



UNIVERSIDAD DE CHILE

FACULTAD DE CIENCIAS FISICAS Y MATEMATICAS

DEPARTAMENTO DE INGENIERIA CIVIL

ESTUDIO NUMÉRICO DE CONEXIONES DE MOMENTO DBT (DOUBLE BUILT-UP T)  
PARA EDIFICIOS DE MARCOS SISMORESISTENTES

**TESIS PARA OPTAR AL GRADO DE MAGÍSTER EN CIENCIAS DE LA INGENIERÍA  
MENCIÓN INGENIERÍA SÍSMICA**

CLAUDIO ANDRÉS ALARCÓN OSORIO

**PROFESOR GUÍA:**

RICARDO HERRERA MARDONES

**MIEMBROS DE LA COMISIÓN:**

JUAN FELIPE BELTRÁN MORALES

FABIÁN ROJAS BARRALES

CARLOS AGUIRRE AHUMADA

SANTIAGO, CHILE

2017

RESUMEN DE LA TESIS PARA OPTAR AL  
GRADO DE: Magíster en Ingeniería Sísmica  
POR: Claudio Andrés Alarcón Osorio  
FECHA: 04/01/2017  
PROFESOR GUIA: Ricardo Herrera Mardones

## ESTUDIO NUMÉRICO DE CONEXIONES DE MOMENTO DBT (DOUBLE BUILT-UP T) PARA EDIFICIOS DE MARCOS SISMORESISTENTES

La presente investigación corresponde a un estudio numérico del sistema viga-conexión DBT sometido a carga monotónica, con el objetivo de comparar los resultados numéricos, con los teóricos establecidos en el FEMA 350. La elección de los sistemas vigas conexión, se logró mediante un proceso de prueba y error de 4 estructuras destinadas al uso habitacional que fueron modeladas como marcos sismorresistentes en 2D sometidas a la combinación de cargas gravitacionales y dinámicas de diseño hasta cumplir con las disposiciones establecidas en la NCh 433 Of 2009.

La primera parte corresponde a una revisión bibliográfica. Con esta se ha construido un marco teórico que permite entender el comportamiento del sistema viga -conexión. Una vez determinados los posibles modos de falla que controlan el comportamiento de los sistemas, se ha diseñado una serie de 24 especímenes con 4 posibles modos de falla teóricos. Esta serie, denominada DBT será estudiada en esta investigación de forma numérica mediante la construcción de modelos de elementos finitos y luego los resultados serán correlaciones con aquellos determinados de manera teórica.

La segunda parte es la construcción de un modelo computacional de elementos finitos con el software ANSYS en su versión 15. Corresponde a un modelo 3D, este considera las no linealidades de los materiales y discontinuidades geométricas. La primera y segunda validación se realizó comparando la curva de comportamiento de la conexión aislada y el sistema viga-conexión con los estudios realizados previo a esta tesis.

La tercera parte es el estudio de la respuesta monotónica del sistema mediante el modelo de elementos finitos para cada modo de falla considerado. De esta manera se ha podido comparar con los modos de falla teóricos en la etapa de diseño.

Se determinó que existe una buena correlación entre los valores de momento numéricos y teóricos y que la rotulación plástica de la viga, es el mecanismo que disipa la mayor cantidad de energía. Además, la degradación de rigidez en la conexión, es producto de un estado inicial y de término del desplazamiento del perno a corte, hasta que entra en contacto con la perforación del alma, que gracias a la relajación que otorga el aplastamiento del ala de la viga, es que los pernos sometidos a corte y tracción no fallan, que la rigidez para el modo de falla por apalancamiento y fractura del área neta, están de mejor manera representadas teóricamente por la estipulada en el AISC 2010 y FEMA 350 (2000), respectivamente.

En futuras investigaciones, se debe completar el modelo, someterlos a una mayor rotación para gatillar la fractura del área neta de la T stub.

## Tabla de Contenido

1. INTRODUCCION.....	1
1.1 Motivación.....	1
1.2 Antecedentes Generales.....	1
1.3 Antecedentes Específicos.....	5
1.4 Objetivos.....	7
1.4.1 Objetivos Generales.....	7
1.4.2 Objetivos Específicos.....	7
1.5 Organización del informe.....	8
2. MARCO TEÓRICO Y ANTECEDENTES.....	9
2.1 Marco teórico.....	9
2.1.1 Comportamiento de marcos empleando conexiones.....	11
2.1.2 Conexiones flexibles semi rígidas.....	12
2.1.3 Conexiones con perfiles T-stub.....	13
2.2 Swanson y Leon (2001) .....	15
2.3 Piluso et al (2001).....	17

2.4 Bravo (2013).....	21
2.5 Aedo (2009).....	24
2.6 Salas (2016).....	24
3. DISEÑO DE CONEXIONES MEDIANTE FEMA 350 Y VERIFICACIÓN DE LAS DISPOSICIONES DEL AISC 2010 Y NCH 433 OF 2009.....	25
3.1 Efecto del apalancamiento en la tracción de los pernos.....	25
3.2 Formulación FEMA 350 (2000).....	31
3.2.1 Fractura pernos a tracción.....	31
3.2.2 Apalancamiento del ala.....	32
3.2.3 Fractura por corte de pernos.....	33
3.2.4 Fractura Área Neta .....	34
3.2.5 Falla por bloque de corte.....	34
3.2.6 Falla por rotulación plástica de la viga.....	35
3.2.4.1. Plastificación de la viga.....	35
3.2.7 Falla por fractura del área neta del ala de la viga.....	39
3.3 Geometría de vigas, columnas y propiedades mecánicas de los materiales empleados por Smallidge (1999) en los ensayos a escala real.....	40



3.3.1	Configuración de ensayo típica.....	40
3.3.2	Geometría de Vigas, Columnas y Conexión.....	40
3.3.3	Propiedades mecánicas de los Materiales empleados.....	47
3.3.4	Comparación modos de falla teóricos FEMA 350 (2000) versus Smallidge (1999) experimentales.....	48
3.4	Diseño de Conexiones mediante FEMA 350 y análisis estático y dinámico de marcos planos.....	52
3.4.1	Materiales empleados en el diseño de la conexión DBT-viga para este estudio.....	55
3.4.2	Diseños de las conexiones mediante protocolo FEMA 350 (2000) y resultados de los análisis estructurales para marcos sismo resistentes en 2D.....	56
4.	MODELACIÓN MEDIANTE ELEMENTOS FINITOS.....	64
4.1	Primera etapa de modelación.....	64
4.1.1	Materiales empleados.....	67
4.1.2	Contactos.....	70
4.2	Segunda etapa de modelación (validación del modelo).....	71
4.3	Tercera etapa: estudio paramétrico.....	76
5.	RESULTADOS Y ANÁLISIS.....	80

5.1 Determinación de la rigidez de la conexión para cada uno de los modelos numéricos.....	82
5.2 Curvas de comportamiento a carga monotónica.....	87
5.3 Comparación entre las tensiones de von Mises numéricas y teóricas.....	126
5.4 Curvas de momento versus rotación plástica para cada modo de falla en estudio.....	133
6. CONCLUSIONES Y FUTURAS LINEAS DE INVESTIGACION.....	137
6.1 Conclusiones.....	137
6.2 Futura Línea de Investigaciones.....	139
Bibliografía.....	140
Anexo A: Diseño bajo el protocolo FEMA 350.....	141
Anexo A: Modo de colapso del ala de la conexión.....	188
Anexo A: Verificación del diseño de vigas y columnas.....	212

# Capítulo 1

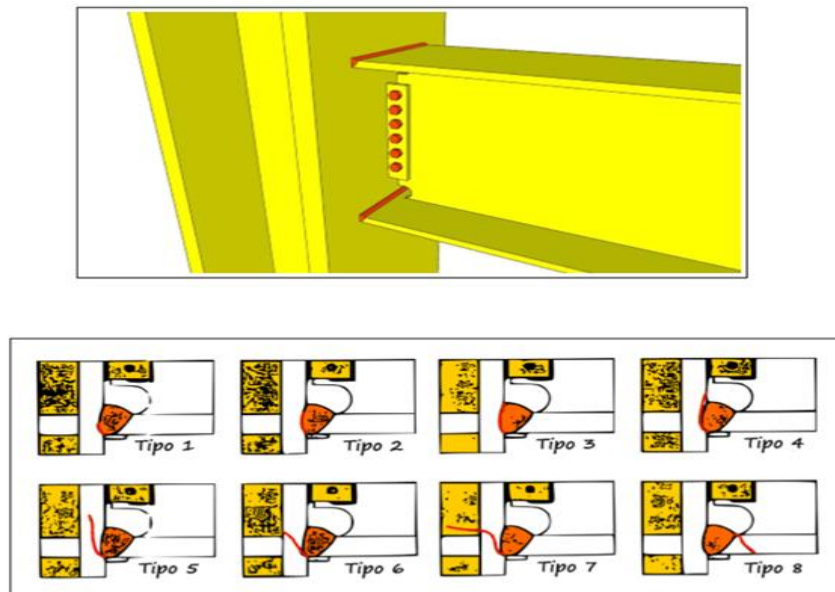
## INTRODUCCION

### 1.1. Motivación

Chile es el País que durante el siglo XX libero la mayor cantidad de energía sísmica (35 %) y el que presenta dentro de los primeros 10 puestos lo más grandes terremotos ocurridos en la historia reciente de la humanidad ( $M_w=9.5$ , Valdivia, 1960 y  $M_w=8.8$ , Maule, 2010). Dichos fenómenos naturales ponen a prueba las estructuras de carácter industrial, social, entre otras. Además, el uso del acero como material estructural se concentra en el sector industrial, por lo que toda investigación que permita comprender su comportamiento, en particular cuando se utiliza en estructuras destinadas a la habitación en altura, está directamente ligada con el potencial desarrollo de la vida de los ciudadanos.

### 1.2. Antecedentes Generales

Previo a los terremotos de Northridge (1994) y Kobe (1995), el uso de conexiones viga- columna mediante soldadura parcial o total era aceptado, pues todo el conocimiento adquirido indicaba un buen comportamiento frente a las combinaciones de carga, ductilidad y rigidez de los sistemas sismorresistentes. Sin embargo, una vez ocurridos estos terremotos quedaron de manifiesto una serie de fallas producidas en la conexión (Fig. 1.1).



