran disipación de energía y ductilidad. Este método se utiliza para predecir el comportamiento bajo carga cíclica de conexiones placa-tope. Su estudio se dividió en dos partes: la

primera consistió en, ensayos experimentales de 22 especímenes de una sección "T" de la conexión placa tope (fig. 2.13) bajo carga monótona y cíclica. La segunda parte está compuesta de cuatro fases más para desarrollar el modelo analítico: primero los análisis MEF monótonos, segundo los cíclicos, tercero un modelo matemático de balance energético para reproducir la respuesta cíclica, y por último, con esos datos, se hace una extrapolación para predecir la curva momento rotación, de la conexión placa-tope. El modelo toma en cuenta la pretensión del tornillo, sin embargo no toma en cuenta el contacto entre la cabeza del tornillo y la placa. Sus resultados están basados en la sección "T" aislada, sin tomar incluso en cuenta la interacción de la columna. La comparación de resultados experimentales y numéricos tuvo buena correlación.

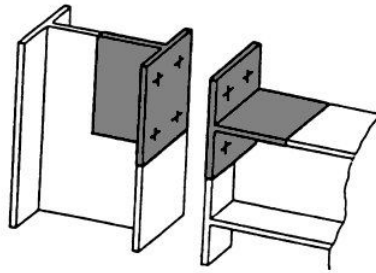


Fig.2.13 Modelo de sección "T" mostrado en el apéndice "J" del EC3 (2003).

Otro análisis de elemento finito hecho más tarde sobre una sección "T" de una conexión placa-tope fue el de Bursi et al. (2002), sometiendo la sección a ciclos bajos de carga para observar el comportamiento en la parte soldada, pues su modelo tomó en cuenta específicamente soldadura de filete, estudiando cómo se genera la fractura en la raíz (fig. 2.14). Cabe mencionar que su modelo está representado en dos dimensiones. Entre las recomendaciones que se desprendieron de su estudio es el uso de soldadura de penetración completa para un mejor comportamiento de la conexión en zona sísmica.

Como en algunos estudios anteriores en que se particulariza el estudio a una zona específica de la conexión, Kim et al. (2007) realizaron una investigación acerca del modelado de la parte atornillada de la conexión. Realizaron cuatro tipos de modelos: un modelo de tornillo sólido, modelo de tornillo acoplado, modelo telaraña de barras ("*spider bolt model*") y un modelo sin tornillo. Todos los modelos tomaron en cuenta pretensión y el comportamiento de contacto entre los patines unidos. Todos los análisis se realizaron con el software ANSYS. Concluyeron en base a sus resultados que el modelo que simula mejor el comportamiento real, es el sólido, sin embargo hay que pagar un alto costo en tiempo de procesamiento computacional.

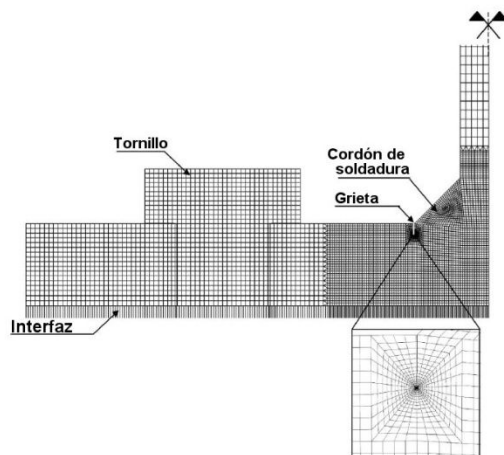


Fig.2.13 Modelo de estudio, de Bursi et al. (2002), en donde se observa la grieta inducida en el inicio del filete de soldadura.

Finalmente la investigación más reciente es la realizada por Shi et al. (2008), la cual es una segunda parte de la comentada al final del primer apartado y consistía en ensayos experimentales de 8 especímenes. En este estudio se desarrollan modelos completos de elemento finito en 3D para simular el comportamiento únicamente bajo carga monótona de los ensayos experimentales de la fase uno de este estudio. El modelo de elemento finito fue realizado en ANSYS y una de las limitaciones que se comentarán del modelo es que se utilizó una curva elastoplástica perfecta para el acero que comprende viga, columna y placa-tope, ignorando el endurecimiento por deformación. En capítulo siguiente se ahondará más de los detalles de esta investigación; los resultados se tomarán en cuenta en este trabajo.

## 2.3 NORMATIVAS

En este apartado se hará una breve reseña de los métodos de diseño de la conexión placa-tope desde su inicio hasta su evolución en nuestros días, dentro de los manuales y códigos estadounidenses, los cuales son el principal referente para su análisis y diseño en nuestro país.

La primera aparición de este tipo de conexión fue en la séptima edición del manual de construcción en acero AISC en 1970, en el cual se presenta un ejemplo de diseño sumamente conservador, de acuerdo con Griffiths (1984).

Posteriormente en 1971 se inició un programa con el propósito de investigar más a fondo este tipo de conexión dirigido por la Universidad de Auburn, Alabama, bajo el patrocinio conjunto de la MBMA (Metal Buildings Manufacturers Association) y la AISC. Su principal investigador fue Krishnamurthy (1978) y se concluyó con un documento en el cual se incluye una metodología de diseño que fue incorporada en la octava edición del manual de construcción en acero AISC (publicado en 1980).

En la novena edición del AISC ASD (publicada en 1989) y la primera edición de AISC LRFD (publicada en 1986) se integra también el trabajo hecho por Murray y Kukreti (1988) en donde en su guía de diseño utilizan rigidizadores y agregan más tornillos en la zona a tensión a la conexión. Como se mencionó, su guía no estaba dirigida para el uso de las conexiones bajo carga sísmica.

De esta manera hasta finales de los 90 no se tenían en los códigos y manuales de diseño guías para conexiones placa-tope sometidas a acción sísmica aún cuando ya se conocían sus ventajas con la gran capacidad de disipación de energía.

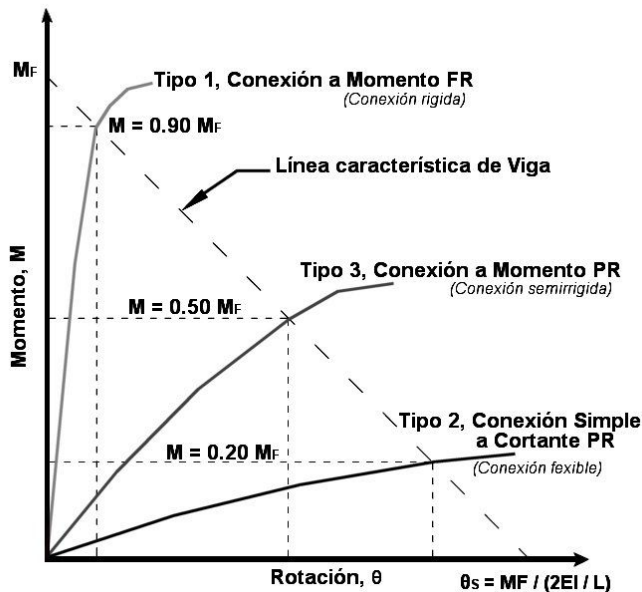
Como se mencionó, el sismo de Northridge de 1994 condujo a grandes cambios de las normas estadounidenses; se fundó el "SAC Joint Venture" realizando una gran cantidad de investigación financiada por la Agencia Federal para el Manejo de Emergencias (FEMA). Esta investigación, comúnmente conocida como "SAC Steel Project" fue dividida en dos fases: la fase inicial orientada a determinar las causas de las fallas en conexiones soldadas y la segunda orientada a investigar soluciones de conexiones con buen comportamiento bajo carga sísmica. Finalmente, derivado de esta investigación se han desarrollado varios códigos y manuales de previsiones sísmicas de distintas entidades como lo son las previsiones sísmicas del AISC (1997,2005a,2005b,2005c), NERHP (2009), así como también las guías de diseño del AISC (2003,2004) por mencionar algunas de las más usuales.

## 2.4 CONCEPTOS GENERALES Y METODOLOGÍAS DE ANÁLISIS

### 2.4.1 Relación momento-rotación y clasificación de la conexión placa-tope

Una curva momento rotación (fig. 2.14) nos proporciona algunas características de la conexión, como resistencia, ductilidad y la rigidez rotacional. Esta última característica de la conexión es frecuentemente descrita en un diagrama momento rotación; la pendiente inicial de la curva momento rotación, típicamente obtenida de resultados experimentales, es un indicador de la rigidez rotacional de la conexión.

Esta rigidez se refleja en los tres tipos de construcción definidos en el AISC – ASD: tipo 1 ó construcción con conexión rígida, tipo 2 ó construcción con conexión simple y tipo 3 ó Construcción con conexión semirrígida. Por otra parte el AISC-LRFD (1999) define dos tipos de construcción: FR totalmente restringido que es lo mismo que la construcción tipo 1 de ASD y PR parcialmente restringido que abarca los tipos de construcción 2 y 3 del ASD.



Ec. Línea de Viga,  $M = M_F - 2EI\theta/L$

Donde:

$M$  = Momento final en Línea de Viga

$M_F$  = Momento final empotrado,  $(wL^2/12)$

$\theta$  = Rotación final en Línea de Viga

$\theta_s$  = Rotación final en apoyo simple

Fig.2.14 Curvas Momento-Rotación presentada en la guía de diseño en acero no. 16 del AISC.

Tradicionalmente, las conexiones tipo 1 o FR se requiere que soporten un momento último que pueda desarrollar la viga en condiciones de empotramiento mayor o igual a 90%, y ésta no debe rotar más de 10% en condiciones de apoyo simple. A la conexión tipo 2 se le permite resistir un momento último no mayor del 20%, y como mínimo una rotación del 80% en condiciones de apoyo simple. Por último una conexión tipo 3 se encuentra entre los límites de una tipo 1 y tipo 2.



Adicionalmente existen tres tipos de marcos sismo-resistentes: marcos ordinarios a momento (OMF), marcos intermedios a momento (IMF), marcos especiales a momento (SMF). Una conexión a momento para catalogarse como OMF debe alcanzar una rotación inelástica de 0.01 radianes, y ésta tiene un comportamiento limitado bajo carga sísmica. Sin embargo los marcos intermedios a momento se espera que tengan un comportamiento (para clasificarlos dentro de este rango) de tal manera que los marcos alcancen al menos una rotación inelástica de 0.02 radianes. Finalmente los marcos especiales a momento muestran grandes deformaciones inelásticas como parte de su comportamiento ante sismos severos y las conexiones para este tipo de marcos deberán desarrollar 0.04 radianes de rotación inelástica.

Las conexiones placa-tope se clasifican por su comportamiento generalmente como tipo FR y PR, esto dependiendo de su configuración, y generalmente se clasifican dentro de marcos especiales e intermedios a momento.

#### **2.4.2 Criterio de análisis y diseño del AISC**

El procedimiento de diseño para las conexiones placa-tope (ya sean extendidas o no extendidas) mostradas en la guía 16 o en la 4 segunda edición, del AISC, fueron desarrollados por la universidad de Oklahoma y el instituto politécnico de Virginia basándose en:

1. El momento de diseño requerido en la conexión: esto va a depender del tipo de conexión por utilizar, además esto también controlará la posición relativa de la articulación plástica.
2. Determinación del espesor de la placa-tope por medio de la teoría de líneas de fluencia: dados la geometría de la placa de extremo, geometría de la viga y el esfuerzo de fluencia del material que corresponde a un criterio de resistencia.
3. Determinación de fuerzas del tornillo incluyendo las fuerzas de apalancamiento: dados la geometría de la placa de extremo, diámetro del tornillo y el tipo de tornillo que corresponde a un criterio de la fuerza del tornillo.
4. Una evaluación del tipo de construcción, para determinar cual conexión es la apropiada, la cual corresponde a un criterio de rigidez.

A continuación se describe el procedimiento del AISC para determinar el espesor de placa-tope y las fuerzas de los tornillos incluyendo el efecto de apalancamiento.

### 2.4.2.1 Teoría de líneas de fluencia

Las líneas de fluencia son la continua formación de articulaciones plásticas a lo largo de una línea recta o curva. Suponiendo que las líneas de fluencia dividen una placa en regiones planas rígidas despreciando las deformaciones elásticas pues estas son pequeñas comparadas con deformaciones plásticas. Aunque el mecanismo de falla de una placa usando la teoría de líneas de fluencia fue inicialmente desarrollada para concreto reforzado, los principios y recomendaciones también son aplicables a las placas de acero.

El análisis del mecanismo de líneas de fluencia puede ser llevado a cabo por medio de dos diferentes métodos, (1) el método de equilibrio, o (2) el método energético de trabajo virtual. Este último método es más apropiado para aplicarlo en la placa-tope.

El procedimiento para determinar la resistencia a momento plástico de una placa-tope, o carga última, es primero seleccionar arbitrariamente un mecanismo de línea de fluencia posible. Lo siguiente es suponer que el trabajo externo e interno son equivalentes, estableciendo así la relación entre la carga aplicada y el momento último resistente. Esta ecuación entonces es para una carga o un momento desconocido. Mediante la comparación de los resultados obtenidos de los mecanismos arbitrariamente seleccionados, el mecanismo apropiado de línea de fluencia es aquel con la mayor resistencia requerida a momento plástico o la menor carga última.

La aplicación de la teoría de líneas de fluencia para determinar la resistencia de una placa de extremo requiere de tres pasos básicos: definir un patrón de línea de fluencia, la generación de ecuaciones para el trabajo interno y externo, y la solución de la igualdad entre trabajo interno y externo (AISC, 2004).

### 2.4.2.2 Predicción de las fuerzas en los tornillos

La teoría de líneas de fluencia no provee predicciones para las fuerzas en los tornillos incluyendo las del efecto de apalancamiento. Según resultados experimentales indican que el comportamiento de la acción de apalancamiento que se presenta claramente en las conexiones tipo placa-tope se puede simular con el modelo sugerido por Kennedy, et al. el cual ha sido adoptado para la predicción de las fuerzas en los tornillos como función de la fuerza aplicada por el patín, tomado como modelo de análisis no solo por el AISC sino también por el código canadiense y el eurocódigo, por mencionar algunos.

El método de Kennedy está basado en la analogía “Split-tee” o sección “T”, el cual se mencionó antes (fig. 2.13), y tres estados del comportamiento de la placa. Considerando un modelo “Split-tee” (fig. 2.15) conformado de un patín atornillado a un soporte rígido y unido a un alma por la cual se aplica una carga de tensión.

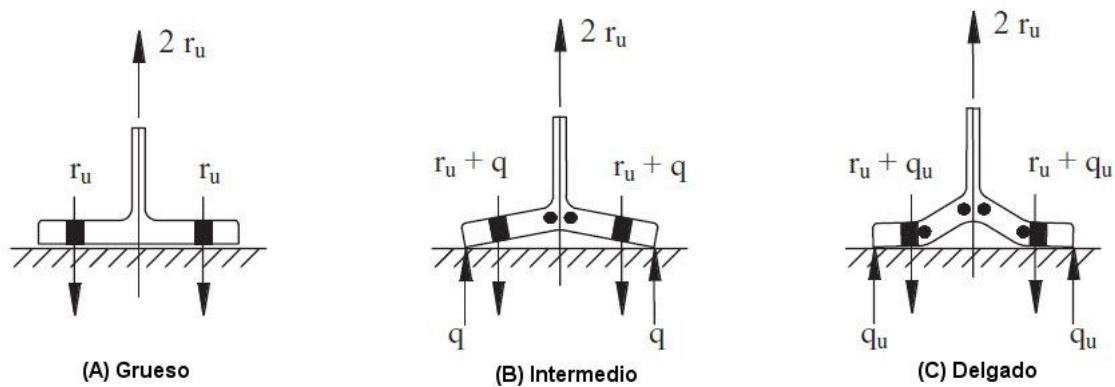


Fig.2.15 Los tres estados en el comportamiento de la placa según el modelo de Kennedy.

En los niveles de cargas aplicadas bajas, el comportamiento del patín es denominado de comportamiento de placa gruesa (thick plate behavior), ya que no se han formado articulaciones plásticas en el patín del “Split-tee” (figura 2.15 (A)). Conforme el nivel de carga aplicado aumenta, se forman dos articulaciones plásticas en el centro del patín en la intersección con cada cara del alma (figura 2.15 (B)). La aparición de éstas marcan el límite de la placa gruesa (thick plate limit) y la transición de la segunda etapa del comportamiento de la placa denominado comportamiento intermedio de la placa (intermediate plate behavior). A una aplicación de carga mucho mayor, aparecen dos articulaciones plásticas más, una en cada tornillo (figura 2.15 (C)). La aparición de este segundo conjunto de articulaciones plásticas marca el límite de placa delgada (thin plate limit), y la transición a la tercera etapa del comportamiento de la placa denominado comportamiento de placa delgada (thin plate behavior).

Para estos estados de comportamiento el método de Kennedy predice la fuerza del tornillo que es la suma de una porción de la fuerza aplicada y otra por la fuerza de apalancamiento. La porción de fuerza aplicada depende de la carga, mientras la magnitud de fuerzas de apalancamiento depende del estado de comportamiento de la placa. Para la primera etapa de comportamiento o “placa gruesa”, la fuerza de apalancamiento es cero. Para la segunda etapa de comportamiento, o comportamiento de placa intermedia, las fuerzas de apalancamiento aumentan de cero a un máximo en el límite de placa delgada. Para el tercer estado de comportamiento las fuerzas de apalancamiento son máximas y constantes.

### 2.4.3 Comportamiento grueso y delgado de las placas según el AISC.

De acuerdo al apartado anterior, el AISC define el comportamiento del patín de la columna y placa-tope para evitar que en estos se presenten efectos de apalancamiento según el método de Kennedy. Pues según se observó cuando existe comportamiento grueso las fuerzas de apalancamiento son cero y con un máximo bajo el comportamiento de placa delgada.

Esto lo hace mediante una metodología simple una vez definidos la geometría de placa-tope, el diámetro del tornillo, la viga, la geometría de la columna, y las propiedades de los materiales. El comportamiento de la placa-tope y del patín de la columna puede ser determinado usando el siguiente procedimiento:

- a. Calcular la resistencia a flexión de la placa-tope,  $M_{pl}$ , resistencia a flexión del patín de la columna,  $M_{cf}$ , y la resistencia a la ruptura por tensión del tornillo sin efecto de apalancamiento,  $M_{np}$ , usando las ecuaciones para cada tipo de configuración de placa-tope, basadas en líneas de fluencia.
- b. Finalmente, para determinar el comportamiento, “grueso” o “delgado”, se utilizan las siguientes relaciones:

Si  $M_{pl} > 1.1 M_{np} \rightarrow$  Placa gruesa, siendo ésta la recomendada para carga cíclica, la cual corresponde a la guía de diseño número cuatro del AISC (2004).

Si  $M_{pl} < 1.1 M_{np} \rightarrow$  Placa delgada, la cual corresponde a la guía número dieciséis del AISC (2003) en donde se calculan las fuerzas de reacción debido a los efectos de apalancamiento.

Una vez determinado el comportamiento como se mostró se determina qué guía utilizar para llevar a cabo el diseño de los elementos.

## **CAPITULO 3 CALIBRACIÓN Y VALIDACIÓN DEL MODELO DE ELEMENTO FINITO**

Para la validación del modelo se utilizará un ensaye experimental para validar el uso de diversos algoritmos y componentes del modelo de elemento finito en aras de obtener el comportamiento más cercano de la conexión placa-tope ante carga monótona y cíclica. La calibración del modelo se llevará a cabo en varias etapas, las cuales se presentarán más adelante, sin embargo, se utilizara la información disponible del estudio experimental, siendo dos parámetros los cuales determinaran la exactitud y fiabilidad del modelo, esto es mediante curvas momento-rotación y el modo de falla ante carga ultima del modelo .

### **3.1 MODELO DE VALIDACIÓN.**

En el segundo capítulo se presentan algunos trabajos con respecto al estudio de conexiones tipo placa-tope, experimentales y numéricos, algunos incluyendo ambos estudios, de los cuales debido a sus características para la validación del modelo numérico expuesto en este estudio se eligió el trabajo de Shi et al (2006, 2008), debido a que cuenta con una variedad importante de modelos además de estudios experimentales y numéricos.

Para comprender el por qué de algunos parámetros elegidos para el modelo de validación es importante describir el procedimiento de los dos procesos del documento con el que se validará (Shi et al 2006, 2008).

### 3.1.1 ESTUDIO EXPERIMENTAL.

Esta fase consistió en el ensaye de ocho especímenes de conexiones viga-columna tipo placa-tope bajo carga monótona y cíclica. En la figuras 3.1 y 3.2 se muestra el espécimen, la ubicación de apoyos, la forma de aplicación de carga, así como la ubicación de los deformímetros en el modelo.

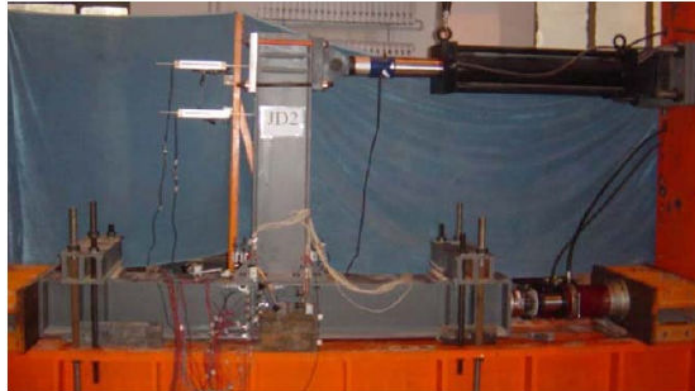


Fig.3.1 Modelo experimental, Shi et al (2006).

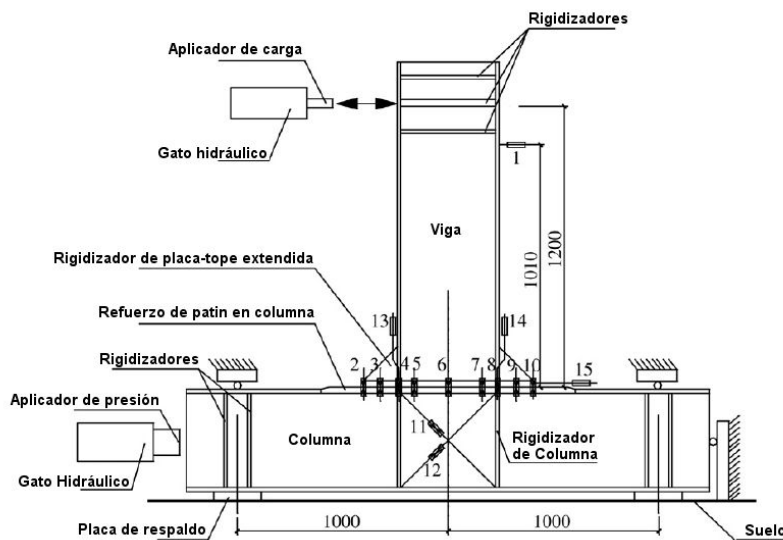


Fig.3.2 Especimen de ensaye, dispositivos de carga y medición, Shi et al (2008).

Los especímenes reproducen el caso típico de una conexión en marcos de acero de varios pisos. Los detalles de los ocho especímenes se muestran en la tabla 3.1 y en la figura 3.3, los cuales son exactamente los mismos para la fase numérica. La viga y columna de todos los modelos es la misma y está formada por una sección "I" armada. El peralte, el espesor del alma, y el espesor de patín de vigas y columnas son respectivamente, 300 mm, 8 mm y 12 mm; finalmente, el ancho de viga y columna respectivamente son de 200 mm y 250 mm. El patín de columna se reforzó aumentando su espesor al mismo tamaño de la placa-tope (20 mm), la cual es de una longitud de 500

mm, pues se extiende 100 mm del borde hacia arriba y debajo de la placa-tope extendida. El espesor del rigidizador de columna es de 12 mm y el rigidizador de la placa-tope es de 10 mm.

Las soldaduras entre la placa-tope y los patines de la viga, y para la unión de la zona de refuerzo en el patín de columna, son de penetración completa. Las demás soldaduras entre patines y alma de vigas, columnas, placa-tope y alma de viga son de filete de 8 mm.

El acero es grado Q345 (norma China) con esfuerzo de fluencia  $f_y = 3518 \text{ kg/cm}^2$  (345 Mpa), los tornillos son de alta resistencia G10.9. El módulo de elasticidad de los tornillos es de  $2,100,602 \text{ kg/cm}^2$  (206,000 MPa). La superficie de contacto entre la placa-tope y el patín de columna, después de un proceso de limpieza, se determinó un coeficiente de deslizamiento de 0.44.

Tabla.3.1 Tipos y detalles de los especímenes, con su nomenclatura para las dos fases.

Especímen		Tipo de conexión	Espesor de placa-tope (mm)	Diámetro de tornillo (mm)	Numero de tornillos	Rigidizador de columna	Rigidizador de placa-tope
Experimental	Númérico						
JD1	SC1	No extendida	20	20	6	Si	-
JD2	SC2	Extendida	20	20	8	Si	Si
<b>JD3</b>	<b>SC3</b>	<b>Extendida</b>	<b>20</b>	<b>20</b>	<b>8</b>	<b>Si</b>	<b>No</b>
JD4	SC4	Extendida	20	20	8	No	Si
JD5	SC5	Extendida	25	20	8	Si	Si
JD6	SC6	Extendida	20	24	8	Si	Si
JD7	SC7	Extendida	25	24	8	Si	Si
JD8	SC8	Extendida	16	20	8	Si	Si

### **Instrumentación.**

La figura 3.2 muestra los transductores de desplazamiento para medir la deformación (deformímetros). El número 1 se utiliza para controlar el desplazamiento en el punto de aplicación de carga. De los números 2 al 10 son para medir la deformación relativa entre la placa-tope y el patín de la columna. Los números 11 y 12 para medir la deformación por cortante en la zona de panel. Como el patín de la columna es más ancho que la placa-tope, los números 13 y 14 se ubican en la superficie del patín de la columna y en los centros de línea (ejes) de los rigidizadores de columna los cuales también coinciden con los ejes de los patines de la viga a fin de medir la deformación por cortante de la zona de panel. Finalmente, el número 15 mide la separación entre la placa-tope y el patín de la columna.

### **Aplicación de la carga.**

El procedimiento de aplicación de carga del espécimen fue de la siguiente manera: para todos los ensayos se aplicó una carga axial a la columna de 4,946 kg (485 kN) la cual se mantuvo constante durante el proceso de carga, sea monótona o cíclica, es decir, después de aplicada la carga axial se aplica la carga alternada en el extremo de la viga.

El procedimiento de carga cíclica fue con el método de control carga/desplazamiento, de acuerdo a la especificación actual China para ensayos sísmicos (JGJ 101-96). Esto es, se llevó el espécimen a la fluencia mediante tres pasos de carga incrementales donde, para cada paso de carga únicamente existe un ciclo, es decir, antes de la fluencia hay tres ciclos de carga. Después de la fluencia la carga aplicada es controlada por el desplazamiento en el extremo de la viga (transductor número 1). Se crean incrementos de desplazamiento de 10 mm, y para cada incremento de desplazamiento se aplican dos ciclos. Los ensayos bajo carga monótona se realizaron primero determinando la carga de fluencia, para aplicar tres pasos de carga antes de ese valor. Posteriormente, se aplica un paso de carga hasta llegar gradualmente a la falla.

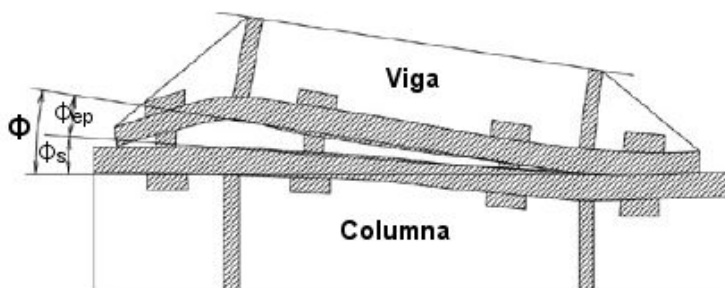


Fig.3.3 Rotación de la junta, Shi et al (2006).

Debido a que los resultados de esta investigación son presentados en función de curvas momento-rotación, es importante describir el procedimiento para obtener los valores que la conforman. En este documento la rotación  $\Phi$  de la conexión viga-columna tipo placa-tope se define como la rotación relativa de los ejes de los patines de la viga en la parte final de ésta, la cual incluye dos partes: la rotación por cortante  $\Phi_s$  originada por la zona de panel de la columna y la rotación por separación  $\Phi_{ep}$ , causada por la deformación relativa entre la placa-tope y el patín de la columna incluyendo la deformación por flexión de la placa-tope, así como la extensión de los tornillos (fig 3.3). La rotación por cortante  $\Phi_s$  es calculada por  $\Delta/d_f$ , y la rotación por separación  $\Phi_{ep}$  es calculada por  $\delta/d_f$ , y  $\Phi = \Phi_s + \Phi_{ep}$ , donde  $\Delta$  es la diferencia de desplazamiento de la zona de panel entre los ejes del patín de la viga al final de la viga, el cual es medido por los transductores de desplazamiento número 13 y 14 (fig. 3.2), y  $\delta$  es el ancho de la abertura entre la placa-tope y el patín de la columna en el eje de patín en tensión de la viga, el cual puede ser medido por los transductores de desplazamiento número 4 y 8 (fig. 3.2), y finalmente  $d_f$  es la distancia entre los ejes de los patines de la viga el cual es 288 mm.



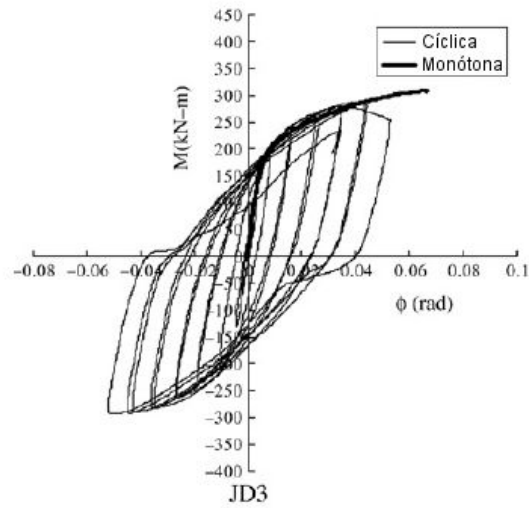


Fig.3.4 Curva momento-rotación total de el espécimen JD3, Shi et al (2006).

Finalmente como resultado de los ensayos se muestra en la figura 3.4, las curvas momento-rotación monótona y cíclica. Adicionalmente en la figura 3.5 se muestra el modo de falla del espécimen JD3, el cual se debió a la fluencia de la placa-tope y a la ruptura de uno de los tornillos exteriores en la zona del patín en tensión.



Fig.3.5 Modo de falla del espécimen JD3, Shi et al (2006).

### 3.1.2 FASE NUMÉRICA.

La fase numérica de Shi et al (2008), estudia a los mismos 8 especímenes de la primera fase, incluyendo la pretensión en los modelos, todo esto mediante el programa ANSYS.

Los detalles geométricos de los especímenes son los mismos que los de la primera fase, sólo que aquí tuvieron el prefijo “SC” tal como se puede observar en la tabla 3.1.

El modelo de elemento finito elaborado en esta fase de la investigación de Shi et al (2008), utiliza un elemento sólido estructural tetraédrico de 10 nodos, llamado en ANSYS *SOLID92*, para modelar viga, columna, placa-tope, rigidizadores y los tornillos de alta resistencia. La interfaz entre la placa-tope y el patín de la columna la simulamos creando pares de contacto superficie a superficie con elementos objetivo 3D, *TARGE170* y elementos de contacto 3D de 8 nodos, *CONTA174*. Para aplicar pretensión fue utilizado el comando *PRETS179* generando elementos de pretensión, a través de las cuales se aplicaron las fuerzas de pretensión al tornillo.

La curva esfuerzo-deformación para las placas de acero se modeló como elasto-plástica perfecta con un coeficiente de Poisson de 0.3. El esfuerzo de fluencia y módulo de elasticidad de las placas de acero con un espesor mayor a 16 mm se tomaron de 3,701 kg/cm<sup>2</sup> (363 MPa) y 2,082,000 kg/cm<sup>2</sup> (204,227 MPa) respectivamente. Las placas con espesores menores a 16 mm tuvieron los valores de 3,987 kg/cm<sup>2</sup> (391 MPa) y 1,944,000 kg/cm<sup>2</sup> (190,707 MPa). La relación esfuerzo-deformación para los tornillos de alta resistencia (cabeza del tornillo, vástago y tuerca) se modeló con una curva trilineal definida por los puntos de la tabla 3.2. Como criterio de fluencia todos los componentes del modelo adoptaron el de Von Mises. El coeficiente de fricción para la superficie de contacto formada entre la placa-tope y el patín de la columna se tomó como 0.44.

Tabla.3.2 Puntos de la curva trilineal del tornillo de alta resistencia, Shi et al (2008).

Esfuerzo	0.0 MPa	990.0 MPa	1,160.0 MPa	1,160.0 MPa
Esfuerzo	0.0 kg/cm <sup>2</sup>	10,095.2 kg/cm <sup>2</sup>	11,828.8 kg/cm <sup>2</sup>	11,828.8 kg/cm <sup>2</sup>
Deformación	0.000%	0.483%	13.600%	15.000%

La implementación del análisis y solución del modelo de elemento finito se realizó en dos pasos. Primero se restringieron los puntos mostrados en la figura 3.6, posteriormente, en el mismo paso se aplicaron las fuerzas de pretensión a los tornillos. Las fuerzas de pretensión aplicadas fueron 15,816 kg (155 Kn) y 22,959 kg (225 kN) para tornillos M20 y M24 respectivamente y un módulo de elasticidad de 2,100,000 kg/cm<sup>2</sup> (206,000 Mpa), los cuales fueron obtenidos del código de diseño Chino para conexiones con tornillos de alta resistencia pretensionados. El segundo paso fue aplicar gradualmente un desplazamiento en el punto de aplicación mostrado en la figura 3.6. Cabe señalar que estos modelos no fueron ensayados bajo una carga axial sostenida tal y como se aplicó en la primera fase (experimental).

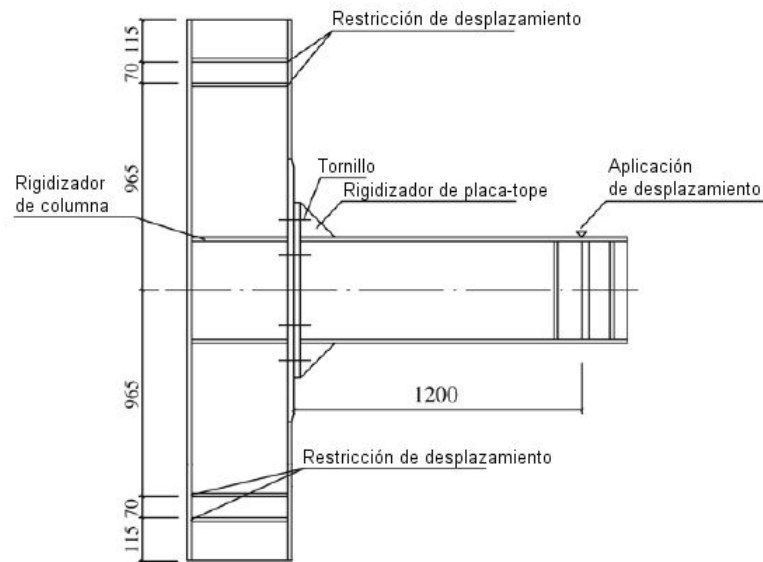


Fig.3.6 Prototipo de MEF de Shi et al (2008).

Para el post-procesamiento de los resultados del MEF, se registró la carga en el punto de aplicación hasta la falla, y ésta se tomó como la carga máxima que resistiría el modelo. El momento resistente de la junta se tomó como el producto de la carga por su brazo de palanca de 1200 mm (distancia desde el punto de carga al patín de la columna) como se muestra en la figura 3.6.

Tabla.3.3 Comparación de capacidad de carga.

Especímen	Experimental		MEF		MEF/Exp
	(kN)	(kg/cm <sup>2</sup> )	(kN)	(kg/cm <sup>2</sup> )	
SC1	155.3	15,846.94	156.2	15,938.78	1.01
SC2	286.4	29,224.49	276.8	28,244.90	0.97
<b>SC3</b>	<b>256.9</b>	<b>26,214.29</b>	<b>244.2</b>	<b>24,918.37</b>	<b>0.95</b>
SC4	256.6	26,183.67	256.5	26,173.47	1
SC5	268.4	27,387.76	289.2	29,510.20	1.08
SC6	325.3	33,193.88	294.2	30,020.41	0.9
SC7	342.3	34,928.57	301.9	30,806.12	0.88
SC8	296.1	30,214.29	261.6	26,693.88	0.88
Media					0.96

Adicionalmente, la tabla 3.3 presenta la comparación entre el modelo de elemento finito y el modelo experimental, teniendo como parámetro la capacidad de carga de las conexiones. Es importante mencionar que esta fase numérica sólo contó con ensayos monótonos y no cíclicos; es por eso que sólo se muestra en la figura 3.7 el resultado del ensayo monótono.

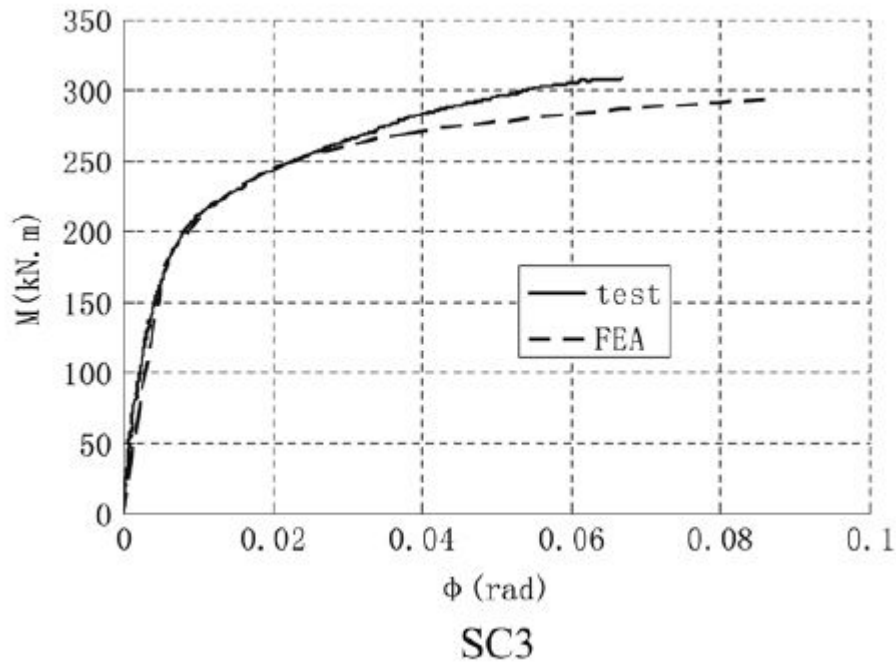


Fig.3.7 Curva momento-rotación de modelo SC3, Shi et al (2008).

Como se puede observar (fig. 3.7) se tiene mayor similitud del modelo numérico de Shi et al (2008) con su ensaye experimental en la zona elástica, puesto que una vez entrando al rango inelástico el modelo numérico comienza a despegarse de la curva experimental teniendo una resistencia menor. Sin embargo el grado de exactitud mostrado llega a ser suficientemente bueno.

Finalmente, muchos de los detalles expuestos en las dos fases de la investigación de Shi, et al (2008) se retomarán para el modelo de validación de esta investigación, con algunas modificaciones, las cuales se observarán en los consecuentes apartados.

### 3.2 DETALLES GEOMÉTRICOS

A continuación se muestran las dimensiones generales del modelo así como también los detalles particulares de la conexión y sus componentes. Se tomará el modelo JD3 y SC3 para el ensayo experimental y numérico respectivamente correspondiente a una conexión placa-tope de 4 tornillos (por patín), extendida, no rigidizada, de acuerdo con la tabla 3.1.

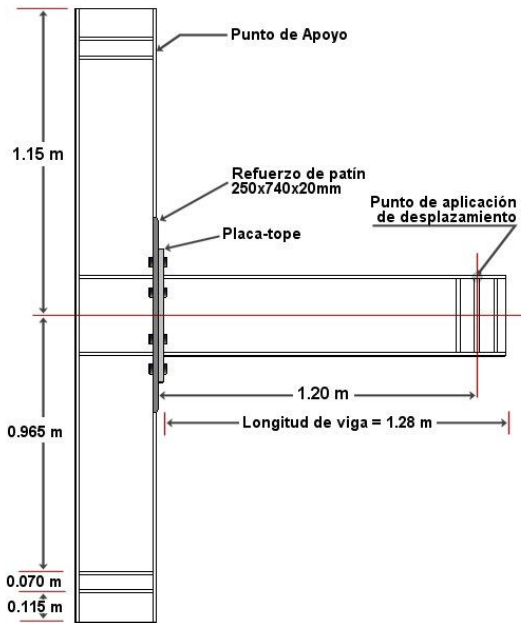


Fig.3.8 Detalles Geométricos de modelo de validación.

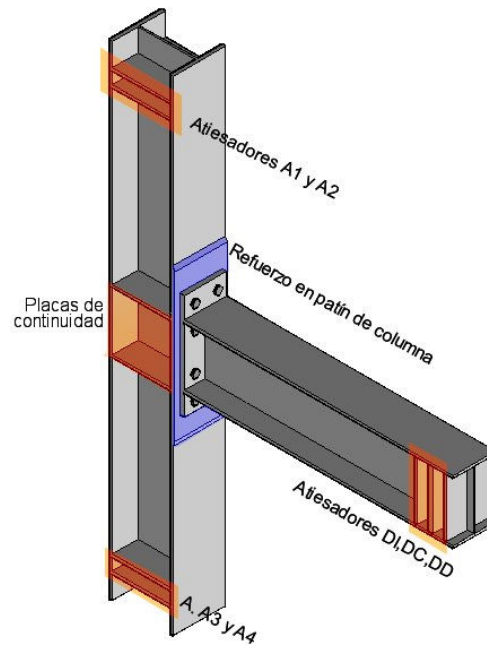


Fig.3.9 Vista 3D de modelo y ubicación de atiesadores

El modelo está compuesto por una columna de 2.30m de altura que pretende simular el entrepiso del marco de acero donde se ubica la conexión. En el centro de dicha columna se ubica la conexión con la viga, tal como se puede observar en las figuras 3.8 y 3.9. La figura 3.9 muestra la ubicación de los atiesadores en el modelo 3D así como sus correspondientes identificadores para observar sus características en la tabla 3.4 donde todos tienen un espesor de 12 mm a excepción del denominado “DC” que es el rigidizador donde es aplicada la carga. Las secciones de columna y viga, respectivamente, tienen los mismos espesores de alma y patín, incluso el peralte, como se puede observar en la figura 3.10, solo varía el ancho de patín entre ambos perfiles.

Tabla 3.4 Dimensiones de atiesadores del modelo.

Atiesador	A1/A2/A3/A4	Placas de continuidad	DI/DD	DC
Espesor	12 mm	12 mm	12 mm	20 mm
X	121 mm	121 mm	96 mm	96 mm
Y	276 mm	276 mm	276 mm	276 mm

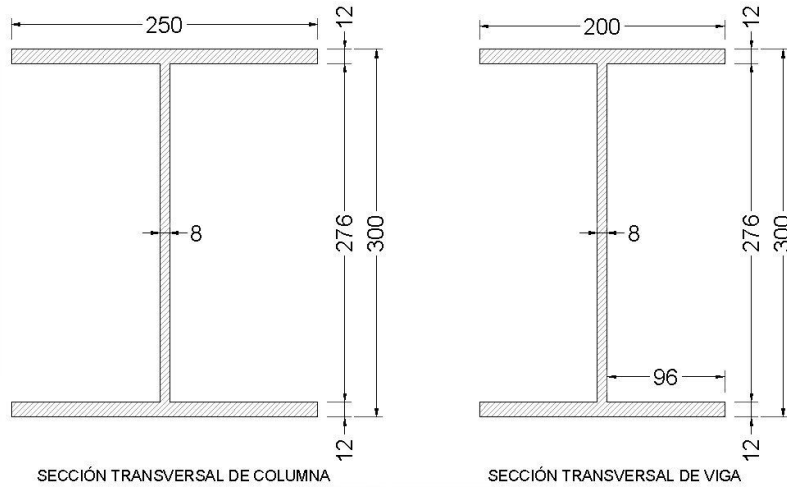


Fig.3.10 Sección transversal de columna y viga respectivamente, dimensiones en mm.

Continuando con la descripción de los componentes del modelo se observan las dimensiones a detalle de la conexión en la figura 3.11, donde cabe destacar que su configuración coincide con la designación 4E del AISC, la cual se ha nombrado como modelo CNV.

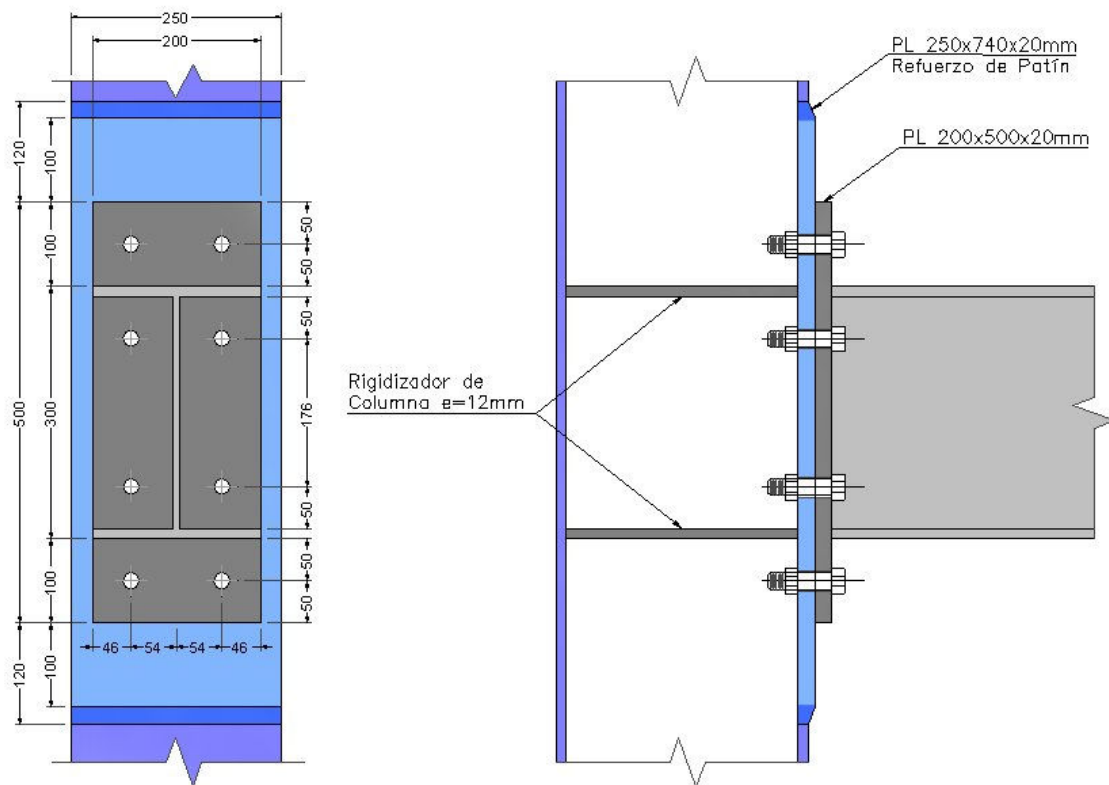


Fig.3.11 Modelo CNV (4E), dimensiones en mm.

Finalmente, se presentan las dimensiones del tornillo correspondientes con las normas DIN de designación métrica. Específicamente, el tipo de tornillo es M20 los cuales para el modelo que se eligió son de un diámetro de 20 mm. En la figura 3.12 se muestran las dimensiones utilizadas para modelar el tornillo así como el modelo 3D. En éste se puede observar que no existe rosca, y se tomaron las mismas dimensiones para la cabeza que para la tuerca. En el siguiente apartado se darán más detalles al respecto.

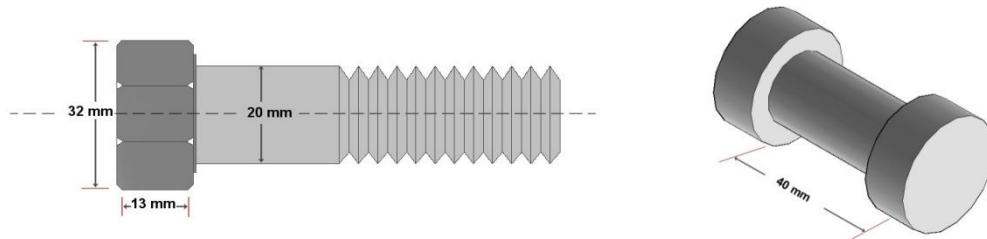


Fig.3.12 Dimensiones del tornillo M20 y Modelo 3D.