**Figura 1.1:** Esquema conexión pre Northridge y tipos de fallas observadas post terremoto (Bravo, 2013)

Desde entonces, a pesar que el uso de conexiones apernadas requiere un mayor número de elementos para su creación (pernos, placas, etc.), su buen comportamiento frente a los terremotos la hace serio candidato como solución para sistemas estructurales hechos a base de marcos de momento sismorresistente (SMF). Las conexiones apernadas generan una serie de ventajas con respecto a las soldadas que se detallan a continuación:

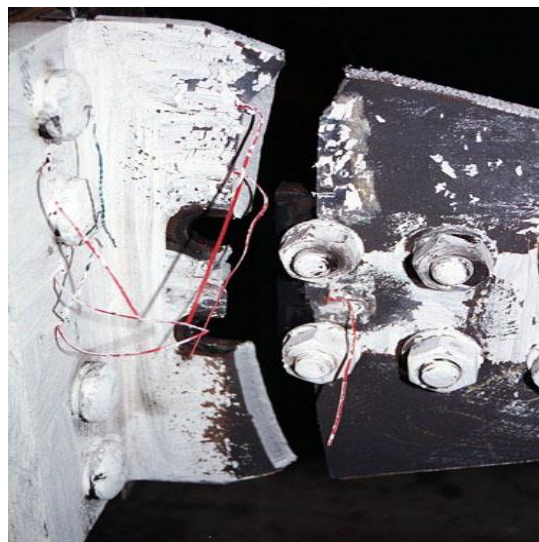
Fabricación de las conexiones bajo estrictos protocolos de calidad en maestranza.

La existencia de elementos adicionales en la conexión (placas, pernos), incrementa la capacidad de ductilidad respecto de las conexiones completamente soldadas.

La presencia de un plano de fricción o deslizamiento considerable respecto del tamaño de la conexión, permite generar disipación de energía.

La existencia de elementos apernados y en cantidad suficiente genera una conexión robusta en comparación a las completamente soldadas.

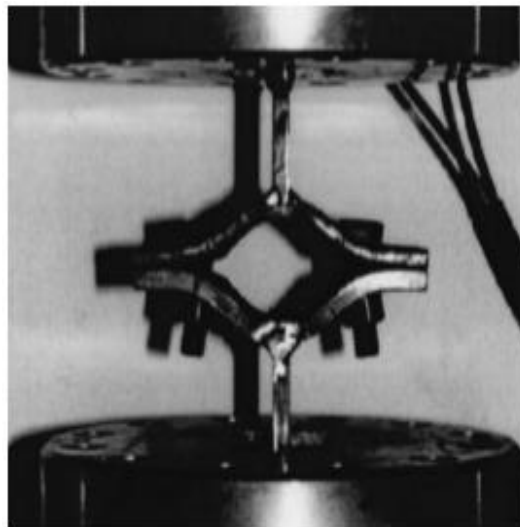
La presente investigación estudia numéricamente la conexión de momento DBT, en conjunto con la viga que une, para cuatro edificios de marco de momento sismorresistente (SMF) considerando como modos de falla de la conexión los mostrados en la Figura 1.2, Figura 1.3 y Figura 1.4, y aquellos asociados a la viga mostrados en la Figura 1.5 y Figura 1.6.



**Figura 1.2:** Fractura área neta de la T Stub (Smallidge, 1999)



**Figura 1.3:** Fractura por bloque de corte en la T Stub (Smallidge, 1999)



**Figura 1.4:** Falla por apalancamiento (prying effect) (Piluso et al, 2001)



**Figura 1.5:** Falla por fractura del área neta del ala de la viga (Smallidge, 1999)

Con respecto al modo de falla de fractura del área neta del ala de la viga (Fig. 1.5), se trata de un caso aislado en los ensayos practicados por Smallidge (1999) y que como se verá más adelante, al comparar la formulación del FEMA 350 (2000) con los ensayos de este autor se puede concluir que la establecida, para este modo de falla, subestima la capacidad de la viga por lo que a pesar de ser presentada su formulación no es considerada como posible caso al momento de realizar el análisis numérico, más bien, se establece un criterio que permite generar una suerte de primer filtro en cuanto al tamaño mínimo de la viga que se utiliza en el diseño de la conexión.



**Figura 1.6:** Formación rótula plástica en la viga y pandeo local post fluencia del ala y alma (Smallidge, 1999)

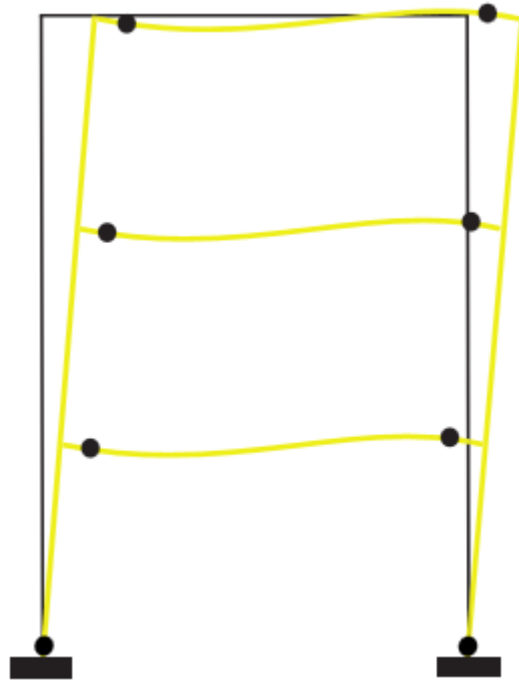
En lo que se refiere al estado de arte local, se realizaron experiencias donde se ha estudiado el comportamiento aislado de la conexión DBT teniendo como resultado uno similar al que se obtiene cuando se emplean T stub laminadas . En consecuencia esta línea de investigación tiene por objetivo ser la continuación de estos estudios, centrada preferencialmente en la influencia en el comportamiento de la conexión, cuando se involucra en el análisis las características geométricas y leyes constitutivas de la viga y ciertos parámetros geométricos de la columna.

La presente investigación busca entonces, de forma numérica determinar la curva de comportamiento asociado a cada modo de falla que se presenta en el conjunto viga- conexión y contrastarlos con los modos de falla determinados en la fase de diseño bajo el protocolo que establece el FEMA 350. La parte numérica se basa en el trabajo de modelación con elementos finitos en 3D mediante el software ANSYS Versión 15.

### **1.3. Antecedentes Específicos**

En general, las estructuras se conciben y calculan a partir de criterios de desempeño en función del carácter y funcionalidad de esta. Uno de los principios fundamentales detrás de la capacidad estructural, es la de desempeñarse correctamente mediante la disipación de energía ante las diversas sollicitaciones de carga que controla su diseño. Desde este punto de vista, la capacidad de disipar energía en las estructuras es función de las deformaciones que esta sea capaz de desarrollar antes de la falla de alguno de sus elementos. A esta capacidad de deformarse se le conoce como ductilidad y que de manera local depende de los materiales empleados, de las deformaciones presentes en la conexión (aplastamiento de la perforación, apalancamiento del ala) y de las desarrolladas por la viga (formación de rotula plástica).

Uno de los criterios actuales en el diseño de estructuras de marcos y que está en sintonía con la filosofía sismorresistente manifestada en la normativa vigente en Chile, es el de columna fuerte-viga débil (Fig. 1.7). Este asegura que durante las deformaciones en el rango no lineal, las vigas son siempre capaces de transmitir los momentos a las columnas y que en el instante de tener que transmitir un momento que exceda la capacidad de la estructura, la falla por fluencia se produzca en la viga y no en las conexiones o en las columnas, de tal manera de asegurar la estabilidad global estructural. Queda de manifiesto entonces, la importancia de conocer el comportamiento del conjunto viga- conexión.



**Figura 1.7:** Criterio de columna fuerte- viga débil (Bravo, 2013)



## **1.4. Objetivos**

### *1.4.1. Objetivos Generales*

1 Comprender el comportamiento del conjunto viga-conexión DBT, para cada modo de falla teórico esperado, cuando es sometido a una carga monotónica.

### *1.4.2. Objetivos Específicos*

- 1 Diseñar, en base a los protocolos establecidos en el FEMA 350 las conexiones DBT y seleccionar en base a las disposiciones establecidas en el AISC 2010 y los requerimientos de la NCh 433 Of. 2009 los conjuntos viga- conexión DBT a modelar.
- 2 Estudiar numéricamente el comportamiento del conjunto viga- conexión DBT utilizando modelos de elementos finitos en 3D.
- 3 Verificar que la curva de comportamiento monotónica sea la envolvente de la curva de comportamiento histerético cuando en esta última el modelo es sometido al protocolo de carga cíclica establecida en el FEMA 350.
- 4 Establecer la correlación de resultados entre los análisis numéricos del conjunto viga- conexión para cada modo de falla y la formulación establecida por el FEMA 350.

## 1.5. Organización del informe

El informe de la investigación, se presenta a continuación y se resume de la siguiente forma:

*En el Capítulo 2:* Marco teórico y antecedentes, se presenta los principales antecedentes teóricos que rigen el comportamiento mecánico de la respuesta de las conexiones. Se complementa con un resumen de las investigaciones más relevantes sobre el fenómeno en estudio.

*En el Capítulo 3:* Diseño de las conexiones bajo el protocolo FEMA 350 (2000) en conjunto a las disposiciones de diseño y análisis establecidas en el AISC 2010 y NCh 433, respectivamente, las cuales sirven de base para la selección del conjunto viga-conexión DBT a modelar, considerando en todo momento los modos de falla que presentan la mayor disipación de energía.

*En el Capítulo 4:* Modelación de elementos finitos, que en su primera parte, a partir de los modelos generados por Bravo (2013), se comparan las curvas de comportamiento monotónicas para los casos de la mitad de la conexión y conexión completa. En una segunda parte, se realiza la modelación de elementos finitos del conjunto viga-conexión y se coteja los resultados con los obtenidos experimentalmente por Smallidge (1999) para un modelo en particular. Finalmente, una vez que se valida el modelo numérico, se genera y analiza una serie de 24 modelos numéricos.

*En el Capítulo 5:* Se compara los resultados con los modos de falla obtenidos en la etapa de diseño y se presenta los análisis en base a estos.

*En el Capítulo 6:* Se presenta las conclusiones de este estudio, así como también, las recomendaciones de diseño y futuras líneas de investigación.

## Capítulo 2

### MARCO TEÓRICO Y ANTECEDENTES

El objetivo del presente capítulo es comprender el fenómeno en estudio y conocer el estado del arte respecto de esta línea de investigación.

#### 2.1. Marco teórico

El AISC 2010 define tres tipos de conexiones para marcos de acero:

Conexión de momento FR: *“Fully restrained”*, que corresponde a una conexión que genera de manera aceptable un comportamiento de marco rígido, pues una relación  $\frac{K_S L}{EI} \geq 20$ , asegura que la rotación relativa entre la viga y columna es despreciable (Figura 2.1).