### 3.3 MODELO DE ELEMENTO FINITO

La simulación numérica a gran escala, en paquetes de elemento finito ha evolucionado sus funciones y capacidades en los últimos años haciéndolos cada vez más precisos y fáciles de usar. Derivado de la variedad de programas existentes es importante tomar en cuenta la diversidad de características que ofrece cada uno, ventajas y desventajas, con respecto al problema que se quiere analizar.

Generalmente hablando del comportamiento de los problemas estructurales analizados con elemento finito, podemos dividir los problemas en lineales y no lineales. Específicamente, en esta investigación se incluyen dos tipos de no linealidad, una debida a los materiales, otra debida a la interfaz de placas y tornillos, derivándose problemas propios como son el contacto y fricción.

Una de las razones en este trabajo para elegir el programa ha sido los resultados que se han obtenido y las facilidades que se han observado en investigaciones anteriores. Tomando en cuenta la revisión hecha en el capítulo anterior se concentra en la tabla 3.5, el software utilizado en algunas de estas investigaciones.

Tabla 3.5 Software MEF utilizado para conexiones placa-tope.

<i><b>Autor</b></i>	<i><b>Año</b></i>	<i><b>Paquete de EF</b></i>	<i><b>Modelo</b></i>
Chasten et al	1992	ADINA	2D
Bahaari y Sherbourne	1994	ANSYS	2D
Choi et al	1996	ADINA	3D
Bursi y Jaspert	1998	LAGAMINE	3D
Nemati et al	1999	SAMCEF	3D
Bursi et al	2002	ABAQUS	2D
Kim et al	2007	ANSYS	3D
Shi et al	2008	ANSYS	3D

En este trabajo de investigación se decidió utilizar el paquete *ANSYS*, el cual dentro de las tres opciones (*ABAQUS*, *ANSYS* y *ADINA*, debido a su similitud), es el que mayor documentación ajena a la empresa se encontró disponible. Adicionalmente, se puede comentar que cuenta con una interfaz gráfica más sencilla que los otros paquetes y una muy buena conectividad para importar modelos de programas CAD.

Las razones para elegir los tipos de elementos, mallado, elementos de contacto y modelo de tornillos, serán comentados en este capítulo de calibración.

### 3.3.1 TIPOS DE ELEMENTOS

El modelo final compuesto de elementos sólidos tridimensionales se resume en tipo y número de elementos en la tabla 3.6 que contiene dos tipos de sólidos: *SOLID185* y *SOLID186* los cuales se describen a continuación:

*SOLID185* (fig. 3.13)

Elemento 3D sólido estructural. Hexaedro definido por ocho nodos con tres grados de libertad en cada nodo: traslaciones en el nodo, en direcciones X, Y, Z. El elemento reproduce plasticidad, hiperelasticidad, endurecimiento por deformación, fluencia, grandes desplazamientos, y gran capacidad de deformación. También tiene la capacidad de formulación mixta para la simulación de las deformaciones de materiales elastoplásticos y materiales hiperelásticos.

Este elemento se utilizó en el modelado de toda la columna, a excepción de la zona en contacto con la placa-tope donde el espesor del patín es mayor, además, se utilizó en toda la viga y atiesadores del modelo (fig. 3.15).

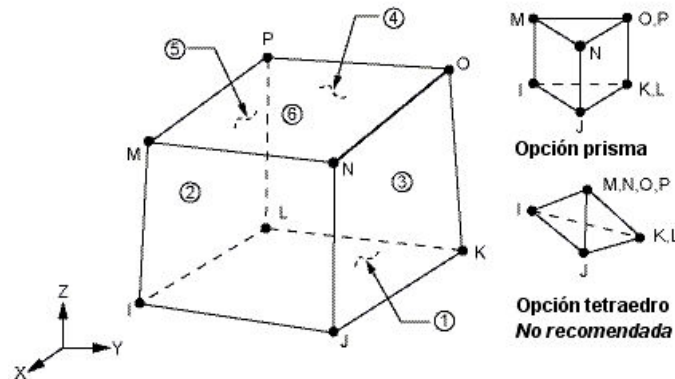


Fig.3.13 Geometría de SOLID185, ANSYS 11.0 (2007a).



SOLID186 (fig. 3.14)

Elemento superior 3D sólido estructural. Hexaedro definido por veinte nodos con tres grados de libertad en cada nodo: traslaciones en el nodo, en direcciones X, Y, Z. El elemento soporta plasticidad, hiperelasticidad, endurecimiento por deformación, fluencia, grandes desplazamientos, y gran capacidad de deformación. También tiene la capacidad de formulación mixta para la simulación de las deformaciones de materiales elastoplásticos y materiales hiperelásticos. Además, éste elemento muestra comportamiento de segundo orden para desplazamientos.

Este elemento se utilizó en el modelado de la placa-tope y la zona en contacto con la placa-tope, donde el espesor del patín es mayor, además se utilizó en los tornillos (fig. 3.15).

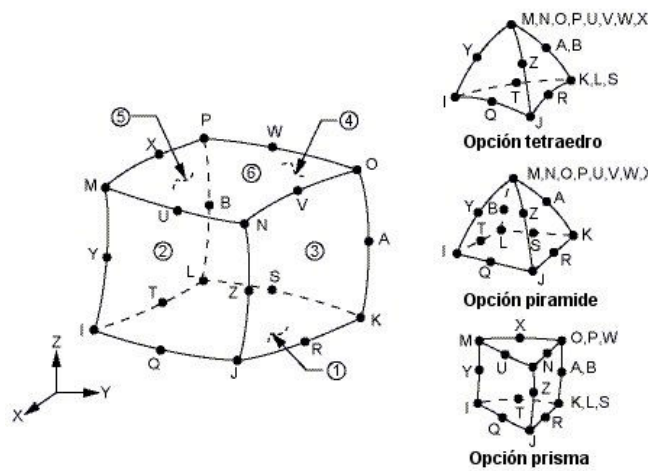


Fig.3.14 Geometría de SOLID186, ANSYS 11.0 (2007a).

El modelo CNV contó con 20,512 elementos entre ellos hexaedros de 8 y 20 nodos; cabe señalar que, tal como se puede observar en la tabla 3.6, el número de grados de libertad parcial del modelo es de 765,168 y esto debido a que a la cifra habrá que sumarle los grados de libertad que aportan los elementos de contacto.

Tabla 3.6 Resumen de elementos sólidos del modelo CNV.

Partes del Modelo	Elementos sólidos		Nodos	gdl
	SOLID185	SOLID186		
Columna sin R.	9,474	-	75,792	227,376
Refuerzo Col.	-	1,761	35,220	105,660
Viga	3,458	-	27,664	82,992
Placa-tope	-	1,211	24,220	72,660
Tornillos	-	4,608	92,160	276,480
<b>Total</b>	<b>12,932</b>	<b>7,580</b>	<b>255,056</b>	<b>765,168</b>

En la figura 3.15 se puede observar la placa-tope, una zona del patín de la columna que mantiene el mismo espesor de la placa de extremo, así como los 8 tornillos que componen la conexión, los cuales se ven de distinto color al resto del modelo debido a que estos elementos están formados por hexaedros de 20 nodos (*SOLID186*) debido a que esta zona requería mayor detalle; además con los nodos intermedios se evitaba un mallado más fino. El resto de los elementos está formado por hexaedros de 8 nodos (*SOLID185*).

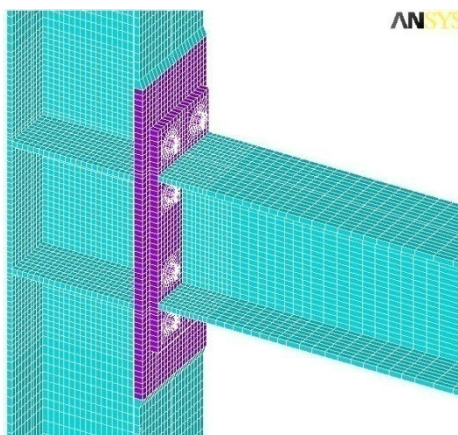


Fig.3.15 Ubicación de elementos sólidos.

### 3.3.2 MODELO DE TORNILLO

El modelado de tornillos en conexiones presenta varios problemas; éste depende enormemente de la exactitud que se quiera obtener y del comportamiento que se desee simular. Así, por ejemplo, se puede generar desde un modelo simple, sin la presencia de tornillos, es decir, simulando las fuerzas de pretensión como presión aplicada a las placas, hasta un modelo sólido que simula a detalle el comportamiento local.

Debido a la naturaleza de la junta, en las placas a unir aparece separación, aplastamiento y fricción, problemas de simulación de contacto los cuales se comentarán más adelante. Sin embargo esto nos permite abordar el problema de pretensión. Los elementos de pretensión se simulan en ANSYS mediante el elemento automático llamado *PRETS179*, que tiene un grado de libertad traslacional a lo largo del eje donde se aplica la carga o desplazamiento. La geometría, localización de nodos y sistema de coordenadas de este elemento, se muestran en la figura 3.16.

La sección de pretensión es modelada por un grupo de elementos; cada uno de ellos, a su vez, está compuesto de dos nodos: I y J. Los nodos no tienen condiciones de frontera, y ambos nodos se pueden ordenar justo como se muestra en la figura 3.16; todos los nodos I deberán estar en la superficie A y los nodos J en la superficie B. Adicionalmente,

existe un tercer nodo común a los nodos I y J, el nodo K, siendo éste el nodo de pretensión, con un grado de libertad traslacional que define el desplazamiento relativo entre las dos superficies, A y B, a lo largo del eje donde se aplica la fuerza o desplazamiento de pretensión. El nodo K puede estar en cualquier lugar en el espacio, sin embargo, su sistema de coordenadas nodales debe ser global cartesiano. Finalmente cada sección de pretensión tiene solo un nodo K asociado a él.

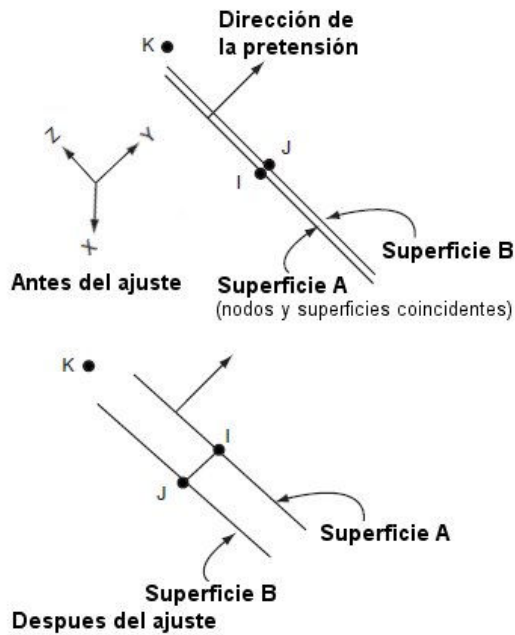


Fig.3.16 Geometría del elemento PRETS179.

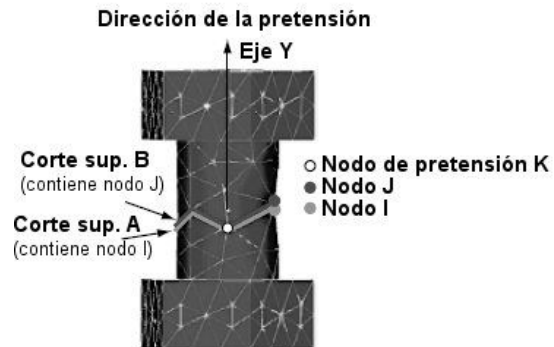


Fig.3.17 Sección de pretensión.

Es importante mencionar que no se puede presentar deslizamiento entre las secciones de pretensión, pues está impedido de forma automática y se recomienda revisar, adecuadamente, las restricciones entre las partes atornilladas para evitar un comportamiento de cuerpo rígido. Solo está permitido el movimiento en la dirección del eje de aplicación de pretensión, el cual en nuestro caso es el eje Y, o bien, la dirección perpendicular a la sección de pretensión mostrada en la fig. 3.17.

Analizando los posibles modelos de tornillo, los trabajos de Kim, et al (2007) y Montgomery (2002) muestran un panorama general de los problemas en la simulación de tornillos mostrando las ventajas y desventajas de algunos modelos. Llegando ambos a concluir que el modelo más exacto es el sólido ya que éste puede transferir y observar el comportamiento bajo cualquier tipo de carga, incluso, simular la fricción entre las superficies de contacto. Aunque en contraparte este modelo es el que tiene mayor número de elementos, requiere mayor tiempo de modelado y cálculo computacional.

En esta investigación se utiliza un modelo sólido simulando totalmente el contacto y la pretensión debido a que es más exacto.

La pretensión será simulada en *ANSYS* con el elemento *PRETS179*, los pasos para llevar a cabo esta parte del modelado fueron los siguientes:

- 1.- Se creó una sección de pretensión mediante el comando *PSMESH*, en el centro del vástago.
- 2.- Se generaron los elementos de pretensión, aplicados automáticamente por *ANSYS*, simulados por el elemento *PRETS179*.
- 3.- Finalmente se aplican las fuerzas de pretensión mediante el comando *SLOAD*.

Las fuerzas de pretensión se aplicaron de acuerdo con el código Chino para diseño de conexiones con tornillos de alta resistencia (JGJ 82-91) el cual especifica un valor de 15,816 kg (155 kN) para un tornillo de 20 mm de diámetro, que es el utilizado en la investigación realizada por Shi, et al (2007).

Para reducir el número de planos de contacto, la tuerca se consideró como un elemento unido al tornillo, siendo un elemento simétrico, con las mismas dimensiones tanto en cabeza como en tuerca.

La sección transversal del tornillo, pretendiendo simular una sección circular, se formó con un prisma de veinticuatro lados con nodos intermedios, pues en los tornillos se utilizan elementos sólidos con estas características (fig. 3.18)

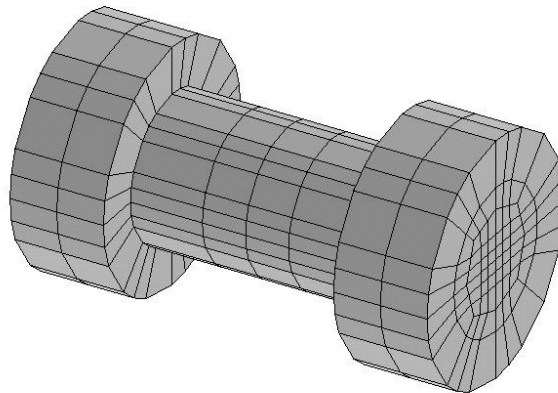


Fig.3.18 Mallado tipo del tornillo en el modelo CNV.

### 3.3.3 ELEMENTOS DE CONTACTO

La conexión atornillada está compuesta por el tornillo (cabeza, tuerca y vástago), el patín de la columna y la placa-tope. Debido a las diferentes condiciones de carga propias de su uso, puede aparecer separación o aplastamiento en las partes. Dicha interfaz se simula mediante elementos de contacto, incluyendo también el fenómeno derivado, que es la fricción.

Los modelos de contacto tratan de definir lo que ocurre en el contacto entre las partes: separación o aplastamiento. Estas formulaciones se basan en restricciones para impedir la penetración.

En los elementos de contacto, según lo propone la documentación de *ANSYS*, se puede crear una primera clasificación: rígido a flexible, y flexible a flexible, dependiendo del comportamiento de los cuerpos en contacto. Específicamente en este estudio el problema es flexible-flexible pues las superficies en contacto son del mismo material y tienen rigideces parecidas.

Según la clasificación basada en el comportamiento de los dos cuerpos, sea mediante sus superficies, nodos o líneas. *ANSYS* los divide siempre en un cuerpo objetivo (*TARGET*) y un cuerpo contacto (*CONTACT*), los cuales el usuario debe elegir dependiendo del comportamiento que desee simular.

Así, los elementos de contacto (*CONTACT*) están restringidos para penetrar en la superficie del objetivo (*TARGET*), esto para el caso del comportamiento rígido-flexible. Sin embargo, los elementos objetivo pueden penetrar a través de la superficie de contacto. La designación en este caso es: la superficie del objetivo (*TARGET*) es siempre la superficie rígida y la superficie de contacto (*CONTACT*) es siempre la deformable. En caso de contacto flexible-flexible, el cual específicamente es el utilizado en esta investigación, la elección de la superficie que se designa de contacto o de objetivo puede a veces no estar muy clara, es por esto que, a continuación, muestro la siguiente tabla para elegir superficies.

Tabla.3.7 Reglas de contacto flexible-flexible.

Superficies	Objetivo (T)	Contacto (C)
Mallado	Grueso	Fino
Rigidez	Más	Menos
Orden del elemento	Bajo	Alto
Tamaño de superficie	Grande	Pequeña

Cuando aún así el elegir la superficie objetivo y de contacto no parece obvio pues sus características son muy similares, entonces se puede generar dos conjuntos de pares de contacto entre las superficies, es decir, que cada una de las superficies sea al mismo tiempo contacto y objetivo. Esto se conoce como contacto simétrico (o "contacto de dos pasos"). Obviamente, el contacto simétrico es menos eficiente que el contacto asimétrico, en cuestión de tiempo de cálculo.

Ahora bien, en cuanto a las partes que entran a contacto, como se mostraba en los modelos de tornillo, en ocasiones se simplifican modelos ya que las zonas que entran en contacto son muy diversas; van desde un punto hasta una superficie. En este trabajo se tiene el caso de superficie con superficie en tres dimensiones.

En ANSYS hay diversos elementos de contacto que son: un objetivo llamado *TARGE1xx* y el contacto de la serie *CONTA1xx*. Observando en la tabla 3.8 el objetivo y contacto que son especificados para el modelo CNV siendo: *TARGE170* y *CONTA174* respectivamente esto debido a las características de los elementos utilizados (*SOLID186*) en las zonas de contacto, pues estos tienen nodos intermedios tal como se podrá observar en la breve descripción de la tabla 3.8 y en la figura 3.19.

Tabla 3.8 Elementos objetivo y contacto en ANSYS.

Descripción	2D		3D	
	Objetivo	Contacto	Objetivo	Contacto
	TARGE	CONTA	TARGE	CONTA
Superficie en 2D sin nodo intermedio		171		
Superficie en 2D con nodo intermedio		172		
Superficie con nodo en 3D o 2D		175		175
Superficie en 3D sin nodo intermedio	169		<b>170</b>	173
<b>Superficie en 3D con nodo intermedio</b>				<b>174</b>
Línea con línea en 3D				176
Línea con superficie en 3D				177

A continuación se muestra la descripción a detalle de los elementos de contacto *CONTA174* y *TARGE170*, correspondiente a la documentación de ANSYS 11.0 (2007b).

El elemento *CONTA174* es utilizado para representar el contacto y deslizamiento entre dos superficies tridimensionales, posee tres grados de libertad ( $u_x$ ,  $u_y$ ,  $u_z$ ). Se recomienda su uso en las superficies de elementos sólidos tridimensionales o "shell", ambos con nodos intermedios (en caso contrario es aplicable el elemento *CONTA173*). Posee las mismas características geométricas del elemento al que se conecta sea sólido o "shell". La geometría y localización de los nodos se muestran en la fig. 3.19, donde se podrá también observar que el elemento está definido por ocho nodos, pudiéndose degradar a un elemento de seis nodos, esto dependiendo de la forma del elemento sólido o "shell" subyacente.

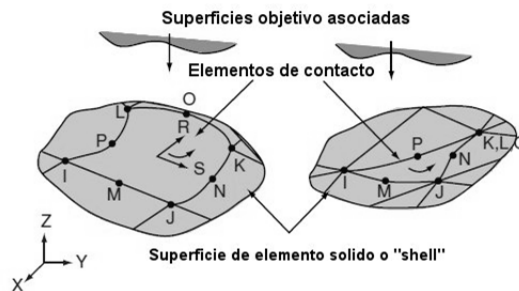


Fig.3.19 Geometría de CONTA174, ANSYS 11.0 (2007b).

El elemento objetivo *TARGE170* es utilizado para representar superficies asociadas a un elemento de contacto tridimensional, posee tres grados de libertad ( $u_x$ ,  $u_y$ ,  $u_z$ ). Se adapta a nodos, líneas y superficies en 3D. La geometría y localización de los nodos se muestra en la fig. 3.20, donde también se observan los distintos casos para este elemento, iniciando con las superficies en general (triángulo con tres y seis nodos, cuadrilátero con cuatro y ocho nodos) asociados, respectivamente, a los elementos *CONTA173* y *CONTA174*, además se observan las superficies, líneas y nodos asociadas a los elementos de contacto *TARGE170*.

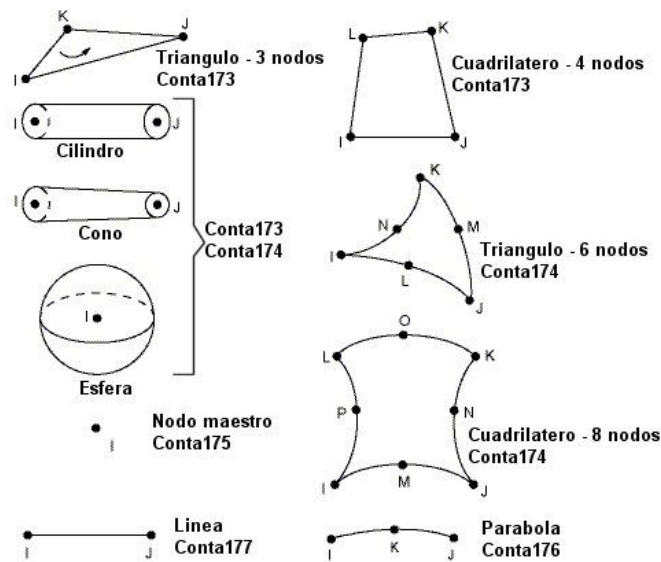


Fig.3.20 Geometría de TARGE170 y contactos asociados, ANSYS 11.0 (2007b).

Finalmente, en la figura 3.21 y 3.22 se muestran todas las superficies de contacto, así como sus respectivas características finales, las cuales logran el comportamiento adecuado del modelo CNV. Dichas características se discutirán a detalle en el apartado de calibración.

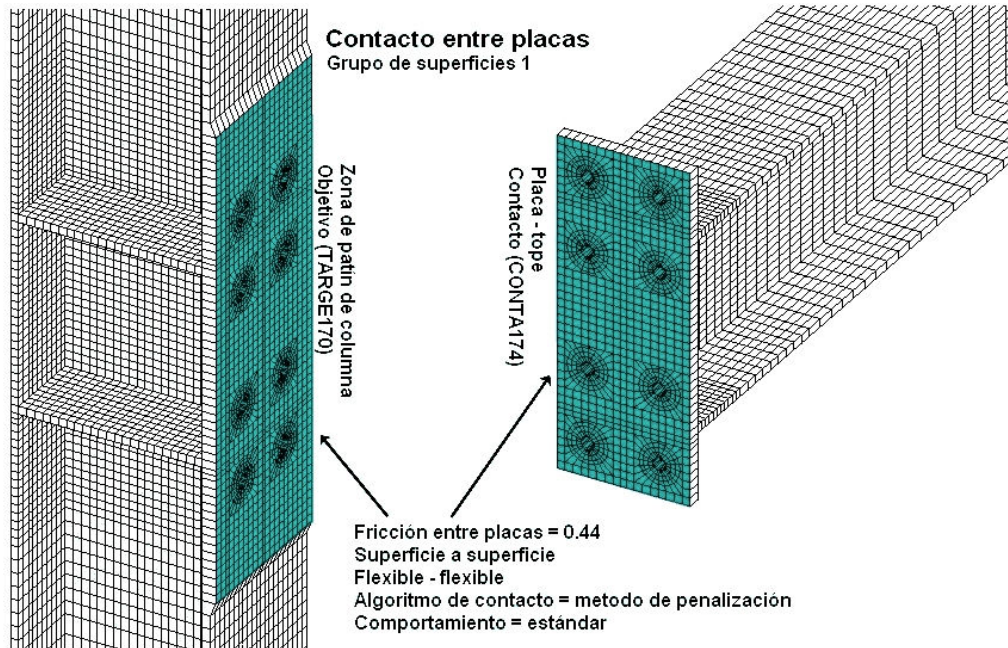


Fig.3.21 Grupo de superficies de contacto 1.

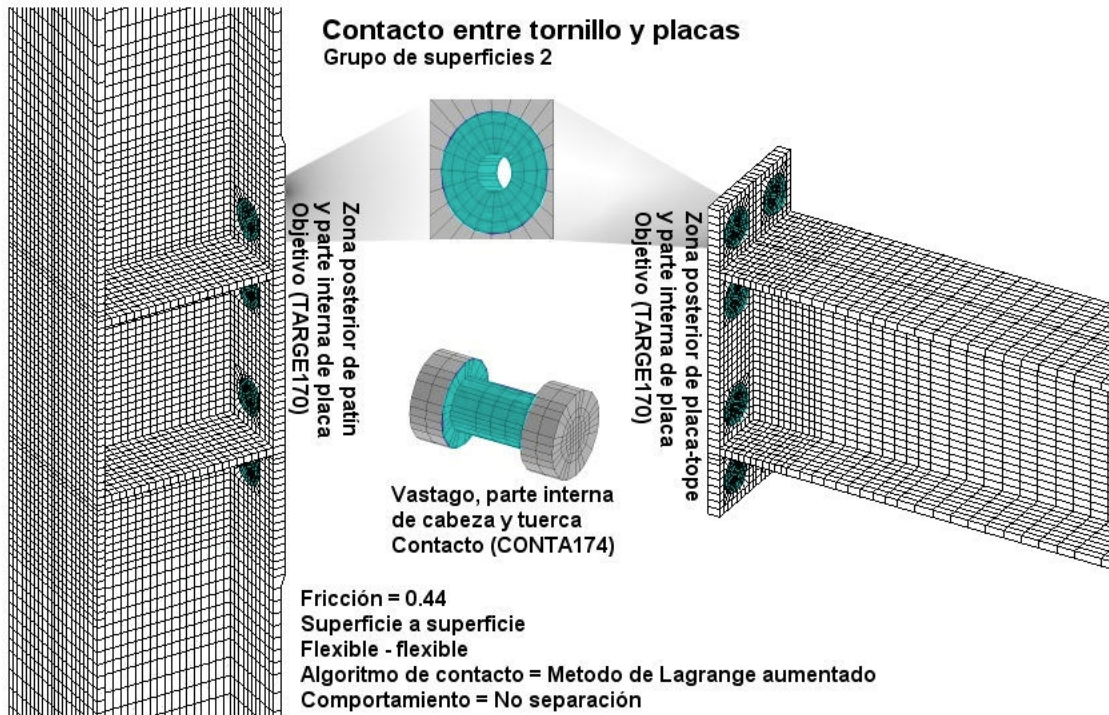


Fig.3.22 Grupo de superficies de contacto 2.

Como se puede observar se tienen en el modelo CNV dos grupos de superficies de contacto, los cuales suman un total de 5,618 elementos (entre superficies de contacto y objetivo) y 55,842 grados de libertad.



### 3.4 PROPIEDADES MECÁNICAS DE LOS MATERIALES

En esta investigación se utiliza la teoría plástica para modelar el comportamiento no-lineal del material; es por eso que surge la necesidad de hacer una revisión conceptual breve de los modelos que se utilizarán.

En esta teoría la respuesta de un material después de la fluencia es descrita especificando una nueva superficie de fluencia, llamada superficie de carga o superficie de fluencia subsecuente. La regla que especifica la respuesta a la post-fluencia es llamada regla de endurecimiento (“hardening rule”). Las otras dos hipótesis utilizadas por la teoría plástica son el criterio de fluencia inicial y la regla de flujo (“flow rule”). El criterio de fluencia inicial define el límite elástico del material y la regla de flujo define la magnitud y dirección de los incrementos en las deformaciones plásticas. La regla de teoría incremental de plasticidad, adoptada por esta investigación, es el criterio de fluencia de Von Mises que maneja el programa ANSYS.

El criterio de fluencia de Von Mises define comúnmente el límite elástico de metales dúctiles. Puede expresarse por una superficie de fluencia mostrada en la figura 3.23. La figura se sitúa en el espacio de esfuerzos principales ( $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  y  $\sigma_3$  son los tres esfuerzos principales). La superficie del cilindro en la figura es llamada superficie de fluencia. Los puntos dentro de la superficie representan los estados elásticos, los puntos fuera representan los estados plásticos, y los puntos en la superficie de fluencia representan los estados críticos. La orientación del cilindro es paralela a la línea hidrostática de esfuerzos. Siempre que un esfuerzo principal es constante, la zona de fluencia se vuelve una elipse como se muestra en la figura 3.23.

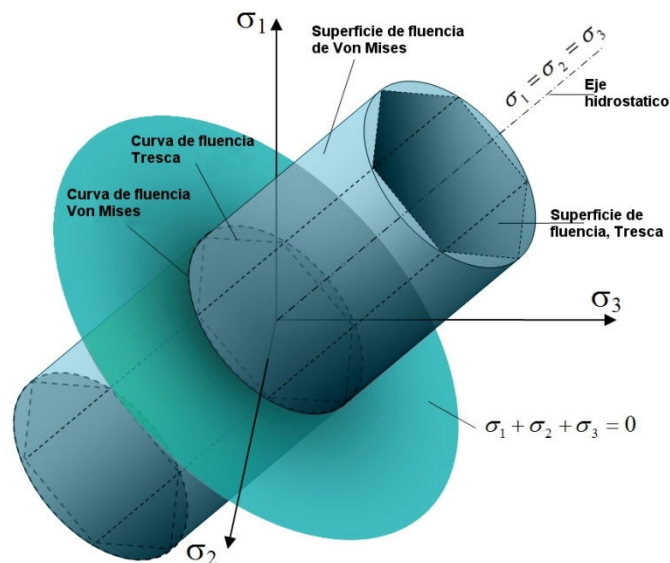


Fig.3.23 Superficie de fluencia de Von Mises (original en inglés, Wikimedia).

Las reglas de endurecimiento describen la superficie de fluencia con el progresivo cambio de ésta mas allá del límite elástico, de modo que las condiciones para las subsecuentes superficies de fluencia se establecen bajo esta regla. Existen dos reglas: trabajo (isotrópico) por endurecimiento y endurecimiento cinemático.

En el trabajo por endurecimiento la superficie de fluencia permanece en el origen y se expande en tamaño mientras se desarrollan las deformaciones plásticas. Para materiales con comportamiento plástico isotrópico, esto se denomina endurecimiento isotrópico; el comportamiento antes descrito se muestra en la figura 3.24(a).

El endurecimiento cinemático asume que la superficie de fluencia permanece constante en tamaño y que la superficie se traslada en la superficie de esfuerzos desplazando su punto de referencia del origen con la progresiva fluencia tal como se muestra en la figura 3.24(b).

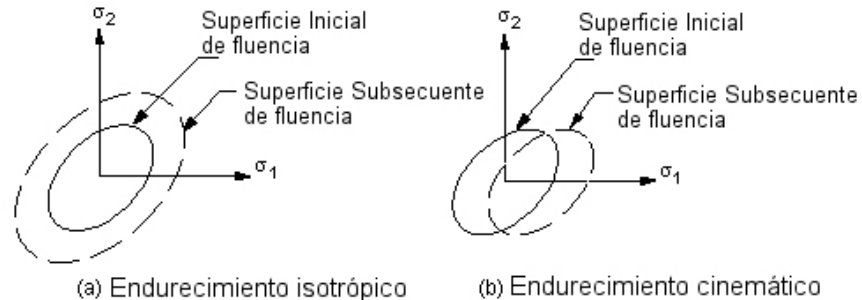


Fig.3.24 Reglas de endurecimiento, ANSYS 11.0 (2007a).

Posteriormente, se indicará qué tipo de comportamiento se consideró para describir el endurecimiento del modelo CNV, tanto en carga sostenida (monótona) como en carga cíclica, así como el correspondiente fundamento en la parte de calibración. A continuación se describen las características del acero estructural y del acero para tornillos de alta resistencia que son los dos materiales que componen el modelo.

Las características de los materiales para el acero estructural y de los tornillos de alta resistencia del modelo CNV fueron de acuerdo con lo especificado en la parte experimental y numérica de los artículos publicados por Shi et al (2007, 2008).

**Características de los materiales.**

La definición del comportamiento del acero estructural de viga, columna y atiesadores se realizó mediante una curva elasto-plástica perfecta, con una relación de poisson de 0.3. Sin embargo, en el documento antes citado se tomaron en cuenta dos curvas, una para el acero con espesor menor a 16 mm y otra para el de espesor mayor a 16 mm, tal como se puede observa en la tabla 3.9.

Tabla 3.9 Propiedades de los materiales en investigación experimental de Shi et al (2006).

Material	Promedio medido de resistencia a la fluencia	Promedio medido de resistencia a la tensión	Promedio medido de el modulo de elasticidad
acero (espesor ≤ 16 mm)	4,170.7 kg/cm <sup>2</sup>	5,471.8 kg/cm <sup>2</sup>	1,993,063.1 kg/cm <sup>2</sup>
acero (espesor > 16 mm)	3,799.5 kg/cm <sup>2</sup>	5,475.9 kg/cm <sup>2</sup>	1,923,915.9 kg/cm <sup>2</sup>
Tornillos (M20)	10,146.2 kg/cm <sup>2</sup>	11,828.8 kg/cm <sup>2</sup>	-
acero (espesor ≤ 16 mm)	409.0 MPa	536.6 MPa	195,452.0 MPa
acero (espesor > 16 mm)	372.6 MPa	537.0 MPa	188,671.0 MPa
Tornillos (M20)	995.0 MPa	1,160.0 MPa	-

Las características del acero estructural finales para el modelo CNV fueron un módulo de elasticidad correspondiente a  $2,082,600 \text{ kg/cm}^2$  y un esfuerzo de fluencia,  $F_y = 3,701 \text{ kg/cm}^2$ . Cabe señalar que la designación del acero estructural utilizado es Q345 correspondiente a un resistencia a la fluencia de  $345 \text{ MPa}$  ( $3518 \text{ kg/cm}^2$ ); el valor tomado para el modelo, como se puede constatar, es un promedio entre su valor menor de fluencia y este último.

La curva elasto-plástica del acero Q345 fue modelada en ANSYS mediante la opción de material *B/SO* (Endurecimiento Isotrópico Bilineal) la cual utiliza los criterios de Von Mises junto con una hipótesis de trabajo de endurecimiento isotrópico. El comportamiento del material se describe mediante una curva esfuerzo-deformación bilineal, comenzando en el origen con valores positivos de esfuerzo y deformación. La pendiente inicial de la curva es el módulo de elasticidad que se le proporciona al programa. Posteriormente se deben suministrar dos constantes  $C_1$  y  $C_2$ . Donde  $C_1$  es el final de la primera recta pues es el valor del esfuerzo de fluencia del material, y el valor de  $C_2$  es la segunda pendiente (módulo tangente) de la curva, sin embargo, como el modelo es elasto-plástico perfecto este valor es cero.

Para los tornillos con designación M20 grado 10.9 se tomó un módulo de elasticidad con un valor de  $2,090,100 \text{ kg/cm}^2$ , con una resistencia a la fluencia de  $10,095 \text{ kg/cm}^2$  y una resistencia a la ruptura de  $11,829 \text{ kg/cm}^2$ , muy similar a los valores propuestos en la tabla 3.2. La distribución de las propiedades antes mencionadas se realiza mediante una curva esfuerzo-deformación trilineal

La curva trilineal de los tornillos fue modelada mediante el modelo *M/SO* (Endurecimiento Isotrópico Multilineal); es similar a *B/SO*, a diferencia de que se utiliza una curva multilineal en lugar de una curva bilineal. Según la documentación de ANSYS esta opción no es viable para cargas cíclicas debido a que puede exagerar el efecto Bauschinger, sin embargo, para el modelo CNV más adelante se definen las diferencias entre el modelo isotrópico y cinemático. El comportamiento del material se describe mediante una curva esfuerzo-deformación conformada por segmentos de línea, comenzando en el origen con valores positivos de esfuerzo y deformación. La curva es continua desde el origen y puede tener hasta 100 puntos. La pendiente del primer segmento de la curva corresponde al módulo de elasticidad del material y es muy importante mencionar que ningún segmento debe tener una pendiente menor a cero.

Estos modelos fueron para carga sostenida (monótona), ya que se utilizaron otros dos modelos para el comportamiento bajo carga cíclica.

Como se pudo observar el módulo de elasticidad de ambos materiales difiere muy poco, sin embargo, sí es importante la diferencia pues esta debe coincidir con la pendiente de las respectivas curvas, no así con el valor de la densidad de ambos materiales que se tomó de  $0.00785 \text{ kg/cm}^3$  para efectos de peso propio.

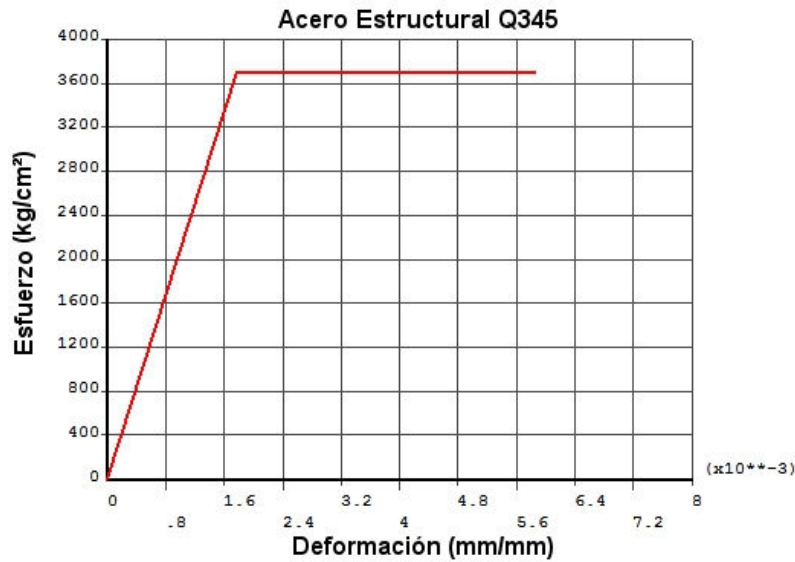


Fig.3.25 Curva esfuerzo-deformación del acero Q345.

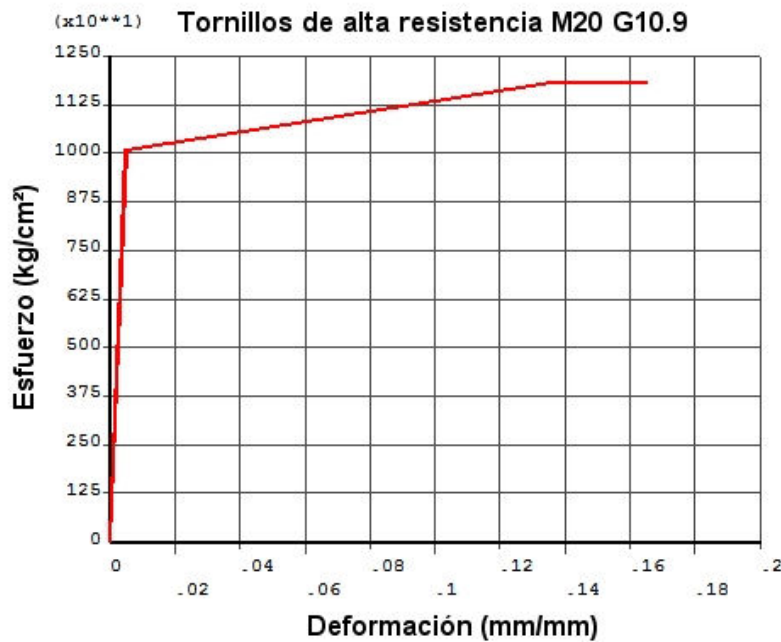


Fig.3.26 Curva esfuerzo-deformación de los tornillos M20 G10.9.

Los modelos utilizados para el acero y tornillos, respectivamente, para el comportamiento bajo carga cíclica son: *BKIN* (endurecimiento bilineal cinemático) y *KINH* (Endurecimiento multilíneal cinemático).

El modelo *BKIN* es muy similar al modelo *BISO* con la única diferencia que éste incluye el efecto Bauschinger, o lo simula con mayor precisión, además, está recomendado para simular efectos de carga cíclica.

En cuanto al modelo *KINH*, utiliza el modelo de Besseling, también llamado modelo de subcapa o modelo de capas (“sublayer” o “overlay model”) el cual representa la respuesta del material por varias capas de material plástico perfecto, donde la respuesta total se obtiene por el comportamiento promedio de las capas. Es decir, el comportamiento del material se supone que se compone de varias partes, todas sometidas a la deformación total, pero cada parte con un valor de fluencia distinto. Cada parte tiene una respuesta esfuerzo-deformación pero, cuando se combina el modelo, puede representar comportamientos complejos, permitiendo esto una curva multilínea esfuerzo-deformación, representando con mayor precisión el efecto Bauschinger.

El efecto Bauschinger se refiere al fenómeno por el cual el límite de fluencia a tensión no coincide con el obtenido a compresión bajo carga cíclica, y es además indicativo del hecho que la superficie de fluencia no crezca en todas las direcciones por igual, a medida que se desarrolla la deformación plástica.

Finalmente, se muestran en la figura 3.27 los modelos *BKIN* y *KINH* para simular el comportamiento cíclico en el modelo CNV.

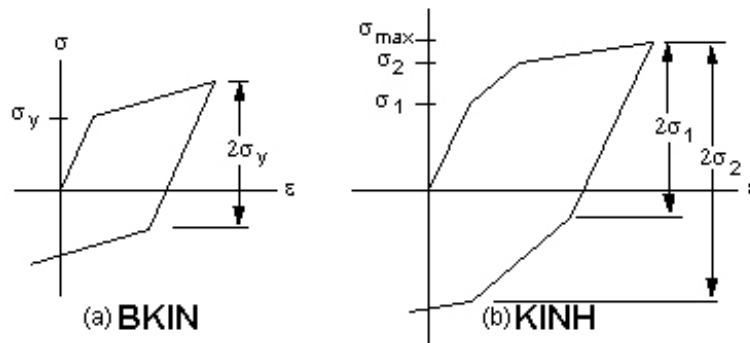


Fig.3.27 Modelos de Comportamiento cíclico, ANSYS 11.0 (2007a).

### 3.5 PROTOCOLO DE CARGA (CONDICIONES DE FRONTERA)

El proceso de análisis y solución del modelo se llevó a cabo en varios pasos de carga, los cuales fueron bajo las siguientes condiciones de frontera del modelo: como se puede observar en la figura 3.28, el modelo está restringido traslacionalmente en los extremos de la columna en la parte exterior del patín, específicamente, los nodos que comprende el área mostrada, la cual está delimitada por los atiesadores en esa zona. Además el punto de aplicación de carga en el extremo de la viga, sobre la zona del atiesador “DC”, tiene un área total de 40 cm<sup>2</sup> en la cual se distribuye la carga a aplicar. Esta área es el equivalente al espesor de 2 cm del atiesador por el ancho de la viga que es 20 cm. El punto de aplicación de carga se encuentra a una distancia de 1.20 m. a partir del paño de columna.

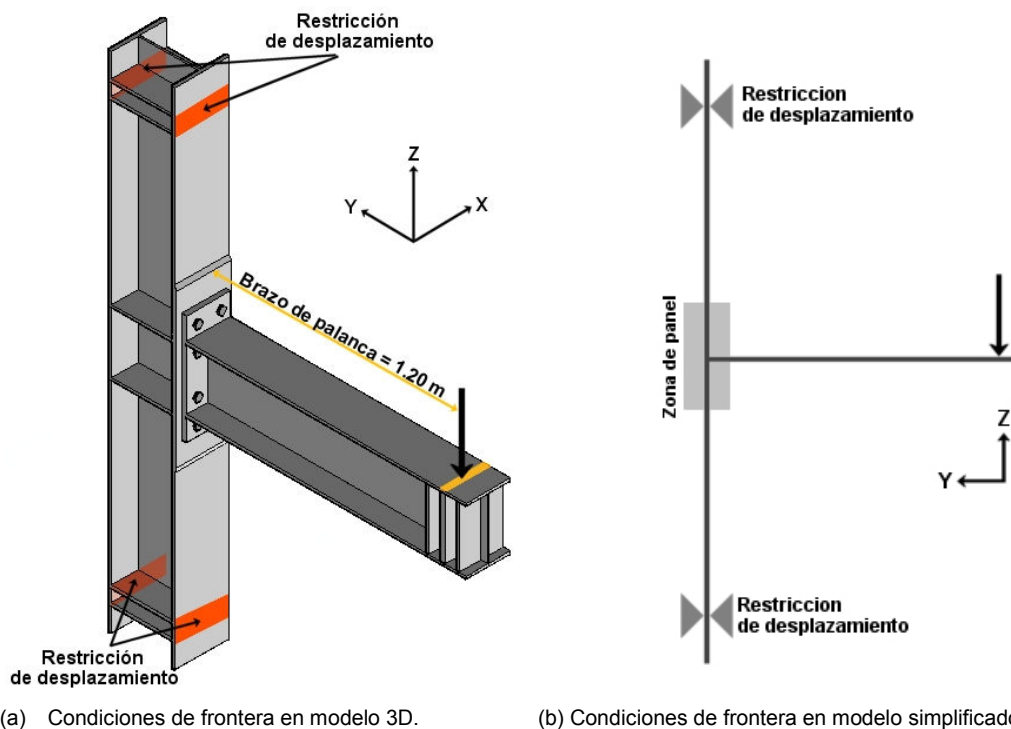


Fig.3.28 Condiciones de frontera.

El primer paso de carga consistió en aplicar al modelo el peso propio y aplicar la pretensión en los tornillos. Los siguientes pasos consistieron en la aplicación gradual de la carga, la cual fue distinta dependiendo del ensaye que se deseaba simular, específicamente existieron dos casos: el monótono y el cíclico, los cuales son descritos a continuación.

### 3.5.1 CARGA MONÓTONA

El protocolo de carga sostenida que se siguió es el mostrado en la tabla 3.10 el cual consistió en 9 pasos de carga incluyendo el de pretensión y peso propio. Cada paso de carga estuvo compuesto de un número variable de subpasos, pues tenía un mínimo de tres y un máximo de cinco, obteniendo al final un total de treinta y seis puntos. El tiempo de aplicación de carga para el modelo fue de catorce segundos tal como se observa en la tabla 3.10.

Tabla 3.10 Protocolo de carga monótona.

Pasos de carga	Carga		Tiempo (seg.)	Momento aplicado	
	Distribuida (kg/cm <sup>2</sup> )	Puntual (kg)		Ton-m	kN-m
1	pretensión y peso propio		2		
2	250.00	10,000	4	12.00	117.600
3	375.00	15,000	6	18.00	176.400
4	500.00	20,000	8	24.00	235.200
5	625.00	25,000	10	30.00	294.000
6	637.50	25,500	11	30.60	299.880
7	650.00	26,000	12	31.20	305.760
8	655.00	26,200	13	31.44	308.112
9	675.00	27,000	14	32.40	317.520

### 3.5.2 CARGA CÍCLICA

El protocolo de carga cíclica que se siguió se resume en la tabla 3.11, el cual consistió inicialmente en 57 pasos de carga incluyendo el de pretensión y peso propio en el primer paso. Cada paso de carga estuvo compuesto por 10 subpasos, a excepción del primer paso con cinco subpasos, obteniendo al final un total de quinientos sesenta y cinco puntos. Finalmente, se presenta este protocolo de carga en la figura 3.29 en donde se grafica el número de puntos contra el desplazamiento en el extremo de la viga. Cabe señalar que la viga se deforma en dirección opuesta a “Z”, que es la dirección de la gravedad, correspondiéndole la flecha roja (-) y viceversa la flecha verde (+). Finalmente, se pretendía aplicar un número de 28 ciclos con el número parcial de ciclos especificado en la tabla por desplazamiento.

Tabla 3.11 Protocolo de carga cíclica.

NÚMERO DE CICLOS	INTERVALO DE PASOS DE CARGA	NÚMERO DE PASOS DE CARGA	SUB PASOS	CARGA EN EL EXTREMO (kg)	CARGA DISTRIBUIDA (kg/cm <sup>2</sup> )	DESPLAZAMIENTO ASOCIADO EN EL EXTREMO (cm)	MOMENTO APLICADO	
							Ton - m	Kn - m
4	1 A 8	8	75	13,354.30	333.858	1	16.025	157.047
4	9 A 16	8	80	19,203.60	480.090	2	23.044	225.834
4	17 A 24	8	80	21,974.60	549.365	3	26.370	258.421
3	25 A 30	6	60	22,055.70	551.393	4	26.467	259.375
3	31 A 36	6	60	24,348.20	608.705	5	29.218	286.335
3	37 A 42	6	60	25,270.40	631.760	6	30.324	297.180
2	43 A 46	4	40	25,794.00	644.850	7	30.953	303.337
2	47 A 50	4	40	25,965.00	649.125	8	31.158	305.348
2	51 A 54	4	40	26,180.30	654.508	9	31.416	307.880
1	55 A 57	3	30	26,434.00	660.850	10	31.721	310.864
<b>28</b>	<b>57</b>	<b>57</b>	<b>565</b>					

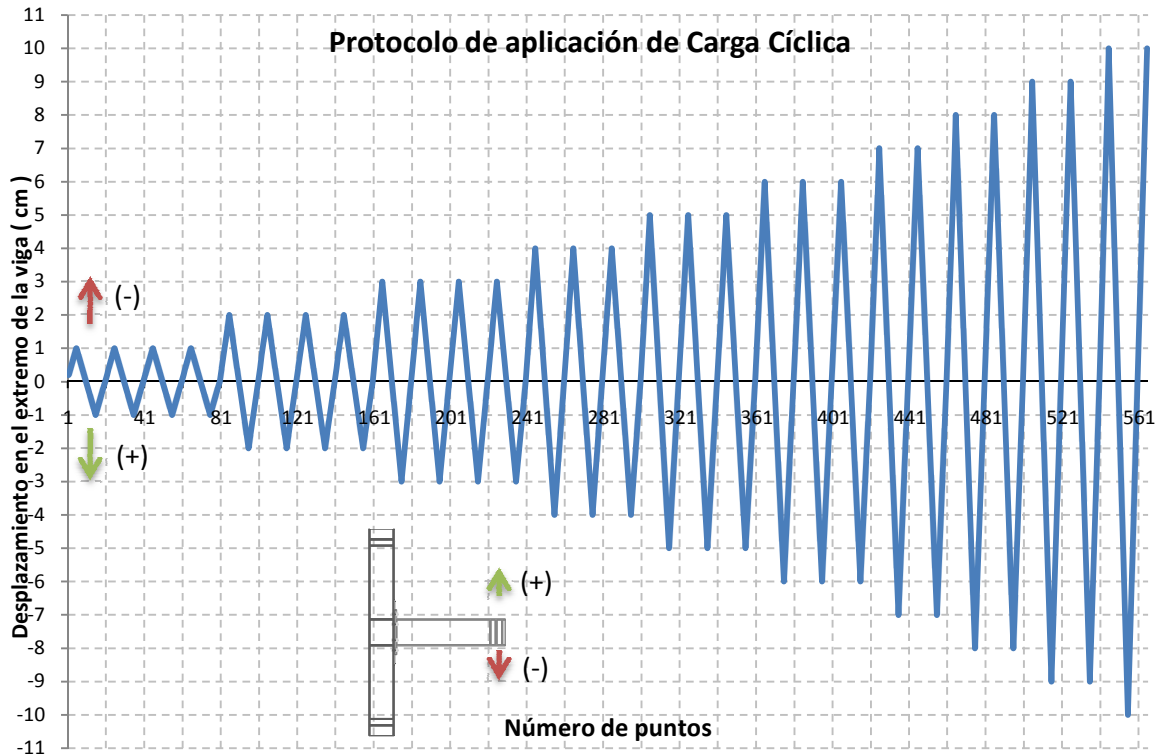


Fig.3.29 Gráfica de aplicación de carga cíclica.



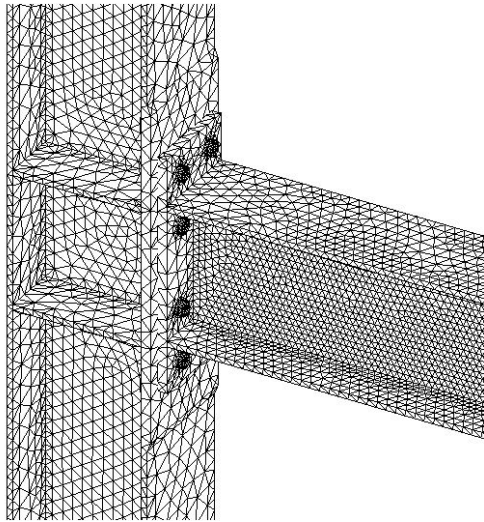
## 3.6 CALIBRACIÓN

Esta parte del estudio es necesaria debido a la importancia de un modelo lo suficientemente preciso y esto se logrará configurando ciertos parámetros del modelo de elemento finito. El objetivo, como se mencionó, es obtener el comportamiento más similar al ensaye experimental de validación, comparando su comportamiento mediante las curvas momento-rotación obtenidas. El proceso de calibración se logrará separando algunos de los puntos más importantes tanto para convergencia como para precisión del modelo, entre estos están: mallado, tipos de elementos, contacto, pretensión en el tornillo y modelo de material, los cuales serán descritos a continuación.

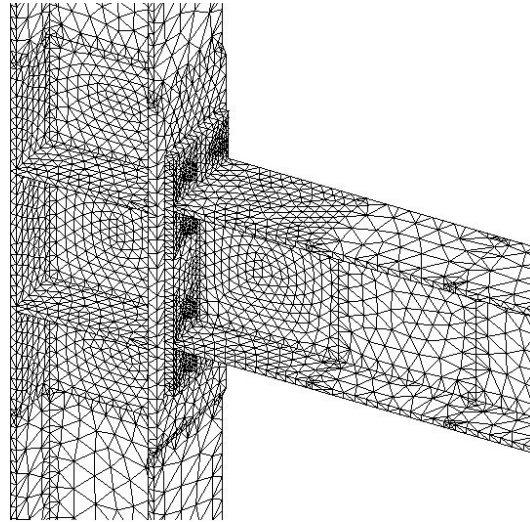
### 3.6.1 MALLADO

En lo referente al mallado se realizaron dos modelos principales, y su malla dependió principalmente del tipo de elemento que utilizaba uno u otro, ya que un modelo fue realizado con elementos *SOLID92* que son elementos tetraédricos; y otro fue realizado con una combinación de elementos *SOLID185* y *SOLID186* que son elementos hexaédricos. Sin embargo, el último modelo prevaleció debido a que su mallado era más controlable que el del elemento tetraédrico (ver fig. 3.30). La razón es que en este último el proceso se realizaba directamente en *ANSYS* y generaba demasiados elementos. Sin embargo se trabajó con algunos modelos tratando de reducir el número de elementos, disminuyendo el número total muy poco y aumentando en gran forma la inexactitud del modelo. Al contrario del modelo con hexaedros el cual se realizaba mediante un pre-proceso en un programa CAD, y con el cual con un mallado lo suficientemente fino se logró reducir en más de un 60% el número de elementos en comparación con el modelo de tetraedros de mallado fino que es con el que se equiparaba en exactitud.

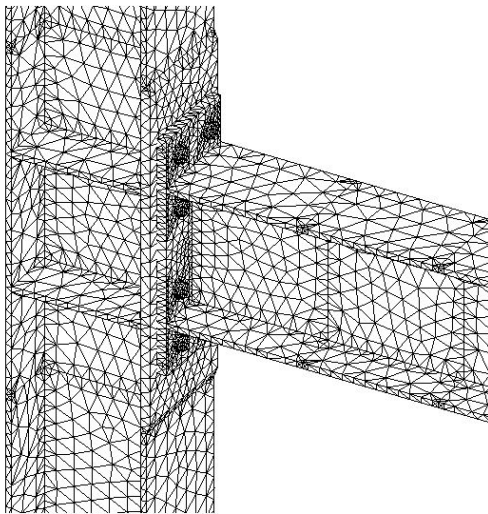
Uno de los grandes problemas al momento de realizar el mallado libre en *ANSYS* eran los tornillos, debido a que éstos por lo regular requerían un número excesivo de elementos así como las zonas colindantes a ellos. Realizando un pre-mallado en un programa CAD se consiguió reducir este problema en gran medida puesto que todo el mallado se refinó en las zonas de mayor importancia y con un especial cuidado en los tornillos, además se tenía mayor facilidad para ubicar ciertos elementos de importancia y así tener puntos de control en el modelo.



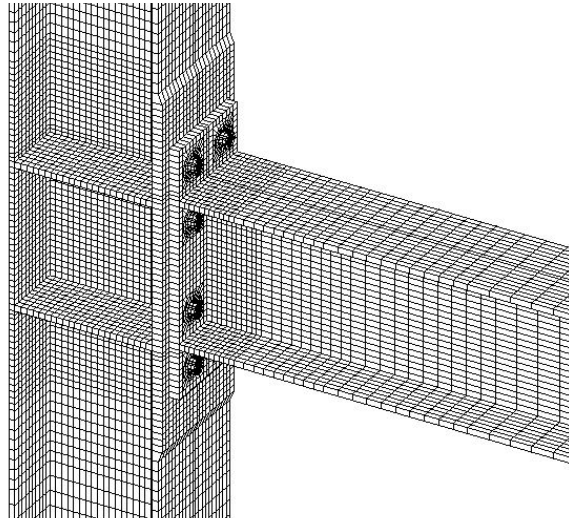
(a) Modelo 1 con tetraedros (66,000 elementos)



(b) Modelo 2 con tetraedros (54,777 elementos)



(c) Modelo 3 con tetraedros (54,036 elementos)



(d) Modelo con hexaedros (20,512 elementos)

Fig.3.30 Comparación de modelos CNV con distinto mallado.  
 (El número de elementos de los modelos es solo incluyendo elementos sólidos)

Como se puede observar sobre todo en las figuras 3.30 (b) y (c), se proponía ir cambiando el mallado por zonas para reducir el número de elementos, si bien este objetivo se lograba parcialmente, en algunas zonas de transición aparecían concentraciones de esfuerzos, esto en cuanto a resultados, sin embargo, con tanto número de elementos y superficies en la zona de contacto el costo computacional era muy alto, pues incluso el modelo de la figura 3.30(a) tenía ya serios problemas de convergencia sólo con carga monótona.

Como se mencionó, se puso especial cuidado en el mallado de los tornillos del cual se realizaron un número considerable de modelos, para garantizar buenos resultados tanto de convergencia, como de exactitud local y global del modelo.

Finalmente, se realizaron dos propuestas de modelo como definitivas, que se pueden observar en la figura 3.31. A continuación se realiza una muy breve comparativa entre los modelos para resaltar la principal razón de elegir el modelo final.

La mayor ventaja del modelo “dos”, fue que requería menor número de elementos, sin embargo la mayor desventaja es que generaba pequeñas concentraciones de esfuerzo en la concurrencia de elementos en el centro del tornillo. Este modelo contaba con 384 elementos por tornillo. Por otro lado, el modelo “uno” contó con 576 elementos, 50% más que el modelo “dos”. La mayor ventaja del modelo “uno” es que no tiene una concentración de esfuerzos en el núcleo debido al factor de forma de sus elementos, su desventaja es tener mayor número de elementos aún cuando esto no implicaba un aumento considerable en el modelo, sobre todo en tiempo de cálculo. También cabe señalar que el número de elementos de contacto en el vástago y el orificio de placas no cambiaba de modelo a modelo, pues se tuvo especial cuidado en este detalle para no generar también mayor número de elementos de contacto.

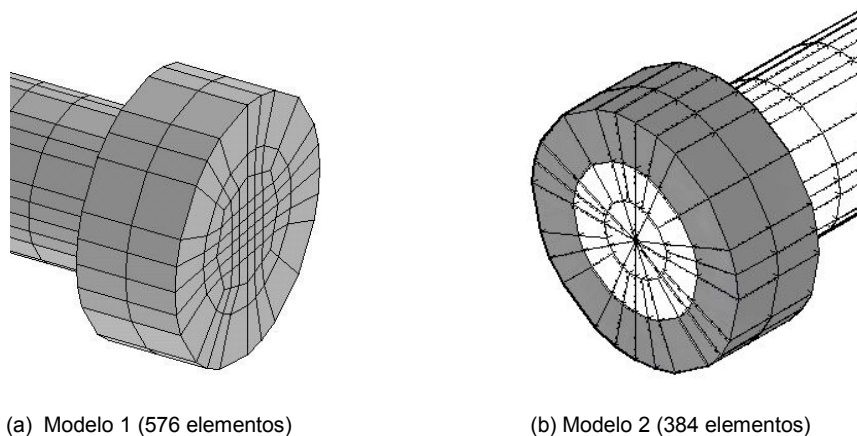


Fig.3.31 Comparativa de modelos de tornillo.

### 3.6.2 TIPOS DE ELEMENTOS

Los tipos de elemento con los que cuenta ANSYS para simular este problema, son los elementos: *SOLID45*, *SOLID92*, *SOLID95*, *SOLID185*, *SOLID186* y *SOLID187*, de los cuales los tres primeros son elementos que contempla desde hace mucho tiempo el programa ANSYS y los tres últimos son elementos perfectamente equiparables a estos tres, sólo que incluyendo nuevas tecnologías, agregados a la biblioteca de ANSYS en versiones recientes.

A manera de comparación se hará una breve descripción de cada uno de los elementos.

Tabla 3.12 Comparativa de elementos sólidos de antigua y nueva generación disponibles en ANSYS.

Elementos de nueva tecnología	Descripción	Elementos antiguos
<b>SOLID185</b>	Elemento sólido hexaédrico sin nodos intermedios.	<b>SOLID45</b>
<b>SOLID186</b>	Elemento sólido hexaédrico con opción a convertirse en tetraedro, con nodos intermedios.	<b>SOLID95</b>
<b>SOLID187</b>	Elemento sólido tetraédrico con nodos intermedios.	<b>SOLID92</b>

ANSYS en su apartado “Elementos antiguos vs tecnologías actuales” y Rod Scholl (2004), recomiendan utilizar la serie de elementos sólidos de nueva generación, por las razones siguientes:

- Una gama más amplia de opciones constitutivas para los materiales.
- Opción de combinar el comportamiento de materiales.
- Una herramienta de ajuste de curvas (TBFT) para calibrar los parámetros de material a partir de los datos experimentales
- Pueden incorporar el efecto de condiciones iniciales de carga.
- Poder definir de manera personalizada modelos de material.
- Mejor convergencia en casos de análisis no lineal e inestabilidad local de elementos, por ejemplo, pandeo local.
- Opción incluida para elemento multicapa.
- Una de las razones más importantes es el problema que presentan los elementos *SOLID45*, *SOLID92* y *SOLID95*, llamado bloqueo volumétrico (volumetric locking) y bloqueo por cortante (shear locking).
- Por el contrario, los elementos *SOLID185*, *SOLID186* y *SOLID187* incorporan nuevas tecnológicas en sus formulaciones para reducir en lo mayor posible el bloqueo volumétrico y por cortante

El fenómeno de bloqueo se refiere a una subestimación de los desplazamientos, es decir, la respuesta estructural es demasiado rígida. Por ejemplo, en el caso bloqueo por cortante en elementos placa el parámetro es la esbeltez de la placa; en el bloqueo volumétrico es el módulo de compresibilidad volumétrica o el también llamado coeficiente de poisson. Se menciona que el fenómeno solo se vuelve más y más pronunciado cuando  $\nu$  tiende a 0.5, debido a que  $\lim_{\nu \rightarrow 0.5} k = \infty$ . Un módulo de compresibilidad infinita significa que cualquier deformación conserva el volumen de partes infinitesimales del cuerpo, en otras palabras, el material se comporta como incompresible. Esto puede ocurrir tanto para materiales sumamente elásticos como por ejemplo, la goma, así como también para los metales en

el rango de deformaciones plásticas (fluencia). Todo esto teniendo en cuenta que, en general, no hay tal cosa como un material "incompresible", sino sólo "comportamiento de material incompresible"; si un determinado material se comporta de forma incompresible o no va a depender de la historia de carga, magnitud y la velocidad de deformación, temperatura, etc.

Se realizaron modelos con elemento *SOLID92*, aún con los problemas planteados en el apartado anterior; uno de ellas el excesivo número de elementos, otro el número excesivo de nodos, pues recordemos que los elementos *SOLID92* son elementos con nodos intermedios y realizar todo el modelo con nodos intermedios puede resultar excesivo e innecesario. Razón por la cual en el modelo CNV se utilizaron elementos con nodos intermedios sólo en zonas de interés del modelo, utilizando para las zonas restantes elementos sin nodos intermedios.

La combinación de *SOLID185* y *SOLID186* pudo haber sido sustituida por *SOLID45* y *SOLID95*, sin embargo, por las razones antes citadas, este modelo fue descartado aun cuando tal vez, con especial cuidado, se obtendrían resultados posiblemente similares pero con mayores riesgos de divergencia.

Finalmente este apartado muestra una comparación de los elemento utilizados por Shi et al (2008), en donde su modelo fue completamente con *SOLID92* y los utilizados en este trabajo que fue una combinación de *SOLID185* y *SOLID186*, por algunas de las razones antes mostradas.

### 3.6.3 CONTACTO

La calibración de esta parte del modelo es algo compleja y se realizaron algunas pruebas y modelos a manera de obtener el mejor comportamiento.

Para algunas pruebas de contacto se aislaron partes del modelo para hacer más rápida la convergencia y ocupar menos tiempo. Además la idea era aislar comportamientos y/o parámetros en específico, como se verá más adelante.

Si bien, como se puede observar, en la parte de contacto se muestran dos grupos de superficies; se trató de aislar y definir el comportamiento de estos grupos para garantizar un mejor comportamiento del conjunto calibrando algunos parámetros de configuración de contacto.

De los grupos mencionados antes, uno es aquel en donde el principal comportamiento que simular es la separación y aplastamiento entre placas, en donde además puede existir deslizamiento y fricción. El segundo grupo es el referido a la interacción de las respectivas porciones de placa con el tornillo tomando en cuenta además que para el tornillo no existirá ningún otro tipo de restricción, es decir, es un cuerpo libre totalmente, restringido únicamente por el contacto que pueda tener con sus superficies contiguas, y evidentemente por la restricción que debido a su geometría se impone uniando las dos partes. Aquí uno de los problemas fue con los tipos de comportamientos definidos en *ANSYS*, pues en algunos existía demasiada penetración o se liberaba el elemento.

Los parámetros de configuración de los elementos de contacto son muchos, sin embargo, el programa tiene algunos valores preestablecidos; algunos de ellos el usuario los puede modificar dependiendo del comportamiento que desea obtener. A continuación se comentarán los resultados de algunos parámetros que se configuraron para una mejor simulación; algunas pruebas fueron hechas con modelos independientes y otras con el modelo completo de conexión.

➤ *Rigidez Normal de Penalización (normal penalty stiffness, FKN)*: define la rigidez normal de contacto, el rango debe estar entre 0.1 a 1.0; para deformación por flexión se recomienda utilizar valores pequeños (e.g. 0.1) y para deformación volumétrica es apropiado utilizar de manera preestablecida el valor de 1.0. Según lo recomendado por la documentación del programa, entre menor el valor, mayor penetración, pero más rápida convergencia y viceversa, lo cual se comprobó mediante el modelo presentado en la fig.3.32; se recomienda permanecer en el rango de 0.01 a 0.1 para flexión, ó valores entre 0.1 a 10 cuando se usa un modelo inelástico bajo análisis estático, según ANSYS 11.0 (2007).

➤ *Tolerancia admisible de penetración (allowable penetration tolerance, FTOLN)*: es un factor basado en el espesor del elemento que se utiliza para calcular la penetración admisible; hay que tener especial cuidado al cambiar el valor pues si es demasiado pequeño puede provocar muchas iteraciones o divergencia; el valor preestablecido es 1.0. Se recomienda que en caso de excesiva penetración se reduzcan los valores de *FTOLN* y se incrementen los valores de *FKN*. Sin embargo cuando se utiliza el método de penalización como algoritmo de contacto (en cuyo caso se encuentra el modelo CNV), el parámetro *FTOLN* adquiere más relevancia en la solución sobre *FKN*.

Finalmente, se muestra en la tabla 3.13 una comparación del modelo de la figura 3.32 con diferentes valores de *FKN* y *FTOLN* para observar aquellos valores que cumplen mejor para la condición del modelo en cuestión de penetración.

En dicho modelo se realizaron pruebas con valores de 0.1 y 1.0 para los dos grupos de contacto teniendo diferencias muy significativas, tanto en resultados de convergencia como de penetración. Fue más evidente un mejor comportamiento con valores cercanos de *FKN* mayores, y al contrario de lo que menciona la documentación, el parámetro *FTOLN* fue poco relevante.

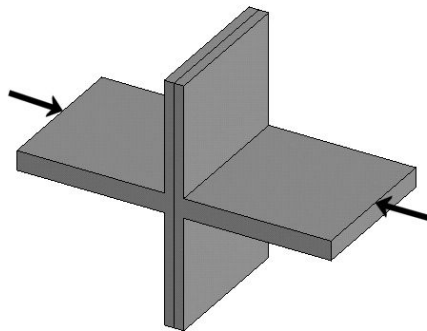
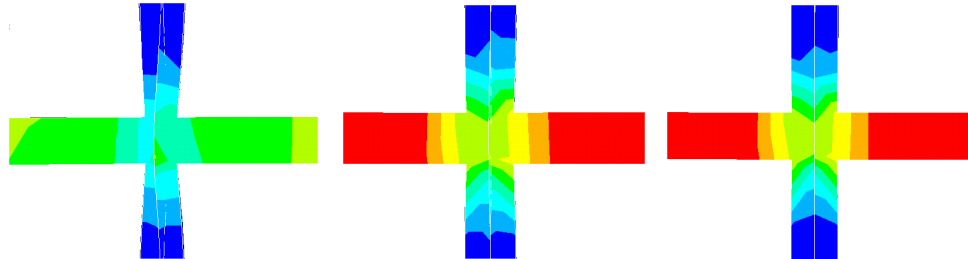


Fig.3.32 Modelo "T" para determinar los parámetros donde se evitará penetración bajo compresión.

Como se puede observar en la tabla 3.13, poco aporta el parámetro *FTOLN*, incluso al momento de converger, pues éste se puede mantener con su parámetro por default y sólo

variar el parámetro FKN. Como se observó, entre 0.1 a 1.0 da una respuesta a la penetración bastante aceptable, por lo que en este rango de parámetros están tanto el grupo 1 como el grupo 2 de superficies de contacto del modelo CNV.

Tabla 3.13 Comparativa de valores FKN y FTOLN sobre el modelo "T" a compresión, para determinar el grado de penetración y convergencia.



Num. iteras.	4	6	8
FKN	0.01	0.1	1
FTOLN	0.01	0.01	0.01
Penetración	Excesiva	Poca penetración	Nula penetración

*Y se tuvo similar comportamiento para los siguientes valores*

Num. iteras.	5	5	8
FKN	0.01	0.1	1
FTOLN	0.1	0.1	0.1
Penetración	Excesiva	Poca penetración	Nula penetración

Num. iteras.	5		8
FKN	0.01		1
FTOLN	1		1
Penetración	Excesiva		Nula penetración

Finalmente, dos parámetros sumamente importantes al momento de definir el contacto son el algoritmo y el comportamiento de contacto.

➤ **Algoritmo de contacto:** Son las formulaciones numéricas capaces de definir con eficacia las zonas de contacto y asegurar el cumplimiento de la no penetración con ayuda, cada uno, de ciertos parámetros. Estos dependen mucho del comportamiento de contacto que se desea modelar y por supuesto de la superficie y/o elementos que entren en contacto. Para los elementos de contacto de superficie a superficie, ANSYS ofrece 5 tipos de algoritmo de contacto:

- 1- Método de Lagrange aumentado
- 2- Método de penalización
- 3- Algoritmo MPC ("multipoint constraint")
- 4- Método de Lagrange y penalización
- 5- Método de Lagrange

Para los elementos de contacto de superficie a superficie *ANSYS* recomienda utilizar el método Lagrangiano aumentado (por defecto) o el método de penalización. El método Lagrangiano aumentado es una serie iterativa de penalizaciones para encontrar los multiplicadores de Lagrange exactos. En comparación con el método de penalización la documentación de *ANSYS* argumenta que el método Lagrangiano aumentado, por lo general, conduce a mejores condiciones de cálculo y es menos sensible a la magnitud del coeficiente de rigidez de contacto (*FKN*). Sin embargo, en algunos análisis el método de Lagrange aumentado puede requerir iteraciones adicionales, especialmente si la deformación del mallado se distorsiona demasiado. Este método está sumamente ligado con el coeficiente *FTOLN*. Como ya se comentó, *FTOLN* es un factor basado en el espesor del elemento que especifica una penetración máxima permisible, la cual funciona como parámetro de monitoreo para el método Lagrangiano aumentado. Si por ejemplo detecta cualquier penetración mayor a esta tolerancia, la solución global se considera divergente a pesar de que las fuerzas residuales y los incrementos de desplazamiento hayan cumplido los criterios de convergencia.

Ahora veamos más a detalle los dos métodos (penalización y Lagrangiano aumentado). El método de penalización modifica la matriz de rigidez actual mediante la adición de grandes condiciones para evitar demasiada penetración, es decir, impone una "pena". Una sanción mayor a la rigidez conduce a más casos probables de matrices mal condicionadas, y por tanto, a una solución más compleja. Por otra parte, los multiplicadores de Lagrange aumentan la matriz de rigidez mediante la adición de grados de libertad (en este caso, la presión de contacto) para lograr el contacto. Así que la desventaja de los métodos de Lagrange en general es el hecho de que su matriz de rigidez se hace más grande debido a los términos agregados.

En esta investigación se realizaron modelos reducidos en donde se aislaron para algunos casos los dos grupos de superficies. Para el caso de los algoritmos se observó una convergencia más rápida para el método de penalización en el caso del grupo 1 (placa con placa), confrontando también la penetración, la cual fue controlada para los dos algoritmos sin problema y con resultados muy similares. En cuanto al grupo de superficies 2 (tornillo con placa), se observó un número de iteraciones ligeramente mayor para el caso del método Lagrangiano aumentado, pero un mejor desempeño en resultados, a diferencia del método de penalización. Esto explica la elección de los algoritmos, adicionalmente se observan en la figura 3.22 los dos grupos de superficies.

➤ *Comportamiento de contacto*: éste define el comportamiento que se espera de las superficies en contacto, los cuales se presentan a continuación:

1.- Estándar: modelos de contacto unilateral estándar, es decir, la presión normal es igual a cero si se produce una separación.

2.- Rugoso: se utilizan modelos de fricción perfecta, donde no hay deslizamiento. Este caso corresponde a un coeficiente de fricción infinito y omite la propiedad del material *MU* (coeficiente de fricción).

3.- No separación: modelos sin separación de contacto, en el que están vinculados el objetivo y la superficie de contacto; en este modelo, a pesar de esto, el deslizamiento está permitido tomando en cuenta fricción para el resto del análisis una vez establecido éste (contacto).



4.- Unido (Bonded): este comportamiento fija entre sí el objetivo y las superficies de contacto en todas las direcciones (una vez establecido el contacto) para el resto del análisis.

Para el grupo de superficies de contacto “uno” que implica separación se descartaron las opciones 2, 3, y 4 pues no permitían simular correctamente este fenómeno; se eligió entonces para este grupo el comportamiento “estándar”.

Para el grupo de superficies “dos” se realizaron pruebas para los comportamientos de “No separación” y “Bonded”, aunque resultaba más apropiada para una mejor simulación la opción 3 puesto que permite deslizamiento entre las partes y se toma en cuenta la fricción. Sin embargo, en la figura 3.33 se muestra una comparativa entre estos dos comportamientos para el modelo CNV; se aprecia un mejor comportamiento en relación con la curva experimental (EXP) del modelo “No separación” debido a que acepta fricción y deslizamiento, en sus partes, contrario al comportamiento “Bonded”, debido a que éste hace demasiado rígido el modelo además de hacerlo sobre resistente.

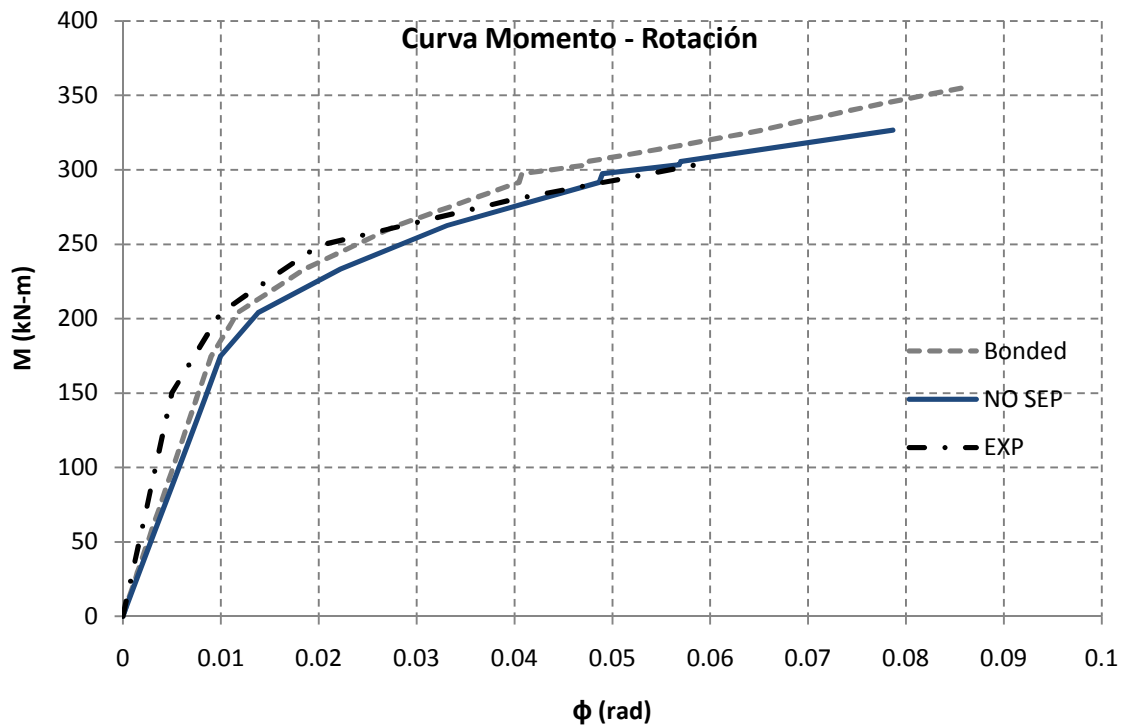


Fig.3.33 Comparación de los comportamientos “Bonded” vs “No separación”

### 3.6.4 MODELO DE MATERIAL

Se realizó un modelo reducido en donde se probó el efecto de utilizar un material con el mismo número de puntos, sólo que uno con el comportamiento de endurecimiento isotrópico (*MISO*) y otro con endurecimiento cinemático (*KINH*), bajo carga cíclica para observar si el uso de endurecimiento cinemático era significativo, si bien no se observa una diferencia significativa finalmente, como antes se menciona se utilizó el modelo con endurecimiento cinemático (*KINH*).

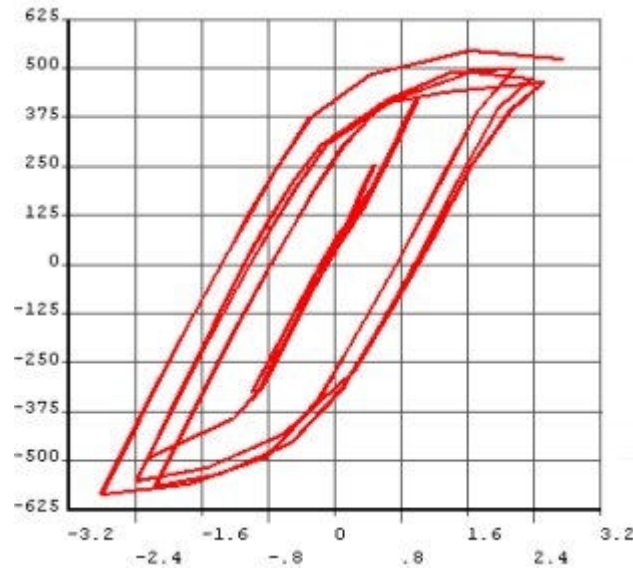


Fig.3.34 Curva de histéresis con modelo de endurecimiento isotrópico.

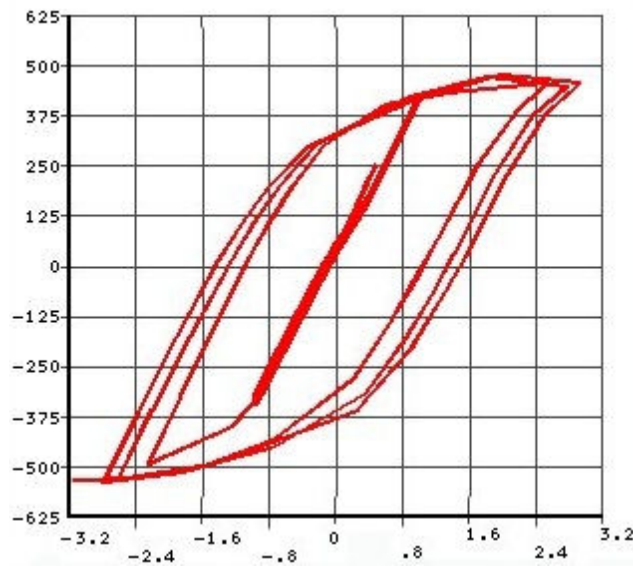


Fig.3.35 Curva de histéresis con modelo de endurecimiento cinemático.

### 3.6.5 PRETENSIÓN

En este apartado sólo se hará mención a la importancia de la pretensión en la rigidez inicial del modelo, pues fue importante para asemejar el comportamiento del modelo CNV al deseado. Como se indicó, esto se realizó mediante los elementos PRETS179 y su respectivo proceso antes comentado. También se estudió la alternativa de distribuir la carga de pretensión en dos zonas: una opción fue en la cabeza del tornillo y otro similar al modelo de simulación “sin tornillo” con la diferencia que este modelo sí tendría el tornillo. Para ambas alternativas de aplicación de la pretensión distribuida se tuvieron muchos problemas de convergencia debido a la magnitud de la carga, dado que se generaban deformaciones excesivas, haciendo necesario aplicar la carga de una manera sumamente lenta. Es por eso, que en comparación con la aplicación automática, la pretensión como carga distribuida fue descartada totalmente.

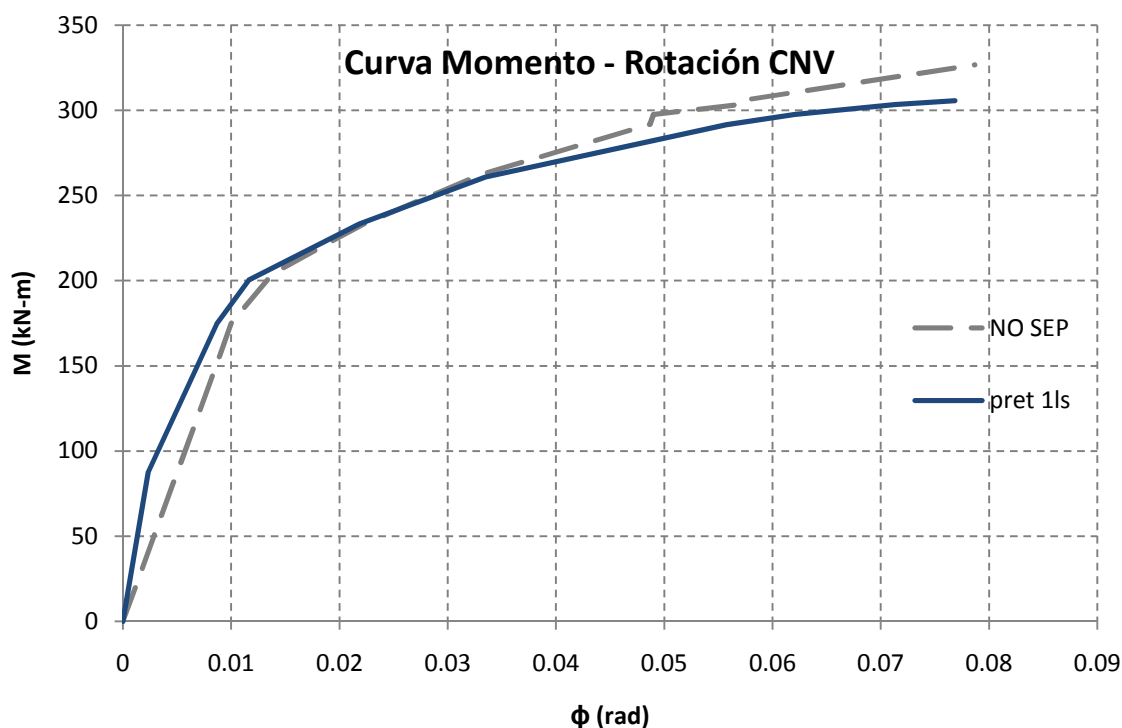


Figura 3.36 Comparación de la conexión con y sin pretensión.

Se puede observar en la figura 3.36 las curvas momento-rotación del modelo CNV, las cuales tienen el comportamiento de contacto “no separación” en tornillos y estándar en placas. Sin embargo la línea punteada denominada “NO SEP” no tiene pretensión alguna aplicada lo cual hace que sea menos rígido inicialmente y con una sobre resistencia en la falla, al contrario del modelo “pret1ls” el cual tiene una rigidez inicial superior y una resistencia a la falla muy similar a el modelo numérico y experimental de Shi et al (2006, 2008). Esto se puede comprobar en la tabla 3.3, ubicada al inicio de este capítulo, recordando que los valores ahí mostrados son de carga ultima. Puede ahondarse más en el estudio del comportamiento observado en los modelos con y sin pretensión en el trabajo realizado por Fleischman et al (1991).

### 3.7 VALIDACIÓN

Finalmente después de todas las calibraciones se formó el modelo CNV. Uno de los parámetros de validación comentados es la curva momento-rotación la cual se construyó mediante lo presentado en el apartado 3.1.1 (estudio experimental), de acuerdo a la manera de medir las rotaciones en la junta, propuesto por Shi et al (2006).

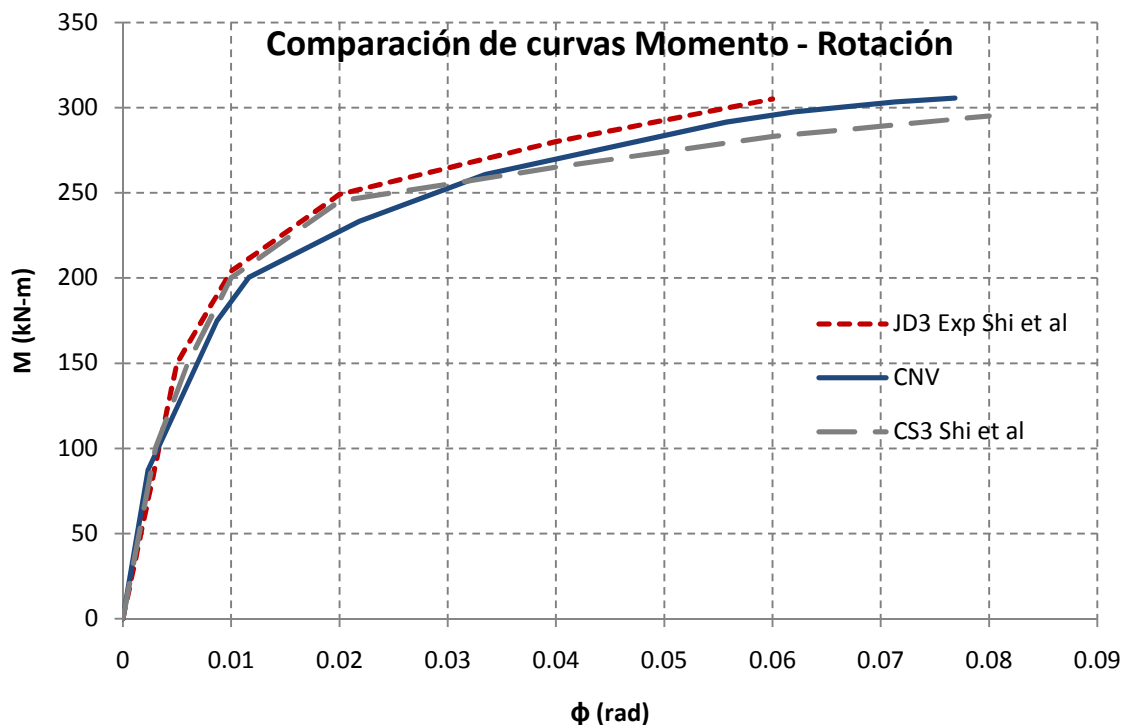


Figura 3.37 Comparación de curvas, modelo CNV, numérico y experimental de Shi et al.

Como se puede observar el modelo CNV tuvo un comportamiento muy bueno, sumamente similar al ensaye experimental “JD3” e incluso al modelo de elemento finito “CS3”; en la tabla 3.14 se comparan los momentos finales de los tres modelos para observar el porcentaje de exactitud de los dos MEF respecto al espécimen experimental; el momento final se tomó como aquel desarrollado en la rotación 0.06.

Tabla 3.14 Comparativa de momento ultimo en modelos.

Especímen	Momento ultimo	
	(kN-m)	(Ton-m)
SC3	285	29.08
JD3	305	31.12
CNV	297	30.31
<b>CNV/JD3</b>	<b>0.97</b>	
SC3/JD3	0.93	

Independientemente de que en la fase numérica de Shi et al (2008) no se incluyeron ensayos cíclicos, estos sí se realizaron para el modelo CNV. La figura 3.4 del espécimen experimental JD3 exhibe la gráfica de carga cíclica a mayor detalle; como resultado de las calibraciones para modelar el comportamiento cíclico del modelo CNV se obtuvo una curva de histéresis suficientemente estable (fig 3.38) tal y como se observa comparándola en la figura 3.4.

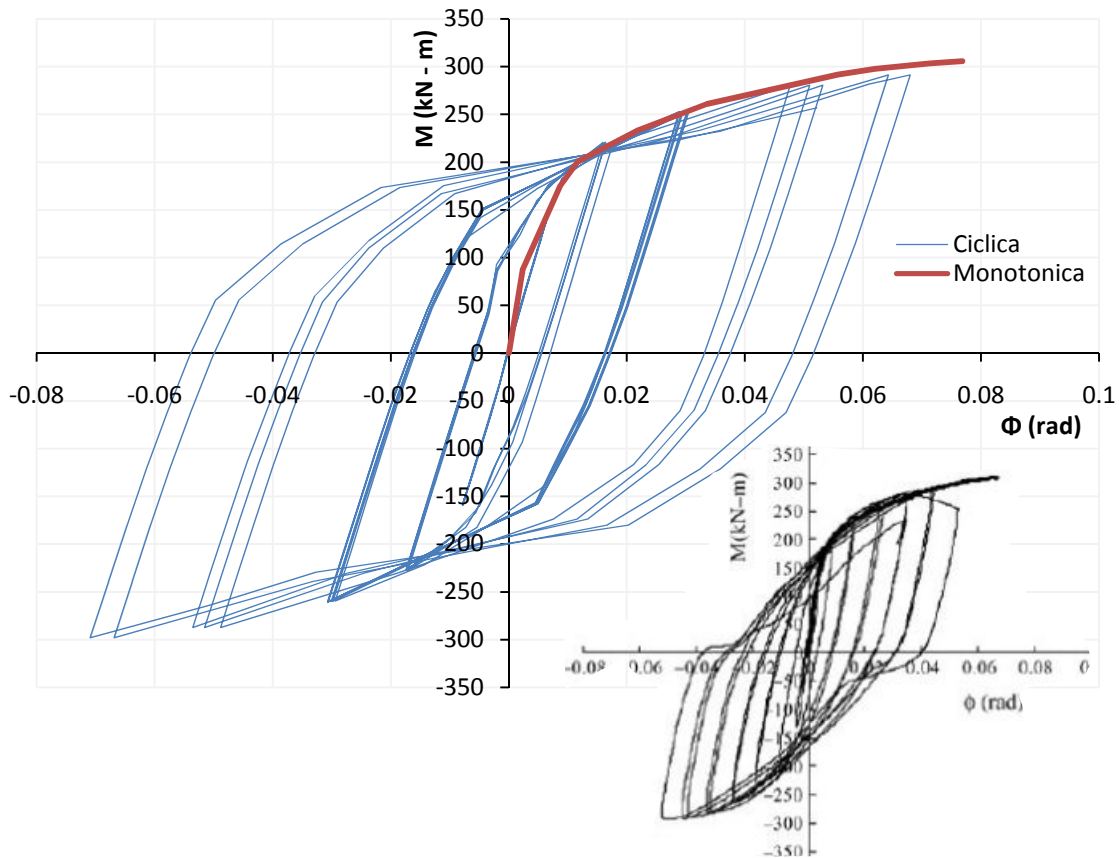


Fig.3.38 Curva de histéresis de modelo CNV.

Sin embargo a manera de referencia se anexó a una escala menor la figura 3.4 en la parte inferior derecha de la figura 3.38. Hay que tomar en cuenta las limitaciones del modelo CNV pues por ejemplo este tomaba en cuenta un material elasto-plástico perfecto para el acero, además de que los ciclos de carga eran diferentes al modelo experimental JD3. La duración de cálculo computacional del ensaye monótono fue de aproximadamente 6 horas, y del ensaye cíclico con todos los puntos antes mencionados de 72 horas (tiempo para un equipo de computo con procesador de 3 Ghz y 3 gb en ram). Nuevamente se muestra el protocolo de carga cíclica pues el modelo falló antes de aplicar todos los ciclos planeados, tal y como lo muestra la figura 3.39 y el resumen de pasos y ciclos que se muestra en la tabla 3.15.

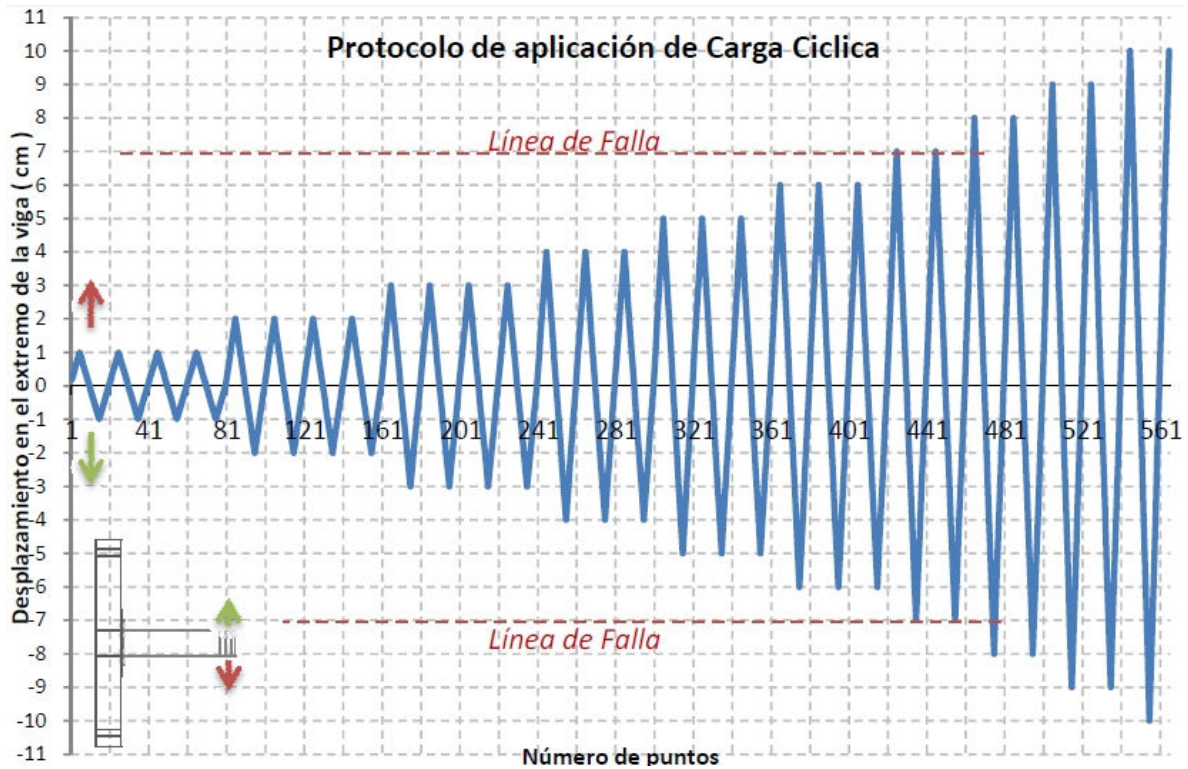


Fig.3.39 Protocolo de carga cíclica fallada del modelo CNV.

Tabla 3.15 Resumen de ciclos de carga hasta la falla del modelo CNV.

NÚMERO DE CICLOS	INTERVALO DE PASOS DE CARGA	NÚMERO DE PASOS DE CARGA	SUB PASOS	CARGA EN EL EXTREMO (kg)	CARGA DISTRIBUIDA (kg/cm <sup>2</sup> )	DESPLAZAMIENTO ASOCIADO EN EL EXTREMO (cm)	MOMENTO APLICADO	
							Ton - m	Kn - m
4	1 A 8	8	75	13,354.30	333.858	1	16.025	157.047
4	9 A 16	8	80	19,203.60	480.090	2	23.044	225.834
4	17 A 24	8	80	21,974.60	549.365	3	26.370	258.421
3	25 A 30	6	60	22,055.70	551.393	4	26.467	259.375
3	31 A 36	6	60	24,348.20	608.705	5	29.218	286.335
3	37 A 42	6	60	25,270.40	631.760	6	30.324	297.180
<b>21</b>	<b>57</b>	<b>42</b>	<b>415</b>					

Como se puede observar en la tabla 3.15, el desplazamiento máximo en el extremo fue de 6 cm y se aplicaron 21 ciclos de carga contra 28 que se pretendían aplicar. Como se observa en la figura 3.4, fueron bastante estables los ciclos de carga.