Conexión simple: Este tipo de conexión asume que solo el corte es transmitido desde las vigas hacia las columnas y los extremos de la viga están prácticamente articulados, pues una relación  $\frac{K_S L}{EI} \leq 2$ , asegura que la rotación relativa entre la viga y columna es considerable. Es decir, la viga transmite a la columna un momento bajo y que por simplicidad se asume que vale cero.

Conexión de momento PR: *“Partially restrained”*, que corresponde a una conexión flexible semi rígida, puesto que  $2 < \frac{K_S L}{EI} < 20$ . Es decir, se trata de una situación intermedia en donde la viga transmite un momento asociado a una baja rotación relativa no despreciable entre la viga y la columna (Figura 2.2).

Además, el AISC 2010, define la rigidez de la conexión como:

$$K_S = \frac{M_s}{\theta_s} \quad (2.1)$$

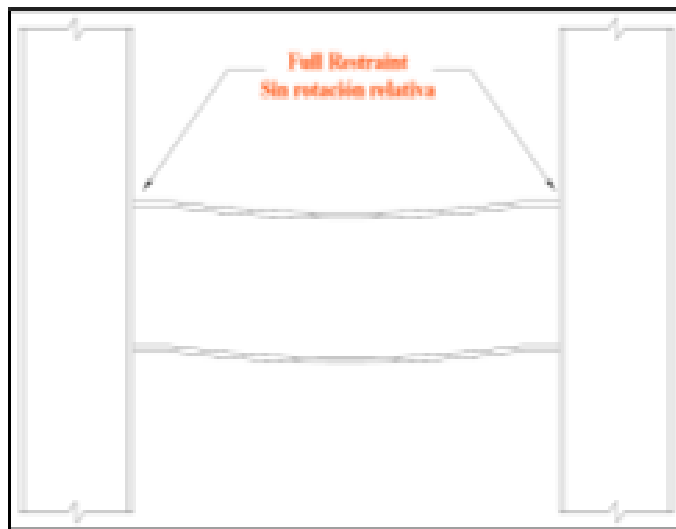
Donde:

$M_s$  , es el momento que genera las cargas de servicio.

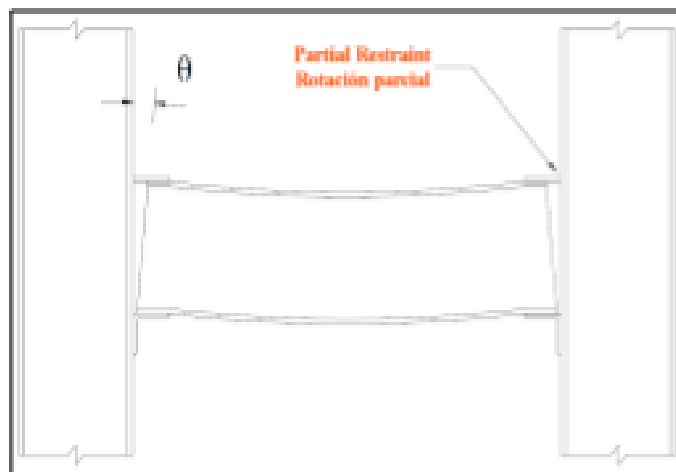
$\theta_s$  , es la rotación que genera las cargas de servicio.

Donde,  $E, I$  y  $L$  son parámetros característicos de la viga.

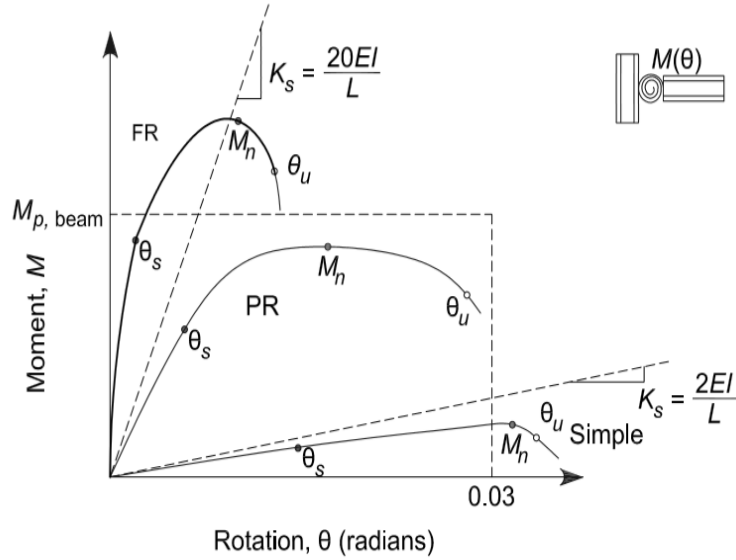
La Figura 2.3, muestra las curvas de comportamiento, momento-rotación ( $M/\theta$ ), para las distintas clasificaciones de conexiones.



**Figura 2.1:** Conexión de momento *fully restrained* definida en el AISC (Bravo, 2013)



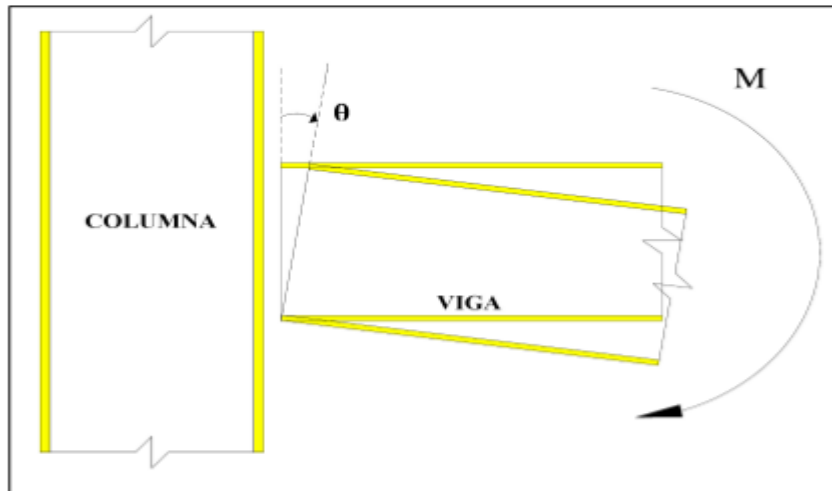
**Figura 2.2:** Conexión de momento *partially restrained* definida en el AISC (Bravo, 2013)



**Figura 2.3:** Clasificación de la curva momento-rotación para conexiones del tipo totalmente restringida (FR), parcialmente restringida (PR) y simple (AISC 2010)

### 2.1.1. Comportamiento de marcos empleando conexiones

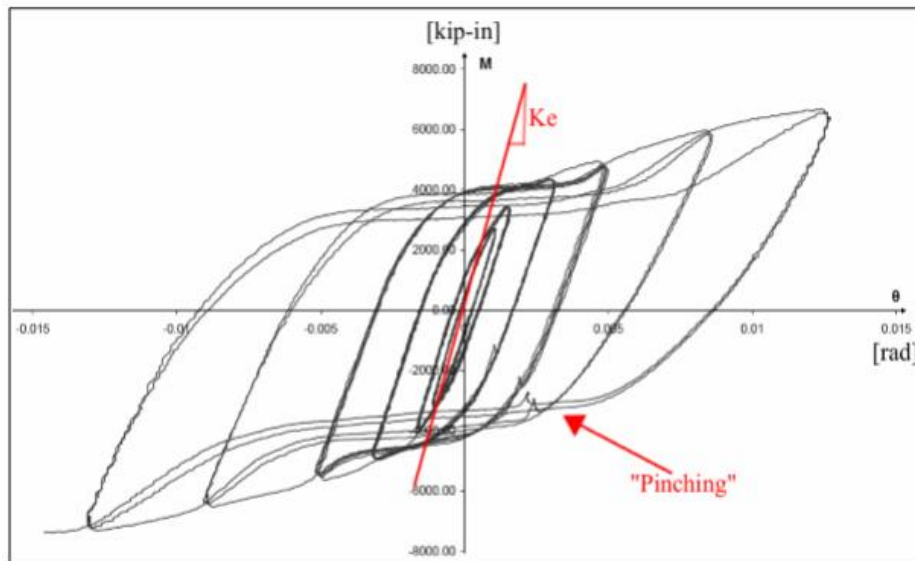
El comportamiento global de un marco de acero depende directamente del tipo de conexión viga-columna que se utiliza, para lo cual primero, es necesario conocer a cabalidad el comportamiento individual de la conexión. En general, este queda definido mediante su curva de momento-rotación ( $M/\theta$ ), donde  $M$  representa el momento al cual la conexión es solicitada, y  $\theta$  corresponde a la rotación relativa de la conexión ilustrada en la Figura 2.4. Sin embargo, este estudio no pretende generar una discusión en base a la conexión aislada sino que más bien dilucidar el efecto que tiene la viga en el comportamiento de la T stub.



**Figura 2.4:** Esquema de rotación relativa viga-columna (Bravo, 2013)

### 2.1.2. Conexiones flexibles semi rígidas

Para conocer el comportamiento de un sistema viga-conexión en una zona de sismicidad significativa, la carga monotónica que se aplica a los modelos numéricos a primera vista parece no ser suficiente, pues, la naturaleza de un sismo es del tipo cíclico. Para efectos de construir la curva momento-rotación histerética se somete al modelo al protocolo de carga establecido en el FEMA 350 (2000), capturando la rotación de la viga antes de la falla. El área encerrada por las curvas de histéresis corresponde a la energía que la viga-conexión es capaz de disipar. Una curva típica de respuesta momento-rotación ( $M/\theta$ ) para una conexión semi rígida se muestra en la Figura 2.5. Se aprecia que la pendiente de la tangente para los primeros ciclos corresponde a la rigidez inicial de la conexión,  $K_e$ .



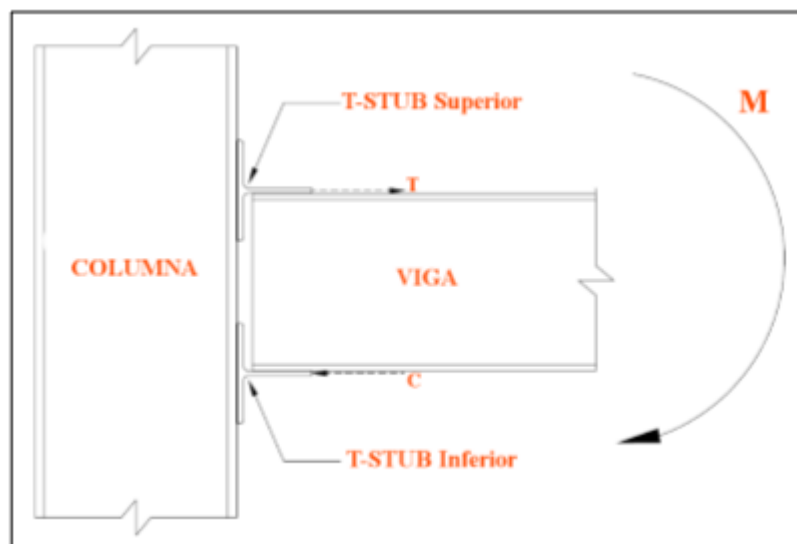
**Figura 2.5:** Curva típica momento-rotación bajo carga cíclica (Bravo, 2013)

La demanda energética de un sismo debe ser disipada por la estructura. Para esto se debe deformar plásticamente y es allí donde las conexiones juegan un rol importante, pues las conexiones apertadas son capaces de ofrecer la ductilidad necesaria.