Finalmente se muestra una comparación del modelo CNV con el modelo experimental de Shi et al (2006) "JD3", además como segundo punto de validación, pues es importante mencionar la importancia de varios puntos de referencia, aunque la curva momento rotación muestra gran información del comportamiento del modelo. Los dos modelos son

muy similares pues fluye la placa tope en el patín que en el momento del ciclo estaba a tensión. También se observó en el modelo CNV una ligera deformación en el otro extremo de la placa-tope, posiblemente producto de los ciclos de carga repetida. Además de observarse la fluencia del patín de la columna, los tornillos en el modelo CNV estuvieron muy cercanos a la falla, en especial los tornillos de la parte exterior de la placa. A continuación se muestran en las figuras 3.41 y 3.40 respectivamente el modelo MEF y el modelo experimental.



Fig.3.40 Espécimen fallado JD3, Shi et al (2006).

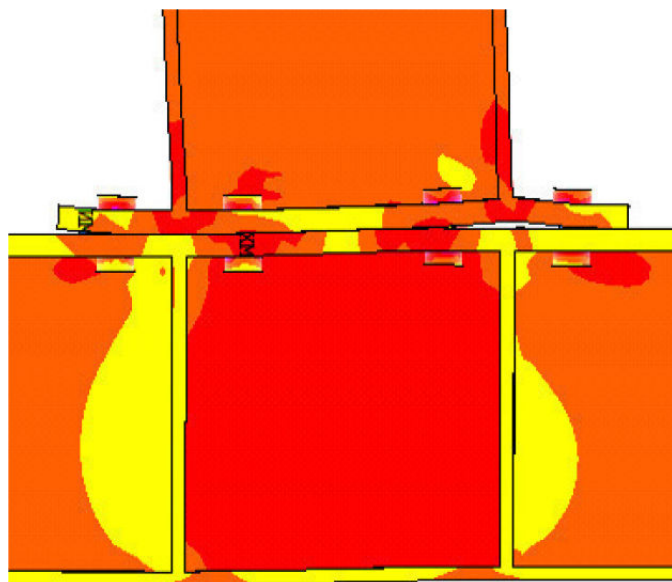


Fig.3.41 Modelo fallado CNV.

## CAPÍTULO 4 ANÁLISIS DE MODELOS DE CONEXIONES

Este capítulo muestra el proceso de selección, así como los detalles geométricos y mecánicos de los modelos de estudio basados en el modelo validado CNV. Debido a esto se observarán muchas similitudes entre los modelos de estudio y el modelo CNV. Como se irá detallando posteriormente algunos elementos de los modelos permanecen igual, sobretodo en tipo de elemento finito y algoritmos utilizados.

Los resultados de los modelos de estudio, así como el modelo CNV se evaluarán en términos de curvas momento-rotación. Su comportamiento y desempeño serán medidos conforme a los estándares establecidos por el AISC. Lo anterior permitirá comparar las distintas configuraciones, la aplicabilidad de las distintas expresiones, y los estados límite observados.

### 4.1 ELECCIÓN Y DESCRIPCIÓN GENERAL DE LOS MODELOS DE ESTUDIO

El propósito de este trabajo de investigación es, como antes se mencionó, observar el comportamiento monótono y cíclico de un grupo de especímenes que está conformado básicamente por cinco configuraciones de conexión, las cuales son descritas en sus principales características en la tabla 4.1. Los modelos mantienen las mismas dimensiones geométricas de viga, columna, tornillos y rigidizadores del modelo CNV; esto con la finalidad de aprovechar al máximo los elementos calibrados en este modelo y reducir el tiempo de preparación de los mismos. Se tienen variaciones en la configuración de tornillos, rigidizadores de placa-tope y una nueva variante del modelo CNV que es el refuerzo del patín de la columna. Además los materiales que componen estos modelos son distintos, como se detallará posteriormente.

Se procuró que las variantes de los modelos estudiados fueran algunas de las más típicas, por lo que cuatro variantes que se estudiaron pertenecen a las recomendadas en la décimo tercera edición del AISC-LRFD (2005) y en la guía de diseño del AISC número cuatro, segunda edición (2004), siendo los modelos CN1, CN2, CN3 Y CN4. Además se tiene el modelo CN5, el cual consiste en una conexión que está alejada del patín de la columna mediante un muñón de viga con una longitud de un peralte de viga. Este último con el fin de observar las ventajas que ofrece un modelo preparado totalmente en taller, además del comportamiento inelástico que pueda ofrecer con respecto a los otros modelos.

Se mantuvieron constantes las dimensiones de la viga y la columna lo más posible para estudiar más detenidamente las diferencias en comportamiento debidas al cambio en configuración para cada modelo de conexión. También se tomaron en cuenta las variantes adicionales que pudieran existir entre uno y otro modelo.

La configuración del modelo CNV, como se podrá apreciar en el capítulo anterior, posee una zona de refuerzo en el patín de la columna que entra en contacto con la placa-tope la cual consiste en un espesor mayor que el resto del patín de la columna. Esta característica fue eliminada de los modelos CN1, CN2, CN3, CN4 Y CN5 debido a que en nuestro país no es común el uso de esta zona de refuerzo. Sin embargo, esto no implica



que su uso sea antieconómico o mucho menos que cause problemas de comportamiento en la conexión; es por eso que para observar su comportamiento y compararlo con los modelos más comunes se realizaron tres modelos adicionales con esta característica (placa de refuerzo en el patín de la columna). Específicamente me refiero a los modelos CN2, CN3 y CN4, los cuales teniendo esta particularidad fueron nombrados CN2V, CN3V y CN4V.

Tabla 4.1 Resumen de Características en modelos.

Resumen de Modelos								
Modelo	Designación AISC	Alejada patín de columna	Refuerzo de patín de columna	Espesor de placa de extremo (mm)	Diametro del tornillo (mm)	Numero de tornillos por patín	Rigidizador de Columna	Cartabón
CNV	4E	no	si	20	20	4	si	no
CN1	4E	no	no	20	20	4	no	no
CN2	4E	no	no	20	20	4	si	no
CN3	4ES	no	no	20	20	4	si	si
CN4	8ES	no	no	20	20	8	si	si
CN5	8E-4W	si	20	20	8	si	no	
CN2V	4E	no	si	20	20	4	si	no
CN3V	4ES	no	si	20	20	4	si	si
CN4V	8ES	no	si	20	20	8	si	si

Observando la tabla 4.1, existen tres tipos de configuración de conexión: de cuatro tornillos denominada por el AISC como 4E y 4ES, dependiendo de si esta tiene cartabones o no; después una de ocho tornillos en hileras verticales (8ES); y otra con ocho tornillos en hileras horizontales (8E-4W), estas tres configuraciones se ilustran en la figura 4.1.

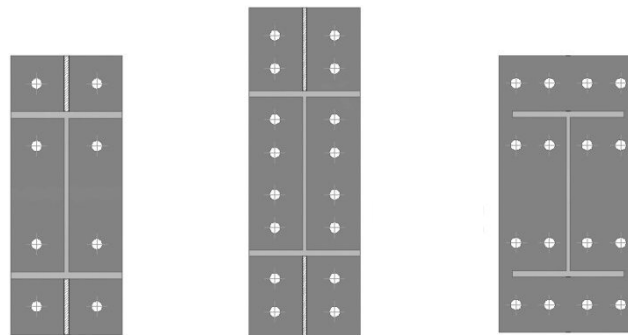


Figura 4.1 Las tres configuraciones principales de tornillo estudiadas, de izquierda a derecha, 4E, 8ES y 8E-4W.

## 4.2 RESISTENCIA Y GEOMETRÍA DE LOS MODELOS

Para definir algunos componentes de la geometría de los modelos fue imprescindible realizar una revisión de las propuestas con la norma AISC. En primera instancia se revisó la distancia entre centros de los agujeros y al borde para la placa-tope y columna, posteriormente según sus recomendaciones, se dimensionaron los rigidizadores de placa-tope para los casos que lo requerían. Finalmente se determinó la resistencia de los modelos específicamente de viga, patín de columna, tornillos y placa-tope para su posterior comparación con la resistencia observada en los modelos ensayados, así como con los modos de falla determinando la aplicabilidad de las expresiones para las configuraciones estudiadas. La revisión llevada a cabo utilizando el AISC se debió a que éste es el reglamento más usual en el país, además que la gran mayoría de los modelos a realizar estarán basados en sus configuraciones.

Al inicio del capítulo anterior, en el apartado de detalles geométricos, se presentan las secciones de viga, columna y las dimensiones del modelo general, las cuales no se mostrarán en este capítulo ya que se mantuvieron igual. En la tabla 4.2 se presentan detalles más específicos de la viga puesto que se determinó su capacidad a flexión (momento resistente) en base a la norma AISC (2005) y a las NTC-MDF (2004), los cuales también se muestran en dicha tabla. Cabe mencionar que en el apéndice A de esta tesis se presentan todos los cálculos así como la geometría detallada de cada uno de los modelos mencionados. En los valores calculados correspondientes a la capacidad de la viga ( $M_p$ ) se observa una gran diferencia entre los valores de los incisos (A) y (C) con respecto al valor de AISC, el cual toma en cuenta el coeficiente  $R_y$  cuyo factor toma en cuenta el esfuerzo de fluencia real de los materiales (1.5 para acero A-36) sin embargo como en los modelos numéricos se tiene control de este valor (esfuerzo de fluencia) este coeficiente se omite para futuras comparaciones.

Tabla 4.2 Detalles de viga (acotaciones no indicadas en cm).

Peralte	Patín			Alma			Clasificación
	bf	tf	bf/2tf	h	tw	h/tw	
30	20	1.2	8.33	27.6	0.8	34.5	Tipo 1
<b><math>M_p</math></b>							
NTC-M (C)	19,000 kg-m						
Teórico (A)	21,110 kg-m						
AISC	34,840 kg-m						

Las resistencias a momento de los componentes de la conexión fueron también determinadas, éstas son: el momento esperado para la placa-tope ( $M_{pl}$ ), momento resistente del tornillo sin efecto de apalancamiento ( $M_{np}$ ), momento resistente esperado para el patín de la columna ( $M_{cf}$ ), momento resistente del tornillo con efectos de apalancamiento ( $M_q$ ).

Cabe señalar que estos fueron calculados bajo las guías cuatro y dieciséis del AISC. La guía cuatro es específicamente para diseñar bajo el criterio de “placa gruesa”, es decir, sin que se presente el efecto de apalancamiento; la guía dieciséis comprende los dos

criterios: “placa gruesa” y “placa delgada” (tomando en cuenta los efectos de apalancamiento) sólo que con configuraciones distintas. Además hay que hacer hincapié en que las expresiones contenidas ahí no son recomendables para zonas de alto peligro sísmico. Además, como se muestra al final del capítulo 1, con el cálculo de los momentos  $M_{pl}$ ,  $M_{cf}$  y  $M_{np}$  es fácil determinar el tipo de comportamiento que exhibirá la placa-tope.

Ahora bien, en la tabla 4.3 se muestran las resistencias antes mencionadas; los respectivos cálculos se muestran en el apéndice A de esta tesis.

Tabla 4.3 Resistencias a momento esperadas para los modelos, según las expresiones del AISC.

Modelo	Resistencia a momento (kg-m)				Comportamiento	
	M.pl (B)	M.cf (E)	M.np (J)	M.q (D)	placa-tope	patín de columna
CN1	19720	8109	17180	12750	Gruesa	Delgado
CN2	19720	12250	17180	12750	Gruesa	Delgado
CN3	32920	12250	17180	12750	Gruesa	Delgado
CN4	39490	15650	34360	18440	Gruesa	Delgado
CN5	45500	-	34360	-	Gruesa	-
CN2V	19720	34040	17180	-	Gruesa	Grueso
CN3V	32920	34040	17180	-	Gruesa	Grueso
CN4V	39490	43460	34360	-	Gruesa	Grueso

### 4.3 MODELOS DE ELEMENTO FINITO

Debido a que los modelos mantienen los mismos tipos de elementos del modelo CNV, sólo se resumen en la tabla 4.4, los ocho modelos en cuanto a tipo, número de elementos y tiempo de cálculo computacional de cada uno. Además, se muestra en la figura 4.1 los ocho modelos en donde se podrá observar que mantienen el mismo mallado.

Tabla 4.4 Resumen de número de elementos en los modelos (el tiempo de cálculo mostrado corresponde a una estación de trabajo de 8 núcleos de 2.6 Ghz cada uno, con aproximadamente 16 Gb en ram).

Modelo	Elementos sólidos	Nodos	GL	Tiempo de cálculo (hrs)	
				monótono	cíclico
CN1	20,088	251,664	754,992	4	-
CN2	21,008	259,024	777,072	4	-
CN3	21,204	262,944	788,832	6	12
CN4	26,950	388,512	1,165,536	8	14
CN5	30,895	292,880	878,640	8	-
CN2V	21,008	259,024	777,072	4	-
CN3V	21,204	262,944	788,832	6	12
CN4V	26,950	388,512	1,165,536	8	14

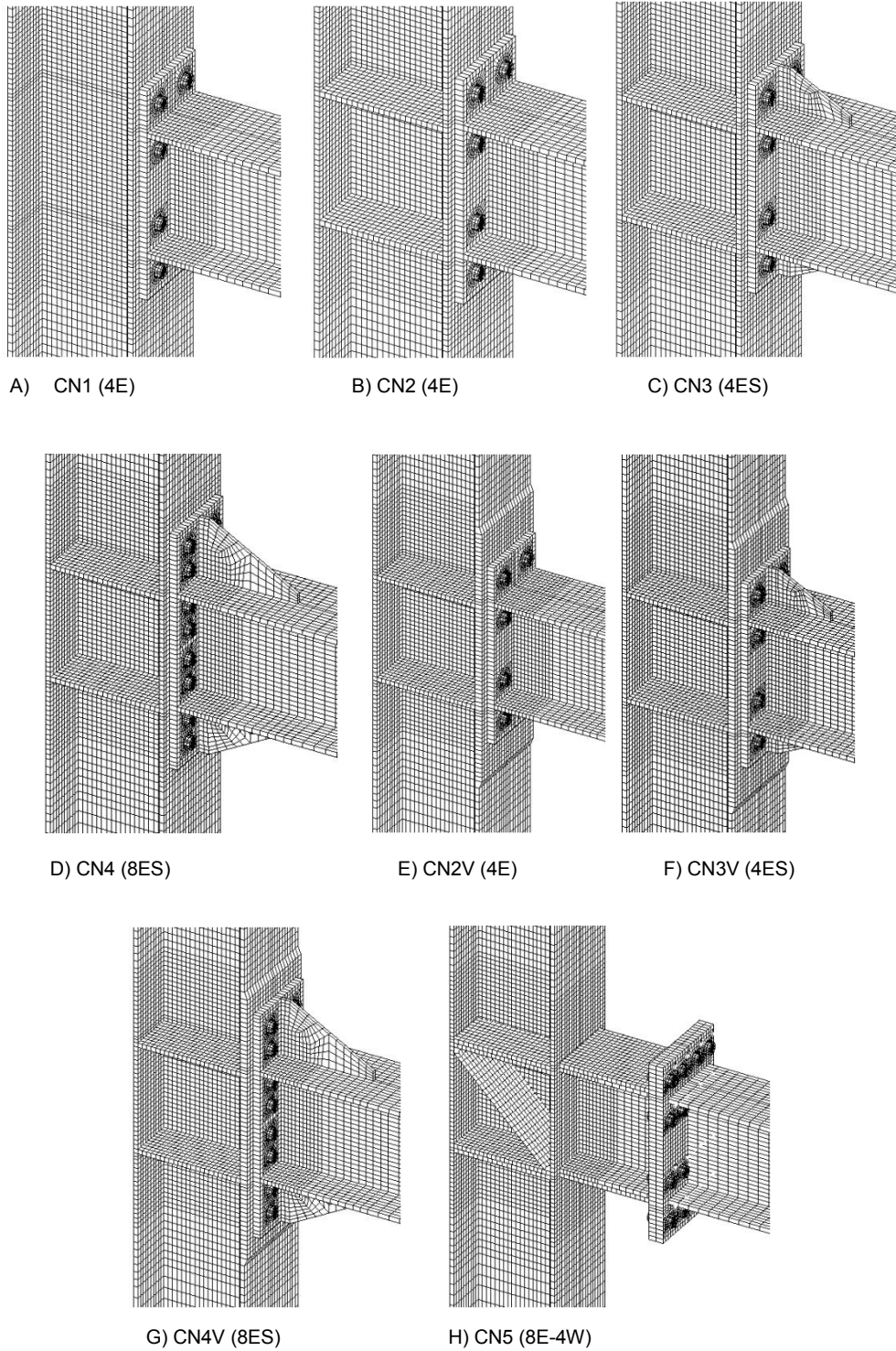


Figura 4.1 Modelos estudiados del inciso A) al H).

#### 4.4 PROPIEDADES MECÁNICAS DE LOS MATERIALES

La gráfica esfuerzo-deformación describe el comportamiento del acero estructural de viga, columna y atiesadores mediante una curva multipuntos tomando en cuenta el endurecimiento por deformación con una relación de Poisson de 0.3.

Las características del acero estructural para los modelos fueron: un módulo de elasticidad correspondiente a  $2,050,000 \text{ kg/cm}^2$  y un esfuerzo a la falla  $F_u = 4,080 \text{ kg/cm}^2$ . La designación del acero estructural utilizado, según la norma ASTM, es A-36 correspondiente a una resistencia mínima a la fluencia de 36 ksi ( $2530 \text{ kg/cm}^2$ ). Se eligió este material debido a que es el de uso más común en el país.

La curva del acero A-36 fue modelada en ANSYS mediante la opción de material MISO (Endurecimiento Isotrópico Multilineal); esta opción utiliza los criterios de Von Mises junto con una hipótesis de trabajo de endurecimiento isotrópico.

Para los tornillos de alta resistencia A-325 se tomó un módulo de elasticidad con un valor de  $2,110,000 \text{ kg/cm}^2$ , una resistencia a la fluencia de  $6,330 \text{ kg/cm}^2$  y finalmente una resistencia a la ruptura de  $8,440 \text{ kg/cm}^2$ . La distribución de las propiedades antes mencionadas se realiza mediante una curva esfuerzo-deformación multipuntos mediante el modelo MISO (Endurecimiento Isotrópico Multilineal).

El valor de la densidad del acero para efectos de peso propio de todos los modelos fue el mismo valor del modelo CNV, igual a  $0.00785 \text{ kg/cm}^3$ . Así también, como en el modelo CNV, los modelos MISO para los materiales solo fueron utilizados ante carga sostenida (monótona), ya que para modelar el comportamiento bajo carga cíclica se utilizó el modelo KINH para ambos materiales.

En la figura 4.2 Y 4.3 respectivamente, se muestran las curvas esfuerzo-deformación para el acero estructural A-36 y el acero de los tornillos de alta resistencia A-325.

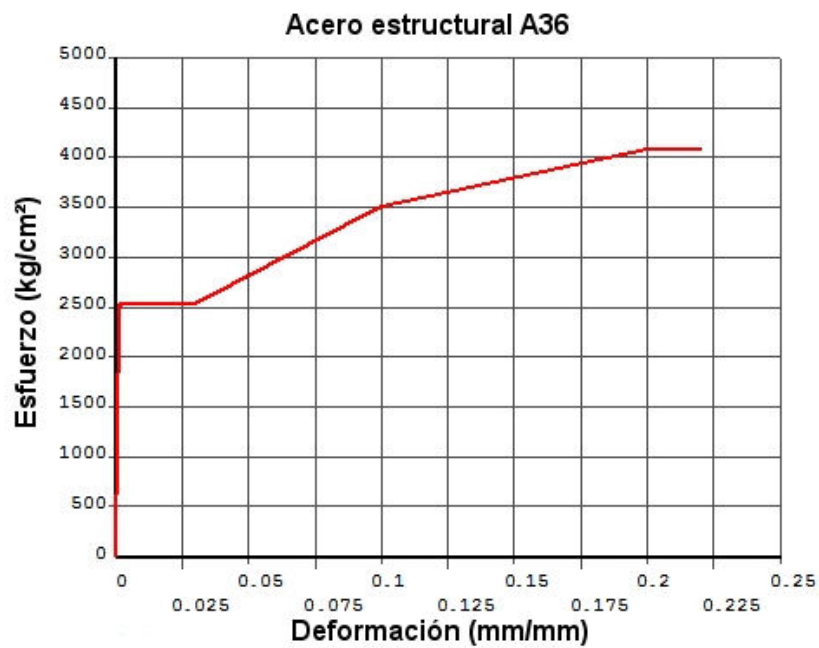


Figura 4.2 Curva esfuerzo-deformación del acero A-36.

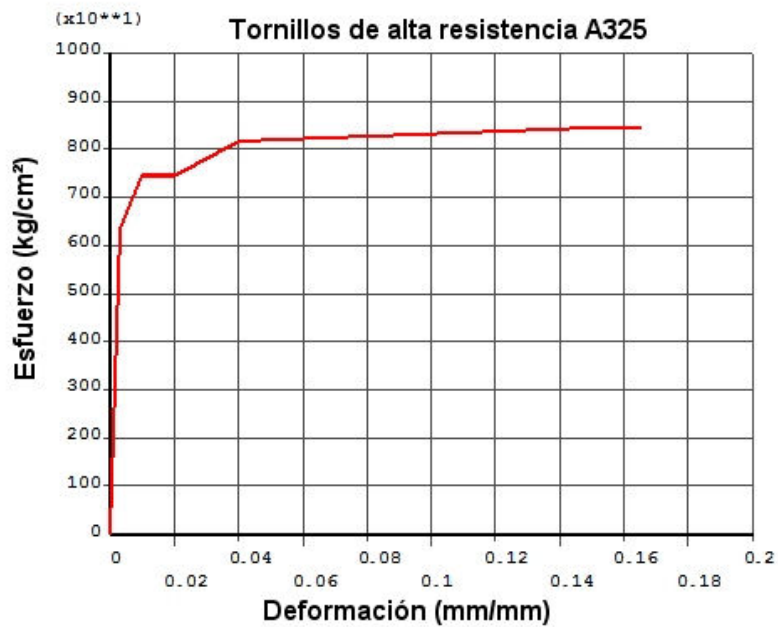


Figura 4.3 Curva esfuerzo-deformación de los tornillos A-325.

## 4.5 PROTOCOLO DE CARGA

El proceso de análisis y solución del modelo se llevó a cabo en varios pasos de carga, con las condiciones mostradas para el modelo CNV.

El primer pasó de carga consistió en aplicar al modelo el peso propio y la pretensión en los tornillos. Específicamente para estos modelos las fuerzas de pretensión aplicadas fueron de acuerdo a las NTC-MDF (2004), las cuales especifican un valor de 12,700 kg, para un tornillo A-325 de ¾" de diámetro.

Los siguientes pasos consistieron en la aplicación gradual de la carga, la cual fue distinta dependiendo del ensaye que se deseaba simular. Específicamente existieron dos casos: el monótono y el cíclico, los cuales son descritos a continuación.

### 4.5.1 MONÓTONO

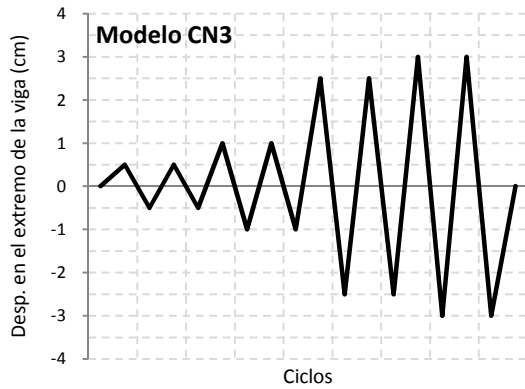
El protocolo de carga sostenida que se siguió es el mostrado en la tabla 4.5 y consistió en un número de pasos de carga variable puesto que cada modelo tuvo un punto de falla distinto y no fueron en algunos casos, necesarios algunos pasos intermedios de carga. Cada paso de carga estuvo compuesto de un número variable de sub pasos, con un mínimo de tres y un máximo de cinco, obteniendo al final de cada modelo un número de puntos y tiempo variable. Se observa en la tabla siguiente el número de pasos aplicado a cada modelo.

Tabla 4.5 Protocolo de carga monótono.

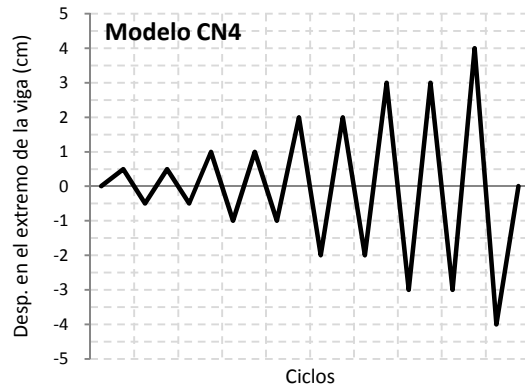
Modelo	Pasos de carga	Carga		Tiempo (seg.)	Momento aplicado	
		Distribuida (kg/cm <sup>2</sup> )	Puntual (kg)		Ton-m	kN-m
	1	pretensión y peso propio		2		
	2	75.00	3,000	4	3.60	35.280
	3	150.00	6,000	6	7.20	70.560
	4	225.00	9,000	8	10.80	105.840
CN1	5	300.00	12,000	10	14.40	141.120
	6	375.00	15,000	12	18.00	176.400
CN2	7	450.00	18,000	14	21.60	211.680
CN3, CN2V	8	500.00	20,000	15	24.00	235.200
	9	525.00	21,000	16	25.20	246.960
CN3V	10	550.00	22,000	17	26.40	258.720
CN4	11	575.00	23,000	18	27.60	270.480
	12	600.00	24,000	19	28.80	282.240
CN5, CN4V	13	625.00	25,000	20	30.00	294.000
	14	650.00	26,000	21	31.20	305.760
	15	675.00	27,000	22	32.40	317.520

### 4.5.2 CÍCLICO

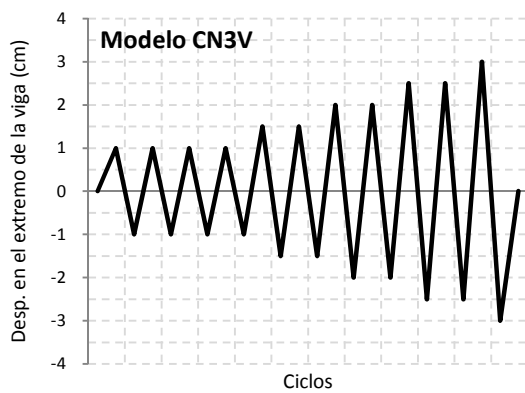
El protocolo de carga cíclica que se siguió se resume en la figura 4.4 y consistió de 9 ciclos de carga en promedio, incluyendo en un primer paso de carga la pretensión y el peso propio. Cada ciclo estuvo compuesto en promedio de 18 puntos, de los cuales 6 estaban destinados para las dos descargas. Se muestran los detalles de las cargas asociadas a los desplazamientos en las respectivas tablas de cada modelo.



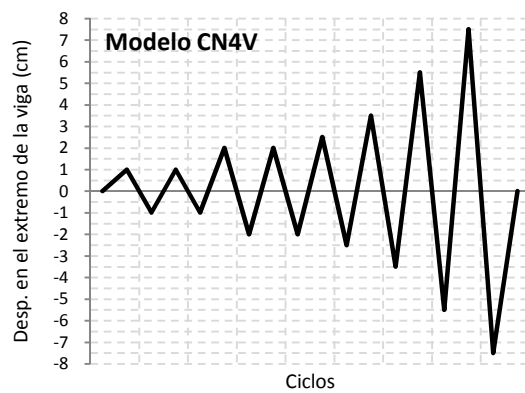
CICLOS	PUNTOS	DESPLAZAMIENTO (cm)	CARGA DIST. (kg/cm <sup>2</sup> )	CARGA PUNT. (kg)
2	40	0.50	162.50	6,500
2	40	1.00	300.00	12,000
2	40	2.50	375.00	15,000
2	40	3.00	400.00	16,000
8	160			



CICLOS	PUNTOS	DESPLAZAMIENTO (cm)	CARGA DIST. (kg/cm <sup>2</sup> )	CARGA PUNT. (kg)
2	34	0.50	215.00	8,600
2	32	1.00	365.00	14,600
2	32	2.00	450.00	18,000
2	32	3.00	510.00	20,400
1	16	4.00	535.00	21,400
9	146			



CICLOS	PUNTOS	DESPLAZAMIENTO (cm)	CARGA DIST. (kg/cm <sup>2</sup> )	CARGA PUNT. (kg)
4	72	1.00	330.00	13,200
2	36	1.50	405.00	16,200
2	36	2.00	455.00	18,200
2	36	2.50	510.00	20,400
1	18	3.00	545.00	21,800
11	198			



CICLOS	PUNTOS	DESPLAZAMIENTO (cm)	CARGA DIST. (kg/cm <sup>2</sup> )	CARGA PUNT. (kg)
2	37	1.00	405.00	16,200
2	32	2.00	525.00	21,000
1	16	2.50	575.00	23,000
1	18	3.50	600.00	24,000
1	18	5.50	605.00	24,200
1	18	7.50	610.00	24,400
8	139			

Figura 4.4 Protocolo de carga cíclica de los cuatro modelos ensayados y tabla resumen.



## 4.6 HIPÓTESIS DE LOS MODELOS

Debido a los elementos que intervienen en el comportamiento de la conexión, así como las diferentes configuraciones que existen, este trabajo de investigación se limita en los siguientes aspectos:

- A) El cordón de soldadura en todas las uniones del modelo, placa-tope-viga, patin-rigidizadores, etc., no serán simulados.
- B) La parte correspondiente al efecto que puede generar algún gradiente de temperatura sobre el comportamiento del material no se tomará en cuenta.
- C) Los modelos de material toman en cuenta su comportamiento inelástico con endurecimiento hasta llegar a la falla, no así el ablandamiento de estos.
- D) Para los modelos en donde se aplicó carga cíclica se redujo el número de ciclos, de esta manera se realizaron modelos más eficientes en cuanto a tiempo de cálculo. Realizar demasiados ciclos implicaba además un archivo de resultados muy grande, tomando en cuenta de esta manera el factor concerniente al tamaño de almacenamiento de los archivos finales.

## 4.7 RESULTADOS Y PATRONES DE COMPORTAMIENTO

Los parámetros utilizados para evaluar el comportamiento de los modelos fueron: el momento generado por la aplicación de carga en el extremo de la viga y el ángulo de rotación de la conexión, entendiéndose éste como la suma de la rotación de zona de panel y de la placa-tope. Se utilizó este parámetro debido a que las fuerzas de flexión son el principal contribuyente a las deformaciones para la mayoría de las conexiones tipo FR y PR. Además de esta manera se pueden estudiar los principales aspectos del comportamiento de la conexión (resistencia, ductilidad y rigidez).

Adicionalmente se mostrará el comportamiento en curvas fuerza aplicada contra el desplazamiento en el extremo de la viga. Finalmente se muestran los modos de falla observando isovalores de esfuerzo para cada elemento del modelo.

Este capítulo se dividirá en dos partes: observación de los modelos bajo carga monótona y bajo carga cíclica.

### 4.7.1 COMPORTAMIENTO MONÓTONO OBSERVADO

El comportamiento monótono de las conexiones es presentado en las figuras 4.4, 4.5 y 4.6 de manera independiente para cada modelo en forma de curvas fuerza contra deformación y momento-rotación. Particularmente para las curvas momento-rotación se observa un grupo de líneas horizontales que indican la resistencia esperada para algunos componentes de la conexión presentados en este capítulo en las tablas 4.2 y 4.3, cuyos resultados cubren los casos A, B, C, D, E y J. Para los casos F, G, H y K se resumen los

resultados para los estados límite que aplican en la tabla 4.7 consistiendo en revisiones para el alma de la columna en la zona del patín en compresión de la viga (para mayor detalle de las expresiones ver apéndice A).

Tabla 4.7 Estados limite en el alma de la columna y patín para CN5.

Valores de resistencia última en el alma de columna y patín en el caso de CN5			
Estados Límite (kg-m)	CN1 A CN4	CN2V A CN4V	CN5
Pandeo (F)	6,717.35	6,717.35	8,410.00
Fluencia (G)	-	10,501.80	4,487.00
Arrugamiento (H)	-	13,079.60	8,210.00
Flexión del patín (K)	-	-	5,900.00

Adicionalmente, se presenta en la tabla 4.7a un resumen de la nomenclatura y ubicación de las líneas horizontales antes explicadas y mostradas en las curvas momento-rotación monótonas. También al lado izquierdo de las curvas momento-rotación se podrán observar las curvas fuerza contra desplazamiento, mostrándose en la esquina inferior derecha una vista frontal de la configuración de conexión correspondiente a ese modelo y remarcando en tono más oscuro los tornillos que sufrieron mayor daño.

Tabla 4.7a Resumen de estados límite mostrados en curvas momento-rotación monótonas.

Identificador	Descripción de estados límite	Tabla
<b>A</b>	Capacidad a momento plástico de la viga, según AISC.	4.2
<b>C</b>	Capacidad a momento plástico de la viga, según NTC.	4.2
<b>B</b>	Capacidad a momento de placa-tope.	4.3
<b>D</b>	Momento resistente del tornillo con efectos de apalancamiento.	4.3
<b>J</b>	Momento resistente del tornillo sin efectos de apalancamiento.	4.3
<b>E</b>	Momento resistente del patín de la columna.	4.3
<b>F</b>	Pandeo del alma de la columna.	4.7
<b>G</b>	Fluencia del alma de la columna.	4.7
<b>H</b>	Arrugamiento del alma de la columna.	4.7
<b>K</b>	Flexión del patín de la columna.	4.7

Además de presentar de manera individual las curvas momento-rotación, para una comparación grafica se presentan las curvas correspondientes a los 8 modelos en la figura 4.5. Se podrá observar que la gráfica correspondiente al modelo CN5 (fig. 4.7) posee dos curvas momento-rotación: una línea continua representando el momento aplicado en la cara de la columna (brazo de palanca de 1.2m) y la línea punteada el momento aplicado en la conexión viga-viga (con brazo de palanca de 0.90m).

El comportamiento característico de las curvas momento-rotación, como se podrá observar es básicamente bilineal, pudiendo caracterizarlas con una línea recta con pendiente inicial ( $K_i$ ) para representar la parte elástica, y con una segunda línea con pendiente representando el endurecimiento ( $K_e$ ) para la parte plástica. Se resumen dichos datos ( $K_i$  y  $K_e$ ) en la tabla 4.8 para cada modelo, así también el momento en el límite elástico ( $M_y$ ) con su correspondiente rotación ( $\Phi_y$ ); el momento a la falla ( $M_u$ ) y su

rotación ( $\Phi_u$ ). Se anota también el momento y respectiva rotación correspondiente a la intersección de ambas líneas denominado  $M_r$  y  $\Phi_r$ . Finalmente se presenta la relación entre el momento último de cada modelo y la capacidad a momento plástico teórico de la viga (las características mostradas en la tabla para el modelo CN5 son las referentes a la conexión viga-viga). Los elementos antes mencionados para las curvas bilineales se observan detalladamente en la figura 4.4.

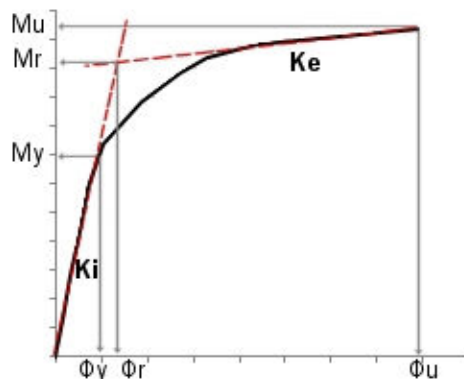


Figura 4.4 Componentes de la representación bilineal de curvas momento-rotación.

Tabla 4.8 Datos característicos de curvas momento rotación.

	$K_i$	$K_e$	$\phi_r$	$M_r$	$\phi_y$	$M_y$	$\phi_u$	$M_u$	$M_u/M_{pt}$
	(kN-m/rad)	(kN-m/rad)	(rad)	(kN-m)	(rad)	(kN-m)	(rad)	(kN-m)	
<b>CN1</b>	8,242.71	419.70	0.0119	98.46	0.0081	66.72	0.1030	136.68	0.66
<b>CN2</b>	16,261.92	673.22	0.0082	132.71	0.0062	101.56	0.1048	197.77	0.96
<b>CN3</b>	16,904.97	838.60	0.0095	160.38	0.0081	136.52	0.0807	220.10	1.06
<b>CN4</b>	22,924.36	349.07	0.0103	236.40	0.0071	162.69	0.0979	266.96	1.29
<b>CN5</b>	12,083.43	1,697.08	0.0178	214.94	0.0102	123.25	0.0660	296.76	1.43
<b>CN2V</b>	18,729.91	341.89	0.0102	191.54	0.0062	116.56	0.0975	221.39	1.07
<b>CN3V</b>	21,910.54	622.08	0.0100	218.68	0.0060	131.03	0.0602	249.90	1.21
<b>CN4V</b>	26,290.68	288.32	0.0102	267.66	0.0068	178.04	0.0970	292.70	1.41

Observando los datos de los modelos, basados en la rigidez inicial se puede afirmar que aquel con el menor valor es el que posee la menor resistencia. Afirmación que corresponde al modelo CN1. Sin embargo, el segundo modelo con menor rigidez inicial (CN5) es aquel con mayor resistencia, esto debido a que desarrolla toda la capacidad a momento plástico de la viga, lo cual se puede observar, pues exhibe el valor mayor de rigidez en el rango plástico ( $K_e$ ).

En general para los modelos CN2 y CN3 se observa una rigidez inicial muy parecida, lo que indica que están influidos en gran medida por la columna, puesto que ambos modelos poseen placas de continuidad. En cuanto al momento último desarrollado, solo hay un incremento de aproximadamente el 10%. En general ambos modelos mostraron un comportamiento muy similar.

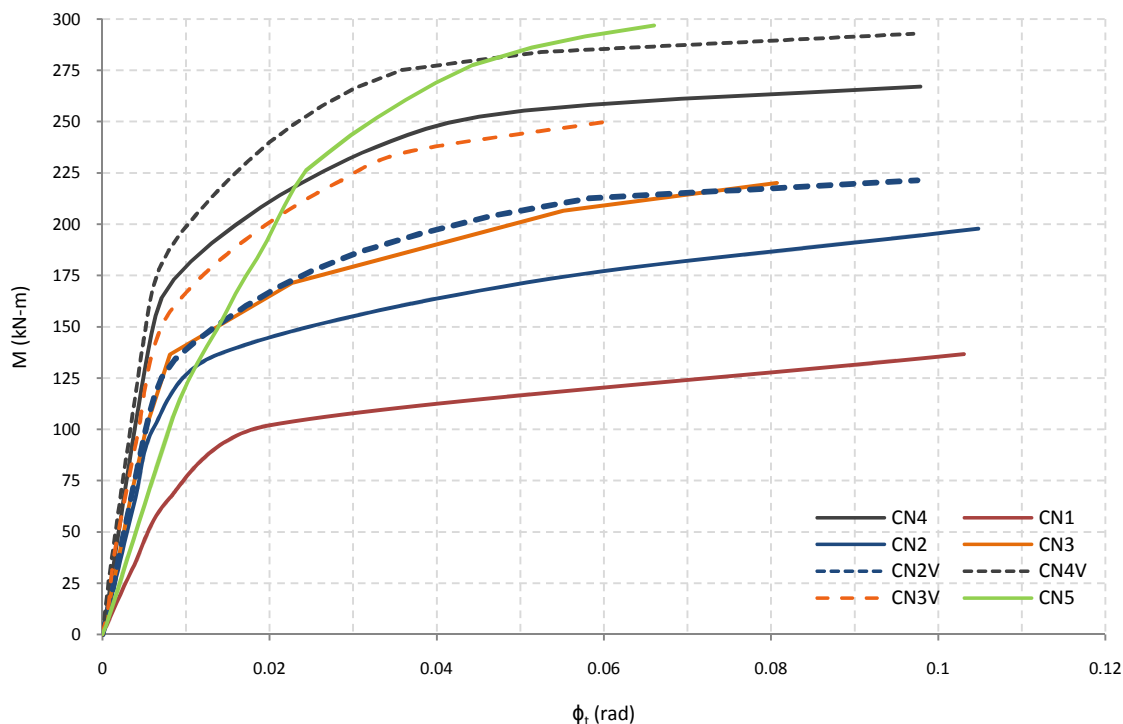


Figura 4.5 Curvas momento-rotación de los ocho modelos (para el modelo CN5 solo se muestra la curva correspondiente a la conexión viga-viga).

En contraste, para los modelos CN2V y CN3V se observa un mayor incremento en la rigidez inicial entre uno y otro. Esto es debido a que en estos modelos la influencia de la columna es mucho menor, tal y como se podrá observar en los modos de falla.

Los modelos CN4 y CN4V mostraron en general un comportamiento similar a pesar de que el modelo CN4 tuvo una rigidez aproximadamente 10% menor que el modelo CN4V debido a las fallas locales en la columna del modelo CN4, detalladas más adelante. Sin embargo se observaron casi las mismas rotaciones en el límite elástico y a la falla.

En general para todos los modelos se observa básicamente un comportamiento bilineal, a excepción clara del modelo CN5. Esto debido a las características de la conexión, tal como se detallará en su respectivo modo de falla. Además, en general se puede observar un comportamiento muy similar comparando las curvas fuerza vs desplazamiento y momento-rotación, debido a que las rotaciones en la conexión están influenciadas por el efecto de flexión en la viga (desplazamiento). La excepción es el modelo CN5 que se encuentra alejado de la columna y muestra un tipo de falla distinto. Basándome en las rotaciones y fuerzas que el modelo soportó, para el rango elástico rotó el doble que los demás modelos, esto debido a que todo el daño e influencia de la rotación radicó en la viga, donde como se observará en su modo de falla, desarrolló una articulación plástica alejada de la conexión viga-viga, aproximadamente del orden de un tercio del peralte.

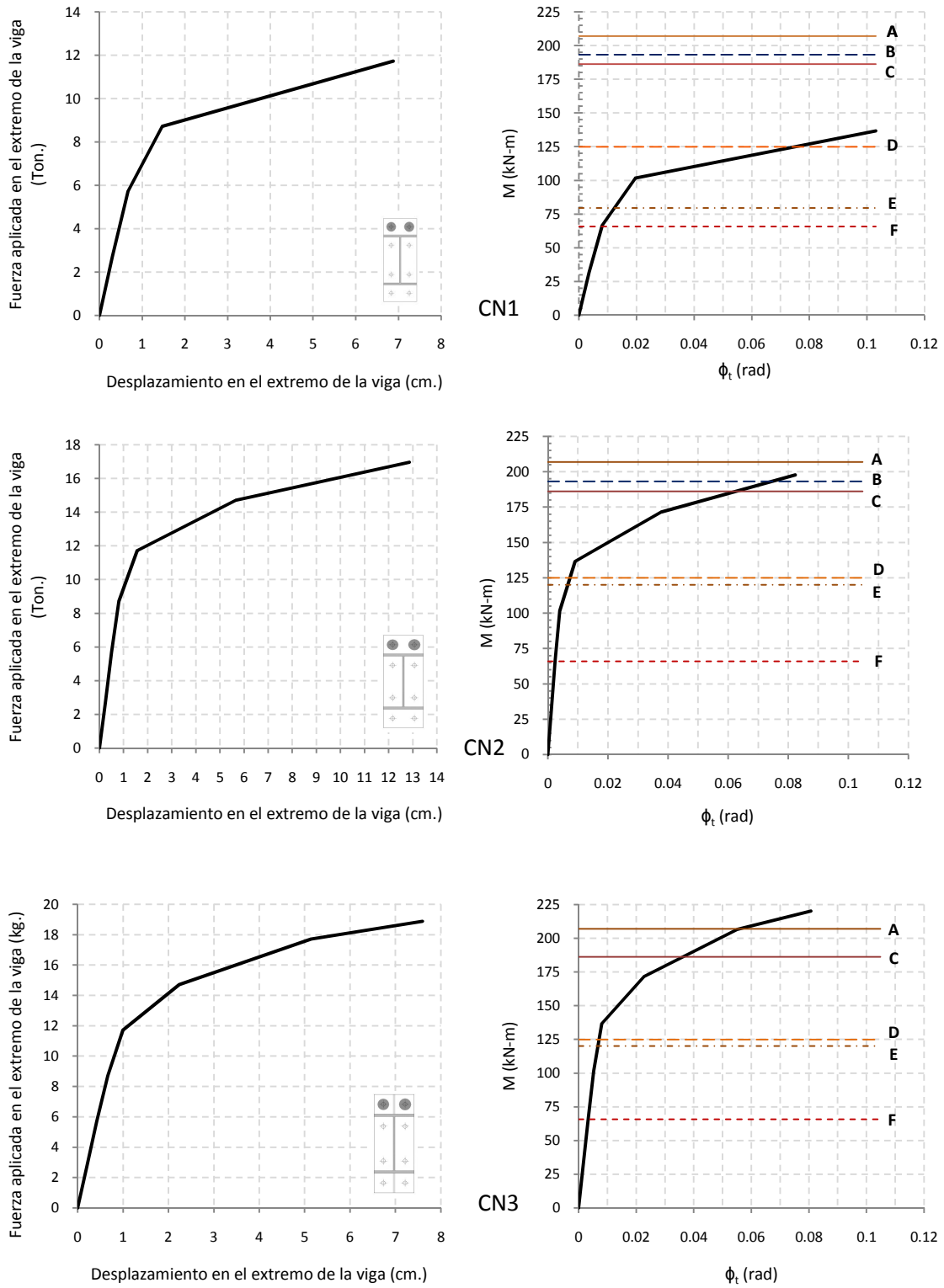


Figura 4.6 De izquierda a derecha curva fuerza vs desplazamiento y curva momento vs rotación, de los modelos CN1, CN2 y CN3.

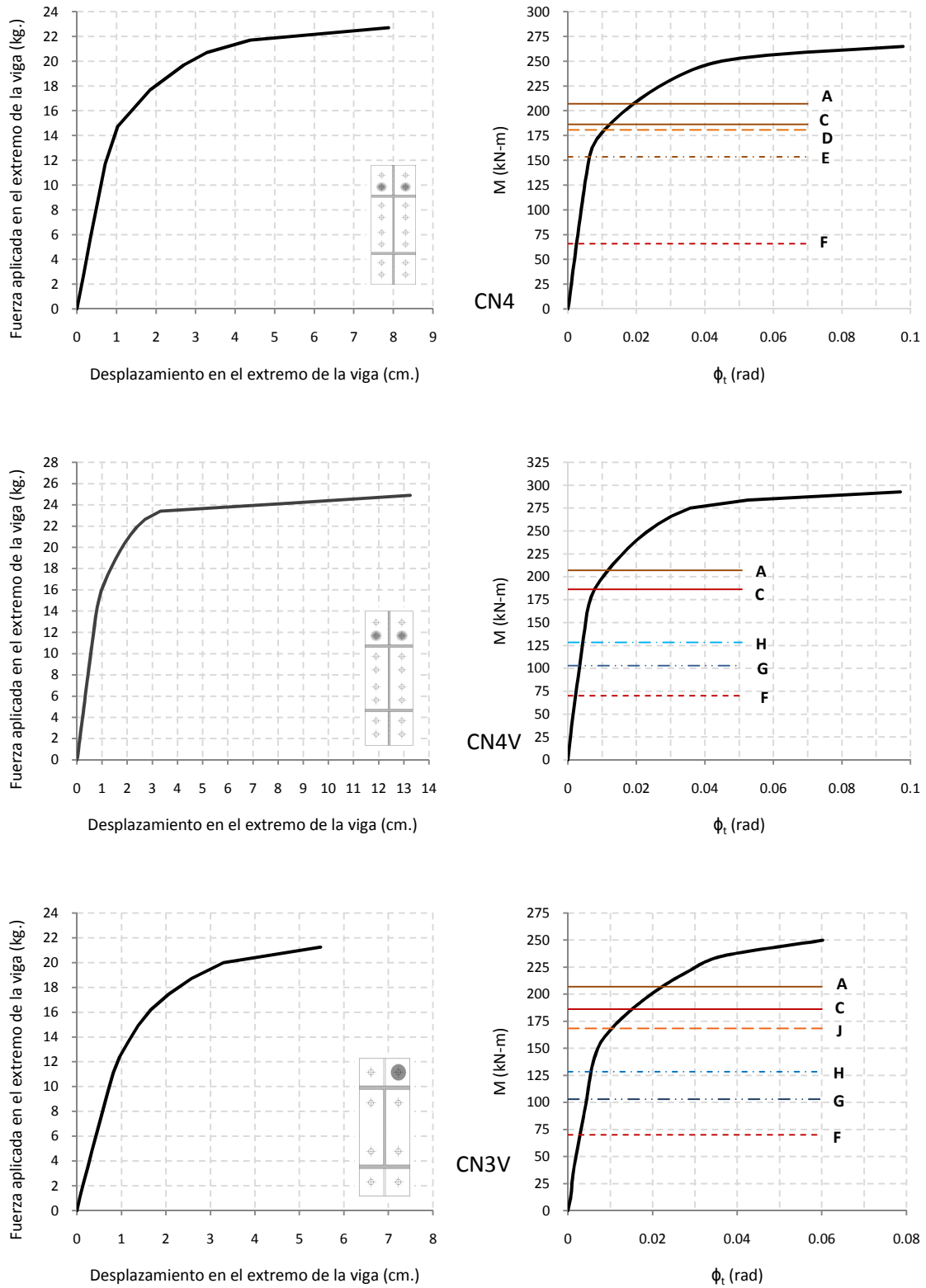


Figura 4.7 De izquierda a derecha curva fuerza vs desplazamiento y curva momento vs rotación, de los modelos CN4, CN4V y CN3V.

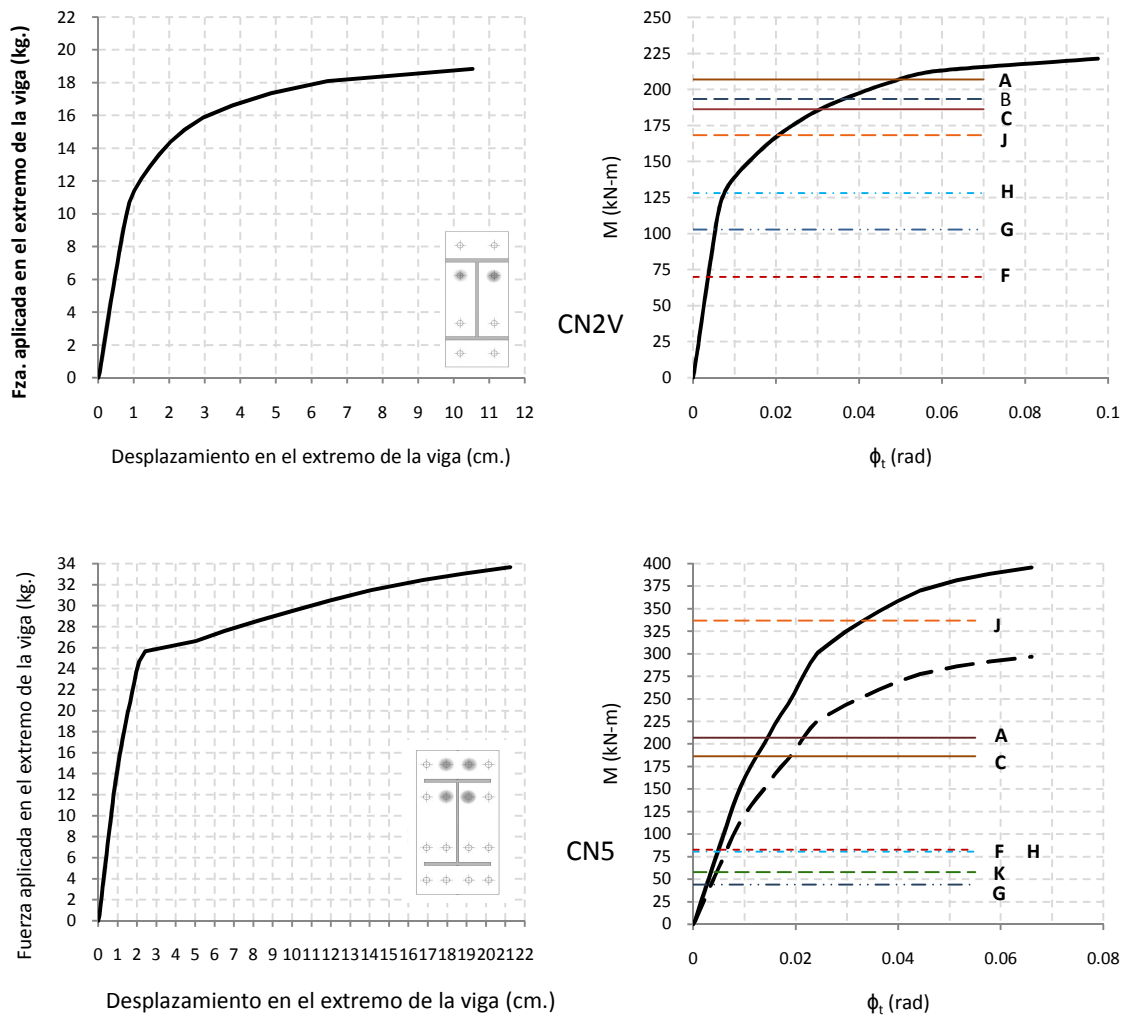


Figura 4.8 De izquierda a derecha curva fuerza vs desplazamiento y curva momento vs rotación, de los modelos CN2V y CN5.

Para describir los modos de falla de los modelos ante carga sostenida se recurre a la ayuda de los isovalores de esfuerzos definidos por Von Mises, los cuales se muestran en las figuras 4.11 a 4.18. Los valores mostrados son del desplazamiento último alcanzado, observando el modelo completo, viga, columna y tornillo por separado. Para una mejor comprensión de los isovalores en los modelos, se crearon dos escalas una para los elementos con acero A36 y otra para los tornillos de alta resistencia (A-325) que tienen una resistencia a la falla mayor (figs. 4.9 y 4.10 respectivamente).

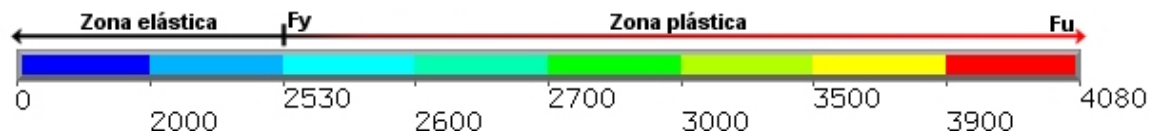


Figura 4.9 Escala para isovalores de esfuerzos por Von Mises para acero A-36.

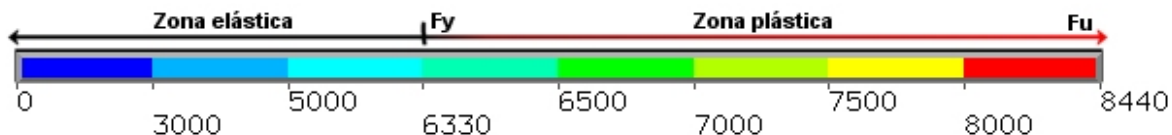


Figura 4.10 Escala para isovalores de esfuerzos por Von Mises para tornillos de alta resistencia A-325.

Como una manera de correlacionar la resistencia esperada y el modo de falla observado se utilizan las resistencias calculadas mediante las expresiones del AISC (líneas horizontales) mostradas en las curvas momento-rotación de cada modelo. A continuación se realiza la descripción de cada uno de los modelos.

*Modelo CN1 (fig 4.11)*; se observó plastificación en los tornillos superiores en mayor medida, tal como se muestra en la gráfica fuerza contra desplazamiento. Como consecuencia de los efectos de apalancamiento en la placa-tope comenzaron a aparecer articulaciones plásticas, las cuales se indican en la figura, siendo éstas más prominentes en las cercanías del patín a tensión de la viga. Aun así, la placa-tope se mostró lo suficientemente rígida como para desarrollar una deformación importante puesto que no alcanzó ni el 70% de su capacidad según lo indican las expresiones del AISC (punto "B"). No así en la columna, ya que se pueden observar importantes deformaciones y la incursión en el rango plástico en la vista frontal como consecuencia de los efectos de apalancamiento. En la vista posterior de la columna se puede observar una concentración de esfuerzos en el alma que alcanza el rango plástico a consecuencia del patín en compresión de la viga. Analizando los puntos, para "F" se comenzaban a observar concentraciones de esfuerzos en el alma, pero estos aún en el rango elástico, pudiéndose afirmar un buen grado de prevención de la expresión para el estado límite. Posteriormente, rebasado en un 10% el punto "E" se comenzó a observar una flexión considerable en el patín de la columna para la zona en tensión de la viga. Finalmente para "D", desde la rotación 0.02 se comenzaban a observar efectos de apalancamiento. La falla del modelo se dio en la columna por flexión del patín e incursión del alma en el rango plástico.

*Modelo CN2 (fig. 4.12)*; este modelo falló a causa de la fila de tornillos externa en la zona del patín en tensión de la viga. La causa fue por el efecto de apalancamiento combinado (se observa en la columna una cruz) en el cual interviene la combinación de la "T" formada por las placas de continuidad; y la "T" formada por el alma de la columna como respuesta a la tensión producida por el patín en tensión de la viga. Como consecuencia se observó plastificación del área antes descrita. No se observó la incursión en el rango inelástico, ni ninguna concentración de esfuerzos de consideración en el alma y placas de continuidad de la columna, cumpliendo con la capacidad esperada para el estado límite "F" debido a la utilización de placas de continuidad. Para la viga se observó una mayor exigencia que en el modelo anterior sin mayor problema, ya que no llegó a desarrollar su capacidad a momento. Se observó una concentración de esfuerzos marcada con la flecha número cuatro en la figura, posiblemente como consecuencia de la compresión en esa zona derivada además de la respuesta de la placa de continuidad. Por último se observó en la placa-tope la formación de articulaciones mostradas por las flechas tres y dos, pero en mayor medida por la número uno. Incluso en la vista global de la conexión se puede apreciar la articulación plástica entre la unión de patín y placa-tope. Según lo indica el punto "B" en su curva momento-rotación correspondiente, la placa-tope alcanzó su capacidad, así como el momento plástico teórico de la viga; sin embargo éste no se desarrolló del todo por las fallas locales antes descritas.



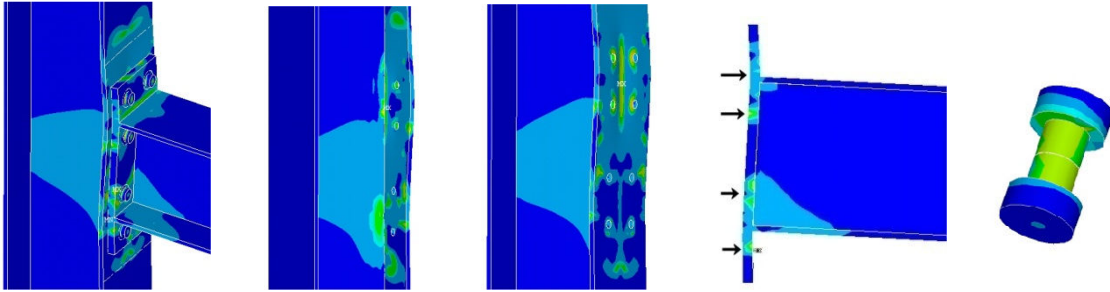


Figura 4.11 Modelo CN1, de izquierda a derecha; conexión viga-columna, vista posterior de patín de columna, vista frontal de patín de columna, porción de viga y placa-tope, y tornillo.

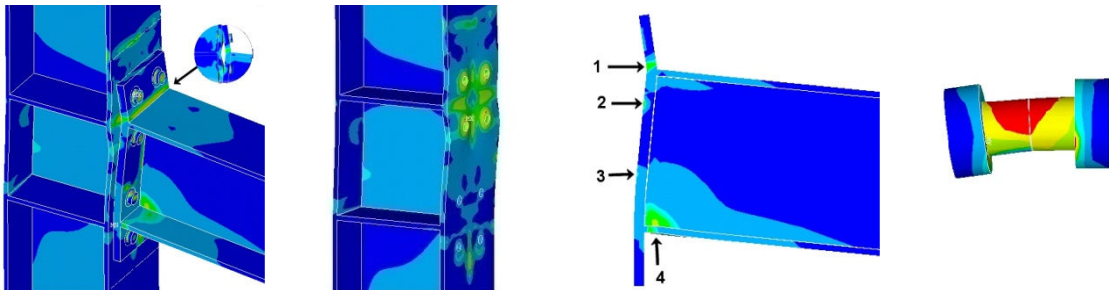


Figura 4.12 Modelo CN2, de izquierda a derecha; conexión viga-columna, vista 3D de columna, porción de viga y placa-tope, y tornillo.

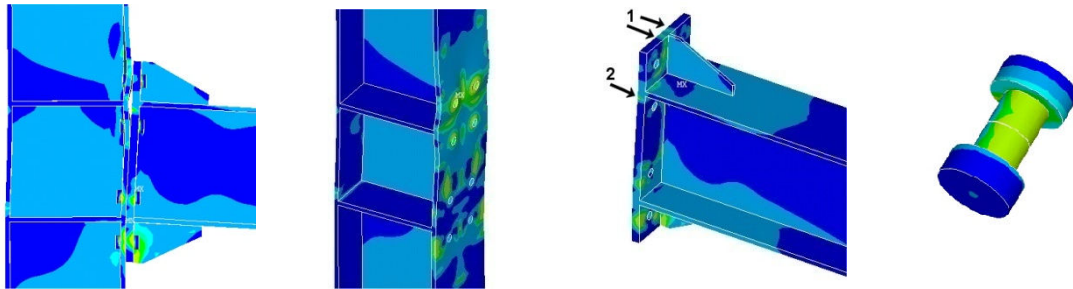


Figura 4.13 Modelo CN3, de izquierda a derecha; conexión viga-columna, vista 3D de columna, porción de viga y placa-tope, y tornillo.

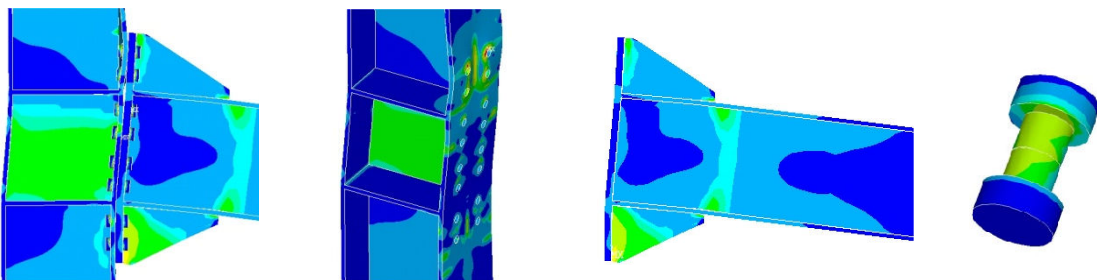


Figura 4.14 Modelo CN4, de izquierda a derecha; conexión viga-columna, vista 3D de columna, porción de viga y placa-tope, y tornillo.

*Modelo CN3 (fig. 4.13)*; en este modelo se puede observar un tipo distinto de falla por efecto de apalancamiento en el patín de la columna y en la placa-tope, debido a que en la columna, como se mencionó en el modelo anterior se combina el efecto de la placa de continuidad y el alma de columna como respuesta. En este caso se observa que el patín de columna incursiona en el rango inelástico, mostrándose claramente en la figura el efecto del rigidizador de placa-tope, no llegándose a formar la “cruz” del modelo anterior, sino una “T” invertida (más adelante se discutirá la importancia de estos modos de falla). Los efectos de apalancamiento también se hacen presentes en la placa tope, tal como lo indican las flechas numero uno y dos; aunque esta última predominó más debido al rigidizador, la placa-tope se deformó más en ese sentido. Es importante mencionar que el punto “B” no aparece en la gráfica momento-rotación debido a que las expresiones del AISC suponen una capacidad muy superior aproximadamente de un 40% más del momento ultimo alcanzado por el modelo; sin embargo esto parece un poco sobrestimado debido al comportamiento observado. Como predicción a las fallas antes mencionadas, los puntos “E” y “D” respectivamente (momento resistente del patín de la columna y falla del tornillo por efecto de apalancamiento), mostraron ser muy conservadores puesto que en comparación con la resistencia observada en ese momento, aun no aparecían los efectos de apalancamiento. Finalmente los tornillos no llegaron a la falla, sin embargo, sí se observó flexión con mayor predominio por el efecto de apalancamiento provocado por la combinación de la porción extendida de la placa-tope y el rigidizador. Se alcanzó el momento plástico teórico esperado de la viga (punto “A”); sin embargo no se alcanzó ese momento en el modelo. La falla de este modelo fue debida al flexión del patín de columna en la zona de tensión.

*Modelo CN4 (fig. 4.14)*; en este modelo se observó el mismo patrón de comportamiento que el modelo anterior, en lo referente al efecto de apalancamiento en el patín de la columna. Además el alma de la columna incursionó también en el rango inelástico, específicamente en la zona delimitada por las placas de continuidad. La placa-tope no alcanza la resistencia esperada calculada por las expresiones del AISC; sin embargo se observan articulaciones en ambos patines, pero manteniendo una rigidez apreciable, es decir sin sufrir grandes deformaciones. La viga rebasa la capacidad esperada “A” y “C”, observándose claramente su incursión en el rango inelástico con concentraciones de esfuerzos al final de los rigidizadores de placa-tope. Se observan concentraciones de esfuerzo también en estos elementos (rigidizadores de placa-tope), en mayor medida en la zona a compresión. Se observa mayor exigencia para los tornillos exteriores sin llegar a la falla. Para los puntos “D” y “E” correspondientes a la capacidad de la columna con efectos de apalancamiento, se observaron en la evolución de la carga en esa zona nulos efectos propios del límite de su resistencia. El modelo falla por flexión del patín de la columna y un posible pandeo del rigidizador de placa-tope en la zona a compresión de la viga.

*Modelo CN4V (fig. 4.15)*; para este modelo se puede hablar de una falla dúctil por plastificación de la viga en la zona que se marca en la figura, rebasando sus límites “A” y “C”. También se observó una concentración importante de esfuerzos en los rigidizadores de placa-tope en sus uniones con la porción extendida y patín de columna, aunque con una distribución mucho más uniforme que el modelo anterior. En la placa-tope no se observaron concentraciones de esfuerzos ni deformaciones de consideración, excepto en la zona de unión con el rigidizador en la zona extendida que se indica en la figura global de la conexión, esta por efecto de la tensión en el rigidizador. En la columna se observaron puntos de concentración de esfuerzos indicados en el patín frontal (en

contacto con placa-tope), los cuales se ubican específicamente: por encima de la placa de continuidad en tensión propiciados por el rigidizador de placa-tope, la tercera flecha más cerca de la placa superior de continuidad como respuesta del patín en tensión de la viga y por la curva que comienza a describir el patín de columna, finalmente el último punto como respuesta de la compresión del patín. Para el patín posterior de la columna: se observan dos flechas, límites de la franja formada en el alma de la columna como respuesta al cortante en esa zona (la primera flecha representaría la fuerza en tensión y la final en respuesta a la compresión). Los tornillos se observaron en un estado crítico sin llegar a la falla.

*Modelo CN3V (fig. 4.16)*; este modelo falló debido a la rotura del tornillo en la fila externa de la zona en tensión, predicho por el punto “J” con mucha anticipación indicando la falla del tornillo sin que se presente efecto de apalancamiento. La placa-tope se observó rígida, aunque con la iniciación de formación de articulaciones indicadas en la figura, observándose pequeñas concentraciones de esfuerzos en el rango inelástico. Para los rigidizadores se observaron concentraciones de esfuerzos en su unión con la porción extendida de la placa-tope. No existió mayor exigencia para la viga ya que no incurrió en el rango inelástico aun cuando las expresiones correspondientes a los puntos “A” y “C” indican lo contrario. Finalmente la columna presentó poco daño, lo más significativo es una zona de concentración de esfuerzos en el patín en la zona de compresión. Además en el alma comenzaba a aparecer una concentración de esfuerzos indicados por una franja y las flechas en el patín, consecuencia de la deformación (absorbida por el alma con esfuerzos cortante) que debido a este indicador fueron menores.

*Modelo CN2V (fig. 4.17)*; el modelo falló por la rotura del tornillo propiciado por efecto de apalancamiento en el patín a tensión, contrario a las expresiones que marcan para el punto “J” una falla del tornillo pero sin efectos de apalancamiento. Por otra parte el punto “B” indica que se rebasa la capacidad de la placa-tope con buena precisión. Los puntos “A” y “C” de la viga también ofrecieron un buen pronóstico, ya que ésta no incurrió en el rango plástico a excepción de una zona que se puede observar en el alma en zona de compresión. La placa-tope muestra una clara deformación por efectos de apalancamiento con puntos de inflexión indicados en la figura. Se vuelven a observar los patrones de comportamiento del modelo anterior en el patín de la columna, sólo que en esta ocasión la plastificación del alma fue mayor, lo que indica mayor exigencia para el alma.

*Modelo CN5 (fig. 4.18)*; este modelo mostró una falla dúctil por plastificación de la viga, también acompañada de una ligera flexión del patín superior. Esto es mostrado claramente por la curva momento-rotación correspondiente a la conexión (línea punteada), y por los puntos rebasados “A” y “C”. La columna se observó sin ningún tipo de deformación, y sin incursionar en ninguna zona en el rango inelástico, cumpliendo sin ningún problema para las líneas de referencia “F”, “G”, “H” y “K”, recordando que estos límites fueron calculados con la columna sin placas de continuidad. Finalmente para el grupo de tornillos en la zona de tensión se observó una clara incursión en el rango plástico muy cercanos a la falla, sin que esta fuera prevista claramente por la expresión que define su falla sin efectos de apalancamiento “J”, debido a que esta quedó muy por encima del momento último que presentó la conexión (línea punteada).

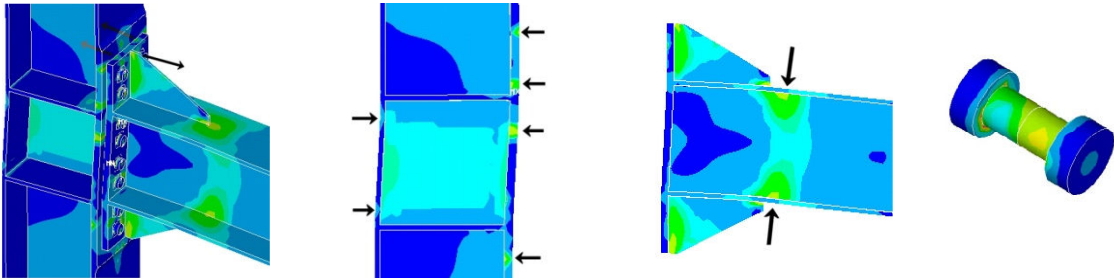


Figura 4.15 Modelo CN4V, de izquierda a derecha; conexión viga-columna, vista lateral de columna, porción de viga y placa-tope, y tornillo.

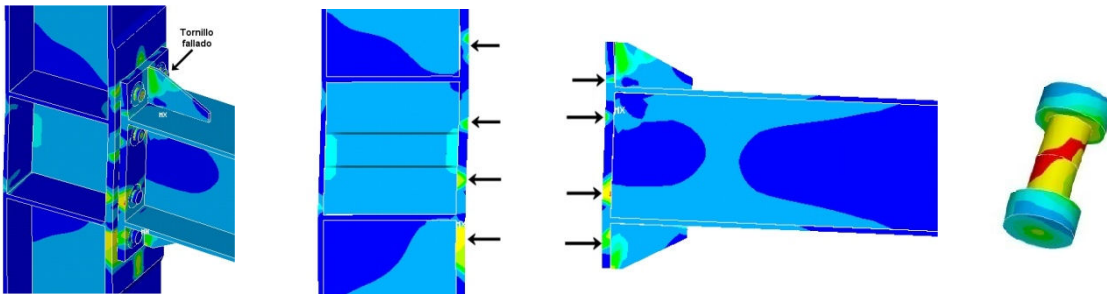


Figura 4.16 Modelo CN3V, de izquierda a derecha; conexión viga-columna, vista lateral de columna, porción de viga y placa-tope, y tornillo.

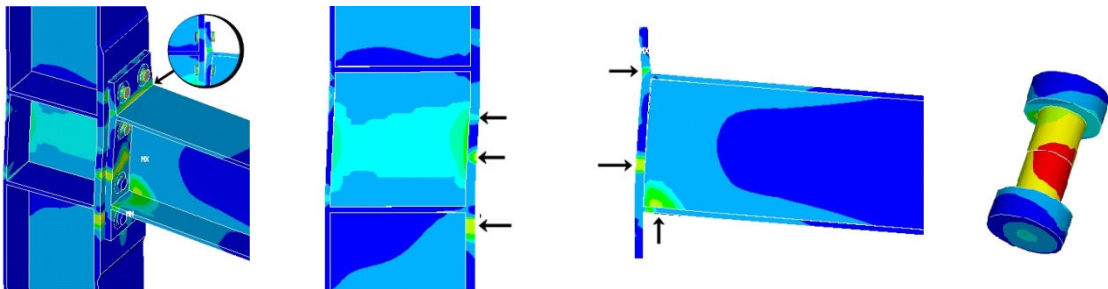


Figura 4.17 Modelo CN2V, de izquierda a derecha; conexión viga-columna, vista lateral de columna, porción de viga y placa-tope, y tornillo.

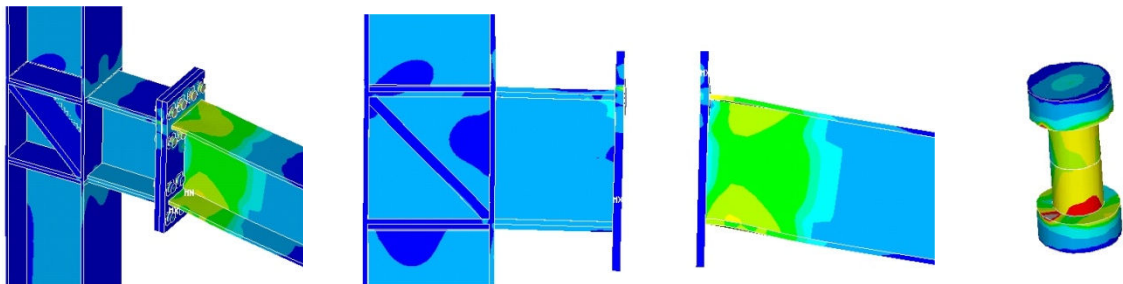


Figura 4.18 Modelo CN5, de izquierda a derecha; conexión viga-columna, vista lateral de columna, porción de viga y placa-tope, y tornillo.

#### 4.7.1.1 COMPARACIÓN DE MODELOS Y PATRONES DE COMPORTAMIENTO

El comportamiento global de la conexión depende de sus componentes y de la configuración de los mismos. Con el fin de evaluar el comportamiento de los efectos de algunos de estos elementos, cada uno de los modelos realizados se ubicó en un grupo con un propósito en común. A continuación se muestran los grupos considerados, los modelos que los conforman, el elemento que se estudia, las correspondientes comparaciones y patrones observados.

*Grupo 1;* está integrado por los modelos CN1 y CN2 cuyo propósito es estudiar el efecto de la ausencia de las placas de continuidad en la conexión. Las ventajas observadas del modelo con placas de continuidad (CN2) sobre el modelo sin este componente son bastante evidentes. Inicialmente lo podemos observar en la pérdida de rigidez mayor a un 50%, reflejado en las fallas locales de la columna del modelo CN1. Sin embargo hay una mayor exigencia de los tornillos y placa-tope por parte del modelo CN2, ya que como se anotó además de fallar la columna fallaron los tornillos externos como consecuencia de la combinación de efectos de apalancamiento.

*Grupo 2;* conformado por los modelos CN2 y CN3 con la finalidad de estudiar el efecto de los cartabones (rigidizador de placa-tope) en el comportamiento de la conexión. El uso de los rigidizadores de placa tope mostró ventajas debido a que de inicio la falla en el modelo CN3 no fue debido a los tornillos, manifestando una falla dúctil. Aunque la falla en ambos modelos fue en la columna, en el modelo CN3 se observaron en mucha menor medida daños en este elemento, debido a que el rigidizador cambió en gran medida su modo de pandeo, añadiéndole mayor resistencia a la conexión. Finalmente se puede afirmar que los rigidizadores ayudan a desarrollar la capacidad en el rango plástico de la viga, protegiendo en mayor medida a la columna.

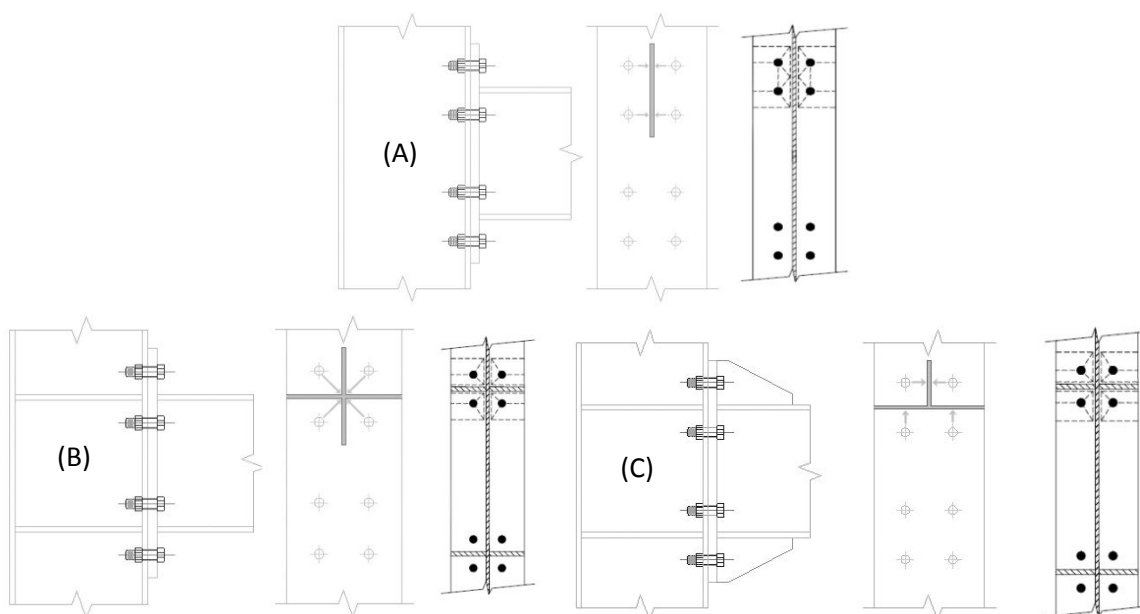


Figura 4.19 Comparación de modos de falla observados y modelos de líneas de fluencia propuestos en la guía 4 del AISC, (A) modelo CN1, (B) modelo CN2 y (C) modelo CN3.

Ahora bien, debido a que ambos modelos sufrieron problemas en el patín de columna es importante revisar la expresión del AISC que predice este comportamiento, la cual se puede observar en ambas curvas momento rotación con la letra "E" (Mcf). Esta expresión predice la falla en la columna bajo dos patrones de falla o expresiones basadas en líneas de fluencia; una con placas de continuidad y otra sin esta componente. A pesar de que esta expresión para predecir la capacidad del patín de la columna lo hace bajo los componentes de la columna, toma en cuenta su condición deformada. Como se observó, en los modos de falla de ambos modelos exhiben distintos patrones de deformación, claramente influidos por el rigidizador de placa-tope, el cual no forma parte de la columna, pero influye fuertemente en la deformación de esta zona. Por lo tanto, este componente debería ser tomado en cuenta en dicha expresión, que se basa en líneas de fluencia. En la figura 4.19 se observan los modos de falla comparados con las líneas de fluencia propuestas en la guía cuatro del AISC. Cabe mencionar que el modo de falla observado en el patín para la conexión cuando posee rigidizadores de placa-tope es más evidente en el modelo CN4.

*Grupo 3;* está conformado con el propósito de estudiar el efecto de las configuraciones 4ES (CN3) y 8ES (CN4) del AISC, con 4 tornillos y 8 tornillos respectivamente. El uso de estas dos configuraciones es bastante común en la práctica, es por eso de la importancia de su estudio. Inicialmente se esperaba una mayor resistencia del modelo CN4 debido a que posee más tornillos, pero principalmente se deseaba observar cómo influía esta sobrerresistencia en el resto de los componentes de la conexión.

Mostraron ambos un comportamiento muy similar en sus curvas momento-rotación, aun cuando el modelo CN4 mostró un aumento de aproximadamente el 33% en su rigidez inicial y momento ultimo. Mostraron también una falla muy similar en la zona de tensión de la columna sólo que con una mayor exigencia del modelo CN4 a la zona de panel (alma del la columna) puesto que ésta incurrió en el rango plástico. Sin embargo este modelo desarrolló en mayor medida la capacidad a momento plástico de la viga. Finalmente es claro que la capacidad y rigidez de esta configuración es muy alta, y antes que sufra una falla la conexión son dañados los elementos de menor capacidad.

*Grupo 4;* los propósitos de este grupo, conformado por dos elementos, son observar los efectos en la resistencia y modos de falla del cambio en configuración de tornillos de filas a columnas como es el caso de los tipos de conexión denominados por el AISC 8ES (CN4V) y 8E-4W (CN5). Además, debido a que la conexión se encuentra alejada del patín de la columna se evalúa su comportamiento en esta posición del modelo CN5 con respecto al modelo más semejante (CN4V). Como se puede observar en este grupo no se incluyó el modelo CN4 que también cuenta con ocho tornillos por patín, la razón es que su diferencia en comportamiento con respecto al modelo más próximo (CN4V) radica en la ausencia del refuerzo de patín cuya influencia será comentada en otro grupo.

Como se puede observar en el apéndice A, se buscó observar la falla en la viga o conexión del modelo CN5, diseñando el resto de los elementos componentes de este modelo con las expresiones del AISC con una capacidad superior al de la placa-tope.

En cuestión de resistencia, se comparan los modelos tomando en cuenta que para el modelo CN5 el respaldo ya no es el patín sino una placa con el mismo espesor. Sin embargo las condiciones para el modelo CN4V en ese aspecto son las mismas puesto que el refuerzo del patín tiene su mismo espesor. Ahora analizando la variables, que son la configuración de los tornillos y que la conexión se encuentra alejada un peralte de la cara de la columna, se observa que el momento desarrollado en esa zona para el modelo CN5 fue muy similar al desarrollado por el modelo CN4V; éste último inferior solo en un 5%. Además ambos modelos desarrollaron el momento plástico de la viga en más del 40%, característica de ambos que puede ser observada en el comportamiento mostrado en sus respectivas curvas fuerza vs desplazamiento, ya que a comparación del resto de los modelos esta curva difiere en forma con su curva momento-rotación, mostrando como característica un cambio abrupto (a diferencia de los otros modelos) del rango elástico a la zona de endurecimiento en donde se observa una línea con muy poca pendiente. Indicando la formación de una articulación en la viga para ambos casos y entrando a la zona de endurecimiento, admitiendo grandes desplazamientos para bajos incrementos de carga. Esto bajo un contexto de falla dúctil.

Ahora comparando los efectos de apalancamiento que se presentan, el modelo CN5 no exhibió ningún daño en la placa-tope, a diferencia del modelo CN4V el cual exhibió estos efectos debido al rigidizador de placa-tope. Con respecto a la configuración de 8 tornillos en dos filas que muestra el modelo CN5, se puede observar que la capacidad de la placa-tope es superior en un 15% comparado con el modelo CN4V que tienen una configuración de 8 tornillos en dos columnas. Esto se debe a que el efecto de apalancamiento en el modelo CN5 está más controlado a lo largo de su línea de influencia, o dicho de otra manera en la zona de formación de articulaciones en el patín a tensión existen cuatro tornillos por encima del patín y 4 por debajo, a diferencia de los modelos ya observados con las mismas características con configuración de tornillos en columna donde se permite en mayor medida el efecto de apalancamiento, debido a que solo intervienen dos tornillos.

El que la conexión esté alejada da la ventaja de brindarle mucha mayor capacidad a momento a la unión viga columna, tanto como lo permita la capacidad de la viga. Además así en la conexión viga-viga se garantiza una falla dúctil. Si bien esto se logra con un aumento en material (placas para proteger el muñón y zona de panel), sin embargo se cree que la capacidad mostrada lo justifica. Además como se puede observar se pueden utilizar conexiones con configuraciones que ofrezcan alta rigidez y resistencia garantizando además gran ductilidad a la conexión.

*Grupo 5*, está integrado por seis modelos CN2, CN3, CN4, CN2V, CN3V y CN4V donde se observa como característica por pares, el refuerzo en el patín de columna. Sin embargo además de estudiar este elemento, el mayor propósito es observar el comportamiento descrito por el AISC como “delgado” y “grueso” el cual respectivamente describen los primeros tres modelos y consecutivamente el siguiente grupo de tres. Se observó para los modelos con refuerzo en el patín de columna una distribución más uniforme de los esfuerzos en la placa-tope y rigidizadores, debido a que la deformación de la columna es menor. Aunque una mayor exigencia para la zona de panel de la columna y para la viga, acercándose más esta a su límite por plastificación, y por ende a una falla dúctil.

Por el contrario los modelos de comportamiento delgado mostraron mayor influencia de efectos de apalancamiento tanto en patín de columna como en placa-tope a pesar de que este último componente se clasifica con comportamiento grueso. Además a consecuencia de las fallas prematuras en estos modelos, la mayoría en columna, se observó menor rigidez de este grupo de modelos con respecto al anterior, aun comparando los modelos de mayor rigidez de este grupo y los de menor del grupo anterior.

Por tal motivo se observó que además de cumplir con el comportamiento grueso solo para esa zona del patín, el refuerzo ofrece mucha mayor rigidez, resistencia y menor daño a la columna.

#### 4.7.2 COMPORTAMIENTO CÍCLICO OBSERVADO

El comportamiento cíclico de las conexiones será evaluado con base en las rotaciones inelásticas y capacidad de los elementos que estas desarrollen, así como en sus respectivos modos de falla. Las curvas momento-rotación nos servirán también para clasificar las conexiones ante carga cíclica según lo indica el AISC, dependiendo de la rotación inelástica máxima desarrollada a un 80% del momento teórico plástico.

Debido a que el mejor comportamiento observado en la fase de estudio bajo carga monótona fue de los modelos con refuerzo en el patín o de comportamiento grueso CN3V y CN4V se decidió elegir a estos y sus análogos CN3 y CN4, sin refuerzo y de comportamiento delgado para comparar su comportamiento ante carga cíclica.

Como en la parte anterior, para describir los modos de falla serán analizados los isovalores de esfuerzos por Von Mises de los cuatro modelos. Para una mejor comprensión de los isovalores en los modelos se utilizarán las mismas dos escalas para acero A-36 y A-325 antes presentadas (figs. 4.9 y 4.10 respectivamente).

Las características más importantes de las curvas momento-rotación de los modelos para definir su capacidad de rotación y ductilidad, se muestran en la tabla 4.9 donde se presentan: el momento en el límite elástico ( $M_e$ ) con su correspondiente rotación ( $\Phi_{eu}$ ), el momento en el último ciclo desarrollado ( $M_p$ ) y su rotación ( $\Phi_{pu}$ ); también se muestra la relación entre los momentos en el rango elástico e inelástico para el 80% del momento teórico plástico de la viga. Para una mejor comprensión del comportamiento de la viga con respecto a la rigidez y capacidad de rotación de la conexión, se presenta la relación entre las rotaciones plástica y elástica, para observar el porcentaje de rotación inelástica que es capaz de desarrollar la conexión, finalmente se presenta la clasificación del AISC referente a marcos de acero para este tipo de conexiones ante carga cíclica.



Tabla 4.8 Datos característicos de curvas momento-rotación cíclicas.

	$\phi_{eu}$	$M_e$	$\phi_{pu}$	$M_p$	$M_e/0.8M_{pt}$	$M_p/0.8M_{pt}$	Clasificación	$\phi_{pu} / \phi_{eu}$
CN3	0.0080	137.67	0.0270	179.85	0.83	1.09	IMF	3.4
CN3V	0.0061	144.13	0.0220	204.91	0.87	1.23	IMF	3.6
CN4	0.0075	173.05	0.0450	252.36	1.05	1.52	SMF	6.0
CN4V	0.0071	192.16	0.0460	288.59	1.16	1.74	SMF	6.5

IMF = Marcos intermedios de momento. Condición: rotación inelástica mayor o igual 0.02.

SMF = Marcos especiales de momento. Condición: rotación inelástica mayor o igual 0.04.

Para el grupo de cuatro modelos analizados bajo carga cíclica, se observa un buen comportamiento en los ciclos que desarrollaron para la parte elástica. Debido a que desarrollaron rotaciones no mayores a 0.01 rads. indicando que en ese rango se tiene un desempeño deseable de la conexión para un nivel de ocupación inmediata, según el AISC.

No obstante los modelos CN3 y CN4 desarrollaron ligeramente mayor rotación en el rango elástico (aproximadamente del orden del 12%). Los modelos CN3V y CN4V desarrollaron una rotación muy similar en el rango elástico, posiblemente debido a que en estos casos el patín sufre menos deformaciones y por ende se mantienen más rígidos.

De acuerdo con las rotaciones plásticas desarrolladas, fueron muy similares los modelos CN4 y CN4V, desarrollando más de seis veces su rotación elástica, según lo podemos observar en la tabla 4.8. Clasificándose ambos modelos como aptos para marcos especiales a momento, superando el 80% del momento plástico teórico en el rango elástico de los ciclos de carga.

En cuanto a los modelos CN3 y CN3V, clasificados como aptos para su uso en marcos intermedios de momento debido a las rotaciones alcanzadas en el rango plástico menores a 0.04. Se observa que mostraron una capacidad similar en el rango elástico en comparación con la capacidad de la viga. Sin embargo en el rango plástico tuvo ligeramente un mejor desempeño el modelo CN3V, incrementando su capacidad en poco más del 10% por encima del modelo CN3, el cual incluso desarrollo poco ciclos de carga, posiblemente debido a una falla prematura de alguno de sus elementos, como se observará más adelante. El modelo CN3 está clasificado dentro de marcos intermedios a momento, pero con un comportamiento muy al límite y frágil observado en los pocos ciclos desarrollados.

Para los cuatro modelos se observó un comportamiento histerético estable y con una importante disipación de energía. Todos los modelos a excepción del modelo CN3V mostraron curvas mucho más tendientes a un comportamiento bilineal en los ciclos menores a 0.02. Posiblemente lo anterior fue debido a que el modelo CN3V comenzó a disipar energía desde ciclos tempranos (después de 0.01) en la zona de panel.

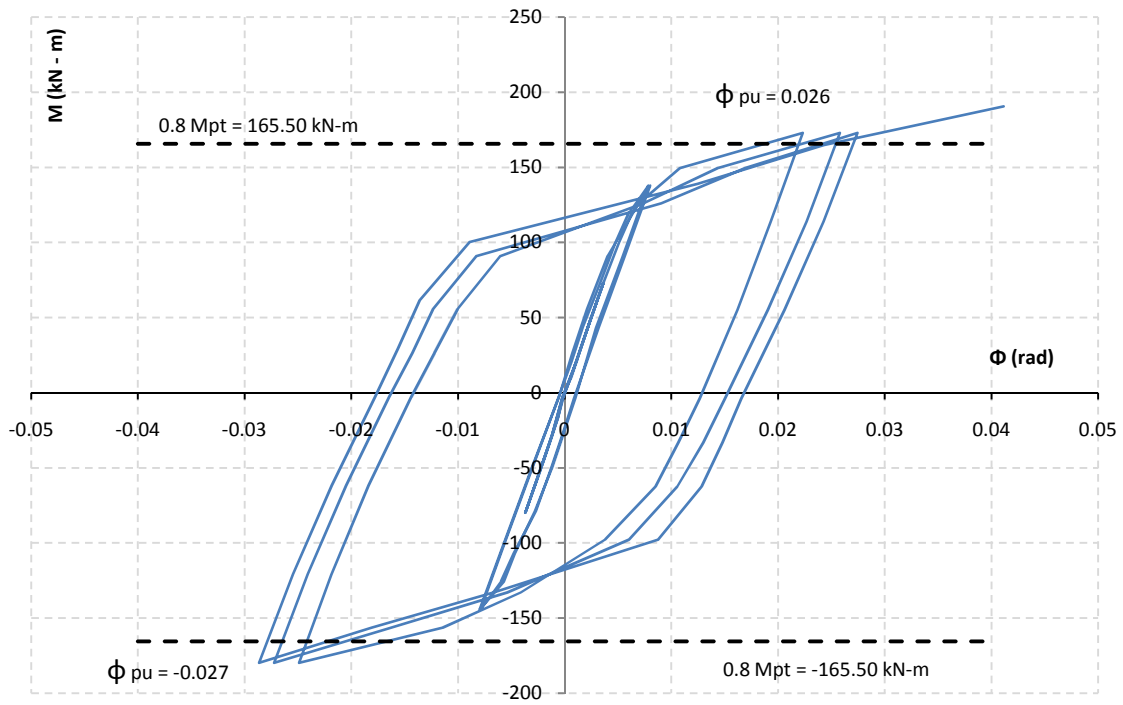


Figura 4.20 Curva momento rotación ante carga cíclica de modelo CN3.

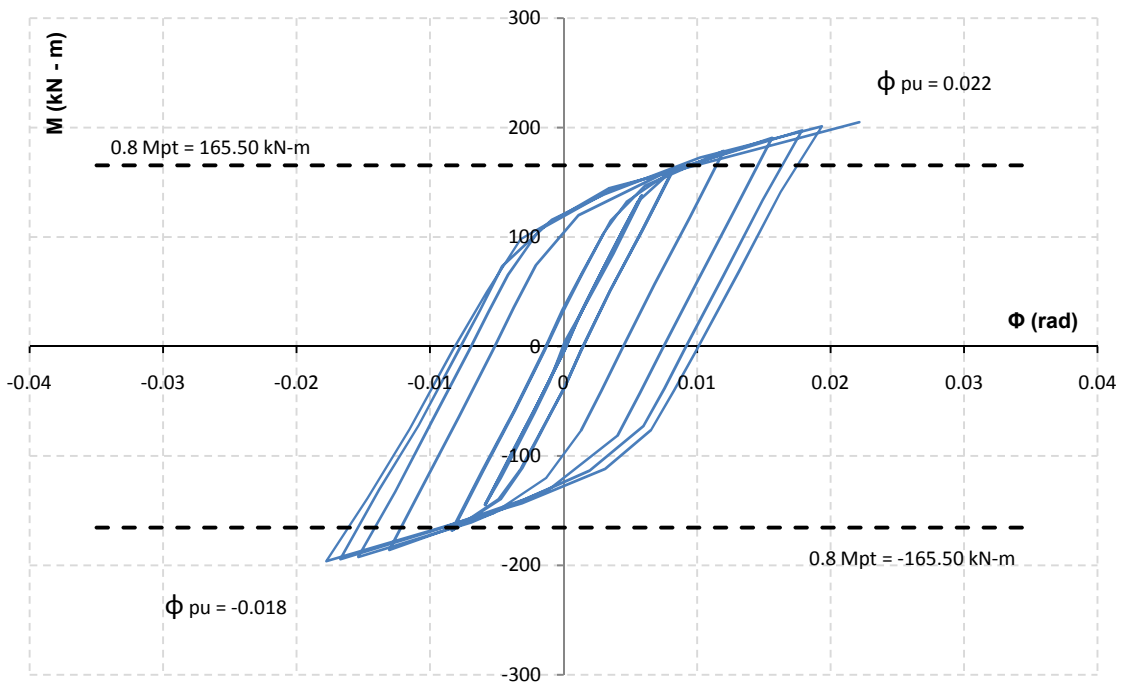


Figura 4.21 Curva momento rotación ante carga cíclica de modelo CN3V.

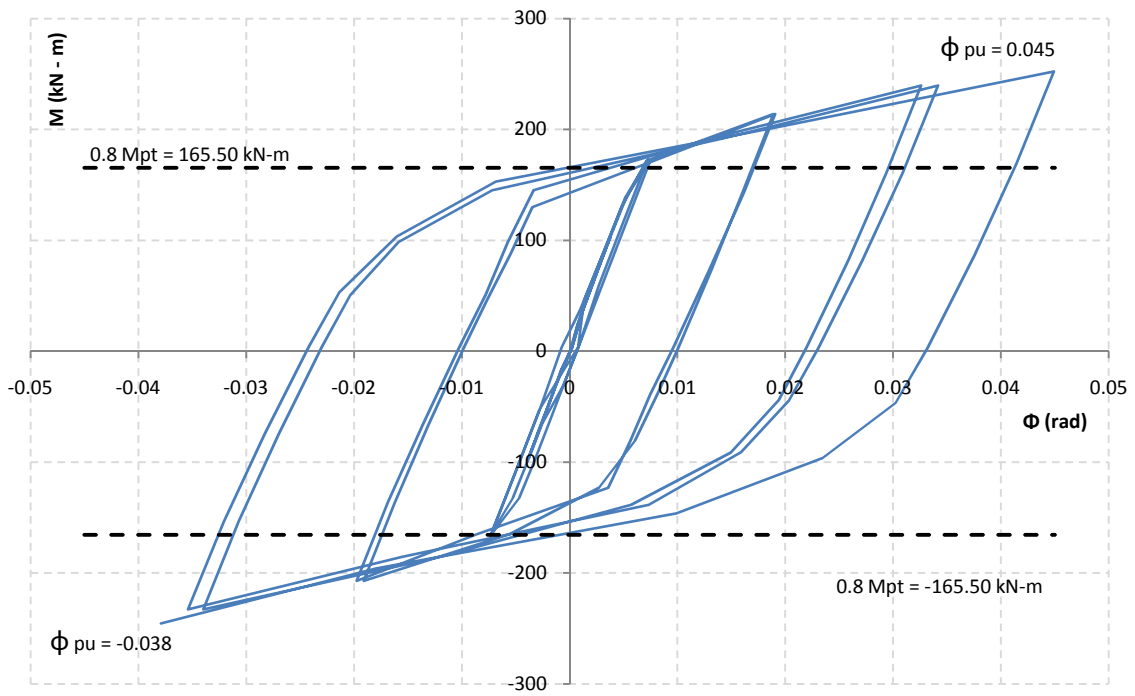


Figura 4.22 Curva momento rotación ante carga cíclica de modelo CN4.