La Figura 2.5, muestra un fenómeno conocido como “pinching” o degradación de la capacidad de la conexión completa. Esta es causada principalmente cuando los pernos que están sometidos a tracción entran en fluencia generando deformaciones permanentes en la conexión al inicio del ciclo de carga siguiente, lo que da lugar a deslizamiento de los pernos generando una pérdida de rigidez., sin embargo, aunque esta fuera del alcance de este estudio un análisis riguroso de este fenómeno, si está claro que la no presencia de degradación de la capacidad de la conexión completa en los modelos numéricos, debe ser explicada o cuando en presencia de esta, la pendiente de la zona es distinta de cero.

### 2.1.3. Conexiones con perfiles T-stub

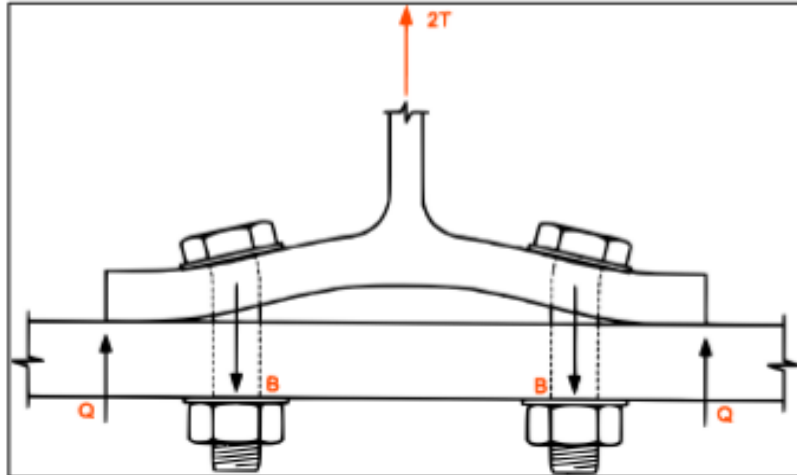
Las conexiones que utilizan perfiles T-stub, como la DBT (Double Built-up T) están formadas por dos perfiles T que conectan ambas alas de la viga con el ala de la columna a fin de transmitir el momento desde la primera hacia la segunda. La conexión completa posee además una placa para transmitir sólo el corte. Durante el proceso de carga cíclico, los perfiles T se someten a tracción y compresión de forma alternada según la dirección de la fuerza, como se puede observar en la Figura 2.6. De aquí es claro que los pernos que conectan el ala de la columna con el ala de los perfiles están sometidos alternadamente a carga y descarga. Considerando las recomendaciones del AISC 2010 debido a la naturaleza de la carga, los pernos fueron pretensionados, por lo que incluso durante la fase de compresión, estos permanecen en tracción.



**Figura 2.6:** Esquema conexión DBT (Bravo, 2013)

A medida que aumenta el momento en la conexión, aumenta la tracción y compresión en los perfiles T, quedando los pernos sometidos a grandes esfuerzos. Esto genera un levantamiento del ala de la T stub. Este efecto se conoce con el nombre de apalancamiento y se ilustra en la Figura 2.7, donde T es la fuerza de tracción en el perfil T como resultado del momento, B es la fuerza que se aplica en el perno y Q la fuerza que actúa en el ala, conocida como fuerza de apalancamiento. El efecto de palanca se considera para los propósitos de diseño en este estudio.

Queda claro, que además de la tracción pura que se transmite a los pernos traccionados, existe un incremento de la tracción producto de la flexión del ala de la conexión, pudiendo producir la falla por fractura a tracción, falla del tipo frágil que no representa ningún interés desde el punto de vista ingenieril.



**Figura 2.7:** Esquema de efecto de apalancamiento del ala del perfil T (Smallidge, 1999)

Desde el punto de vista del alma del perfil T, los pernos que lo conectan con las alas de la viga están sometidos a corte y, en función de la ubicación geométrica espacial de los pernos en el alma, pueden aparecer diversos modos de falla que deben ser considerados en el desempeño del perfil. Estas fallas, al igual que en el comportamiento del ala del perfil, son de mayor interés en la fase de tracción, puesto que en la compresión el alma del perfil entra potencialmente en contacto con el ala de la columna, la que oficia de apoyo. Los modos de falla que el protocolo FEMA 350 (2000) y el manual de la AISC (2010) identifican, corresponden a:

Corte de los pernos.

Tracción de los pernos.

Bloque de corte.

Rotura del área neta.

Plastificación por flexión del ala de la conexión.

Plastificación de la viga.

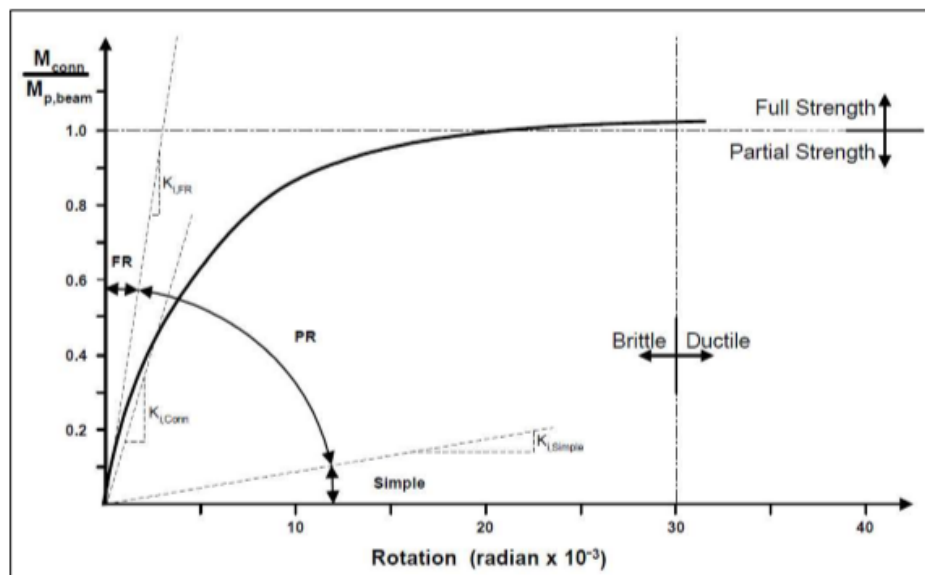
Algunos corresponden a estados últimos de diseño y otros a estados de interés de acuerdo a la serviciabilidad, debido a su aporte en la deformación total del perfil T. El detalle de cada uno de estos, su aporte al desempeño total del perfil y las ecuaciones que los controlan son presentados al comienzo del Capítulo 3.



La etapa inicial del presente trabajo de tesis comprende una revisión bibliográfica de investigaciones desarrolladas y presentadas a la fecha que guardan relación con el fenómeno que aquí se estudia.

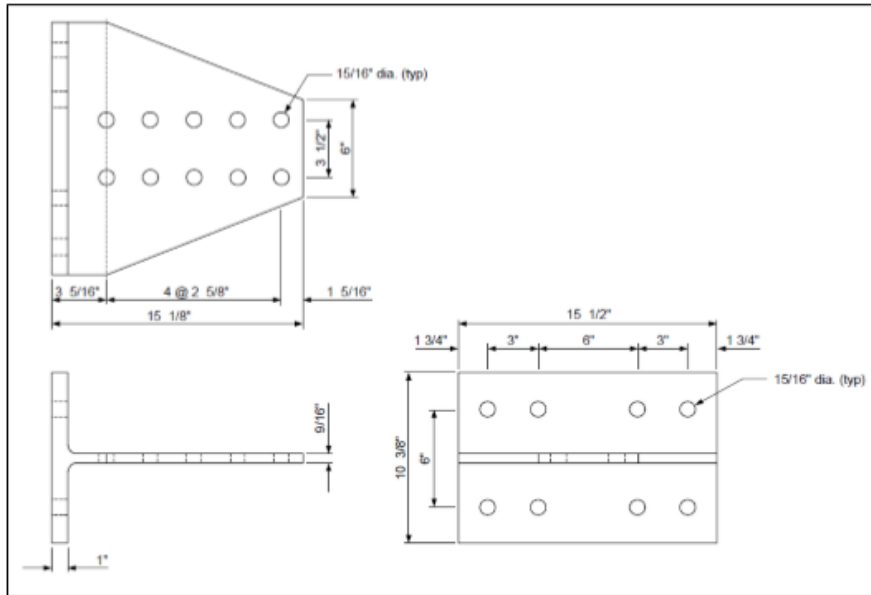
## 2.2. Swanson y Leon (2001)

La investigación que realizó Swanson y Leon (2001) es el pilar fundamental de este trabajo, pues en él se estableció como objetivo principal, bajo el patrocinio y encargo de la Federal Emergency Management Association (FEMA), el de desarrollar una guía de diseño para conexiones con perfiles T, concentrado principalmente en conexiones del tipo FS (Full Strength o resistencia completa), que presentan comportamiento dúctil y con rigideces cercanas, pero no necesariamente del tipo FR (Full Restraint) (Figura 2.8).