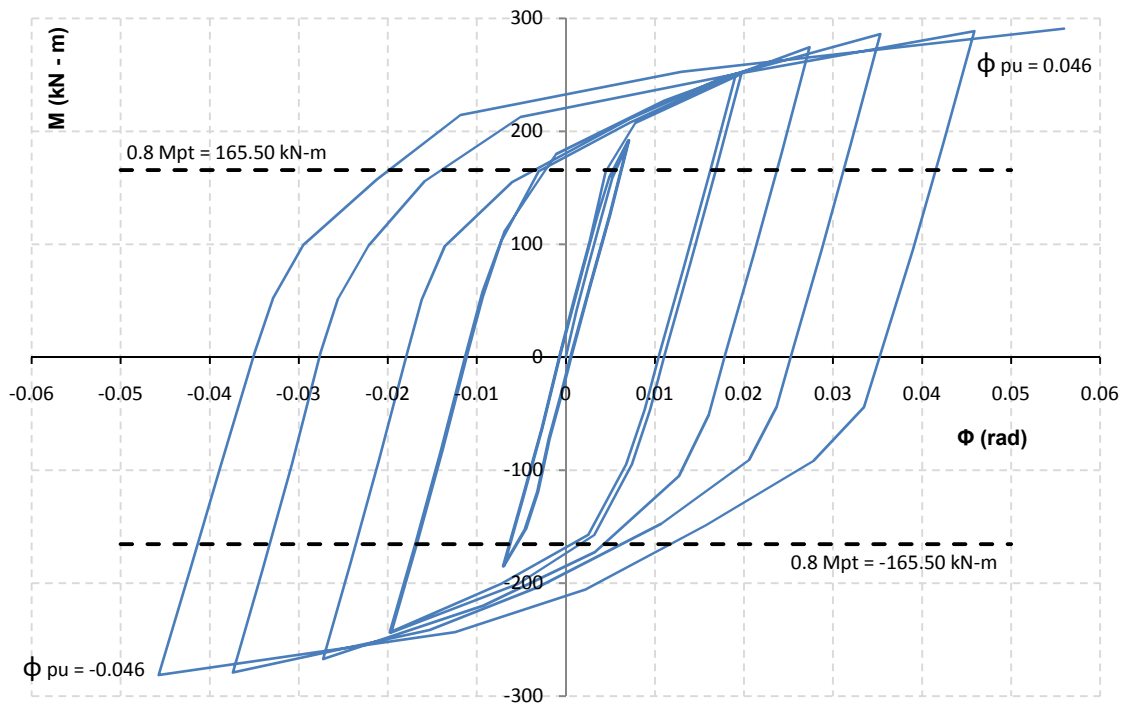


Figura 4.23 Curva momento rotación ante carga cíclica de modelo CN4V.

A continuación se describirán brevemente los modos de falla observados en los modelos.

*Modelo CN3 (fig. 4.24)*; se observa una falla en la unión de la cabeza del tornillo con el vástago, posiblemente debido a los ciclos repetidos de carga y a los efectos de apalancamiento que se hicieron presentes. Se observaron marcados efectos de apalancamiento en ambas filas de tornillos externas (zona extendida de placa-tope) con el mismo patrón de falla mostrado para conexiones con placas de continuidad y rigidizadores de placa-tope (cartabones) en el apartado anterior (carga monótona). Ambos cartabones mostraron concentraciones de esfuerzos en su unión con placa tope, aportando además deformaciones a la placa-tope en ese sentido (es decir en el sentido corto de la placa). Sin embargo aun así la placa-tope tuvo un comportamiento muy rígido en su sentido largo. Aun cuando este modelo desarrolló pocos ciclos de carga se observa una importante disipación de energía por plastificación del alma en la zona de panel de la columna.

*Modelo CN4 (fig. 4.25)*; la falla de este modelo también se puede concluir que fue debida a las filas de tornillos externos, como el modelo anterior en la unión de cabeza y vástago. Sin embargo esta configuración sufrió mucho menos daño en columna y placa-tope, salvo pequeñas concentraciones en la unión de cartabones. Además de los efectos de apalancamiento bajo el patrón de falla antes comentado, pero observando que, aun cuando este modelo desarrollo más ciclos, no se observan esfuerzos o deformaciones residuales en el otro extremo del patín de la columna como consecuencia de los ciclos anteriores.

*Modelo CN4V (fig. 4.26)*; para este modelo se observaron casi nulos efectos de apalancamiento sobre todo para el patín de columna, ya que tuvo un comportamiento muy rígido. Se observó una importante disipación de energía por parte de la zona de panel incurcionando el alma en el rango inelástico. Nuevamente, posiblemente la falla sea debida a los tornillos cercanos a la unión entre cabeza y vástago, aunque también se observan importantes concentraciones de esfuerzos en las uniones del cartabón a placa-tope y patín de viga en el rango plástico. Como consecuencia del trabajo del cartabón como tirante entre la placa tope y el patín de la viga se observan concentraciones de esfuerzo en esta zona de la viga, además en el alma también como consecuencia de la formación de una articulación en esta zona de la viga. Es decir que los cartabones también contribuyen a la plastificación de la viga.

*Modelo CN3V (fig. 4.27)*; en este modelo definitivamente se puede hablar de una falla frágil por fractura del tornillo como consecuencia de los ciclos repetidos de carga sin embargo, particularmente la falla no fue en la unión de vástago y cabeza como en los modelos anteriores, sin con una falla diagonal en el sentido longitudinal. En la columna también se observaron importantes concentraciones de esfuerzo en el límite de esfuerzos a la falla en la zona de panel. Incluso la tensión producida por el apalancamiento del cartabón en el patín de la columna produjo ligeras concentraciones fuera de las placas de continuidad en el alma. Finalmente se tuvo un comportamiento similar de los cartabones con respecto al modelo anterior y una plastificación también en esa zona de la viga. Lo más sobresaliente en este modelo es la acumulación de deformación en el alma de la columna aun en su modelo análogo CN3, con la diferencia que la capacidad de este modelo es mayor y llevó a la falla el alma de la columna.

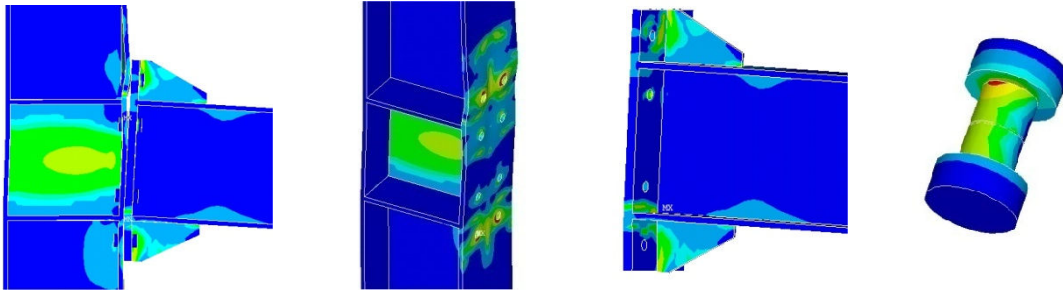


Figura 4.24 Modelo CN3 bajo carga cíclica, de izquierda a derecha; conexión viga-columna, vista 3D de columna, porción de viga y placa-tope, y tornillo.

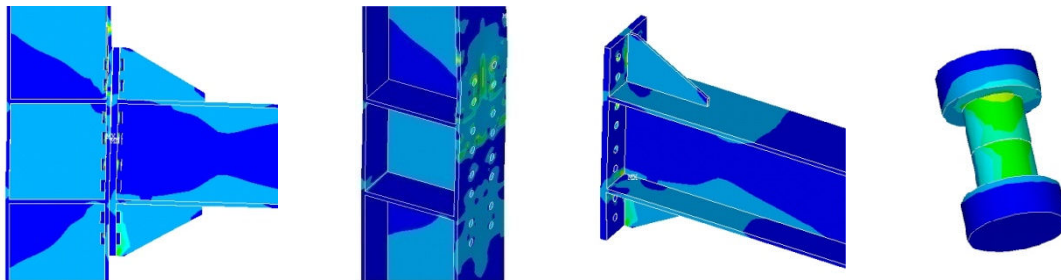


Figura 4.25 Modelo CN4 bajo carga cíclica, de izquierda a derecha; conexión viga-columna, vista 3D de columna, porción de viga y placa-tope, y tornillo.

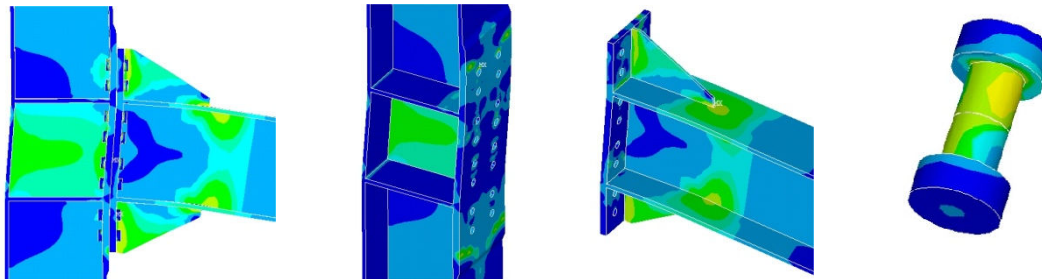


Figura 4.26 Modelo CN4V bajo carga cíclica, de izquierda a derecha; conexión viga-columna, vista 3D de columna, porción de viga y placa-tope, y tornillo.

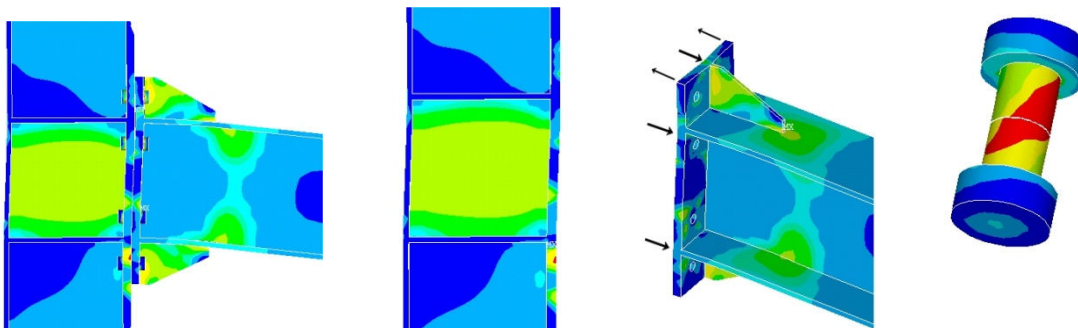


Figura 4.27 Modelo CN3V bajo carga cíclica, de izquierda a derecha; conexión viga-columna, vista 3D de columna, porción de viga y placa-tope, y tornillo.

#### 4.7.2.1 COMPARACIÓN DE MODELOS Y PATRONES DE COMPORTAMIENTO BAJO CARGAS CÍCLICAS

Evaluando el comportamiento observado de los modelos con configuración 4ES (CN3 y CN3V) se obtuvo un mejor desempeño para rotaciones mayores en el rango plástico del modelo CN3V. Aunque esto bajo un estado frágil, debido a la rigidez que aporta el refuerzo en el patín de columna. El refuerzo en el patín de la columna también da mayor exigencia tanto a la zona de panel como a la placa-tope aun cuando cumple con el criterio de comportamiento “grueso”, el cual como se observó rebasa la capacidad esperada por las expresiones sin efectos de apalancamiento presentándose estos pero en el lado corto de la placa-tope. Por otro lado el modelo CN3 no desarrolla la capacidad de la viga en el rango inelástico, pero si daña el patín de la columna.

Para los modelos 8ES se observó una falla con menos daños a los componentes del modelo CN4, aunque con un mejor desempeño en su curva de histéresis para el modelo CN4V. Si con mucha mayor exigencia para la viga, pero con muchos mayores daños a los elementos restantes, consecuencia de lo que se comenta en el párrafo anterior.

Ahora bien, comparando el comportamiento de los modelos CN3 y CN4 evidentemente sufre mucho mayor daño el modelo CN3. El modelo CN4 sufre menor daño en zona de panel de la columna y por ende puede desarrollar rotaciones mayores en el rango inelástico, clasificándose como conexión apta para marcos especiales a momento. Como característica común ambos modelos evidentemente presentaron efectos de apalancamiento en el patín de columna, sin embargo a pesar de que el modelo CN4 tiene mayor capacidad debido a su número de tornillos, estos funcionaron controlando las deformaciones en esta zona de tal manera que no se observaron deformaciones residuales debidas a los ciclos anteriores al momento de la falla.

En los modelos que tienen según las expresiones del AISC, patín de columna y placa-tope de comportamiento grueso CN3V, CN4V, en relación al daño absorbido por la zona de panel de la columna se observó mucho mayor daño en el modelo CN3V tal como en la comparación anterior. Debido a esto hay un menor rendimiento en las rotaciones inelásticas que pudo desarrollar, clasificándose como marco intermedio a momento. La diferencia en la resistencia de ambas conexiones es del orden del 40%. Pero sin duda la característica que hace que el modelo CN4V tenga un mejor rendimiento es la distribución de deformaciones en el patín de la columna por parte de la configuración de tornillos, independientemente de que esto le añada mayor capacidad. Sin embargo como se observa, ambas configuraciones dependen más de la capacidad de la viga.

Finalmente lo que pretende el comportamiento grueso de placa-tope y patín es llevar a su capacidad ultima estos elementos sin la aparición de efectos de apalancamiento y por ende evitar la incursión en el rango plástico de otros componentes perdiendo así rigidez, y claro llevando los tornillos a la falla sin efecto de apalancamiento, también. Además este criterio se observa claramente en las guías cuatro y dieciséis para separar las conexiones bajo un comportamiento aceptable ante sismo. Sin embargo uno de los modelos (CN4) que se clasificó como apto para marcos especiales a momento tiene un elemento de comportamiento delgado y por otro lado un modelo (CN3V) con comportamiento grueso en ambos componentes (patín de columna y placa-tope) no se clasificó como apto para marcos especiales a momento, aunque no se podría hablar de un mal comportamiento ante carga cíclica.

Como se observó, hace falta estudiar algunas alternativas de análisis simplificado o expresiones para este tipo de conexión sin involucrar líneas de fluencia debido a que estas delimitan el análisis a estados casi exactos de configuración bajo el que se obtuvieron estos patrones de falla. Incluyendo el refuerzo en patín también se cumplió con el criterio de comportamiento “grueso”, sin embargo no se sabe aún qué tanto influye que el patín posterior también mantenga esta condición o dicho de otra manera que tanta rigidez aporte o como modifique los patrones de falla. Hay que hacer hincapié en la importancia en la disipación de energía de la zona de panel.

En la figura 4.28 para hacer más evidentes algunos de los puntos comentados en este apartado se hace una comparación de los cuatro modelos bajo carga cíclica. Observándose resistencia en función del momento último desarrollado; daño en zona de panel en función del máximo esfuerzo observado; y rotación inelástica como la máxima desarrollada; los tres aspectos comparados se observan en porcentajes, teniendo el 100% el que mayor valor mostró de los cuatro, es decir, los valores de 100% en cuanto a resistencia y rotación inelástica desarrollada los posee el modelo CN4V debido a que fue el que desarrollo más estas capacidades. Adicionalmente se muestra en la tabla 4.8a un resumen de las fallas observadas en los modelos.

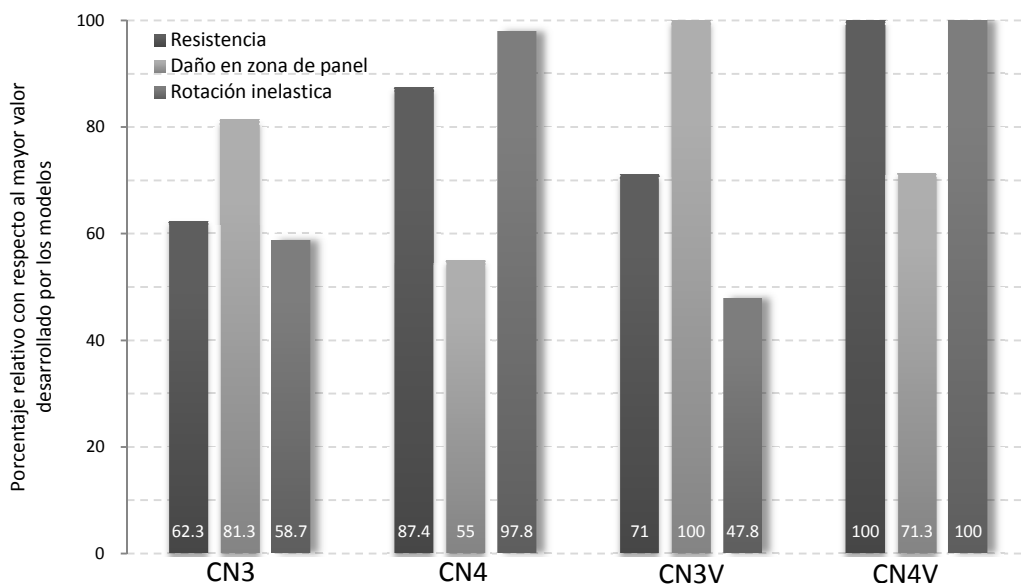


Figura 4.28 Comparación de modelos ensayados ante carga cíclica.

Tabla 4.8a Resumen de fallas observadas en los modelos ensayados ante carga cíclica.

Modelo	Designación AISC	Refuerzo de patín de columna	$\phi_{pu}$	Mp	Falla observada
CN3	4ES	no	0.027	179.85	Falla de la fila externa de los tornillos y fluencia del alma de la columna.
CN4	8ES	no	0.045	252.36	Falla de la fila externa de los tornillos
CN3V	4ES	si	0.022	204.91	Falla por fractura de la fila externa de tornillos, además plastificación del alma de la columna, cartabones y fluencia de la viga en la zona de cartabones.
CN4V	8ES	si	0.046	288.59	Falla de la fila externa de los tornillos, acompañado de fluencia del alma de la columna y cartabones, y plastificación de la viga en zona de cartabones.

### 4.7.3 COMPARACIÓN DE MODELOS BAJO CARGA MONÓTONA CONTRA MODELOS ANTE CARGA CÍCLICA

La siguiente comparación se hace con el objetivo de observar el comportamiento ante carga monótona de los cuatro modelos que se estudiaron bajo carga cíclica, y de establecer diferencias entre los dos tipos de cargas aplicadas.

Con la finalidad de hacer evidentes algunos puntos que se comentaran se muestra en la figura 4.29 para cada modelo su respectiva curva momento-rotación ante carga cíclica y monótona, adicionalmente se resumen algunos datos en la tabla 4.9.

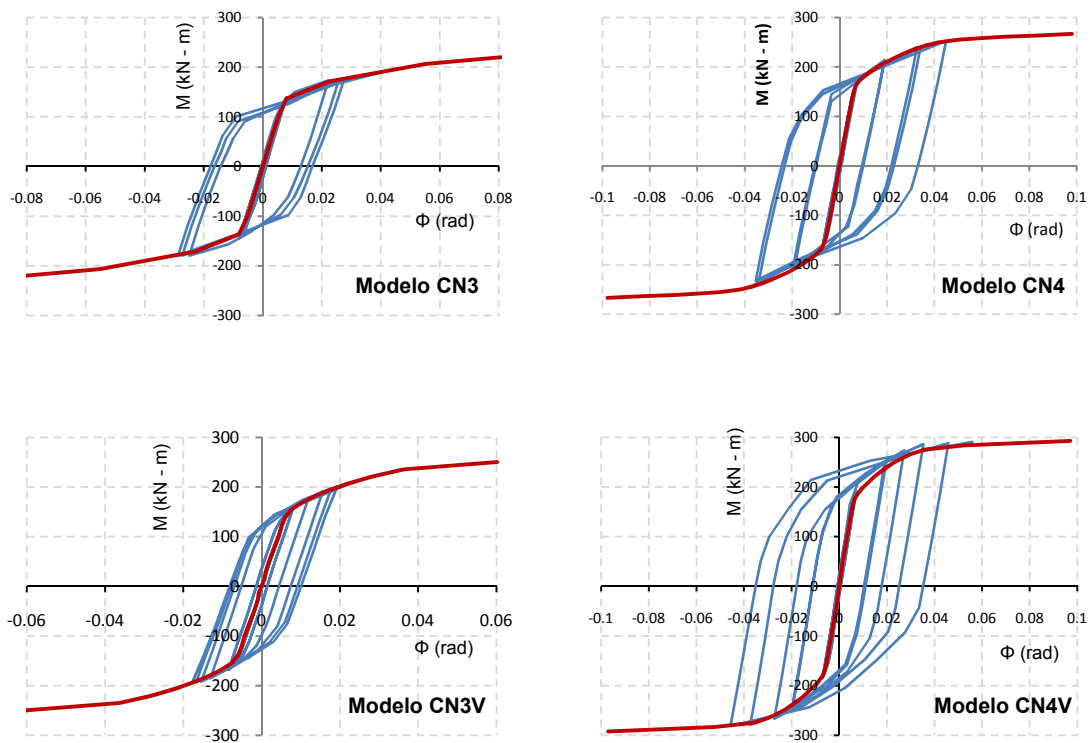


Figura 4.29 Curvas momento rotación ante carga cíclica y monótona para cada modelo.

Tabla 4.9 Resumen de datos para carga monótona y cíclica de cada modelo.

	My (kN-m)			$\phi_y$ (rad)			Mu (kN-m)			$\phi_u$ (rad)		
	Mon.	Cic.	Cic./Mon.	Mon.	Cic.	Cic./Mon.	Mon.	Cic.	Cic./Mon.	Mon.	Cic.	Cic./Mon.
<b>CN3</b>	136.52	137.67	1.01	0.0081	0.0080	0.99	220.10	179.85	0.82	0.0807	0.0270	0.33
<b>CN4</b>	162.69	173.05	1.06	0.0071	0.0075	1.06	266.96	252.36	0.95	0.0979	0.0450	0.46
<b>CN3V</b>	131.03	144.13	1.10	0.0060	0.0061	1.02	249.90	204.91	0.82	0.0602	0.0220	0.36
<b>CN4V</b>	178.04	192.16	1.08	0.0068	0.0071	1.04	292.70	288.59	0.99	0.0970	0.0460	0.47



*Modelo CN3 (patín de comportamiento delgado y conexión clasificada IMF)*; este modelo se observó muy similar para ambas fases de carga en el rango elástico. Sin embargo en la zona de comportamiento inelástico solo alcanzó un 80% del momento último y un 33% de la rotación ambos comparados con los alcanzados en la fase monótona. Aun cuando el modelo ante carga cíclica solo alcanzó los porcentajes mencionados antes, recibió mayor daño ante los ciclos repetidos de carga mayormente en zona de panel y tornillo acompañados de efectos de apalancamiento en el patín de la columna (con el patrón de falla comentado para carga monótona) y placa-tope en el sentido corto. El modelo ante los dos tipos de carga no logró llevar a la viga al rango plástico; sin embargo se observaron concentraciones de esfuerzo en los cartabones en su unión con la placa-tope.

*Modelo CN4 (patín de comportamiento delgado y conexión clasificada SMF)*; este modelo se observó muy similar para ambas fases de carga en el rango elástico, tan solo con un 6% de diferencia para su rotación y momento. En la zona de comportamiento inelástico casi alcanza el momento último de la fase monótona con un 95% y un 46% de la rotación. Por el contrario del modelo anterior éste sufrió mayor daño en su fase monótona en la zona de panel y viga, incursionando ambas en el rango plástico. Como fallas comunes observadas en ambos modelos se observaron los efectos de apalancamiento en el patín de la columna y el daño en el tornillo aunque este sólo falló para carga cíclica.

*Modelo CN3V (patín y placa-tope de comportamiento grueso y conexión clasificada IMF)*; el modelo se observó para ambas fases de carga con diferencias de cierta consideración en el rango elástico con un 10% para el momento desarrollado y con muy poca diferencia para su rotación, con tan solo un 2%. En la zona de comportamiento inelástico solo alcanzó el momento último de la fase monótona en un 82% y tan solo un 36% de la rotación, muy similar a la relación del modelo sin refuerzo en patín (CN3), valores que son claramente observados en la figura 4.29 en la respectiva gráfica de este modelo. Como se puede observar la resistencia de este se incrementa con el refuerzo en patín, sin embargo se puede observar un modelo más rígido ante carga cíclica apenas alcanzado rotaciones de 0.02. Recordando además que esta conexión no desarrolló mayores rotaciones debido al daño observado en la zona de panel de este modelo ante carga cíclica. En la fase de carga cíclica de este modelo se hizo más evidente también el efecto de apalancamiento en la placa-tope acompañado en ambas fases de la falla del tornillo con un patrón muy similar. El modelo ante carga cíclica desarrolló la capacidad de la viga en el rango plástico.

*Modelo CN4V (patín y placa-tope de comportamiento grueso y conexión clasificada SMF)*; este modelo se observó para ambas fases de carga muy similar en el rango elástico tan solo con un 6% en promedio de diferencia para su rotación y momento. En la zona de comportamiento inelástico casi alcanza el momento último de la fase monótona con un 99% aunque es solo 1% como se observa la curva monótona en esa región tiene una pendiente muy pequeña y marca diferencia en cuanto a rotación, ya que para esta solo alcanzó un 46%. Este modelo en ambas fases de carga mostró un comportamiento muy similar pues llevó a la viga a incursionar en el rango plástico, incluso coincidiendo en la distribución de esfuerzos en la viga y zona de panel. El modelo mostró en ambas también una falla muy similar del tornillo y efecto de apalancamiento en la zona corta de la placa-tope debido al cartabón.

Debido a que la característica más común en el grupo de modelos es el comportamiento delgado y grueso, además de las configuraciones 4ES y 8ES, a continuación se presentan ventajas y desventajas de ambos grupos ante carga monótona y cíclica.

Ventajas:

- La configuración 8ES (CN4 y CN4V) ofreció ventajas ante carga cíclica desarrollando mayor número de ciclos y clasificándose como apta para marcos especiales a momento, independientemente de que uno de los modelos tenía un elemento de comportamiento delgado.
- Los modelos de comportamiento grueso (CN3V y CN4V) mostraron mayor resistencia a momento ante carga cíclica, con respecto a sus correspondientes similares en configuración de comportamiento delgado.
- Los modelos de comportamiento grueso ofrecieron una mejor distribución de esfuerzos ante carga monótona.
- Los modelos de comportamiento grueso ante carga cíclica y monótona desarrollaron en mayor medida la capacidad inelástica de la viga.
- La configuración 4ES ante carga monótona fue la que mayor exigencia en el rango inelástico ofreció a la viga.

Desventajas:

- Los modelos 4ES (CN3 y CN3V) ante carga cíclica y monótona mostraron mayor daño en zona de panel y falla de manera frágil en los tornillos.
- Los modelos de comportamiento delgado (CN3 y CN4) mostraron menor resistencia a momento ante carga cíclica, con respecto a sus correspondientes similares en configuración de comportamiento grueso.
- Los modelos 4ES (CN3 y CN3V) desarrollaron menores rotaciones en el rango inelástico, clasificándose solo aptas para marcos intermedios a momento, además también de entre los cuatro modelos mostraron menor resistencia.
- El comportamiento grueso en los modelos ante carga cíclica desarrolló mayor daño en la zona de panel y rigidizadores de placa tope.
- La configuración 8ES ante carga monótona fue la que mayor daño acumuló en zona de panel.

## CAPITULO 5 CONCLUSIONES

Los comentarios y recomendaciones finales de este trabajo de investigación se dividirán en dos partes: modelos de conexiones en elemento finito y comportamiento y recomendaciones de conexiones tipo placa-tope.

### MODELOS DE CONEXIONES EN ELEMENTO FINITO

Se mostró que la fiabilidad que ofrece un modelo de elemento finito puede ser tan apegada a los resultados experimentales como el refinamiento del modelo lo permita.

Se generó un modelo que en general podría ser utilizado para otro tipo de conexión atornillada, con los elementos y algoritmos recomendados. Evidentemente esto con la respectiva calibración para adaptarse a otro tipo de configuración.

Específicamente para la construcción de este tipo de modelo se recomienda lo siguiente:

- Para mejores resultados en el uso de elementos de contacto se recomienda utilizar elementos de segundo orden (nodos intermedios), pudiendo además realizar un mallado más grueso con muy buenos resultados.
- Se observó un mejor comportamiento de elementos hexaédricos y un mejor control del mallado sobre todo en los tornillos y las zonas contiguas.
- El uso de elementos hexaédricos se recomienda además porque así es más fácil evitar estados de penetración erróneos principalmente entre partes en contacto curvas (por ejemplo entre vástago y agujeros de placas).

Resultó evidente que entre más sea el refinamiento de un modelo mayor será el tiempo de cálculo computacional y de modelado. Sin embargo los modelos sumamente detallados pueden ofrecer diversos datos que no se pueden obtener de un ensaye experimental, como son los esfuerzos de contacto o la distribución de esfuerzos en los elementos de la conexión.

Una de las ventajas que se observó fue que realizando este tipo de modelos anterior a ensayes experimentales se pueden detectar errores y planear correctamente estos.

### COMPORTAMIENTO Y RECOMENDACIONES DE CONEXIONES TIPO PLACA-TOPE

Los comentarios acerca del comportamiento de las configuraciones de conexiones tipo placa-tope se dividió en 8 secciones con la intención de ser más claro.

#### 1. Patín de la columna y rigidizadores de placa-tope.

De acuerdo con lo que mostraron los modelos se obtuvieron algunas discrepancias con las expresiones propuestas por el AISC sobre todo con aquella que se refiere a la capacidad del patín de la columna. Esto es debido a que se tienen dos expresiones que predicen el comportamiento de esta zona; sin embargo estas incluyen la deformada mediante líneas de fluencia en la cual sin duda interviene el rigidizador de placa-tope.

La expresión que estima la capacidad del patín de la columna se observó, con respecto a los modelos, con un bajo grado de exactitud (aproximadamente en un 85%), sobre todo en los modelos con rigidizadores de placa-tope.

Se mostró que el análisis mediante líneas de fluencia para la capacidad del patín es poco práctico, pues en general, no solo para el patín, se vuelve impreciso al añadir elementos distintos a la configuración de la conexión.

Se presentaron los patrones de falla en el patín de la columna para las configuraciones estudiadas, y se observó cómo influyen los rigidizadores de placa-tope en la capacidad del patín de la columna cambiando a un patrón de falla que no es previsto en las ecuaciones de líneas de fluencia presentadas en la guía cuatro del AISC.

Los rigidizadores de placa-tope se observaron con un comportamiento más favorable de la conexión cuando el patín presenta comportamiento grueso, aumentando la rigidez global de la conexión. Por el contrario con un patín bajo comportamiento delgado incrementa la resistencia de la junta pero no la rigidez. Además en general, se observó que los cartabones ayudan a desarrollar la articulación plástica en la viga justo a una distancia igual a la longitud de estos.

## **2. Placa-tope y placas de continuidad**

Se observó buen grado de precisión de las expresiones del AISC con respecto a la resistencia esperada de la placa-tope.

Se observó una ventaja evidente en el uso de placas de continuidad mostrando mejor comportamiento ante carga cíclica y ante carga monótona un aumento en más del 50% en la resistencia a momento de la conexión. Sin embargo el uso de placas de continuidad obligadamente debe ir acompañado de un comportamiento grueso del patín de la columna pues se hace más evidente la presencia de efectos de apalancamiento en esa zona.

## **3. Comportamiento grueso y delgado de placa-tope y patín de la columna.**

El comportamiento grueso para el patín de la columna y placa-tope pretende ofrecer un mejor comportamiento a estos elementos otorgándoles mayor rigidez y disminuyendo su vulnerabilidad ante la falla local por pandeo o flexión. Por otro lado ofrece mayor exigencia a otras zonas de la conexión como lo son la zona de panel y tornillos. También estas clasificaciones basadas en la aparición o no de los efectos de apalancamiento, se observan claramente en las guías número cuatro y dieciséis del AISC utilizadas para separar las conexiones en aptas para sismo (comportamiento grueso) y no aptas (comportamiento delgado), sin embargo un modelo con comportamiento grueso no clasificó como apto para sismo y viceversa, mostrándose una mayor influencia de las configuraciones que del comportamiento de estos elementos.

Los modelos de comportamiento grueso en placa-tope y patín de columna, ofrecieron una mejor distribución de esfuerzos en los elementos de la conexión.

El refuerzo en patín de columna ofreció mucha mayor rigidez, resistencia y menor daño a la columna. Además se logró clasificar esta zona de la columna con comportamiento grueso sin necesidad de hacer que ambos patines tuvieran el mismo espesor o toda la columna.

Los modelos de comportamiento grueso (CN3V y CN4V) mostraron mayor resistencia a momento ante carga cíclica, con respecto a sus correspondientes similares en configuración de comportamiento delgado.

Los modelos de comportamiento delgado (CN3 y CN4) mostraron menor resistencia a momento ante carga cíclica, con respecto a sus correspondientes similares en configuración de comportamiento grueso.

#### **4. Zona de panel**

La zona de panel bajo carga cíclica se observó como un importante elemento de disipación de energía mediante esfuerzos cortantes, siendo esto más evidente en las configuraciones 4ES.

En las guías para diseño bajo sismos de alta intensidad de este tipo de conexiones evaluadas, aunque se especifica revisiones al alma de la columna como las mostradas en el apéndice “A”, se debería ahondar más en la protección e importancia de esta zona, pues como se observa es una zona clave para la disipación de energía y además es un elemento sumamente importante para la estabilidad de la columna.

#### **5. Rigidez de la conexión**

De acuerdo con la rigidez inicial mostrada en los modelos se puede afirmar que aquel con el valor menor es el que desarrollará la menor resistencia. Afirmación que rompe el modelo CN5 alejado del patín de columna.

La rigidez de la zona de panel de la columna influye en gran medida en la rigidez global de la junta.

Se observó en el modelo de validación un aumento en la rigidez inicial de la conexión cuando se aplicó pretensión a los tornillos.

#### **6. Configuración 8E-4W (modelo CN5)**

La configuración de conexión 8E-4W bajo carga monótona se observó con un mejor comportamiento en cuanto a ductilidad y resistencia que su análoga 8ES.

Además la conexión alejada del patín de la columna bajo ciertas medidas, le otorga mucha mayor capacidad a momento (aproximadamente un 33% con respecto a la conexión de mayor capacidad) a la unión viga columna, tanto como lo permita la capacidad de la viga, lo que garantiza gran ductilidad.

#### **7. Configuración 8ES (modelos CN4 y CN4V)**

Los cuatro modelos ensayados ante carga cíclica representan las conexiones más usuales de los cuales aquellos con configuraciones 8ES (CN4 y CN4V) se observaron con el mejor comportamiento, incluso según la clasificación del AISC son aptos para zona sismos de alta intensidad.

La configuración 8ES (CN4 y CN4V) ofreció ventajas ante carga cíclica desarrollando mayor número de ciclos y clasificándose como apta para marcos especiales a momento, independientemente de que uno de los modelos tenía un elemento de comportamiento delgado.

### **8. Configuración 4ES (Modelos CN3 y CN3V)**

En esta configuración se observó más predominantes los efectos de apalancamiento tanto en columna como en patín, a pesar de que un modelo mantenía comportamiento grueso en ambos elementos.

Ante carga cíclica y monótona mostraron mayor daño en zona de panel y falla de manera frágil en los tornillos.

Desarrollaron menores rotaciones en el rango inelástico, clasificándose solo aptas para marcos intermedios a momento.

### **INVESTIGACIONES FUTURAS**

Referente a investigaciones posteriores se recomienda lo siguiente:

- Referente a modelos similares de conexión basados en lo propuesto en esta investigación, sería conveniente estudiar modelos de conexiones compuestas tipo placa-tope. Esto debido a que, como se observó la columna es importante en cuanto a rigidez de la conexión y con una columna rellena de concreto se eliminarían este tipo de problemas. Aunque otra alternativa es estudiar más a fondo las conexiones tipo placa-tope alejada de la columna, tal como se incluyó en este trabajo de investigación aunque solo para un tipo de configuración y con una longitud específica con respecto al patín de la columna.
- Específicamente en cuanto a expresiones que predigan la resistencia de los componentes en donde intervengan líneas de fluencia convendría estudiar una alternativa de análisis que sea mucho más flexible a cambios en la conexión.
- De la misma manera sería interesante estudiar más a fondo las posibles combinaciones de efecto de apalancamiento con los posibles elementos en la conexión.
- Finalmente hace falta generar un modelo de análisis multicuerpo (barras y resortes) que describa la rigidez y resistencia de la conexión.

## REFERENCIAS

1. AISC (1999), "Stiffening of Wide-Flange Columns at Moment Connections: Wind and Seismic Applications, Steel Design Guide 13", American Institute of Steel Construction, Inc., Chicago, IL.
2. AISC (2003), "Flush and extended Multiple-row End-Plate Moment End-Plate Connections, Steel Design Guide 16", American Institute of Steel Construction, Inc., Chicago, IL.
3. AISC (2004), "Extended End-Plate Moment Connections Seismic and Wind Applications, Steel Design Guide 4", Second Edition, American Institute of Steel Construction, Inc., Chicago, IL.
4. AISC (2005), "Steel construction manual", American Institute of Steel Construction, Inc. 13a Ed., Chicago IL.
5. AISC (2005a), ANSI/AISC 341-05. "Seismic provisions for structural steel buildings", American Institute of Steel Construction, Inc., Chicago, IL.
6. AISC (2005b), ANSI/AISC 358-05, "Prequalified connections for special and intermediate steel moment frames for seismic applications", American Institute of Steel Construction, Inc., Chicago, IL.
7. AISC (2005c), ANSI/AISC 360-05, "Specification for structural steel buildings", American Institute of Steel Construction, Inc., Chicago, IL.
8. ANSYS 11.0 (2007a), Ansys Inc. Theory Reference.
9. ANSYS 11.0 (2007b), Ansys Inc. Contact Technology Guide.
10. ASM International (1987), "Atlas of Stress – Strain Curves", American Society of Metals.
11. Bahaari, M.R. y Sherbourne, A.N. (1994), "Computer Modeling of an Extended End-Plate Bolted Connection", Computers and Structures, 52, pp. 879-893.
12. Beedle, L.S. y Christopher, R. (1964), "Tests of Steel Moment Connections," Engineering Journal, AISC, 1(4), pp. 116-125.
13. Bursi, O.S. y Jaspart, J.P. (1998), "Basic Issues in the Finite Element Simulation of Extended End Plate Connections", Computers & Structures, Pergamon, 69(3), pp. 361-382.
14. Bursi, O.S., Ferrario, F. y Fontanari, V. (2002), "Non-linear of the Low-cycle Fracture Behaviour of Isolated Tee stub Connections", Computers and Structures, 80, pp. 2333-2360.

15. Chasten, C.P., Lu, L.W. y Driscoll, G.C. (1992), "Prying and Shear in End-Plate Connection Design", *Journal of Structural Engineering*, ASCE, 118(5), pp. 1295-1311.
16. Choi, C.K. y Chung, G.T. (1996), "Refined Three-Dimensional Finite Element Model for End-Plate Connection", *Journal of Structural Engineering*, ASCE, 122(11), pp. 1307-1316.
17. Crisfield, M.A. (2000), "Non-linear Finite Element Analysis of Solids and Structures, Volume 1: Essentials", John Wiley & Sons, London, UK.
18. Douty, R.T. y McGuire, W. (1965), "High Strength Bolted Moment Connections," *Journal of the Structural Division*, ASCE, 91(2), pp. 101-128.
19. EC3 (2003), PrEN 1993-1-8:2003, Eurocode 3: Design of steel structures, Part 1.8: Design of joints, Stage 49 draft, Brussels.
20. FEMA (2000a), FEMA-350, "Recommended Seismic Design Criteria for New Steel Moment Frame Buildings", Federal Emergency Management Agency, Washington, DC.
21. FEMA (2000b), FEMA-351, "Recommended Seismic Evaluation and Upgrade Criteria for Welded Moment-Resisting Steel Frame Structures", Federal Emergency Management Agency, Washington, DC.
22. FEMA (2000c), FEMA-352, "Recommended Post-Earthquake Evaluation and Repair Criteria for Welded Moment-Resisting Steel Frame Structures", Federal Emergency Management Agency, Washington, DC.
23. FEMA (2000d), FEMA-353, "Recommended Specifications and Quality Assurance Guidelines for Steel Moment Frame Construction for Seismic Applications", Federal Emergency Management Agency, Washington, DC.
24. Fleischman, R., Chasten, C.P., Lu, L.W. y Driscoll, G.C. (1991), "Top-and-Seat-Angle Connections and End-Plate Connections: Snug vs. Fully Pretensioned Bolts", *Engineering Journal*, AISC, First Quarter, pp. 18-28.
25. Ghobarah, A., Osman, A. y Korol, R.M. (1990), "Behavior of Extended End-Plate Connections under Cyclic Loading," *Engineering Structures*, Elsevier Science, Vol. 12, pp. 15-26.
26. Ghobarah, A., Korol, R.M. y Osman, A. (1992), "Cyclic Behavior of Extended End-Plate Joints", *Journal of Structural Engineering*, ASCE, 118(5), pp. 1333-1353.
27. Griffiths J. (1984), "End-Plate Moment Connections – Their Use and Misuse", *Engineering Journal*, AISC, First Quarter, pp. 32-34.
28. Guo, B., Gu, Q. y Liu, F. (2006), "Experimental Behavior of Stiffened and Unstiffened End-Plate Connections under Cyclic Loading", *Journal of Structural Engineering*, ASCE, 132(9), pp. 1352-1357.

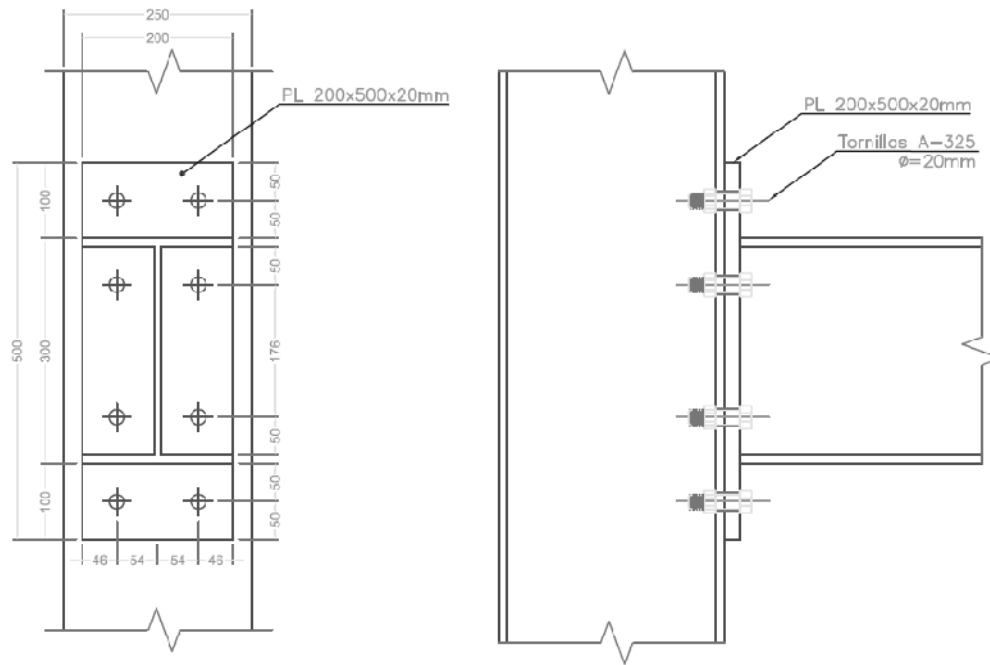


29. ITEA (2000), "ESDEP: Programa Europeo de Formación en Cálculo y diseño de la Construcción en Acero", Instituto Técnico de la Estructura en Acero, Tomo 13, Guipúzcoa, España.
30. Johnson, D.H. (2002), "Principles of Simulating Contact between Parts using ANSYS", ANSYS World Users Conference.
31. Kim, J., Yoon, J.C. y Kang, B.S. (2007), "Finite Element Analysis and Modeling of Structure with Bolted Joints", Applied Mathematical Modelling, 31, pp. 895-911.
32. Kishi, N.M., Komuro, M.M. y Chen, W.F. (2004), "Four-parameter Power Model for  $M-\theta_R$  Curves of End-Plate Connections", Connections in Steel Structures V, Amsterdam, June 3-4, 2004.
33. Krishnamurthy, N. y Graddy, D.E. (1976), "Correlation between 2-D and 3-Dimensional Finite Element Analysis of Steel Bolted End-Plate Connections", Computers & Structures, Pergamon, 6(4-5/6), pp. 381-389.
34. Krishnamurthy, N. (1978), "A Fresh Look at Bolted End-Plate Behavior and Design", Engineering Journal, AISC, 15(2), pp. 39-49.
35. Kukreti, A.R. y Biswas, P. (1997), "Finite Element Analysis to Predict the Cyclic Hysteretic Behavior and Failure of End Plate Connections", Computers and Structures, 65(1), pp. 127-147.
36. Kulak, G.L., J.W. Fisher y J.H.A. Struik (1987), "Guide to Design Criteria for Bolted and Riveted Joints", Second Edition, John Wiley & Sons, New York, NY.
37. Lubliner, J. (1998), "Plasticity Theory", MacMillan, New York, NY.
38. Mann, A.P. y Morris, L.J. (1979), "Limit Design of Extended End-Plate Connections", Journal of the Structural Division, ASCE, 105(3), pp. 511-526.
39. Meng, R. L y Murray, T. M. (1995), "Seismic Loading of Moment End-Plate Connections: Some Preliminary Results", Third International Workshop on Connections in Steel Structures, Trento, Italy.
40. Montgomery, J. (2002), "Methods for Modeling Bolts in the Bolted Joint", ANSYS World Users Conference.
41. Murray, T.M. y Kukreti, A.R. (1988), "Design of 8-Bolt Stiffened Moment End Plates", Engineering Journal, AISC, Second Quarter, pp. 45-52.
42. Nemati, N., Le Houedec, D. y Zandonini, R. (2000), "Numerical Modelling of the Cyclic Behaviour of the Basic Components of Steel End-Plate Connections", Advances in Engineering Software, 31, pp. 837-849.

43. NERHP (2009), NIST GCR 09-917-3, "Seismic Design of Steel Special Moment Frames: A Guide for Practicing Engineers", National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, MD.
44. NTC-MDF (2004), "Normas Técnicas Complementarias para el Diseño y Construcción de Estructuras Metálicas", Departamento del Distrito Federal, Gaceta Oficial del Distrito Federal, México, D.F.
45. Oatis, D. (2007), "Analyzing Bolt Pretension in the ANSYS Workbench Platform", ANSYS Advantage, Volume I, Issue 4, pp. 28-29.
46. Scholl, R. (2004), "Krull vs Tron", The Focus, Phoenix Analysis & Design Technologies, Issue 30, Phoenix, AZ.
47. Salmon, C. G. y Johnson J. E. (1990), "Steel structures. Design and behavior", Prentice Hall, 4a ed., New Jersey, EUA.
48. Shi, G., Shi Y. y Wang, Y. (2006), "Behaviour of End-Plate Moment Connections under Earthquake Loading", Engineering Structures, 29, pp. 703-716
49. Shi, G., Shi, Y., Wang, Y. y Bradford, M. (2008), "Numerical simulation of Steel Pretensioned Bolted End-Plate Connections of Different Types and Details", Engineering Structures, 30, pp. 2677-2686.
50. Sumner, E.A. (2003), "Unified Design of Extended End-Plate Moment Connections subject to Cyclic Loading", Ph. D. Thesis, Department of Civil Engineering, Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, Virginia.
51. Tremblay, R., Bruneau, M., Nakashima, M., Prion H., Filiatrault, A. y Devall, R. (1996), "Seismic design of steel buildings: lessons from the 1995 Hyogo-ken Nanbu (Kobe, Japan) earthquake", Canadian Journal of Civil Engineering, Vol. 23, pp. 727-756.
52. Tsai, K.C. y Popov, E. (1990), "Cyclic Behavior of End-Plate Moment Connections", Journal of Structural Engineering, ASCE, 116(11), pp. 2917-2931.
53. Zienkiewicz, O.C. y Taylor, R.L. (2000), "The Finite Element Method, Volume 2: Solids Mechanics", McGraw Hill, Fifth Edition, Oxford, UK.
54. Zienkiewicz, O.C. y Taylor, R.L. (2005), "The Finite Element Method for Solid and Structural Mechanics", Elsevier, Sixth Edition, Oxford, UK.

## APÉNDICE A PROPIEDADES GEOMÉTRICAS Y REVISIÓN DE MODELOS

### MODELO CN1



Datos de la conexión:

$F_{nt} := 6330 \frac{\text{kg}}{\text{cm}^2}$	$b_p := 20\text{cm}$	$p_{fi} := 5\text{cm}$	$\phi := 0.75$	$FR := 0.9$
	$t_{fc} := 1.2\text{cm}$	$p_{fo} := p_{fi} = 5 \cdot \text{cm}$	$\phi_b := 0.90$	$R_y := 1.5$
$F_{yp} := 2530 \frac{\text{kg}}{\text{cm}^2}$	$h_0 := 34.4\text{cm}$	$g_1 := 10.8\text{cm}$	$b_{fv} := 20\text{cm}$	$d_e := 5\text{cm}$
	$h_1 := 23.2\text{cm}$	$s_1 := \frac{1}{2} \cdot \sqrt{b_p \cdot g_1} = 7.348\text{cm}$	$t_{fv} := t_{fc}$	$b_{cf} := 25\text{cm}$
$F_{up} := 4080 \frac{\text{kg}}{\text{cm}^2}$	$t_{bf} := 1.2\text{cm}$	$p_{fi2} := \text{if}(p_{fi} > s_1, s_1, p_{fi})$	$t_{wv} := 0.8\text{cm}$	$c_1 := 11.2\text{cm}$
	$d_v := 30\text{cm}$		$t_{wc} := t_{wv}$	$p_{ext} := 10\text{cm}$
$F_{yc} := F_{yp}$	$d_b := 2\text{cm}$	$\lambda_p := \frac{b_{fv}}{2t_{fv}} = 8.333$	$N_1 := 2.8\text{cm}$	$d_c := d_v$
	$t_p := 2\text{cm}$		$C_t := 1$	
$E := 2100000 \frac{\text{kg}}{\text{cm}^2}$	$h := d_v - (2 \cdot t_{fv}) = 0.276\text{m}$		$k_c := 2\text{cm}$	
$S_x := 757.38\text{cm}^3$	$\lambda_a := \frac{h}{t_{wv}} = 34.5$	$Z_x := 834.55\text{cm}^3$		$T_b := 0.5 \cdot (1270\text{kg}) = 6.35 \times 10^3 \text{kg}$

## Clasificación de la sección (VIGA)

$$f(\lambda_a) := \begin{cases} \text{"Por lo tanto el alma es tipo 1"} & \text{if } \lambda_a \leq 2.45 \sqrt{\frac{E}{F_{yp}}} \\ \text{otherwise} & \\ \text{"Por lo tanto el alma es tipo 2"} & \text{if } \lambda_a \leq 3.71 \sqrt{\frac{E}{F_{yp}}} \\ \text{otherwise} & \\ \text{"Por lo tanto el alma es tipo 3"} & \text{if } \lambda_a \leq 5.60 \sqrt{\frac{E}{F_{yp}}} \\ \text{"Por lo tanto el alma es tipo 4"} & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$2.45 \sqrt{\frac{E}{F_{yp}}} = 70.585$$

$$3.71 \sqrt{\frac{E}{F_{yp}}} = 106.887$$

$$5.60 \sqrt{\frac{E}{F_{yp}}} = 161.338$$

$$f(\lambda_a) = \text{"Por lo tanto el alma es tipo 1"}$$

$$f(\lambda_p) := \begin{cases} \text{"Por lo tanto el patín es tipo 1"} & \text{if } \lambda_p \leq 0.32 \sqrt{\frac{E}{F_{yp}}} \\ \text{otherwise} & \\ \text{"Por lo tanto el patín es tipo 2"} & \text{if } \lambda_p \leq 0.38 \sqrt{\frac{E}{F_{yp}}} \\ \text{otherwise} & \\ \text{"Por lo tanto el patín es tipo 3"} & \text{if } \lambda_p \leq 0.58 \sqrt{\frac{E}{F_{yp}}} \\ \text{"Por lo tanto el patín es tipo 4"} & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$0.32 \sqrt{\frac{E}{F_{yp}}} = 9.219$$

$$0.38 \sqrt{\frac{E}{F_{yp}}} = 10.948$$

$$0.58 \sqrt{\frac{E}{F_{yp}}} = 16.71$$

$$f(\lambda_p) = \text{"Por lo tanto el patín es tipo 1"}$$

## 1. Momento plástico resistente de la viga (Mv).

De acuerdo a las NTC-METÁLICAS DF, especificado en la sección 3.3.2 y para la ecuación 3.19.

$$M_p := FR \cdot Z_x \cdot F_{yp} = 1.9 \times 10^4 \text{ m}\cdot\text{kg} \quad . \leq \quad M_e := FR \cdot (1.5 \cdot S_x \cdot F_{yp}) = 2.587 \times 10^4 \text{ m}\cdot\text{kg}$$

De acuerdo a el AISC-LRFD, parte tres del manual "diseño de miembros a flexión".

$$M_{pa} := 1.1 \cdot R_y \cdot (Z_x \cdot F_{yp}) = 3.484 \times 10^4 \text{ m}\cdot\text{kg}$$

$$M_{pt} := Z_x \cdot F_{yp} = 2.111 \times 10^4 \text{ m}\cdot\text{kg} \quad \text{Teórico}$$

2. Momento resistente esperado para la placa-tope (Mpl).

Para el caso 1, ( $de \leq s_1$ )

$$Y_p := \frac{b_p}{2} \left[ h_1 \cdot \left( \frac{1}{p_{fi}} + \frac{1}{s_1} \right) + h_0 \cdot \left( \frac{1}{p_{fo}} - \frac{1}{2} \right) + \frac{2}{g_1} \cdot \left[ h_1 \cdot (p_{fi} + s_1) \right] \right] = 194.824 \text{ cm}$$

$$M_{pl} := (F_{yp}) \cdot (t_p^2) \cdot (Y_p) = 1.972 \times 10^4 \text{ m}\cdot\text{kg}$$

3. Determinación del momento resistente del tornillo sin efecto de apalancamiento (Mnp).

$$A_b := \left( \frac{\pi \cdot d_b^2}{4} \right) = 3.142 \text{ cm}^2$$

$$P_t := F_{nt} \cdot A_b = 1.989 \times 10^4 \text{ kg}$$

$$M_{np} := \phi \cdot 2P_t (h_0 + h_1) = 1.718 \times 10^4 \text{ m}\cdot\text{kg}$$

4. Momento resistente esperado para el patín de la columna.

\*Sin placas de continuidad.

$$Y_c := \frac{b_{cf}}{2} \left[ h_1 \cdot \left( \frac{1}{s_1} \right) + h_0 \cdot \left( \frac{1}{s_1} \right) \right] + \frac{2}{g_1} \cdot \left[ h_1 \cdot \left( s_1 + \frac{3 \cdot c_1}{4} \right) + h_0 \cdot \left( s_1 + \frac{c_1}{4} \right) + \frac{c_1^2}{2} \right] + \frac{g_1}{2} = 247.304 \text{ cm}$$

$$M_{cf} := \phi_b \cdot F_{yc} \cdot Y_c \cdot t_{fc}^2 = 8.109 \times 10^3 \text{ m}\cdot\text{kg}$$

Posterior a encontrar las resistencias a momento de los componentes de la conexión se realiza la revisión del tipo de comportamiento de la placa tope y patín de columna según las expresiones 3.33 a 3.36 indicadas en la guía de diseño del AISC número cuatro, segunda edición y en el manual AISC-LRFD.

Para placa-tope

$$\text{Comp\_placa\_tope} := \text{if}(M_{pl} > 1.1M_{np}, \text{"Placa gruesa"}, \text{"Placa delgada"}) = \text{"Placa gruesa"}$$

Para patín de columna

$$\text{Comportamiento\_patín} := \text{if}(M_{cf} > 1.1M_{np}, \text{"Patín grueso"}, \text{"Patín delgado"}) = \text{"Patín delgado"}$$

Debido a que tiene un comportamiento delgado uno de las dos partes se procede a estudiar las fuerzas de apalancamiento que posiblemente resultaran en el modelo.

5. Momento resistente debido a las fuerzas de apalancamiento, es decir bajo el estado límite de ruptura del tornillo con fuerzas de apalancamiento ( $M_q$ ).

Fuerzas de reacción para tornillos internos, en el efecto de apalancamiento (" $Q_{max,i}$ ").

$$w_1 := \frac{b_p}{2} - \left[ d_b + \left( \frac{1}{16} \cdot 2.54 \text{cm} \right) \right] = 7.841 \text{cm}$$

$$a_i := \left[ 3.682 \left( \frac{t_p}{d_b} \right)^3 - 0.085 \right] \text{cm} = 3.597 \text{cm}$$

$$F_i := \frac{t_p^2 \cdot F_{yp} \cdot \left( 0.85 \cdot \frac{b_p}{2} + 0.80 w_1 \right) + \frac{\pi \cdot d_b^3 \cdot F_{nt}}{8}}{4 \cdot p_{fi}} = 8.469 \times 10^3 \text{ kg}$$

$$Q_{max,i} := \frac{w_1 \cdot t_p^2}{4 \cdot a_i} \cdot \sqrt{F_{yp}^2 - 3 \left( \frac{F_i}{w_1 \cdot t_p} \right)^2} = 5.124 \times 10^3 \text{ kg}$$

Fuerzas de reacción para tornillos externos, en el efecto de apalancamiento ("Qmax,o").

$$a_o := \min \left[ \left[ 3.682 \left( \frac{t_p}{d_b} \right)^3 - 0.085 \right] \text{cm}, p_{\text{ext}} - p_{\text{fo}} \right] = 3.597 \text{ cm}$$

$$F_o := \frac{t_p^2 \cdot F_{yp} \cdot \left( 0.85 \frac{b_p}{2} + 0.80 w_1 \right) + \frac{\pi \cdot d_b^3 \cdot F_{nt}}{8}}{4 \cdot p_{fo}} = 8.469 \times 10^3 \text{ kg}$$

$$Q_{\text{maxo}} := \frac{w_1 \cdot t_p^2}{4 \cdot a_o} \cdot \sqrt{F_{yp}^2 - 3 \left( \frac{F_o}{w_1 \cdot t_p} \right)^2} = 5.124 \times 10^3 \text{ kg}$$

Finalmente se calcula el momento resistente

$$Mq1 := \phi \cdot [2(P_t - Q_{\text{maxo}})h_0 + 2(P_t - Q_{\text{maxo}})h_1] = 1.275 \times 10^4 \text{ m} \cdot \text{kg}$$

$$Mq2 := \phi \cdot [2(P_t - Q_{\text{maxo}})h_0 + 2(T_b)(h_1)] = 9.827 \times 10^3 \text{ m} \cdot \text{kg}$$

$$Mq3 := \phi \cdot [2(P_t - Q_{\text{maxo}})h_1 + 2(T_b)(h_0)] = 8.414 \times 10^3 \text{ m} \cdot \text{kg}$$

$$Mq4 := \phi \cdot [2(T_b)(h_0 + h_1)] = 5.486 \times 10^3 \text{ m} \cdot \text{kg}$$

$$M_q := \max(Mq1, Mq2, Mq3, Mq4) = 1.275 \times 10^4 \text{ m} \cdot \text{kg}$$

Finalmente se realiza una revisión del alma de la columna para determinar si requiere placas de continuidad, y posteriormente se procedería al diseño de los atiesadores, sin embargo, en este modelo de conexión en particular se desea observar el comportamiento sin placas de continuidad para compararlo con el modelo CN2 que tiene la misma configuración pero con placas de continuidad.

6. Revisión de la resistencia a la fluencia del alma de la columna no rigidizada (sin placas de continuidad).

$$F_{fu} := \frac{M_{cf}}{(d_v - t_{bf})} = 2.816 \times 10^4 \text{ kg} \quad R_{nc} := C_t \cdot (6 \cdot k_c + N_1 + 2t_p) \cdot F_{yc} \cdot t_{wc} = 3.805 \times 10^4 \text{ kg}$$

$$\text{Pasa\_revisión\_9} := \text{if}(F_{fu} \leq R_{nc}, \text{"SI"}, \text{"NO"})$$

$$\text{Pasa\_revisión\_9} = \text{"SI"}$$

7. Revisión del pandeo del alma de la columna no rigidizada (sin placas de continuidad) debido al patín en compresión de la viga.

$$R_{ncp} := \frac{\phi \cdot 24 \cdot t_{wc}^3 \cdot \sqrt{E \cdot F_{yc}}}{h} = 2.434 \times 10^4 \text{ kg}$$

$$\text{Pasa\_revisión\_10} := \text{if}(F_{fu} \leq R_{ncp}, \text{"SI"}, \text{"NO"})$$

Pasa\_revisión\_10 = "NO"

Debido a esto, son necesarias las placas de continuidad

11. Revisión del arrugamiento del alma de la columna no rigidizada (sin placas de continuidad) debido al patín en compresión de la viga.

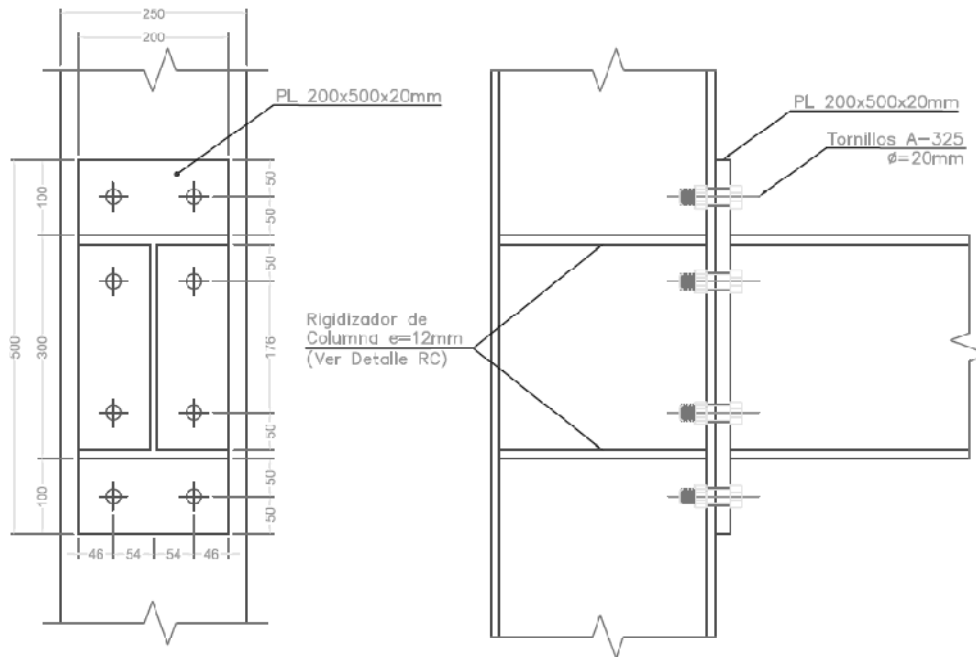
$$R_{nwc} := \left[ \phi \cdot 0.80 \cdot t_{wc}^2 \cdot \left[ 1 + 3 \left( \frac{N_1}{d_c} \right) \cdot \left( \frac{t_{wc}}{t_{fc}} \right)^{1.5} \right] \cdot \sqrt{\frac{E \cdot F_{yc} \cdot t_{fc}}{t_{wc}}} \right] = 3.951 \times 10^4 \text{ kg}$$

$$\text{Pasa\_revisión\_11} := \text{if}(F_{fu} \leq R_{nwc}, \text{"SI"}, \text{"NO"})$$

Pasa\_revisión\_11 = "SI"



**MODELO CN2**



Datos de la conexión:

$$\begin{aligned}
 F_{nt} &:= 6330 \frac{\text{kg}}{\text{cm}^2} & b_p &:= 20\text{cm} & p_{fi} &:= 5\text{cm} & \phi &:= 0.75 & FR &:= 0.9 \\
 & & t_{fc} &:= 1.2\text{cm} & p_{fo} &:= p_{fi} = 5\text{cm} & \phi_b &:= 0.90 & R_y &:= 1.1 \\
 F_{yp} &:= 2530 \frac{\text{kg}}{\text{cm}^2} & h_0 &:= 34.4\text{cm} & g_1 &:= 10.8\text{cm} & b_{fv} &:= 20\text{cm} & d_e &:= 5\text{cm} \\
 & & h_1 &:= 23.2\text{cm} & s_1 &:= \frac{1}{2} \cdot \sqrt{b_p \cdot g_1} = 7.348\text{cm} & t_{fv} &:= t_{fc} & b_{cf} &:= 25\text{cm} \\
 F_{up} &:= 4080 \frac{\text{kg}}{\text{cm}^2} & t_{bf} &:= 1.2\text{cm} & p_{fi2} &:= \text{if}(p_{fi} > s_1, s_1, p_{fi}) & t_{wv} &:= 0.8\text{cm} & c_1 &:= 11.2\text{cm} \\
 & & d_v &:= 30\text{cm} & \lambda_p &:= \frac{b_{fv}}{2t_{fv}} = 8.333 & t_{wc} &:= t_{wv} & p_{ext} &:= 10\text{cm} \\
 F_{yc} &:= F_{yp} & d_b &:= 2\text{cm} & & & N_1 &:= 2.8\text{cm} & d_c &:= d_v \\
 E &:= 2100000 \frac{\text{kg}}{\text{cm}^2} & t_p &:= 2\text{cm} & & & C_t &:= 1 & p_{si} &:= p_{fi} \\
 S_x &:= 757.38\text{cm}^3 & h &:= d_v - (2 \cdot t_{fv}) = 0.276\text{cm} & & & k_c &:= 2\text{cm} & p_{so} &:= p_{fo} \\
 & & \lambda_a &:= \frac{h}{t_{wv}} = 34.5 & Z_x &:= 834.55\text{cm}^3 & T_b &:= 0.5 \cdot (12700\text{kg}) = 6.35 \times 10^3\text{kg}
 \end{aligned}$$

*Nota: Debido a que la viga es la misma para todos los modelos de aquí en adelante ningún modelo tendrá esta revisión solo el primer modelo.*

## 2. Momento resistente esperado para la placa-tope (Mpl).

 Para el caso 1, (de  $\leq s_1$ )

$$Y_p := \frac{b_p}{2} \left[ h_1 \cdot \left( \frac{1}{p_{fi}} + \frac{1}{s_1} \right) + h_0 \cdot \left( \frac{1}{p_{fo}} \right) - \frac{1}{2} \right] + \frac{2}{g_1} \cdot [h_1 \cdot (p_{fi} + s_1)] = 194.824 \text{ cm}$$

$$M_{pl} := (F_{yp}) \cdot (t_p^2) \cdot (Y_p) = 1.972 \times 10^4 \text{ m}\cdot\text{kg}$$

## 3. Determinación del momento resistente del tornillo sin efecto de apalancamiento (Mnp).

$$A_b := \left( \frac{\pi \cdot d_b^2}{4} \right) = 3.142 \text{ cm}^2$$

$$P_t := F_{nt} \cdot A_b = 1.989 \times 10^4 \text{ kg}$$

$$M_{np} := \phi \cdot 2P_t(h_0 + h_1) = 1.718 \times 10^4 \text{ m}\cdot\text{kg}$$

## 4. Momento resistente esperado para el patín de la columna.

\*Con placas de continuidad.

$$Y_c := \frac{b_{cf}}{2} \left[ h_1 \cdot \left( \frac{1}{s_1} + \frac{1}{p_{si}} \right) + h_0 \cdot \left( \frac{1}{s_1} + \frac{1}{p_{so}} \right) \right] + \frac{2}{g_1} \cdot [h_1 \cdot (s_1 + p_{si}) + h_0 \cdot (s_1 + p_{so})] = 373.697 \text{ cm}$$

$$M_{cf} := \phi_b \cdot F_{yc} \cdot Y_c \cdot t_{fc}^2 = 1.225 \times 10^4 \text{ m}\cdot\text{kg} \quad t_{fc} := \sqrt{\frac{\phi \cdot 1.11 \cdot \min(M_{pl}, M_{np}, M_p)}{\phi_b \cdot F_{yp} \cdot Y_c}} = 1.297 \text{ cm} \quad \text{OK}$$

\*Sin placas de continuidad.

$$Y_{cs} := \frac{b_{cf}}{2} \left[ h_1 \cdot \left( \frac{1}{s_1} \right) + h_0 \cdot \left( \frac{1}{s_1} \right) \right] + \frac{2}{g_1} \cdot \left[ h_1 \cdot \left( s_1 + \frac{3 \cdot c_1}{4} \right) + h_0 \cdot \left( s_1 + \frac{c_1}{4} \right) + \frac{c_1^2}{2} \right] + \frac{g_1}{2} = 247.304 \text{ cm}$$

$$M_{cfs} := \phi_b \cdot F_{yc} \cdot Y_{cs} \cdot t_{fc}^2 = 8.109 \times 10^3 \text{ m}\cdot\text{kg} \quad t_{fcs} := \sqrt{\frac{\phi \cdot 1.11 \cdot \min(M_{pl}, M_{np}, M_p)}{\phi_b \cdot F_{yp} \cdot Y_{cs}}} = 1.594 \text{ cm}$$

Posterior a encontrar las resistencias a momento de los componentes de la conexión se realiza la revisión del tipo de comportamiento de la placa tope y patín de columna según las expresiones 3.33 a 3.36 indicadas en la guía de diseño del AISC número cuatro, segunda edición y en el manual AISC-LRFD.

Para placa-tope

$$\text{Comp\_placa\_tope} := \text{if}(M_{pl} > 1.1M_{np}, \text{"Placa gruesa"}, \text{"Placa delgada"}) = \text{"Placa gruesa"}$$

Para patín de columna

$$\text{Comportamiento\_patín} := \text{if}(M_{cf} > 1.1M_{np}, \text{"Patín grueso"}, \text{"Patín delgado"}) = \text{"Patín delgado"}$$

Debido a que tiene un comportamiento delgado uno de las dos partes se procede a estudiar las fuerzas de apalancamiento que posiblemente resultaran en el modelo.

$$M_q := \max(Mq1, Mq2, Mq3, Mq4) = 1.275 \times 10^4 \text{ m}\cdot\text{kg}$$

*Nota: Debido a que el proceso para determinar las fuerzas de apalancamiento es largo se omitirá este paso, solo se pondrá el resultado pues es exactamente los mismos resultados tanto para el modelo CN1, CN2 y CN3 pues dependen de la configuración y no toman en cuenta los rigidizadores o placas de continuidad.*

En este caso se determinara la magnitud de las placas de continuidad.

6. Revisión de la resistencia a la fluencia del alma de la columna no rigidizada (sin placas de continuidad).

$$F_{fu} := \frac{M_{cfs}}{(d_v - t_{bf})} = 2.816 \times 10^4 \text{ kg} \quad R_{nc} := C_t \cdot (6 \cdot k_c + N_1 + 2t_p) \cdot F_{yc} \cdot t_{wc} = 3.805 \times 10^4 \text{ kg}$$

$$\text{Pasa\_revisión\_9} := \text{if}(F_{fu} \leq R_{nc}, \text{"SI"}, \text{"NO"})$$

$$\text{Pasa\_revisión\_9} = \text{"SI"}$$

7. Revisión del pandeo del alma de la columna no rigidizada (sin placas de continuidad) debido al patín en compresión de la viga.

$$R_{ncp} := \frac{\phi \cdot 24 \cdot t_{wc}^3 \cdot \sqrt{E \cdot F_{yc}}}{h} = 2.434 \times 10^4 \text{ kg}$$

$$\text{Pasa\_revisión\_10} := \text{if}(F_{fu} \leq R_{ncp}, \text{"SI"}, \text{"NO"})$$

$$\text{Pasa\_revisión\_10} = \text{"NO"}$$

Debido a esto, son necesarias las placas de continuidad

11. Revisión del arrugamiento del alma de la columna no rigidizada (sin placas de continuidad) debido al patín en compresión de la viga.

$$R_{nwc} := \left[ \phi \cdot 0.80 \cdot t_{wc}^2 \cdot \left[ 1 + 3 \left( \frac{N_1}{d_c} \right) \cdot \left( \frac{t_{wc}}{t_{fc}} \right)^{1.5} \right] \cdot \sqrt{\frac{E \cdot F_{yc} \cdot t_{fc}}{t_{wc}}} \right] = 3.951 \times 10^4 \text{ kg}$$

$$\text{Pasa\_revisión\_11} := \text{if}(F_{fu} \leq R_{nwc}, \text{"SI"}, \text{"NO"})$$

$$\text{Pasa\_revisión\_11} = \text{"SI"}$$

12. La fuerza para la que se diseña el rigidizador (placa de continuidad) es el menor valor de la diferencia entre las tres revisiones anteriores y  $F_{fu}$ , para los casos que sea necesario.

$$F_{su} := F_{fu} - R_{ncp} = 3.817 \times 10^3 \text{ kg}$$

13. Revisión de placas de continuidad

Se compara el área mínima con la que debe cumplir.

$$A_{stmin} := \frac{F_{su}}{\phi \cdot F_{yp}} = 2.011 \text{ cm}^2 \quad . < . \quad A_{actual} := \left( \frac{b_{cf} - t_{wc}}{2} \right) \cdot t_{fv} = 14.52 \text{ cm}^2$$

Por lo tanto si cumple (se toma el espesor del patín de la viga pues es igual).

Se revisa el ancho mínimo del rigidizador.

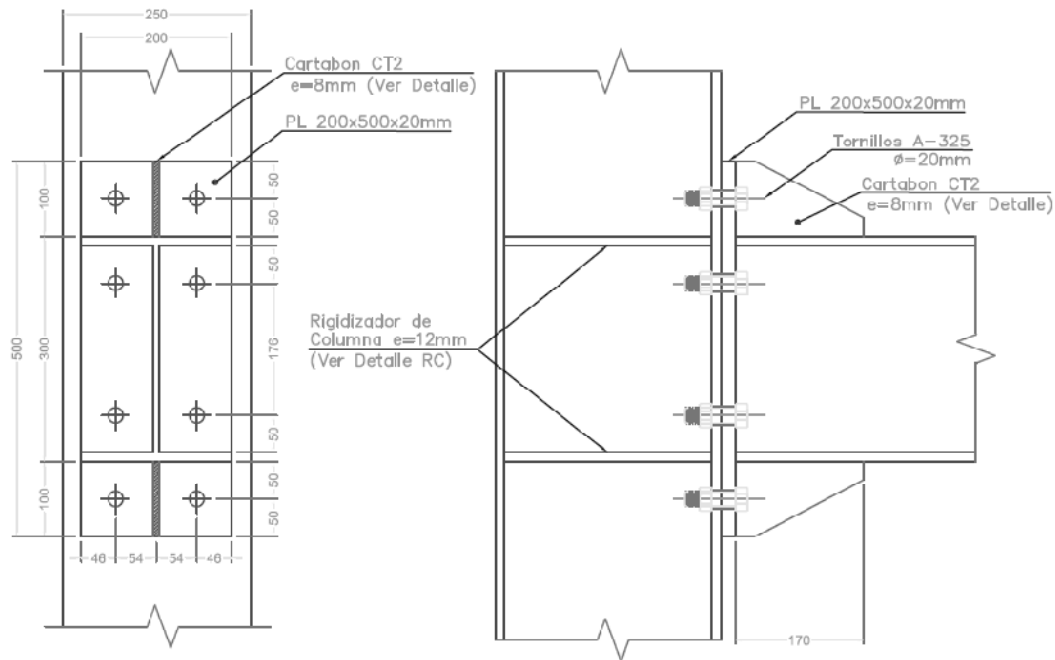
$$b_{smin} := \frac{b_{fv}}{3} - \frac{t_{wc}}{2} = 6.267 \text{ cm} \quad . < . \quad b_{actual} := \left( \frac{b_{cf} - t_{wc}}{2} \right) = 12.1 \text{ cm}$$

Por ultimo se revisa el espesor, del rigidizador.

$$l_{pc} := d_c - (2 \cdot t_{fc}) = 0.276 \text{ m}$$

$$t_s := t_{fv} = 1.2 \text{ cm} \quad . \geq . \quad \frac{F_{su}}{0.90 \cdot 0.60 \cdot F_{yp} \cdot (l_{pc}) \cdot 2} = 0.051 \text{ cm} \quad \text{OK}$$

**MODELO CN3**



Datos de la conexión:

$F_{nt} := 6330 \frac{\text{kg}}{\text{cm}^2}$	$b_p := 20\text{cm}$	$p_{fi} := 5\text{cm}$	$\phi := 0.75$	$FR := 0.9$
	$t_{fc} := 1.2\text{cm}$	$p_{fo} := p_{fi} = 5\text{cm}$	$\phi_b := 0.90$	$R_y := 1.1$
$F_{yp} := 2530 \frac{\text{kg}}{\text{cm}^2}$	$h_0 := 34.4\text{cm}$	$g_1 := 10.8\text{cm}$	$b_{fv} := 20\text{cm}$	$d_e := 5\text{cm}$
	$h_1 := 23.2\text{cm}$	$s_1 := \frac{1}{2} \cdot \sqrt{b_p \cdot g_1} = 7.348\text{cm}$	$t_{fv} := t_{fc}$	$b_{cf} := 25\text{cm}$
$F_{up} := 4080 \frac{\text{kg}}{\text{cm}^2}$	$t_{bf} := 1.2\text{cm}$	$p_{fi2} := \text{if}(p_{fi} > s_1, s_1, p_{fi})$	$t_{wv} := 0.8\text{cm}$	$c_1 := 11.2\text{cm}$
	$d_v := 30\text{cm}$		$t_{wc} := t_{wv}$	$p_{ext} := 10\text{cm}$
$F_{yc} := F_{yp}$	$d_b := 2\text{cm}$	$\lambda_p := \frac{b_{fv}}{2t_{fv}} = 8.333$	$N_1 := 2.8\text{cm}$	$d_c := d_v$
	$t_p := 2\text{cm}$		$C_t := 1$	$p_{si} := p_{fi}$
$E := 2100000 \frac{\text{kg}}{\text{cm}^2}$	$h := d_v - (2 \cdot t_{fv}) = 0.276\text{m}$		$k_c := 2\text{cm}$	$p_{so} := p_{fo}$
$S_x := 757.38\text{cm}^3$	$\lambda_a := \frac{h}{t_{wv}} = 34.5$	$Z_x := 834.55\text{cm}^3$		
			$T_b := 0.5 \cdot (1270\text{kg}) = 6.35 \times 10^3 \text{kg}$	

## 2. Momento resistente esperado para la placa-tope (Mpl).

 Para el caso 1, (de  $\leq s_1$ )

$$Y_p := \frac{b_p}{2} \left[ h_1 \cdot \left( \frac{1}{p_{fi}} + \frac{1}{s_1} \right) + h_0 \cdot \left( \frac{1}{s_1} + \frac{1}{p_{fo}} \right) \right] + \frac{2}{g_1} \cdot [h_1 \cdot (p_{fi} + s_1) + h_0 \cdot (p_{fo} + s_1)] = 325.301 \text{ cm}$$

$$M_{pl} := (F_{yp}) \cdot (t_p^2) \cdot (Y_p) = 3.292 \times 10^4 \text{ m}\cdot\text{kg}$$

## 3. Determinación del momento resistente del tornillo sin efecto de apalancamiento (Mnp).

$$A_b := \left( \frac{\pi \cdot d_b^2}{4} \right) = 3.142 \text{ cm}^2$$

$$P_t := F_{nt} \cdot A_b = 1.989 \times 10^4 \text{ kg}$$

$$M_{np} := \phi \cdot 2P_t(h_0 + h_1) = 1.718 \times 10^4 \text{ m}\cdot\text{kg}$$

## 4. Momento resistente esperado para el patín de la columna.

\*Con placas de continuidad.

$$Y_c := \frac{b_{cf}}{2} \left[ h_1 \cdot \left( \frac{1}{s_1} + \frac{1}{p_{si}} \right) + h_0 \cdot \left( \frac{1}{s_1} + \frac{1}{p_{so}} \right) \right] + \frac{2}{g_1} \cdot [h_1 \cdot (s_1 + p_{si}) + h_0 \cdot (s_1 + p_{so})] = 373.697 \text{ cm}$$

$$M_{cf} := \phi_b \cdot F_{yc} \cdot Y_c \cdot t_{fc}^2 = 1.225 \times 10^4 \text{ m}\cdot\text{kg} \quad t_{fc} := \sqrt{\frac{\phi \cdot 1.11 \cdot \min(M_{pl}, M_{np}, M_p)}{\phi_b \cdot F_{yp} \cdot Y_c}} = 1.297 \text{ cm} \quad \text{OK}$$

\*Sin placas de continuidad.

$$Y_{cs} := \frac{b_{cf}}{2} \left[ h_1 \cdot \left( \frac{1}{s_1} \right) + h_0 \cdot \left( \frac{1}{s_1} \right) \right] + \frac{2}{g_1} \cdot \left[ h_1 \cdot \left( s_1 + \frac{3 \cdot c_1}{4} \right) + h_0 \cdot \left( s_1 + \frac{c_1}{4} \right) + \frac{c_1^2}{2} \right] + \frac{g_1}{2} = 247.304 \text{ cm}$$

$$M_{cfs} := \phi_b \cdot F_{yc} \cdot Y_{cs} \cdot t_{fc}^2 = 8.109 \times 10^3 \text{ m}\cdot\text{kg} \quad t_{fcs} := \sqrt{\frac{\phi \cdot 1.11 \cdot \min(M_{pl}, M_{np}, M_p)}{\phi_b \cdot F_{yp} \cdot Y_{cs}}} = 1.594 \text{ cm}$$

Posterior a encontrar las resistencias a momento de los componentes de la conexión se realiza la revisión del tipo de comportamiento de la placa tope y patín de columna según las expresiones 3.33 a 3.36 indicadas en la guía de diseño del AISC número cuatro, segunda edición y en el manual AISC-LRFD.

Para placa-tope

$$\text{Comp\_placa\_tope} := \text{if}(M_{pl} > 1.1M_{np}, \text{"Placa gruesa"}, \text{"Placa delgada"}) = \text{"Placa gruesa"}$$

Para patín de columna

$$\text{Comportamiento\_patín} := \text{if}(M_{cf} > 1.1M_{np}, \text{"Patín grueso"}, \text{"Patín delgado"}) = \text{"Patín delgado"}$$

Debido a que tiene un comportamiento delgado uno de las dos partes se procede a estudiar las fuerzas de apalancamiento que posiblemente resultaran en el modelo.

$$M_q := \max(Mq1, Mq2, Mq3, Mq4) = 1.275 \times 10^4 \text{ m}\cdot\text{kg}$$

*Nota<sub>1</sub>: Debido a que el proceso para determinar las fuerzas de apalancamiento es largo se omitirá este paso, solo se pondrá el resultado pues es exactamente los mismos resultados tanto para el modelo CN1, CN2 y CN3 pues dependen de la configuración y no toman en cuenta los rigidizadores o placas de continuidad.*

*Nota<sub>2</sub>: El proceso de revisión de las placas de continuidad es el mismo del modelo anterior, debido a esto se omite.*

Adicionalmente este modelo requiere que se propongan rigidizadores de placa-tope, los cuales se dimensionan bajo las recomendaciones del AISC de los manuales antes citados.

$$h_{st} := p_{ext} = 10 \text{ cm}$$

Longitud del rigidizador.

$$L_{st} := \frac{h_{st}}{0.5773} = 0.173 \text{ m}$$

Espesor requerido.

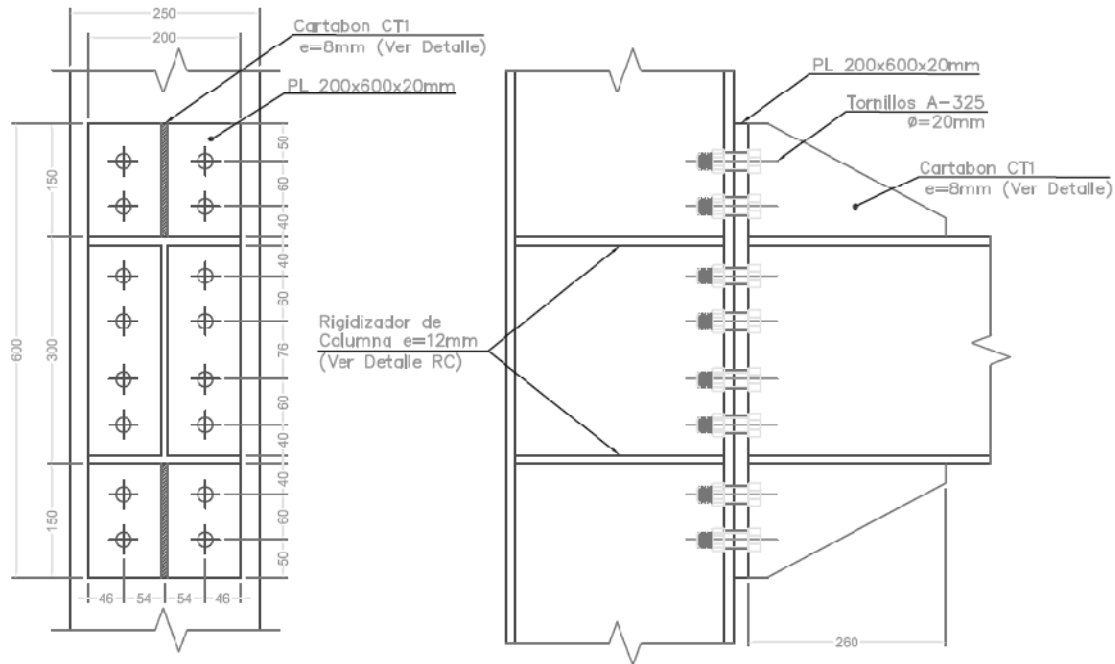
$$t_{sr} := t_{wv} \cdot \left( \frac{F_{yp}}{F_{yp}} \right) = 0.8 \text{ cm}$$

Debe cumplir las siguientes condiciones para evitar el pandeo.

$$\frac{h_{st}}{t_{sr}} = 12.5 \leq 0.56 \sqrt{\frac{E}{F_{yp}}} = 16.134 \quad \text{OK}$$

$$t_{sr} = 0.8 \text{ cm} \geq 1.79 h_{st} \cdot \sqrt{\frac{F_{yp}}{E}} = 0.621 \text{ cm} \quad \text{OK}$$

**MODELO CN4**



Datos de la conexión:

	$h_3 := 24.2\text{cm}$	$h_4 := 18.2\text{cm}$	$p_b := 6\text{cm}$	
$F_{nt} := 6330 \frac{\text{kg}}{\text{cm}^2}$	$b_p := 20\text{cm}$	$p_{fi} := 4\text{cm}$	$\phi := 0.75$	$FR := 0.9$
	$t_{fc} := 1.2\text{cm}$	$p_{fo} := p_{fi} = 4\text{cm}$	$\phi_b := 0.90$	$R_y := 1.1$
$F_{yp} := 2530 \frac{\text{kg}}{\text{cm}^2}$	$h_1 := 39.4\text{cm}$	$g_1 := 10.8\text{cm}$	$b_{fv} := 20\text{cm}$	$d_e := 5\text{cm}$
	$h_2 := 33.4\text{cm}$	$s_1 := \frac{1}{2} \cdot \sqrt{b_p \cdot g_1} = 7.348\text{cm}$	$t_{fv} := t_{fc}$	$b_{cf} := 25\text{cm}$
$F_{up} := 4080 \frac{\text{kg}}{\text{cm}^2}$	$t_{bf} := 1.2\text{cm}$	$p_{fi2} := \text{if}(p_{fi} > s_1, s_1, p_{fi})$	$t_{wv} := 0.8\text{cm}$	$c_1 := 9.2\text{cm}$
	$d_v := 30\text{cm}$		$t_{wc} := t_{wv}$	$p_{ext} := 15\text{cm}$
$F_{yc} := F_{yp}$	$d_b := 2\text{cm}$	$\lambda_p := \frac{b_{fv}}{2t_{fv}} = 8.333$	$N_1 := 2.8\text{cm}$	$d_c := d_v$
	$t_p := 2\text{cm}$		$C_t := 1$	$p_{si} := p_{fi}$
$E := 2100000 \frac{\text{kg}}{\text{cm}^2}$	$h := d_v - (2 \cdot t_{fv}) = 0.276\text{m}$		$k_c := 2\text{cm}$	$p_{so} := p_{fo}$
$S_x := 757.38\text{cm}^3$	$\lambda_a := \frac{h}{t_{wv}} = 34.5$	$Z_x := 834.55\text{cm}^3$		
			$T_b := 0.5 \cdot (1270\text{kg}) = 6.35 \times 10^3 \text{kg}$	



## 2. Momento resistente esperado para la placa-tope (Mpl).

 Para el caso 1, ( $d_e \leq s_1$ )

$$y_{p1} := \frac{b_p}{2} \left[ h_1 \cdot \left( \frac{1}{2 \cdot d_e} \right) + h_2 \cdot \left( \frac{1}{p_{fo}} \right) + h_3 \cdot \left( \frac{1}{p_{fi}} \right) + h_4 \cdot \left( \frac{1}{s_1} \right) \right] = 208.167 \text{ cm}$$

$$y_{p2} := \left[ h_1 \cdot \left( d_e + \frac{p_b}{4} \right) + h_2 \cdot \left( p_{fo} + \frac{3 \cdot p_b}{4} \right) + h_3 \cdot \left( p_{fi} + \frac{p_b}{4} \right) + h_4 \cdot \left( s_1 + \frac{3 \cdot p_b}{4} \right) + p_b^2 \right] = 9.247 \text{ m} \cdot \text{cm}$$

$$Y_p := y_{p1} + \frac{2}{g_1} \cdot y_{p2} + g_1 = 390.216 \text{ cm}$$

$$M_{pl} := (F_{yp}) \cdot (t_p^2) \cdot (Y_p) = 3.949 \times 10^4 \text{ m} \cdot \text{kg}$$

## 3. Determinación del momento resistente del tornillo sin efecto de apalancamiento (Mnp).

$$A_b := \left( \frac{\pi \cdot d_b^2}{4} \right) = 3.142 \text{ cm}^2 \quad P_t := F_{nt} \cdot A_b = 1.989 \times 10^4 \text{ kg}$$

$$M_{np} := \phi \cdot 2P_t (h_1 + h_2 + h_3 + h_4) = 3.436 \times 10^4 \text{ m} \cdot \text{kg}$$

## 4. Momento resistente esperado para el patín de la columna.

\*Con placas de continuidad.

$$y_1 := \frac{b_{cf}}{2} \left[ h_1 \cdot \left( \frac{1}{s_1} \right) + h_2 \cdot \left( \frac{1}{p_{so}} \right) + h_3 \cdot \left( \frac{1}{p_{si}} \right) + h_4 \cdot \left( \frac{1}{s_1} \right) \right] = 277.98 \text{ cm}$$

$$y_2 := \left[ h_1 \cdot \left( s_1 + \frac{p_b}{4} \right) + h_2 \cdot \left( p_{so} + \frac{3 \cdot p_b}{4} \right) + h_3 \cdot \left( p_{si} + \frac{p_b}{4} \right) + h_4 \cdot \left( s_1 + \frac{3 \cdot p_b}{4} \right) + p_b^2 \right] = 10.173 \text{ m} \cdot \text{cm}$$

$$Y_c := y_1 + \frac{2}{g_1} \cdot y_2 + g_1 = 477.163 \text{ cm}$$

$$M_{cf} := \phi_b \cdot F_{yc} \cdot Y_c \cdot t_{fc}^2 = 1.565 \times 10^4 \text{ m} \cdot \text{kg}$$

$$t_{fc} := \sqrt{\frac{\phi \cdot 1.11 \cdot \min(M_{pl}, M_{np}, M_p)}{\phi_b \cdot F_{yp} \cdot Y_c}} = 1.207 \text{ cm} \quad \text{OK}$$

$$y_{s1} := \frac{b_{cf}}{2} \left[ h_1 \cdot \left( \frac{1}{s_1} \right) + h_4 \cdot \left( \frac{1}{s_1} \right) \right] = 97.98 \text{ cm}$$

$$y_x := h_1 \cdot \left( s_1 + \frac{c_1}{2} + p_b \right) = 707.17 \text{ cm}^2$$

\*Sin placas de continuidad.

$$y_{s2} := \frac{2}{g_1} \cdot \left[ y_x + h_2 \cdot \left( \frac{p_b}{2} + \frac{c_1}{4} \right) + h_3 \cdot \left( \frac{p_b}{2} + \frac{c_1}{2} \right) + h_4 \cdot (s_1) \right] = 222.565 \text{ cm}$$

$$Y_{cs} := y_{s1} + y_{s2} + \frac{g_1}{2} = 325.945 \text{ cm}$$

$$M_{cfs} := \phi_b \cdot F_{yc} \cdot Y_{cs} \cdot t_{fc}^2 = 1.069 \times 10^4 \text{ m}\cdot\text{kg} \quad t_{fc} := \sqrt{\frac{\phi \cdot 1.11 \cdot \min(M_{pl}, M_{np}, M_p)}{\phi_b \cdot F_{yp} \cdot Y_{cs}}} = 1.46 \text{ cm}$$

Posterior a encontrar las resistencias a momento de los componentes de la conexión se realiza la revisión del tipo de comportamiento de la placa tope y patín de columna según las expresiones 3.33 a 3.36 indicadas en la guía de diseño del AISC número cuatro, segunda edición y en el manual AISC-LRFD.

Para placa-tope

$$\text{Comp\_placa\_tope} := \text{if}(M_{pl} > 1.1M_{np}, \text{"Placa gruesa"}, \text{"Placa delgada"}) = \text{"Placa gruesa"}$$

Para patín de columna

$$\text{Comportamiento\_patín} := \text{if}(M_{cf} > 1.1M_{np}, \text{"Patín grueso"}, \text{"Patín delgado"}) = \text{"Patín delgado"}$$

Debido a que tiene un comportamiento delgado uno de las dos partes se procede a estudiar las fuerzas de apalancamiento que posiblemente resultaran en el modelo.

5. Momento resistente debido a las fuerzas de apalancamiento, es decir bajo el estado límite de ruptura del tornillo con fuerzas de apalancamiento ( $M_q$ ).

Fuerzas de reacción para tornillos internos, en el efecto de apalancamiento (" $Q_{max,i}$ ").

$$w_1 := \frac{b_p}{2} - \left[ d_b + \left( \frac{1}{16} \cdot 2.54 \text{ cm} \right) \right] = 7.841 \text{ cm}$$

$$a_i := \left[ 3.682 \left( \frac{t_p}{d_b} \right)^3 - 0.085 \right] \text{ cm} = 3.597 \text{ cm}$$

$$F_i := \frac{t_p^2 \cdot F_{yp} \cdot \left( 0.85 \cdot \frac{b_p}{2} + 0.80 \cdot w_1 \right) + \frac{\pi \cdot d_b^3 \cdot F_{nt}}{8}}{4 \cdot p_{fi}} = 1.059 \times 10^4 \text{ kg}$$

$$Q_{max,i} := \frac{w_1 \cdot t_p^2}{4 \cdot a_i} \cdot \sqrt{F_{yp}^2 - 3 \left( \frac{F_i}{w_1 \cdot t_p} \right)^2} = 4.891 \times 10^3 \text{ kg}$$

Fuerzas de reacción para tornillos externos, en el efecto de apalancamiento ("Qmax,o").

$$a_o := \min \left[ \left[ 3.682 \left( \frac{t_p}{d_b} \right)^3 - 0.085 \right] \text{cm}, p_{\text{ext}} - p_{f0} \right] = 3.597 \text{ cm}$$

$$F_o := \frac{t_p^2 \cdot F_{yp} \cdot \left( 0.85 \frac{b_p}{2} + 0.80 w_1 \right) + \frac{\pi \cdot d_b^3 \cdot F_{nt}}{8}}{4 \cdot p_{f0}} = 1.059 \times 10^4 \text{ kg}$$

$$Q_{\text{maxo}} := \frac{w_1 \cdot t_p^2}{4 \cdot a_o} \cdot \sqrt{F_{yp}^2 - 3 \left( \frac{F_o}{w_1 \cdot t_p} \right)^2} = 4.891 \times 10^3 \text{ kg}$$

Finalmente se calcula el momento resistente

Para este caso particularmente se propusieron las combinaciones siguientes, tomando en cuenta que las fuerzas por efecto de apalancamiento, producen un momento con los brazos de palanca h2 y h3, como analogía de las otras configuraciones.

$$Mq1 := \phi \cdot [2(P_t - Q_{\text{maxo}})h_2 + 2(P_t - Q_{\text{maxo}})h_3 + 2 \cdot T_b \cdot h_1 + 2 \cdot T_b \cdot h_4] = 1.844 \times 10^4 \text{ m} \cdot \text{kg}$$

$$Mq2 := \phi \cdot [2(P_t - Q_{\text{maxo}})h_2 + 2(T_b)(h_1 + h_3 + h_4)] = 1.53 \times 10^4 \text{ m} \cdot \text{kg}$$

$$Mq3 := \phi \cdot [2(P_t - Q_{\text{maxo}})h_3 + 2(T_b)(h_1 + h_2 + h_4)] = 1.411 \times 10^4 \text{ m} \cdot \text{kg}$$

$$Mq4 := \phi \cdot [2(T_b)(h_1 + h_2 + h_3 + h_4)] = 1.097 \times 10^4 \text{ m} \cdot \text{kg}$$

$$M_q := \max(Mq1, Mq2, Mq3, Mq4) = 1.844 \times 10^4 \text{ m} \cdot \text{kg}$$

En este caso se determinara la magnitud de las placas de continuidad.