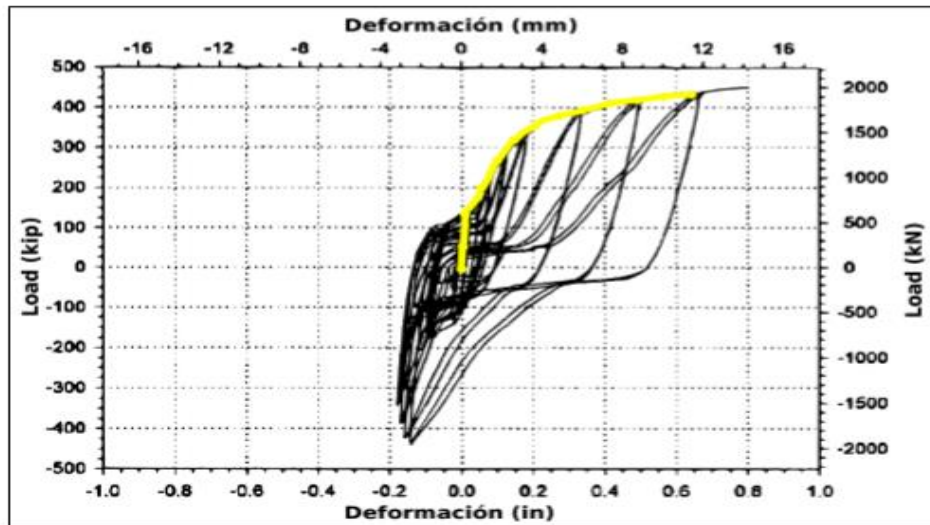
**Figura 2.8:** Curva típica momento rotación (Swanson y Leon, 2001)

A partir del modelo propuesto y su calibración con los datos de experiencias pasadas existentes en la bibliografía revisada; se diseñó la geometría y dimensiones de las probetas que posteriormente se ensayaron (Figura 2.9). Se construyeron 48 probetas de perfiles T laminados que fueron ensayadas aisladamente y 6 montajes a escala real de conexiones DST viga-columna. Estos últimos son muy importantes para el estudio desarrollado por Swanson y León (2001), pues permitieron comparar los resultados con los perfiles aislados y la calibración de los modelos propuestos.



**Figura 2.9:** Geometría y dimensiones de probetas ensayadas (Swanson y Leon, 2001)

Para esta tesis también fue de suma importancia el estudio de los 6 montajes a escala real, ya que permite validar el modelo numérico que se desarrolla en este trabajo, comparando la curva monotónica con la experimental histerética ensayada por dichos autores, pues en la presentación de los resultados para una de las 4 probetas sometida a carga monotónica y al ser comparada con su gemela a carga cíclica se concluyó que la curva monotónica es la envolvente de la cíclica (Figura 2.10).



**Figura 2.10:** Curva de carga monotónica versus cíclica (Swanson y Leon, 2001)

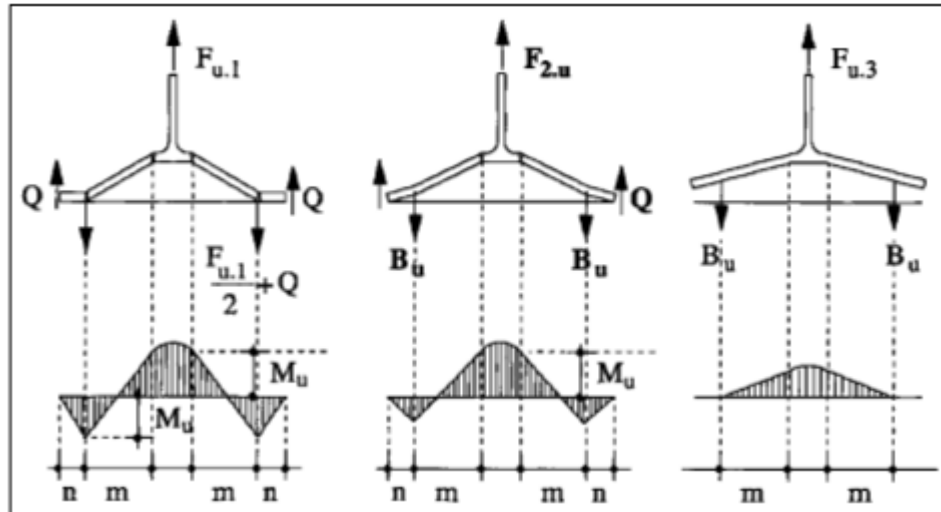
Finalmente, y considerando los 6 ensayos a escala real desarrollados, los cuales sirvieron para validar el comportamiento y modos de falla de los perfiles aislados, los autores concluyen:

1. Los modos de falla obtenidos en los ensayos a escala real son iguales a los obtenidos en los perfiles aislados, sin embargo, en el modelo a escala real se desarrollaron mayores deformaciones antes de la falla, por lo cual los ensayos aislados son una estimación por el lado seguro del comportamiento.
2. De acuerdo a la deformación global del perfil, las partes que más se deformaron, en orden decreciente son: alas, pernos a tracción, alma y finalmente el deslizamiento del alma respecto de la viga.
3. Los mecanismos que más energía disipan son: fluencia de las alas producto del apalancamiento y deslizamiento entre alma del perfil y la viga.
4. Aumentando el espesor de las alas, se aumenta considerablemente la rigidez del perfil y se disminuyen así las tensiones en los pernos. En consecuencia disminuye radicalmente la ductilidad.

### **2.3. Piluso et al (2001)**

Esta investigación es de carácter teórico (Piluso et al., 2001a) - experimental (Piluso et al., 2001b). En él se estudió el comportamiento de perfiles T-stub soldados, específicamente la respuesta de las alas de los perfiles.

El interés de los investigadores se centró en estudiar la conexión viga-columna a partir de perfiles T, donde ala y alma corresponden al ala de la columna y ala de la viga, respectivamente. Sin embargo, es de interés para la presente investigación por tratarse de ensayos de perfiles soldados y porque el comportamiento del ala es similar, al ser un perfil T. Considerando la relevancia del efecto de apalancamiento en el comportamiento del ala del perfil, se propuso un modelo teórico de la respuesta plástica de esta. (Figura 2.11).



**Figura 2.11:** Modelos teóricos de falla (Piluso et al, 2001)

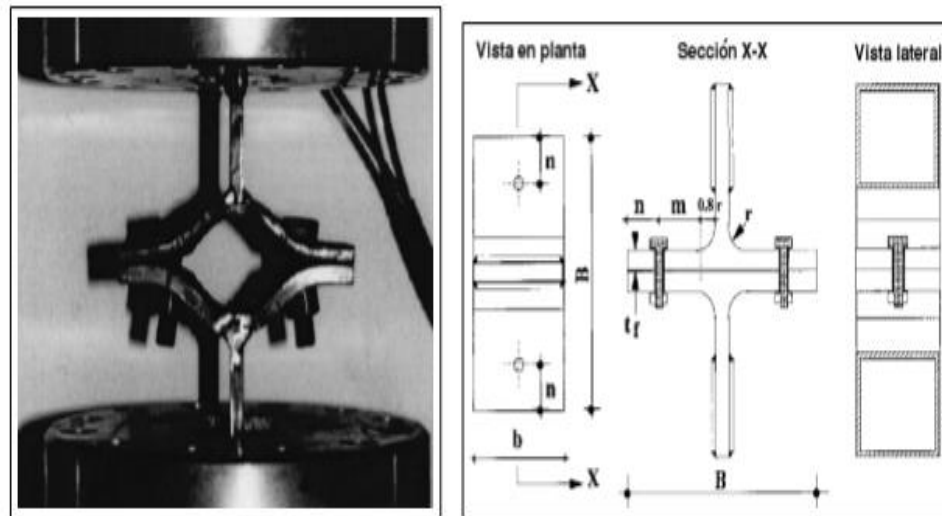
El modelo que se presentó, está basado en las indicaciones existentes en el Eurocode (1993), y a partir de la posibilidad de desarrollar rótulas plásticas en el ala, se presentan 3 mecanismos de colapso:

1. Fluencia del ala.
2. Fluencia del ala y fractura de los pernos.
3. Fractura de los pernos.

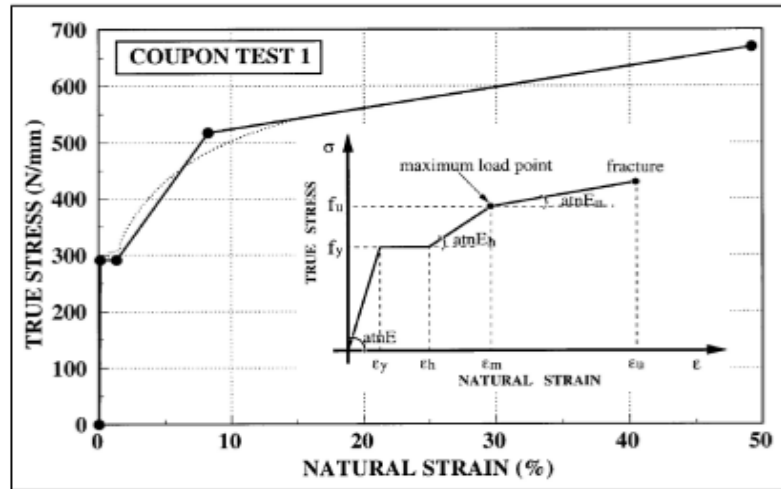
Este modelo teórico, básicamente se construyó a partir de la transformación de una curva típica de respuesta real del acero a una de rotación. A partir de esto es más claro trabajar con los momentos existentes en el material, en este caso, los existentes en el ala del perfil. Luego se realizó un diagrama de fuerzas unidimensional del perfil T-stub, considerando las alas como una viga cantiléver pero con inercias reales. En este se apreció tres componentes importantes para el equilibrio: la fuerza aplicada axialmente en el alma del perfil, la fuerza resistente de los pernos y el momento que genera el apalancamiento. Este último se modeló como un par de fuerzas situadas en los extremos de las alas. Teniendo entonces toda la geometría del perfil y los esfuerzos que en él actúan, se determinó la sollicitación real para cada uno de sus elementos dependiendo del nivel de carga axial y de la respuesta real no lineal del acero. Discretizando por tramos en la curva de respuesta, según la carga aplicada, se obtuvo un parámetro que relaciona el esfuerzo axial de los pernos y la flexión existente en las alas. Es con este parámetro ( $\beta_u$ ) entonces que se determina qué tipo de mecanismo de falla está asociado al perfil T-stub. Conocido esto se calcula la capacidad y deformación al momento del colapso.

La segunda parte de la investigación corresponde a la etapa experimental que busco la aplicación del modelo teórico planteado, así como su calibración y posterior validación. Tal como en las investigaciones antes mencionadas, se ensayaron una serie de 12 probetas de perfiles T-stub en las cuales se varía la mayoría de los parámetros geométricos que controlan el comportamiento para posteriormente poder comparar las respuestas.

Es interesante apreciar que los perfiles corresponden a modelos simplificados en tanto poseen sólo 2 pernos a tracción, dispuestos simétricamente respecto del eje del alma. El acero base de los perfiles es del tipo A36 y los pernos utilizados son de alta resistencia del tipo A325 y A490. (Figura 2.12). Los ensayos que se realizaron son de carácter monotónico, la aplicación de la carga fue controlada por desplazamiento. Esta se aplicó progresivamente hasta alcanzar un modo de falla. Cabe mencionar que las probetas fueron diseñadas para tentar la aparición de los dos primeros modos de falla enumerados puesto que la fractura por tracción de los pernos es una falla frágil y no resulta interesante desde el punto de vista del diseño estructural. Tal como se mencionó, una de las partes importantes para estimar el modo y capacidad de falla es conocer el comportamiento real del acero que se utilizará; para esto se realizaron ensayos de probetas laminares según el protocolo RILEM (1990) (Figura 2.13).