6. Revisión de la resistencia a la fluencia del alma de la columna no rigidizada (sin placas de continuidad).

$$F_{fu} := \frac{M_{cfs}}{(d_v - t_{bf})} = 3.711 \times 10^4 \text{ kg} \quad R_{nc} := C_t \cdot (6 \cdot k_c + N_1 + 2t_p) \cdot F_{yc} \cdot t_{wc} = 3.805 \times 10^4 \text{ kg}$$

$$\text{Pasa\_revisión\_9} := \text{if}(F_{fu} \leq R_{nc}, \text{"SI"}, \text{"NO"})$$

$$\text{Pasa\_revisión\_9} = \text{"SI"}$$

7. Revisión del pandeo del alma de la columna no rigidizada (sin placas de continuidad) debido al patín en compresión de la viga.

$$R_{ncp} := \frac{\phi \cdot 24 \cdot t_{wc}^3 \cdot \sqrt{E \cdot F_{yc}}}{h} = 2.434 \times 10^4 \text{ kg}$$

$$\text{Pasa\_revisión\_10} := \text{if}(F_{fu} \leq R_{ncp}, \text{"SI"}, \text{"NO"})$$

$$\text{Pasa\_revisión\_10} = \text{"NO"}$$

Debido a esto, son necesarias las placas de continuidad

11. Revisión del arrugamiento del alma de la columna no rigidizada (sin placas de continuidad) debido al patín en compresión de la viga.

$$R_{nwc} := \left[ \phi \cdot 0.80 \cdot t_{wc}^2 \cdot \left[ 1 + 3 \left( \frac{N_1}{d_c} \right) \cdot \left( \frac{t_{wc}}{t_{fc}} \right)^{1.5} \right] \cdot \sqrt{\frac{E \cdot F_{yc} \cdot t_{fc}}{t_{wc}}} \right] = 3.951 \times 10^4 \text{ kg}$$

$$\text{Pasa\_revisión\_11} := \text{if}(F_{fu} \leq R_{nwc}, \text{"SI"}, \text{"NO"})$$

$$\text{Pasa\_revisión\_11} = \text{"SI"}$$

12. La fuerza para la que se diseña el rigidizador (placa de continuidad) es el menor valor de la diferencia entre las tres revisiones anteriores y  $F_{fu}$ , para los casos que sea necesario.

$$F_{su} := F_{fu} - R_{ncp} = 1.277 \times 10^4 \text{ kg}$$

13. Revisión de placas de continuidad

Se compara el área mínima con la que debe cumplir.

$$A_{stmin} := \frac{F_{su}}{\phi \cdot F_{yp}} = 6.73 \text{ cm}^2 \quad . < . \quad A_{actual} := \left( \frac{b_{cf} - t_{wc}}{2} \right) \cdot t_{fv} = 14.52 \text{ cm}^2$$

Por lo tanto si cumple (se toma el espesor del patín de la viga pues es igual).

Se revisa el ancho mínimo del rigidizador.

$$b_{smin} := \frac{b_{fv}}{3} - \frac{t_{wc}}{2} = 6.267 \text{ cm} \quad . < . \quad b_{actual} := \left( \frac{b_{cf} - t_{wc}}{2} \right) = 12.1 \text{ cm}$$

Por último se revisa el espesor, del rigidizador.

$$l_{pc} := d_c - (2 \cdot t_{fc}) = 0.276 \text{ m}$$

$$t_s := t_{fv} = 1.2 \text{ cm} \quad . \geq . \quad \frac{F_{su}}{0.90 \cdot 0.60 \cdot F_{yp} \cdot (l_{pc}) \cdot 2} = 0.169 \text{ cm} \quad \text{OK}$$

Adicionalmente este modelo requiere de que se propongan rigidizadores de placa-tope, los cuales se dimensionan bajo las recomendaciones del AISC de los manuales antes citados.

$$h_{st} := p_{ext} = 15 \text{ cm}$$

Longitud del rigidizador.

$$L_{st} := \frac{h_{st}}{0.5773} = 0.26 \text{ m}$$

Espesor requerido.

$$t_{sr} := t_{wv} \cdot \left( \frac{F_{yp}}{F_{yp}} \right) = 0.8 \text{ cm}$$

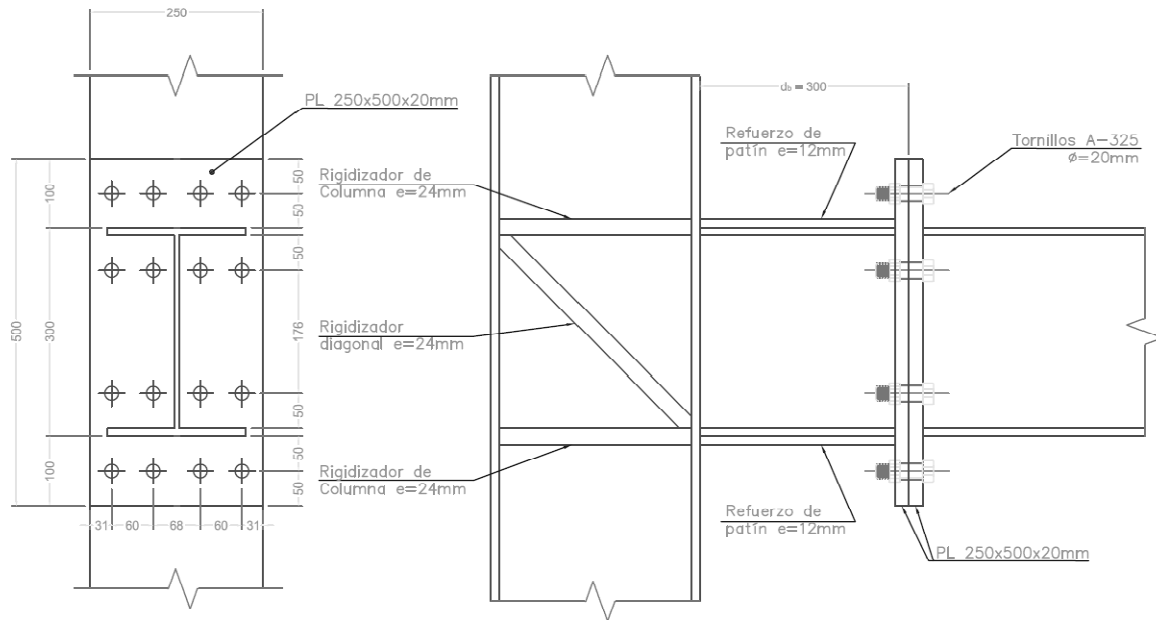
Debe cumplir las siguientes condiciones para evitar el pandeo.

$$\frac{h_{st}}{t_{sr}} = 18.75 \leq 0.58 \sqrt{\frac{E}{F_{yp}}} = 16.71$$

$$t_{sr} = 0.8 \text{ cm} \geq 1.79 h_{st} \cdot \sqrt{\frac{F_{yp}}{E}} = 0.932 \text{ cm}$$

\* Sin embargo los rigidizadores se mantuvieron con este espesor y altura por la poca diferencia que existe, había dos alternativas, reducir la altura a 12 cm o aumentar el espesor a 1 cm sin embargo este último requería un remallado pues el ancho de este coincidía con el alma.

MODELO CN5



Datos de la conexión:

		$g_{10} := 18.8\text{cm}$		$p_b := 6\text{cm}$	$Z_{x2} := 1451.8\text{cm}^3$
$F_{nt} := 6330 \frac{\text{kg}}{\text{cm}^2}$	$b_p := 25\text{cm}$	$p_{fi} := 5\text{cm}$		$\phi := 0.75$	$FR := 0.9$
	$t_{fc} := 1.2\text{cm}$	$p_{fo} := p_{fi} = 5\text{cm}$		$\phi_b := 0.90$	$R_y := 1.1$
$F_{yp} := 2530 \frac{\text{kg}}{\text{cm}^2}$	$h_0 := 34.4\text{cm}$	$g_1 := 6.8\text{cm}$		$b_{fv} := 20\text{cm}$	$d_e := 5\text{cm}$
	$h_1 := 23.2\text{cm}$	$s_1 := \frac{1}{2} \cdot \sqrt{b_p \cdot g_1} = 6.519\text{cm}$		$t_{fv} := t_{fc}$	$b_{cf} := 25\text{cm}$
$F_{up} := 4080 \frac{\text{kg}}{\text{cm}^2}$	$t_{bf} := 1.2\text{cm}$	$p_{fi2} := \text{if}(p_{fi} > s_1, s_1, p_{fi})$		$t_{wv} := 0.8\text{cm}$	$c_1 := 9.2\text{cm}$
	$d_v := 30\text{cm}$			$t_{wc} := t_{wv}$	$p_{ext} := 15\text{cm}$
$F_{yc} := F_{yp}$	$d_b := 2\text{cm}$	$\lambda_p := \frac{b_{fv}}{2t_{fv}} = 8.333$		$N_1 := 1.2\text{cm}$	$d_c := d_v$
	$t_p := 2\text{cm}$			$C_t := 1$	$p_{si} := p_{fi}$
$E := 2100000 \frac{\text{kg}}{\text{cm}^2}$	$h := d_v - (2 \cdot t_{fv}) = 0.276\text{m}$			$k_c := 1.3\text{cm}$	$p_{so} := p_{fo}$
$S_x := 757.38\text{cm}^3$	$\lambda_a := \frac{h}{t_{wv}} = 34.5$	$Z_x := 834.55\text{cm}^3$	$T_b := 0.5 \cdot (1270\text{kg}) = 6.35 \times 10^3\text{kg}$		

### 1. Momento plástico resistente de la viga ( $M_v$ ).

De acuerdo a las NTC-METÁLICAS DF, especificado en la sección 3.3.2 y para la ecuación 3.19.

$$M_p := FR \cdot Z_x \cdot F_{yp} = 1.9 \times 10^4 \text{ m}\cdot\text{kg} \quad . \leq \quad M_e := FR \cdot (1.5 \cdot S_x \cdot F_{yp}) = 2.587 \times 10^4 \text{ m}\cdot\text{kg}$$

De acuerdo al AISC-LRFD, parte tres del manual "diseño de miembros a flexión".

$$M_{pa} := 1.1 \cdot R_y \cdot (Z_x \cdot F_{yp}) = 2.555 \times 10^4 \text{ m}\cdot\text{kg} \quad M_{pt} := Z_x \cdot F_{yp} = 2.111 \times 10^4 \text{ m}\cdot\text{kg}$$

### 2. Momento resistente esperado para la placa-tope ( $M_{pl}$ ).

Para el caso 1, ( $d_e \leq s_1$ )

$$y_{p1} := \frac{b_p}{2} \left[ h_1 \cdot \left( \frac{1}{p_{fi}} + \frac{1}{s_1} \right) + h_0 \cdot \left( \frac{1}{s_1} + \frac{1}{p_{fo}} \right) \right] = 254.443 \text{ cm}$$

$$y_{p2} := \frac{2}{g_1} \cdot [h_1 \cdot (p_{fi} + s_1) + h_0 \cdot (s_1 + p_{fo})] = 195.149 \text{ cm}$$

$$Y_p := y_{p1} + y_{p2} = 449.592 \text{ cm}$$

$$M_{pl} := (F_{yp}) \cdot (t_p^2) \cdot (Y_p) = 4.55 \times 10^4 \text{ m}\cdot\text{kg}$$

### 3. Determinación del momento resistente del tornillo sin efecto de apalancamiento ( $M_{np}$ ).

$$A_b := \left( \frac{\pi \cdot d_b^2}{4} \right) = 3.142 \text{ cm}^2 \quad P_t := F_{nt} \cdot A_b = 1.989 \times 10^4 \text{ kg}$$

$$M_{np} := \phi \cdot 4P_t(h_0 + h_1) = 3.436 \times 10^4 \text{ m}\cdot\text{kg}$$

4. Se incrementa el momento esperado por el AISC para la viga adosando placas en los patines del muñón, los cuales son placas de 1.2 cm, para aumentar el modulo de sección plástico de esta zona e igualarlo al de la placa-tope para así evitar en esa zona la falla.

$$M_{pam} := 1.1 \cdot R_y \cdot (Z_{x2} F_{yp}) = 4.444 \times 10^4 \text{ m}\cdot\text{kg}$$

Posterior a encontrar las resistencias a momento de los componentes de la conexión se realiza la revisión del tipo de comportamiento solo de la placa tope, puesto que en este caso no se tiene contacto con la columna si no con otra placa-tope. Sin embargo lo que se puede hacer es determinar cuál de estas es la de comportamiento delgado (en caso de que sean de espesor distinto), lo cual no es aplicable en este caso debido a que ambas son del mismo espesor. Sin embargo cabe señalar que aun cuando la conexión fuese unida al patín de la columna en el AISC no existen expresiones que describan la resistencia de este componente mediante líneas de fluencia para esta configuración de conexión.

Para placa-tope

$$\text{Comp\_placa\_tope} := \text{if}(M_{pl} > 1.1M_{np}, \text{"Placa gruesa"}, \text{"Placa delgada"}) = \text{"Placa gruesa"}$$

Una vez determinadas las resistencias esperadas en la conexión y garantizar que no falle el muñón unido a la columna. Se procede a realizar las revisiones al patín y alma de la columna de acuerdo con la guía número trece del AISC (capítulo 2), para conexiones soldadas a la columna. Esta revisión se realiza sin placas de continuidad para determinar las dimensiones necesarias.

5. Flexión del patín de la columna.

$$F_{fu} := \frac{M_{pl}}{(d_v - t_{bf})} = 1.58 \times 10^5 \text{ kg} \quad R_{nc} := 0.9 \cdot 6.25 \cdot t_{fc}^2 \cdot F_{yp} \cdot C_t = 2.049 \times 10^4 \text{ kg}$$

$$\text{Pasa\_revisión\_5} := \text{if}(F_{fu} \leq R_{nc}, \text{"SI"}, \text{"NO"})$$

$$\text{Pasa\_revisión\_5} = \text{"NO"}$$

6. Revisión de fluencia local del alma de la columna no rigidizada (sin placas de continuidad) debido al patín en compresión de la viga.

$$R_{nly} := 1 \cdot [C_t \cdot (5 \cdot k_c) + N_1] \cdot F_{yp} \cdot t_{wc} = 1.558 \times 10^4 \text{ kg} \quad N_d := \frac{3 \cdot N_1}{d_c} = 0.12$$

$$\text{Pasa\_revisión\_6} := \text{if}(F_{fu} \leq R_{nly}, \text{"SI"}, \text{"NO"})$$

$$\text{Pasa\_revisión\_6} = \text{"NO"}$$

7. Revisión del arrugamiento del alma de la columna no rigidizada (sin placas de continuidad) debido al patín en compresión de la viga.

$$R_{nwc} := \left[ 0.75 \cdot 905 C_t t_{wc}^2 \cdot \left[ 1 + N_d \left( \frac{t_{wc}}{t_{fc}} \right)^{1.5} \right] \cdot \sqrt{\frac{1 \frac{\text{kg}}{\text{cm}^2} \cdot (F_{yc} \cdot t_{fc})}{t_{wc}}} \right] = 2.851 \times 10^4 \text{ kg}$$

$$\text{Pasa\_revisión\_7} := \text{if}(F_{fu} \leq R_{nwc}, \text{"SI"}, \text{"NO"})$$

$$\text{Pasa\_revisión\_7} = \text{"NO"}$$

8. Revisión del pandeo del alma de la columna no rigidizada (sin placas de continuidad) debido al patín en compresión de la viga.

$$h_2 := 27.6 \text{ cm}$$

$$R_{np} := 0.90 \cdot \frac{24 \cdot t_{wc}^3 \cdot \sqrt{E F_{yp}}}{h_2} = 2.921 \times 10^4 \text{ kg}$$

$$\text{Pasa\_revisión\_8} := \text{if}(F_{fu} \leq R_{np}, \text{"SI"}, \text{"NO"})$$

$$\text{Pasa\_revisión\_8} = \text{"NO"}$$



12. La fuerza para la que se diseña el rigidizador (placa de continuidad) es el menor valor de la diferencia entre las cuatro revisiones anteriores y  $F_{fu}$ , para los casos que sea necesario.

$$F_{su} := F_{fu} - \min(R_{np}, R_{nc}, R_{nwc}, R_{nly}) = 1.551 \times 10^5 \text{ kg}$$

13. Revisión de placas de continuidad, de acuerdo con la guía trece del AISC (capítulo 4)

Se compara el área mínima con la que debe cumplir.

Se revisa el ancho mínimo del rigidizador.

$$b_{smin} := \frac{b_{fv}}{3} - \frac{t_{wc}}{2} = 6.267 \text{ cm} \quad . < . \quad b_{actual} := \left( \frac{b_{cf} - t_{wc}}{2} \right) = 12.1 \text{ cm}$$

Por último se revisa el espesor, del rigidizador.

$$l_{pc} := d_c - (2 \cdot t_{fc}) = 0.276 \text{ m}$$

$$t_s := 2.4 \text{ cm} \quad . \geq . \quad \frac{F_{su}}{0.90 \cdot 0.60 \cdot F_{yp} \cdot (l_{pc}) \cdot 2} = 2.057 \text{ cm} \quad \text{OK}$$

Debido a que no cumple con las revisiones hechas para el patín y alma de la columna (5 a 8), adicionalmente se diseñaran atiesadores diagonales para reforzar el alma de la columna. A consecuencia de la gran capacidad de la conexión interesa especialmente en este modelo desplazar la falla a la conexión o viga. Esto se hace con la finalidad de que la conexión desarrolle en lo mayor posible su capacidad y tener un punto de comparación con los otros modelos.

En primera instancia se revisa el espesor mínimo requerido en el alma de la columna.

$$t_{wmin} := \frac{(d_c - t_{fc}) + (d_c) - 2 \cdot (t_{fc})}{90} = 0.627 \text{ cm} \quad . \leq . \quad t_{wc} = 0.8 \text{ cm} \quad \text{OK}$$

Se determina la fuerza a la que estará sometido.

$$V_{us} := 0.8 \cdot F_{su} = 1.241 \times 10^5 \text{ kg}$$

$$F_v := \frac{1}{0.7071} \cdot \left( V_{us} - \frac{F_{yp}}{\sqrt{3}} \cdot d_v \cdot t_{wc} \right) = 1.259 \times 10^5 \text{ kg}$$

Se propone el ancho del rigidizador que es igual al ancho de la columna menos el espesor del alma.

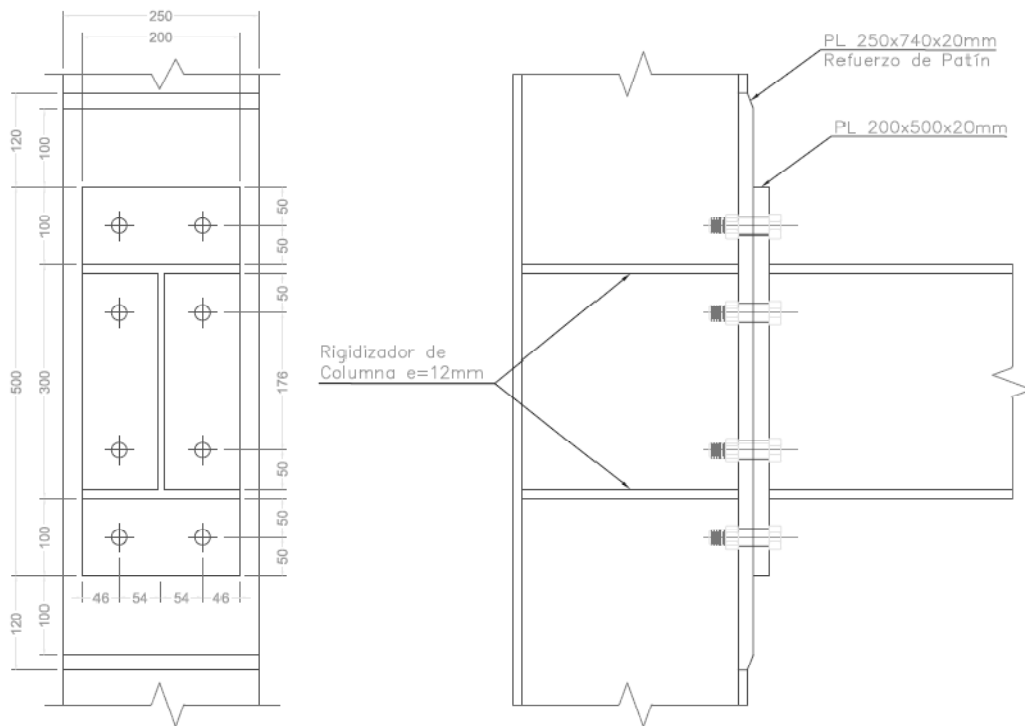
$$b_{at} := \frac{b_p - t_{wc}}{2} = 0.121 \text{ m}$$

Se encuentra el espesor requerido, se multiplica el ancho propuesto por dos debido a que tendrá atiesadores diagonales por ambos lados.

$$t_{ad} := \frac{F_v}{0.9 \cdot F_{yp} \cdot (b_{at}) \cdot 2} = 2.285 \text{ cm}$$

Sin embargo como se procura que este sea del mismo espesor que las placas de continuidad serán de 2.4 cm.

**MODELO CN2V**



Datos de la conexión:

$F_{nt} := 6330 \frac{\text{kg}}{\text{cm}^2}$	$b_p := 20\text{cm}$	$p_{fi} := 5\text{cm}$	$\phi := 0.75$	$FR := 0.9$
	$t_{fc} := 2\text{cm}$	$p_{fo} := p_{fi} = 5\text{cm}$	$\phi_b := 0.90$	$R_y := 1.1$
$F_{yp} := 2530 \frac{\text{kg}}{\text{cm}^2}$	$h_0 := 34.4\text{cm}$	$g_1 := 10.8\text{cm}$	$b_{fv} := 20\text{cm}$	$d_e := 5\text{cm}$
	$h_1 := 23.2\text{cm}$	$s_1 := \frac{1}{2} \cdot \sqrt{b_p \cdot g_1} = 7.348\text{cm}$	$t_{fv} := 1.2\text{cm}$	$b_{cf} := 25\text{cm}$
$F_{up} := 4080 \frac{\text{kg}}{\text{cm}^2}$	$t_{bf} := 1.2\text{cm}$	$p_{fi2} := \text{if}(p_{fi} > s_1, s_1, p_{fi})$	$t_{wv} := 0.8\text{cm}$	$c_1 := 11.2\text{cm}$
	$d_v := 30\text{cm}$		$t_{wc} := t_{wv}$	$p_{ext} := 10\text{cm}$
$F_{yc} := F_{yp}$	$d_b := 2\text{cm}$	$\lambda_p := \frac{b_{fv}}{2t_{fv}} = 8.333$	$N_1 := 2.8\text{cm}$	$d_c := d_v$
	$t_p := 2\text{cm}$		$C_t := 1$	$p_{si} := p_{fi}$
$E := 2100000 \frac{\text{kg}}{\text{cm}^2}$	$h := d_v - (2 \cdot t_{fv}) = 0.276\text{m}$		$k_c := 2\text{cm}$	$p_{so} := p_{fo}$
$S_x := 757.38\text{cm}^3$	$\lambda_a := \frac{h}{t_{wv}} = 32.5$	$Z_x := 834.55\text{cm}^3$		$T_b := 0.5 \cdot (12700\text{kg}) = 6.35 \times 10^3 \text{kg}$

## 4. Momento resistente esperado para el patín de la columna.

\*Con placas de continuidad.

$$Y_c := \frac{b_{cf}}{2} \left[ h_1 \left( \frac{1}{s_1} + \frac{1}{p_{si}} \right) + h_0 \left( \frac{1}{s_1} + \frac{1}{p_{so}} \right) \right] + \frac{2}{g_1} \left[ h_1 \cdot (s_1 + p_{si}) + h_0 \cdot (s_1 + p_{so}) \right] = 373.697 \text{ cm}$$

$$M_{cf} := \phi_b \cdot F_{yc} \cdot Y_c \cdot t_{fc}^2 = 3.404 \times 10^4 \text{ m}\cdot\text{kg} \quad t_{fc} := \sqrt{\frac{\phi \cdot 1.11 \cdot \min(M_{pl}, M_{np}, M_p)}{\phi_b \cdot F_{yp} \cdot Y_c}} = 1.297 \text{ cm} \quad \text{OK}$$

\*Sin placas de continuidad.

$$Y_{cs} := \frac{b_{cf}}{2} \left[ h_1 \left( \frac{1}{s_1} \right) + h_0 \left( \frac{1}{s_1} \right) \right] + \frac{2}{g_1} \left[ h_1 \cdot \left( s_1 + \frac{3 \cdot c_1}{4} \right) + h_0 \cdot \left( s_1 + \frac{c_1}{4} \right) + \frac{c_1^2}{2} \right] + \frac{g_1}{2} = 247.304 \text{ cm}$$

$$M_{cfs} := \phi_b \cdot F_{yc} \cdot Y_{cs} \cdot t_{fc}^2 = 2.252 \times 10^4 \text{ m}\cdot\text{kg} \quad t_{fcs} := \sqrt{\frac{\phi \cdot 1.11 \cdot \min(M_{pl}, M_{np}, M_p)}{\phi_b \cdot F_{yp} \cdot Y_{cs}}} = 1.594 \text{ cm} \quad \text{OK}$$

Posterior a encontrar las resistencias a momento de los componentes de la conexión se realiza la revisión del tipo de comportamiento de la placa tope y patín de columna según las expresiones 3.33 a 3.36 indicadas en la guía de diseño del AISC número cuatro, segunda edición y en el manual AISC-LRFD.

Para placa-tope

$$\text{Comp\_placa\_tope} := \text{if}(M_{pl} > 1.1M_{np}, \text{"Placa gruesa"}, \text{"Placa delgada"}) = \text{"Placa gruesa"}$$

Para patín de columna

$$\text{Comportamiento\_patín} := \text{if}(M_{cf} > 1.1M_{np}, \text{"Patín grueso"}, \text{"Patín delgado"}) = \text{"Patín grueso"}$$

Debido a que tiene un comportamiento grueso, se procede a realizarse la revisión de las placas de continuidad aun cuando el modelo no las requiere, parte de este trabajo es observar su comportamiento con este componente en la conexión.

## 5. Revisión de la resistencia a la fluencia del alma de la columna no rigidizada (sin placas de continuidad).

$$F_{fu} := \frac{M_{cfs}}{(d_v - t_{bf})} = 7.821 \times 10^4 \text{ kg} \quad R_{nc} := C_t \cdot (6 \cdot k_c + N_1 + 2t_p) \cdot F_{yc} \cdot t_{wc} = 3.805 \times 10^4 \text{ kg}$$

$$\text{Pasa\_revisión\_5} := \text{if}(F_{fu} \leq R_{nc}, \text{"SI"}, \text{"NO"})$$

$$\text{Pasa\_revisión\_5} = \text{"NO"}$$

6. Revisión del pandeo del alma de la columna no rigidizada (sin placas de continuidad) debido al patín en compresión de la viga.

$$R_{ncp} := \frac{\phi \cdot 24 \cdot t_{wc}^3 \cdot \sqrt{E \cdot F_{yc}}}{h} = 2.434 \times 10^4 \text{ kg}$$

$$\text{Pasa\_revisión\_6} := \text{if}(F_{fu} \leq R_{ncp}, \text{"SI"}, \text{"NO"})$$

$$\text{Pasa\_revisión\_6} = \text{"NO"}$$

Debido a esto, son necesarias las placas de continuidad

7. Revisión del arrugamiento del alma de la columna no rigidizada (sin placas de continuidad) debido al patín en compresión de la viga.

$$R_{nwc} := \left[ \phi \cdot 0.80 \cdot t_{wc}^2 \cdot \left[ 1 + 3 \left( \frac{N_1}{d_c} \right) \cdot \left( \frac{t_{wc}}{t_{fc}} \right)^{1.5} \right] \cdot \sqrt{\frac{E \cdot F_{yc} \cdot t_{fc}}{t_{wc}}} \right] = 4.739 \times 10^4 \text{ kg}$$

$$\text{Pasa\_revisión\_7} := \text{if}(F_{fu} \leq R_{nwc}, \text{"SI"}, \text{"NO"})$$

$$\text{Pasa\_revisión\_7} = \text{"NO"}$$

12. La fuerza para la que se diseña el rigidizador (placa de continuidad) es el menor valor de la diferencia entre las tres revisiones anteriores y  $F_{fu}$ , para los casos que sea necesario.

$$F_{su} := F_{fu} - \min(R_{ncp}, R_{nc}, R_{nwc}) = 5.387 \times 10^4 \text{ kg}$$

13. Revisión de placas de continuidad

Se compara el área mínima con la que debe cumplir.

$$A_{stmin} := \frac{F_{su}}{\phi \cdot F_{yp}} = 28.39 \text{ cm}^2 \quad . < . \quad A_{actual} := (b_{cf} - t_{wc}) \cdot t_{fv} = 29.04 \text{ cm}^2$$

Para los casos anteriores se había estado revisando solo con un rigidizador aun cuando el modelo tiene placas de continuidad en ambos lados.

Por lo tanto si cumple (se toma el espesor del patin de la viga pues es igual).

Se revisa el ancho mínimo del rigidizador.

$$b_{smin} := \frac{b_{fv}}{3} - \frac{t_{wc}}{2} = 6.267 \text{ cm} \quad . < . \quad b_{actual} := \left( \frac{b_{cf} - t_{wc}}{2} \right) = 12.1 \text{ cm}$$

Por último se revisa el espesor, del rigidizador.

$$l_{pc} := d_c - (2 \cdot t_{fc}) = 0.26 \text{ m}$$

$$t_s := t_{fv} = 1.2 \text{ cm} \quad . \geq . \quad \frac{F_{su}}{0.90 \cdot 0.60 \cdot F_{yp} \cdot (l_{pc}) \cdot 2} = 0.758 \text{ cm} \quad \text{OK}$$

## MODELO CN3V

*Nota: A partir de este modelo las características geométricas son tomadas de sus homólogos CN3 y CN4 solo que con la particularidad de la zona de refuerzo la cual es de la misma longitud y espesor que el modelo CN2V. Además se obviarán las características geométricas de los modelos mencionados solo que con espesor de patín de 2 cm.*

2. Momento resistente esperado para la placa-tope (Mpl).

Para el caso 1, (de  $\leq s_1$ )

$$Y_p := \frac{b_p}{2} \left[ h_1 \cdot \left( \frac{1}{p_{fi}} + \frac{1}{s_1} \right) + h_0 \cdot \left( \frac{1}{s_1} + \frac{1}{p_{fo}} \right) \right] + \frac{2}{g_1} \cdot [h_1 \cdot (p_{fi} + s_1) + h_0 \cdot (p_{fo} + s_1)] = 325.301 \text{ cm}$$

$$M_{pl} := (F_{yp}) \cdot (t_p^2) \cdot (Y_p) = 3.292 \times 10^4 \text{ m}\cdot\text{kg}$$

4. Momento resistente esperado para el patín de la columna.

\*Con placas de continuidad.

$$Y_c := \frac{b_{cf}}{2} \left[ h_1 \cdot \left( \frac{1}{s_1} + \frac{1}{p_{si}} \right) + h_0 \cdot \left( \frac{1}{s_1} + \frac{1}{p_{so}} \right) \right] + \frac{2}{g_1} \cdot [h_1 \cdot (s_1 + p_{si}) + h_0 \cdot (s_1 + p_{so})] = 373.697 \text{ cm}$$

$$M_{cf} := \phi_b \cdot F_{yc} \cdot Y_c \cdot t_{fc}^2 = 3.404 \times 10^4 \text{ m}\cdot\text{kg} \quad t_{fc} := \sqrt{\frac{\phi \cdot 1.11 \cdot \min(M_{pl}, M_{np}, M_p)}{\phi_b \cdot F_{yp} \cdot Y_c}} = 1.297 \text{ cm} \quad \text{OK}$$

\*Sin placas de continuidad.

$$Y_{cs} := \frac{b_{cf}}{2} \left[ h_1 \cdot \left( \frac{1}{s_1} \right) + h_0 \cdot \left( \frac{1}{s_1} \right) \right] + \frac{2}{g_1} \cdot \left[ h_1 \cdot \left( s_1 + \frac{3 \cdot c_1}{4} \right) + h_0 \cdot \left( s_1 + \frac{c_1}{4} \right) + \frac{c_1^2}{2} \right] + \frac{g_1}{2} = 247.304 \text{ cm}$$

$$M_{cfs} := \phi_b \cdot F_{yc} \cdot Y_{cs} \cdot t_{fc}^2 = 2.252 \times 10^4 \text{ m}\cdot\text{kg} \quad t_{fcs} := \sqrt{\frac{\phi \cdot 1.11 \cdot \min(M_{pl}, M_{np}, M_p)}{\phi_b \cdot F_{yp} \cdot Y_{cs}}} = 1.594 \text{ cm} \quad \text{OK}$$

Posterior a encontrar las resistencias a momento de los componentes de la conexión se realiza la revisión del tipo de comportamiento de la placa tope y patín de columna según las expresiones 3.33 a 3.36 indicadas en la guía de diseño del AISC número cuatro, segunda edición y en el manual AISC-LRFD.

Para placa-tope

$$\text{Comp\_placa\_tope} := \text{if}(M_{pl} > 1.1M_{np}, \text{"Placa gruesa"}, \text{"Placa delgada"}) = \text{"Placa gruesa"}$$

Para patín de columna

$$\text{Comportamiento\_patín} := \text{if}(M_{cf} > 1.1M_{np}, \text{"Patín grueso"}, \text{"Patín delgado"}) = \text{"Patín grueso"}$$

Debido a que tiene un comportamiento grueso, se procede a realizarse la revisión de las placas de continuidad aun cuando el modelo no las requiere, parte de este trabajo es observar su comportamiento con este componente en la conexión.

5. Revisión de la resistencia a la fluencia del alma de la columna no rigidizada (sin placas de continuidad).

$$F_{fu} := \frac{M_{cfs}}{(d_v - t_{bf})} = 7.821 \times 10^4 \text{ kg} \quad R_{nc} := C_t \cdot (6 \cdot k_c + N_1 + 2t_p) \cdot F_{yc} \cdot t_{wc} = 3.805 \times 10^4 \text{ kg}$$

$$\text{Pasa\_revisión\_5} := \text{if}(F_{fu} \leq R_{nc}, \text{"SI"}, \text{"NO"})$$

$$\text{Pasa\_revisión\_5} = \text{"NO"}$$

6. Revisión del pandeo del alma de la columna no rigidizada (sin placas de continuidad) debido al patín en compresión de la viga.

$$R_{ncp} := \frac{\phi \cdot 24 \cdot t_{wc}^3 \cdot \sqrt{E \cdot F_{yc}}}{h} = 2.434 \times 10^4 \text{ kg}$$

$$\text{Pasa\_revisión\_6} := \text{if}(F_{fu} \leq R_{ncp}, \text{"SI"}, \text{"NO"})$$

$$\text{Pasa\_revisión\_6} = \text{"NO"}$$

Debido a esto, son necesarias las placas de continuidad

7. Revisión del arrugamiento del alma de la columna no rigidizada (sin placas de continuidad) debido al patín en compresión de la viga.

$$R_{nwc} := \left[ \phi \cdot 0.80 \cdot t_{wc}^2 \cdot \left[ 1 + 3 \left( \frac{N_1}{d_c} \right) \cdot \left( \frac{t_{wc}}{t_{fc}} \right)^{1.5} \right] \cdot \sqrt{\frac{E \cdot F_{yc} \cdot t_{fc}}{t_{wc}}} \right] = 4.739 \times 10^4 \text{ kg}$$

$$\text{Pasa\_revisión\_7} := \text{if}(F_{fu} \leq R_{nwc}, \text{"SI"}, \text{"NO"})$$

$$\text{Pasa\_revisión\_7} = \text{"NO"}$$

8. La fuerza para la que se diseña el rigidizador (placa de continuidad) es el menor valor de la diferencia entre las tres revisiones anteriores y  $F_{fu}$ , para los casos que sea necesario.

$$F_{su} := F_{fu} - \min(R_{ncp}, R_{nc}, R_{nwc}) = 5.387 \times 10^4 \text{ kg}$$

9. Revisión de placas de continuidad

Se compara el área mínima con la que debe cumplir.

$$A_{stmin} := \frac{F_{su}}{\phi \cdot F_{yp}} = 28.39 \text{ cm}^2 \quad . < . \quad A_{actual} := (b_{cf} - t_{wc}) \cdot t_{fv} = 29.04 \text{ cm}^2$$

Para los casos anteriores se había estado revisando solo con un rigidizador aun cuando el modelo tiene placas de continuidad en ambos lados.

Por lo tanto si cumple (se toma el espesor del patín de la viga pues es igual).

Se revisa el ancho mínimo del rigidizador.

$$b_{\text{smin}} := \frac{b_{\text{fv}}}{3} - \frac{t_{\text{wc}}}{2} = 6.267 \text{ cm} \quad . < . \quad b_{\text{actual}} := \left( \frac{b_{\text{cf}} - t_{\text{wc}}}{2} \right) = 12.1 \text{ cm}$$

Por último se revisa el espesor, del rigidizador.

$$l_{\text{pc}} := d_{\text{c}} - (2 \cdot t_{\text{fc}}) = 0.26 \text{ m}$$

$$t_{\text{s}} := t_{\text{fv}} = 1.2 \text{ cm} \quad . \geq . \quad \frac{F_{\text{su}}}{0.90 \cdot 0.60 \cdot F_{\text{yp}} \cdot (l_{\text{pc}}) \cdot 2} = 0.758 \text{ cm} \quad \text{OK}$$

Adicionalmente este modelo requiere que se propongan rigidizadores de placa-tope, los cuales se dimensionan bajo las recomendaciones del AISC de los manuales antes citados.

$$h_{\text{st}} := p_{\text{ext}} = 10 \text{ cm}$$

Longitud del rigidizador.

$$L_{\text{st}} := \frac{h_{\text{st}}}{0.5773} = 0.173 \text{ m}$$

Espesor requerido.

$$t_{\text{sr}} := t_{\text{wv}} \cdot \left( \frac{F_{\text{yp}}}{F_{\text{yp}}} \right) = 0.8 \text{ cm}$$

Debe cumplir las siguientes condiciones para evitar el pandeo.

$$\frac{h_{\text{st}}}{t_{\text{sr}}} = 12.5 \quad . \leq . \quad 0.56 \sqrt{\frac{E}{F_{\text{yp}}}} = 16.134 \quad \text{OK}$$

$$t_{\text{sr}} = 0.8 \text{ cm} \quad . \geq . \quad 1.79 h_{\text{st}} \cdot \sqrt{\frac{F_{\text{yp}}}{E}} = 0.621 \text{ cm} \quad \text{OK}$$

## MODELO CN4V

*Nota: A partir de este modelo las características geométricas son tomadas de sus homólogos CN3 y CN4 solo que con la particularidad de la zona de refuerzo la cual es de la misma longitud y espesor que el modelo CN2V. Además se obviarán las características geométricas de los modelos mencionados solo que con espesor de patín de 2 cm.*

4. Momento resistente esperado para el patín de la columna.

\*Con placas de continuidad.

$$y1 := \frac{b_{cf}}{2} \left[ h_1 \cdot \left( \frac{1}{s_1} \right) + h_2 \cdot \left( \frac{1}{p_{so}} \right) + h_3 \cdot \left( \frac{1}{p_{si}} \right) + h_4 \cdot \left( \frac{1}{s_1} \right) \right] = 277.98 \text{ cm}$$

$$y2 := \left[ h_1 \cdot \left( s_1 + \frac{p_b}{4} \right) + h_2 \cdot \left( p_{so} + \frac{3 \cdot p_b}{4} \right) + h_3 \cdot \left( p_{si} + \frac{p_b}{4} \right) + h_4 \cdot \left( s_1 + \frac{3 \cdot p_b}{4} \right) + p_b \right]^2 = 10.173 \text{ m} \cdot \text{cm}$$

$$Y_c := y1 + \frac{2}{g_1} \cdot y2 + g_1 = 477.163 \text{ cm}$$

$$M_{cf} := \phi_b \cdot F_{yc} \cdot Y_c \cdot t_{fc}^2 = 4.346 \times 10^4 \text{ m} \cdot \text{kg}$$

$$t_{fc} := \sqrt{\frac{\phi \cdot 1.11 \cdot \min(M_{pl}, M_{np}, M_p)}{\phi_b \cdot F_{yp} \cdot Y_c}} = 1.207 \text{ cm} \quad \text{OK}$$

$$ys1 := \frac{b_{cf}}{2} \left[ h_1 \cdot \left( \frac{1}{s_1} \right) + h_4 \cdot \left( \frac{1}{s_1} \right) \right] = 97.98 \text{ cm}$$

$$y_x := h_1 \cdot \left( s_1 + \frac{c_1}{2} + p_b \right) = 707.17 \text{ cm}^2$$

\*Sin placas de continuidad.

$$ys2 := \frac{2}{g_1} \cdot \left[ y_x + h_2 \cdot \left( \frac{p_b}{2} + \frac{c_1}{4} \right) + h_3 \cdot \left( \frac{p_b}{2} + \frac{c_1}{2} \right) + h_4 \cdot (s_1) \right] = 222.565 \text{ cm}$$

$$Y_{cs} := ys1 + ys2 + \frac{g_1}{2} = 325.945 \text{ cm}$$

$$M_{cfs} := \phi_b \cdot F_{yc} \cdot Y_{cs} \cdot t_{fc}^2 = 2.969 \times 10^4 \text{ m} \cdot \text{kg}$$

$$t_{fcs} := \sqrt{\frac{\phi \cdot 1.11 \cdot \min(M_{pl}, M_{np}, M_p)}{\phi_b \cdot F_{yp} \cdot Y_{cs}}} = 1.46 \text{ cm}$$

Como se puede observar en los resultados en este caso incluso sin placas de continuidad es suficiente el espesor de patín.

Posterior a encontrar las resistencias a momento de los componentes de la conexión se realiza la revisión del tipo de comportamiento de la placa tope y patín de columna según las expresiones 3.33 a 3.36 indicadas en la guía de diseño del AISC número cuatro, segunda edición y en el manual AISC-LRFD.



Para placa-tope

$$\text{Comp\_placa\_tope} := \text{if}(M_{pl} > 1.1M_{np}, \text{"Placa gruesa"}, \text{"Placa delgada"}) = \text{"Placa gruesa"}$$

Para patín de columna

$$\text{Comportamiento\_patín} := \text{if}(M_{cf} > 1.1M_{np}, \text{"Patín grueso"}, \text{"Patín delgado"}) = \text{"Patín grueso"}$$

Debido a que tiene un comportamiento grueso, se procede a realizarse la revisión de las placas de continuidad aun cuando el modelo no las requiere, parte de este trabajo es observar su comportamiento con este componente en la conexión.

5. Revisión de la resistencia a la fluencia del alma de la columna no rigidizada (sin placas de continuidad).

$$F_{fu} := \frac{M_{cfs}}{(d_v - t_{bf})} = 1.031 \times 10^5 \text{ kg} \quad R_{nc} := C_t \cdot (6 \cdot k_c + N_1 + 2t_p) \cdot F_{yc} \cdot t_{wc} = 3.805 \times 10^4 \text{ kg}$$

$$\text{Pasa\_revisión\_5} := \text{if}(F_{fu} \leq R_{nc}, \text{"SI"}, \text{"NO"})$$

$$\text{Pasa\_revisión\_5} = \text{"NO"}$$

Debido a esto, son necesarias las placas de continuidad

6. Revisión del pandeo del alma de la columna no rigidizada (sin placas de continuidad) debido al patín en compresión de la viga.

$$R_{ncp} := \frac{\phi \cdot 24 \cdot t_{wc}^3 \cdot \sqrt{E \cdot F_{yc}}}{h} = 2.434 \times 10^4 \text{ kg}$$

$$\text{Pasa\_revisión\_6} := \text{if}(F_{fu} \leq R_{ncp}, \text{"SI"}, \text{"NO"})$$

$$\text{Pasa\_revisión\_6} = \text{"NO"}$$

Debido a esto, son necesarias las placas de continuidad

7. Revisión del arrugamiento del alma de la columna no rigidizada (sin placas de continuidad) debido al patín en compresión de la viga.

$$R_{nwc} := \left[ \phi \cdot 0.80 \cdot t_{wc}^2 \cdot \left[ 1 + 3 \left( \frac{N_1}{d_c} \right) \cdot \left( \frac{t_{wc}}{t_{fc}} \right)^{1.5} \right] \cdot \sqrt{\frac{E \cdot F_{yc} \cdot t_{fc}}{t_{wc}}} \right] = 4.739 \times 10^4 \text{ kg}$$

$$\text{Pasa\_revisión\_7} := \text{if}(F_{fu} \leq R_{nwc}, \text{"SI"}, \text{"NO"})$$

$$\text{Pasa\_revisión\_7} = \text{"NO"}$$

12. La fuerza para la que se diseña el rigidizador (placa de continuidad) es el menor valor de la diferencia entre las tres revisiones anteriores y  $F_{fu}$ , para los casos que sea necesario.

$$F_{su} := F_{fu} - \min(R_{ncp}, R_{nc}, R_{nwc}) = 7.874 \times 10^4 \text{ kg}$$

13. Revisión de placas de continuidad. Se compara el área mínima con la que debe cumplir.

$$A_{stmin} := \frac{F_{su}}{\phi \cdot F_{yp}} = 41.497 \text{ cm}^2 < A_{actual} := (b_{cf} - t_{wc}) \cdot t_{fv} \cdot 2 = 58.08 \text{ cm}^2$$

Para los casos anteriores se había estado revisando solo con un rigidizador aun cuando el modelo tiene placas de continuidad en ambos lados.

Por lo tanto si cumple (se toma el espesor del patín de la viga pues es igual).

Se revisa el ancho mínimo del rigidizador.

$$b_{\text{min}} := \frac{b_{\text{fv}}}{3} - \frac{t_{\text{wc}}}{2} = 6.267 \text{ cm} \quad . < . \quad b_{\text{actual}} := \left( \frac{b_{\text{cf}} - t_{\text{wc}}}{2} \right) = 12.1 \text{ cm}$$

Por último se revisa el espesor, del rigidizador.

$$l_{\text{pc}} := d_{\text{c}} - (2 \cdot t_{\text{fc}}) = 0.26 \text{ m}$$

$$t_{\text{s}} := t_{\text{fv}} = 1.2 \text{ cm} \quad . \geq . \quad \frac{F_{\text{su}}}{0.90 \cdot 0.60 \cdot F_{\text{yp}} \cdot (l_{\text{pc}}) \cdot 2} = 1.108 \text{ cm} \quad \text{OK}$$

Adicionalmente este modelo requiere de que se propongan rigidizadores de placa-tope, los cuales se dimensionan bajo las recomendaciones del AISC de los manuales antes citados.

$$h_{\text{st}} := p_{\text{ext}} = 15 \text{ cm}$$

Longitud del rigidizador.

Espesor requerido.

$$L_{\text{st}} := \frac{h_{\text{st}}}{0.5773} = 0.26 \text{ m}$$

$$t_{\text{sr}} := t_{\text{wv}} \cdot \left( \frac{F_{\text{yp}}}{F_{\text{yp}}} \right) = 0.8 \text{ cm}$$

$$\frac{h_{\text{st}}}{t_{\text{sr}}} = 18.75 \quad . \leq . \quad 0.58 \sqrt{\frac{E}{F_{\text{yp}}}} = 16.71$$

$$t_{\text{sr}} = 0.8 \text{ cm} \quad . \geq . \quad 1.79 h_{\text{st}} \cdot \sqrt{\frac{F_{\text{yp}}}{E}} = 0.932 \text{ cm}$$

\* Sin embargo los rigidizadores se mantuvieron con este espesor y altura por la poca diferencia que existe, había dos alternativas, reducir la altura a 12 cm o aumentar el espesor a 1 cm sin embargo este último requería un remallado pues el ancho de este coincidía con el alma.