**Figura 2.12:** Detalle de los perfiles y montaje experimental (Piluso et al, 2001)



**Figura 2.13:** Curva de respuesta real v/s curva de respuesta idealizada (Piluso et al, 2001)

Los ensayos ratificaron la ubicación de las rótulas plásticas en el ala: en la intersección ala-alma, en la línea de los pernos a tensión o ambas al mismo tiempo. Respecto del efecto de apalancamiento se observó que el supuesto de modelarlo como un par de fuerzas concentradas en los extremos de las alas no es correcto, ya que este se propaga a lo largo de toda la zona de contacto de los T-stub ensayados. Sin embargo, es una buena aproximación para el segundo modo de falla. Se observó también el alto compromiso de los pernos a tracción con la flexión existente en el ala producto del apalancamiento (Figura 2.14).



**Figura 2.14:** Fotografía del apalancamiento del perfil soldado - Probeta 12 (Piluso et al, 2001)

Respecto de las conclusiones realizadas por los autores:

1. La comparación entre el modelo teórico presentado y los resultados empíricos obtenidos es satisfactoria, con buen nivel de certeza; como consecuencia, constituye la validación del modelo teórico propuesto.
2. Los resultados de ambas partes ratifican la importancia de las tipologías de colapso que comprometen la fluencia del ala, en particular el modo de falla 1, que es el que proporciona la mayor ductilidad.

## 2.4 Bravo (2013)

Esta investigación es de carácter numérico experimental de conexiones de momento tipo doble T soldadas. En una primera etapa realizó 10 modelos numéricos mediante elementos finitos 3D de solo la mitad de la conexión debido a la simetría que presentaba el problema (Figura 2.15) para distintos tipologías de falla utilizando el código de diseño para conexiones FEMA 350 (2000). En esta fase, usó como elementos 3D, aquellos definidos en ANSYS como Solid 186 y Solid 187. Además, planteó distintos tipos de contactos que modelan de buena manera la interacción entre los distintos elementos que conforman la conexión, siendo el más importante, el relacionado a la modelación de la interacción entre el cuerpo del perno sometido a corte y el alma de la conexión (frictionless). Para simular la presencia del ala de la columna, definió en la cara anterior del ala de la conexión un tipo de apoyo que solamente esta presenta cuando la conexión se somete a compresión (compression only support) y para generar un campo de distribución de desplazamientos en el alma de la conexión, definió un ala de viga infinitamente rígida a la cual aplicó un protocolo de desplazamientos cíclicos.

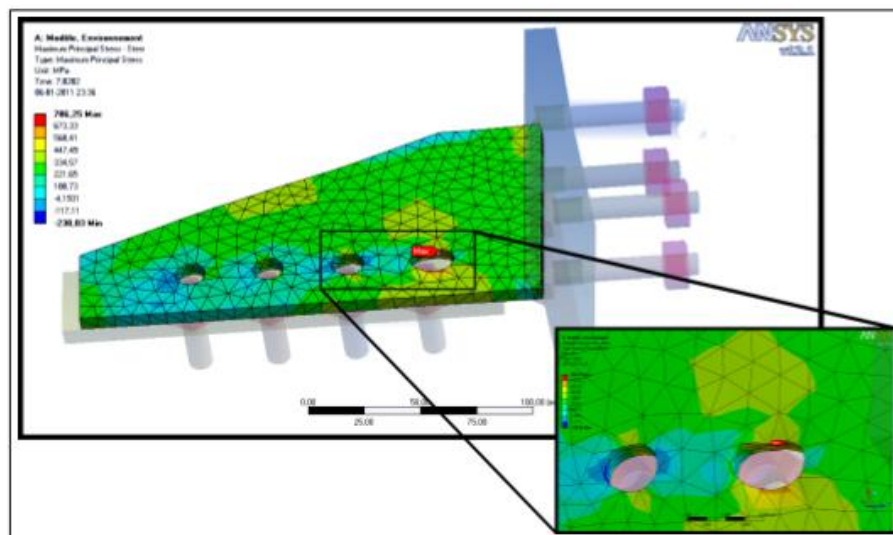
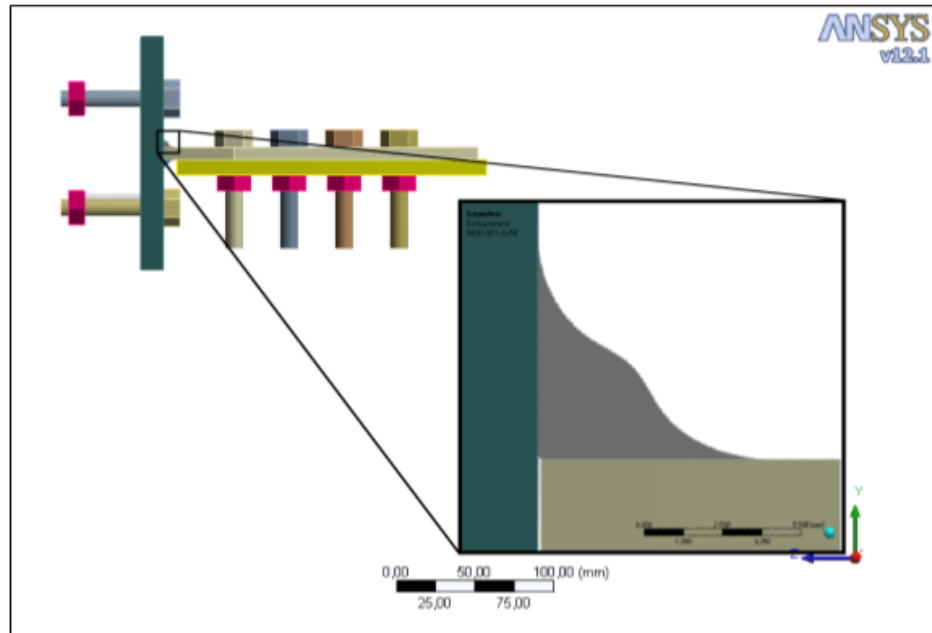


Figura 2.15: Modelo de elementos finitos (Bravo, 2013)

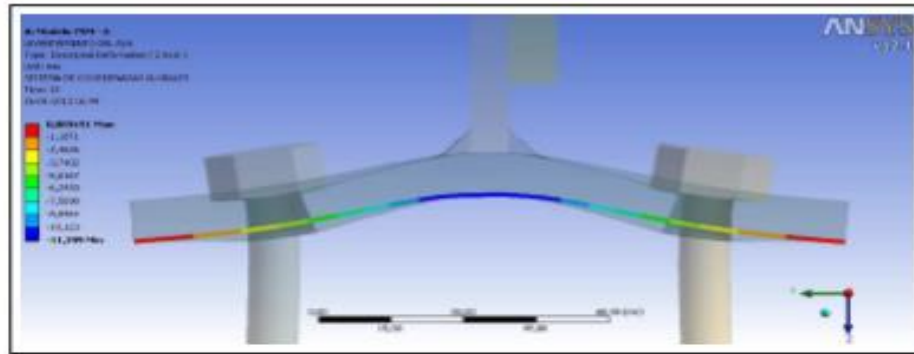
La Figura 2.16 muestra otro aspecto importante en la modelación y que guarda relación con la materialización de la soldadura y su rol en la conexión. Es decir, para evitar concentraciones en esta zona se tomaron las precauciones de modelar la cara libre del filete mediante una spline de 6 puntos asintótica con respecto al ala y alma de la conexión y la arista viva fue redondeada. Con respecto al rol que esta debe cumplir, y que es la de transmitir las fuerzas desde el alma al ala de la conexión, es que se dejó ambas placas separadas en 0.1 mm.



**Figura 2.16:** punto triple (Bravo, 2013)

En una segunda fase, ensayó 20 probetas, considerando en solo 10 probetas los tipos de falla que indicaba el diseño. Las otras 10 son probetas gemelas. Los resultados muestran una buena correlación entre los modelos numéricos y los experimentales (Figura 2.17), salvo una probeta que falló en la soldadura, pero que luego de un exhaustivo análisis metalográfico llegó a la conclusión de que se trataba de una mala materialización de la soldadura debido a una incompleta penetración de esta.





(a) FEM cíclico - TSM6



(b) TSM6-2

**Figura 2.17:** Comparativa levantamiento ala TSM 6-2 (Bravo, 2013)

Finalmente, las conclusiones a que llegó dicho autor son las siguientes:

1. La respuesta de la soldadura es satisfactoria en tanto permite el correcto desempeño del perfil T-stub soldado bajo cargas cíclicas. Diseñando este parámetro bajo las normas consideradas actualmente no debieran presentarse problemas en la zona de la soldadura. Sin embargo, se debe tener en cuenta la importancia del control de calidad en el proceso de construcción, pues de existir negligencias en la confección en maestranza u obra, el sistema completo está a merced de una falla temprana y violenta, ciertamente no deseada, tal como se observó en el proceso experimental.
2. El comportamiento global del perfil T-stub soldado es completamente homologable al desempeño de su par laminado, pues los fenómenos observados están controlados por los mismos parámetros: levantamiento del ala por apalancamiento, deslizamiento entre alma del perfil y ala de la viga, deformación del alma y transferencia de carga por aplastamiento en los orificios del alma.
3. El modelo de elementos finitos entrega una sobre estimación del 5% de las capacidades de carga y deformación respecto de los resultados experimentales. Además es capaz de reproducir los modos de falla. El modelo, entonces, se considera efectivo y aceptable como herramienta para el diseño.

## **2.5 Aedo (2009)**

Realizó un estudio de la factibilidad estructural del uso de las DST en estructuras tipo marco en Chile. La estructura analizada corresponde a un edificio de 3 pisos en el cual incluye la pérdida de rigidez a la flexión producto de la incorporación de la rigidez al giro de la conexión.

El autor concluye que, dada la actual normativa, las conexiones de momento con perfiles T armados (conexión semi-rígida), necesitan perfiles de gran tamaño, lo que dificulta su aplicación.

## **2.6 Salas (2016)**

Realizó en su trabajo el montaje y ensayo experimental a carga cíclica de 4 marcos a escala real y que corresponden a los designados en esta tesis como DBT 5, DBT 6, DBT 7 y DBT 8. La importancia de este trabajo para esta tesis, es que no se contaba con las propiedades mecánicas del acero clasificado como A 490, por lo que, con la finalidad de incorporar la ley constitutiva de dicho material en los modelos numéricos, ensayo 3 pernos de 1 3/8" de diámetro. Además, Este trabajo es de importancia para el presente estudio, pues plantea la temática de disminución de la capacidad de los pernos al corte producto del pretensionado de pernos, cosa que experimentalmente no sucedió.

## Capítulo 3

### DISEÑO DE CONEXIONES MEDIANTE FEMA 350 Y VERIFICACIÓN DE LAS DISPOSICIONES DEL AISC 2010 Y NCH 433 OF 2009

Se estudia numéricamente una serie de uniones viga-conexión DBT para marcos de momento sismorresistente (SMF) los cuales se someten a un protocolo de carga monotónica controlada por deformaciones.

Intencionalmente, el estudio numérico trata de emular ciertos modos de falla dados por la formulación teórica establecida en el FEMA 350 (2000), dejando de lado aquellos que poseen un comportamiento frágil, como la fractura a tracción y a corte de los pernos, por lo que los valores de momento de falla teórico para estos, son superiores a los momentos de falla que se desean estudiar. La Tabla 3.1 muestra todos los estados asociados al comportamiento de la conexión propiamente tal y la viga que conecta.

**Tabla 3.1:** Modos de falla conexión DBT y viga

Modo de Falla	Frágil/Dúctil	OBS
Fractura Pernos a tracción	Frágil	Último
Apalancamiento del ala	Dúctil	Diseño
Corte pernos	Frágil	Último
Fractura Área Neta	Frágil	Último
Bloque de Corte	Frágil	Último
Rotula Plástica en Viga	Dúctil	Diseño

#### 3.1 Efecto del apalancamiento en la tracción de los pernos

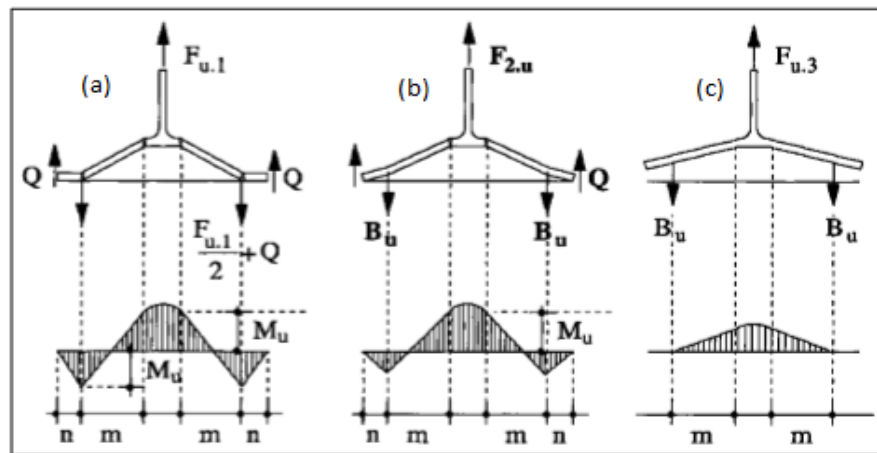
Un tema de relevancia que se considera antes de mostrar las formulaciones establecidas en el FEMA 350 (2000) para cada modo de falla que es analizado en este estudio, es el de flexión en los pernos sometidos a tracción cuando se produce levantamiento del ala de la conexión.

Piluso et al (2001), en su estudio mostró tres modos de falla teóricos que se pueden producir cuando por efecto de la fuerza de tracción, se produce levantamiento del ala de la conexión. La Figura 3.1 los muestra y de izquierda a derecha representan:

Fluencia del ala.

Fluencia del ala y fractura del perno.

Fractura de pernos.



**Figura 3.1:** Modelos teóricos de falla (Piluso et al, 2001)

Cabe señalar que en este trabajo en todos los modos de falla estudiados se evita la fractura por tracción de los pernos debido al efecto de apalancamiento (modo de colapso (c)).

En el estudio de Piluso et al (2001), se empleó como material base un acero grado Fe 430 que equivale a un ASTM A 36 tal como lo muestra la Figura 3.2.

EN 10025-2: 2004	Normas anteriores / Previous standards / Norme precedenti										ASTM	CSA G 40- 21	JIS G 3101 JIS G 3106
	EN 10025: 1990 + A1: 1993	EN 10025: 1990	NF A 35-501	DIN 17100	B54360	UNE 36 080 NBN A21-101	UNI 7070	SS 14	NS 12 101	ÖNORM M1316			
S235JR	S235JR	Fe360B	E24-2	St37-2		AE235B	Fe360B	13 11-00	NS 12 120				
S235JRG1	S235JRG1	Fe360BFU		Ust37-2		AE235B-FU			NS 12 122	USt 360 B			
S235JRG2	S235JRG2	Fe360BFN		RSt37-2	40B	AE235B-FN		13 12-00	NS 12 123	RSt 360 B			
S235JO	S235JO	Fe360C	E24-3	St37-3U	40C	AE235C	Fe360C		NS 12 124	St 360 C			
										St 360 CE			
S235J2*	S235J2G3	Fe36001	E24-4	St37-3N	40D	AE235D	Fe360D		NS 12 124	St 360 D			
	S235J2G4	Fe360D2											
S275JR	S275JR	Fe430B	E28-2	St44-2	43B	AE255B	Fe430B	14 12-00	NS 12 142	St 430 B			
S275J0	S275J0	Fe430C	E28-3	St44-3U	43C	AE255C	Fe430C		NS 12 143	St 430 C			
										St 430 CE			
S275J2*	S275J2G3	Fe430D1	E28-4	St44-3N	43D	AE255D	Fe430D	14 14-00	NS 12 143	St 430 D			
	S275J2G4	Fe430D2						14 14-01					
S355JR	S355JR	Fe510B	E36-2		50B	AE355B	Fe510B				A 36	260 W	
												SS 400	
												SM 400	
												A/B/C	
												SS 400	
S355J0	S355J0	Fe510C	E36-3	St52-3U	50C	AE355C	Fe510C	21 32-01	NS 12 153	St 510 C			
	S355J2G3	Fe510D1		St52-3N	50D	AE355D	Fe510D		NS 12 153	St 510 D			
S355J2	S355J2G4	Fe510D2											
	S355K2G3	Fe510D1	E36-4		50DD	AE355-DD		21 34-01					
S355K2	S355K2G4	Fe510D2											
S450J0					55C								
E295	E295	Fe490-2	A50-2	St50-2		A490-2	Fe490	15 50-00/-01		St 490			
E335	E335	Fe590-2	A60-2	St60-2		A590-2	Fe590	16 50-00/-01		St 590			
E360	E360	Fe690-2	A70-2	St70-2		A690-2	Fe690	16 55-00/-01		St 690			

Figura 3.2: Equivalencia entre grados de acero para distintas normas fuente www.horfasa.com

Las ecuaciones desarrolladas por Piluso et al (2001) y que permiten establecer bajo cual modo de falla se encuentra el diseño de la conexión se basan en ciertos parámetros geométricos y las propiedades mecánicas de los materiales que la constituyen. Con respecto a las propiedades mecánicas del material base, estas se muestran en la Figura 3.3 y posteriormente se identifican.

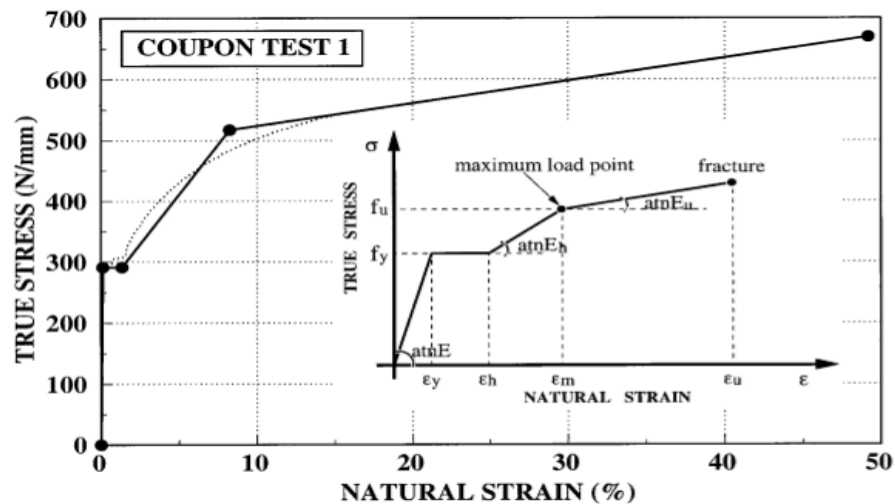


Figura 3.3: Curva de respuesta real v/s curva de respuesta idealizada (Piluso et al, 2001)

Donde:

$\varepsilon_y$ , es la deformación de fluencia, determinada con la ecuación 3.1.

$\varepsilon_h$ , es la deformación al inicio de la rama de endurecimiento.

$\varepsilon_m$ , es la deformación en el punto máximo de carga, determinada con la ecuación 3.2.

$\varepsilon_u$ , es la deformación en condición última.

E, es el módulo de elasticidad. El valor típico para aceros es de 200000 [GPa].

$E_h$ , es la pendiente existente entre el inicio de la rama de endurecimiento y el punto máximo de carga.

$E_u$ , es la pendiente existente entre el punto máximo de carga y la tensión de falla de la probeta.

$$\varepsilon_y = \frac{f_y}{E} \quad (3.1)$$

Donde:

$f_y$ , es la tensión de fluencia.

$$\varepsilon_m = \varepsilon_h + \frac{(f_u - f_y)}{E_h} \quad (3.2)$$

Donde:

$f_u$ , es la tensión de falla de la probeta.

De manera genérica se puede establecer que la curvatura para cualquier valor de deformación viene dada por la ecuación 3.3. En este caso son cuatro los puntos de interés ( $\varepsilon_y$ ,  $\varepsilon_h$ ,  $\varepsilon_m$  y  $\varepsilon_u$ ).

$$\chi_i = \frac{2\varepsilon_i}{t_f} \quad (3.3)$$

Donde:

$\chi_i$ , es la curvatura para cualquier valor de deformación.

$t_f$ , es el espesor del ala de la conexión.

Finalmente, el momento en condición última ( $M_u$ ) se determina empleando la ecuación 3.4.

$$M_u = \left\{ \frac{1}{2} \left[ 3 - \left( \frac{\chi_y}{\chi_u} \right)^2 \right] + \frac{1}{2} \frac{E_h}{E} \left( \frac{\chi_u - \chi_h}{\chi_y} \right) \left( 1 - \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) - \frac{1}{2} \frac{E_h - E_u}{E} \frac{\chi_u - \chi_m}{\chi_y} \left( 1 - \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \right\} \frac{b_{eff} t_f^2}{6} f_y \quad (3.4)$$

Donde:

$b_{eff}$ , es el ancho efectivo de la T Stub. Se determina utilizando la ecuación 3.5.

$$b_{eff} = \min[d_h + 2m; b] \quad (3.5)$$

Donde:

$b$ , es el ancho de la T Stub.

$m$ , es la distancia entre la localización de formación de rotulas plásticas en el ala de la T Stub.

$d_h$ , es el diámetro de la cabeza del perno.

Para poder determinar el modo de falla, se calcula el parámetro que gobierna el tipo de mecanismo de colapso ( $\beta_u$ ) dado por la ecuación 3.6.

$$\beta_u = \frac{4M_u}{2B_u m} \quad (3.6)$$

Donde:

$B_u$ , es la resistencia a tracción última del perno.

Si  $\beta_u$  es menor que  $\beta_{u,lim}$  dado por la ecuación 3.7, el tipo de mecanismo de colapso corresponde a fluencia del ala, si  $\beta_{u,lim} < \beta_u < 1$  se produce la fluencia del ala y la fractura de los pernos. Finalmente si  $\beta_u > 1$  se produce la fractura de los pernos a tracción.

$$\beta_{u,lim} = 2 \frac{n}{m(1+2\frac{n}{m})} \left[ 1 - \left( 1 + \frac{n}{m} \right) \frac{d_w}{8n} \right] \quad (3.7)$$

Donde:

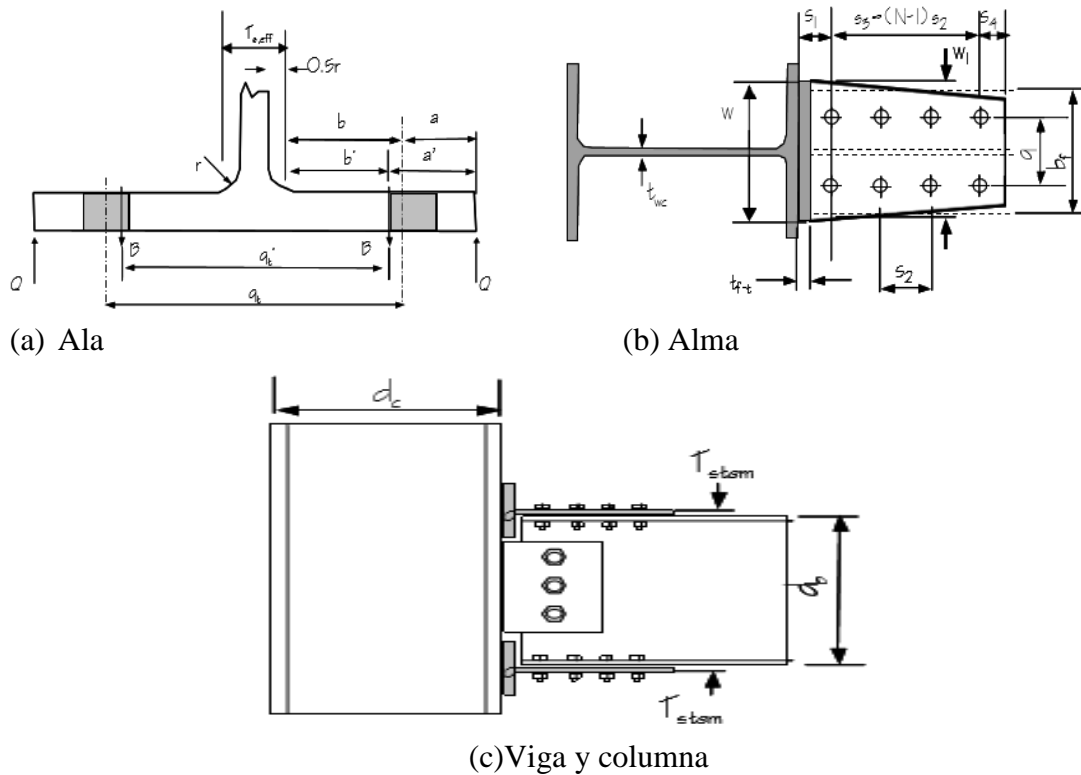
$n$ , es la distancia entre el borde de la T Stub y el eje del perno sometido a tracción.

$d_w$ , es el diámetro de la tuerca.



### 3.2 Formulación FEMA 350 (2000)

La Figura 3.4 muestra los parámetros geométricos utilizados en la determinación de los momentos de falla presentes en la conexión DBT aislada.



**Figura 3.4:** Parámetros geométricos de acuerdo al protocolo (FEMA 350, 2000)

A continuación se presenta de manera individual cada uno de los momentos de falla en la conexión DBT. Las ecuaciones son mostradas respetando la identificación de los parámetros geométricos de la Figura 3.4.

#### 3.2.1. Fractura pernos a tracción

El momento de falla de los pernos sometidos a tracción se calcula en la cara de la columna y considera el efecto de apalancamiento. Este se determina con la ecuación 3.8. Es un modo de falla frágil por lo que se debe evitar.

$$M_{F.P.T} = N_{tb}(d_b + t_{stem}) \left[ f_{nt} \cdot A_b + \frac{w \cdot F_y T \cdot t_f^2}{16 \cdot a'} \right] \frac{a'}{a' + b'} \quad (3.8)$$

Donde:

$F_{nt}$  : Tracción última de los pernos.

$A_b$  : Área de los pernos a tensión.

$N_{tb}$  : Número total de pernos a tracción.

$w$  : Ancho del alma.

$F_{yT}$  : Tensión de fluencia del material base.

$t_f$  : Espesor del ala.

$t_{stem}$  : Espesor del alma de la conexión.

$a'$  : Distancia desde el borde del ala al borde interno de la perforación.

$b'$  : Distancia desde el borde interno de la perforación al borde del filete de soldadura.

### 3.2.2. Apalancamiento del ala

El momento de falla producto del levantamiento del ala tiene un comportamiento dúctil. Desde el punto de vista ingenieril es deseable, pues permite disipar de manera eficiente la demanda sísmica.

La capacidad nominal al apalancamiento del ala se calcula a partir de la ecuación 3.9.

$$M_{apanc} = \frac{\left[2a' - \frac{d_{bt}}{4}\right] w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2 (d_b - t_{stem})}{4a' \cdot b' - d_{bt}(b' + a')} \quad (3.9)$$

Donde:

$d_{bt}$  : Diámetro del perno.

### 3.2.3. Fractura por corte de pernos

El momento de falla de los pernos del alma sometidos a corte se determina en la cara de la columna. Su comportamiento es frágil por lo que en todo momento la capacidad se mantiene alta con respecto a los otros modos de falla.

La capacidad nominal para la fractura por corte de pernos se calcula a partir de la ecuación 3.10.

$$M_{shear\ bolt} = 2N \cdot A_b \cdot F_{nv} \cdot d_b \cdot L_{TF1} \quad (3.10)$$

Donde:

$N$  : Es el número de pernos por fila sometidos al corte.

$F_{nv}$  : Tensión última a corte de los pernos.

$L_{TF1}$  : Razón de longitud para transferir el momento desde el centro del grupo de pernos a la cara de la columna dado por la ecuación 3.11.

$$L_{TF1} = \frac{L - d_c}{L - d_c - (2S_1 + S_3)} \quad (3.11)$$

Donde:

$L$  : Es la longitud de la viga.

$S_1$  : Es la distancia entre la cara de la columna y el centro del primer perno sometido al corte.

$S_3$  : Es la distancia entre los centros del primer y último perno del alma de la conexión.

### 3.2.5. Fractura Área Neta

A pesar de ser un modo de falla no deseable en sí, se estudia numéricamente pues antes que ocurra, las perforaciones del alma de la conexión presentan deformación por aplastamiento otorgando cierto grado de ductilidad. La misma idea se aplica cuando se estudia el momento por bloque de corte.

La ecuación 3.12 muestra la formulación para determinar el momento último por fractura de área neta de la conexión.

$$M_{FAN} = F_{uT}(w_{eff} - 2[d_{bt} + 0.159]t_{stem}[d_b + t_{stem}])L_{TF2} \quad (3.12)$$

Donde:

$F_{uT}$  : Tensión última del material base de la conexión.

$w_{eff}$  : Es el ancho efectivo sometido a tracción. Este se determina con la ecuación 3.13.

$$w_{eff} = \min[w, g + 2S_3 \cdot \tan(\pi/6)] \quad (3.13)$$

$L_{TF2}$  : Razón de longitud para transferir el momento desde el centro del perno más cercano al ala de la columna a la cara de la columna dado por la ecuación 3.14.

$$L_{TF2} = \frac{L-d_c}{L-d_c-2S_1} \quad (3.14)$$

### 3.2.6. Falla por bloque de corte

La ecuación 3.15, representa la capacidad de momento relacionada al modo de falla por bloque de corte. Notar que la ecuación 3.15 no considera factor o razón de transferencia de momento a la cara de la columna.

$$M_{BC} = \min[0.6F_uA_{nv} + F_uA_{nt}, 0.6F_yA_{gv} + F_uA_{nt}]d_b \quad (3.15)$$

Donde:

$A_{nv}$  : Área neta sujeta a esfuerzo de corte.

$A_{nt}$  : Área neta sujeta a esfuerzo de tracción.

$A_{gv}$  : Área bruta sujeta a esfuerzo de corte.

$U_{bs}$  : 1 para cargas de tracción uniforme y 0,5 para cargas de tracción no uniformes.

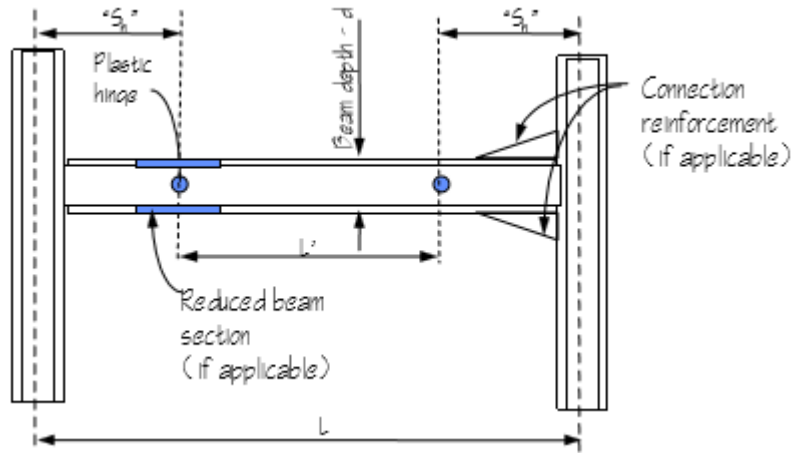
### 3.2.7. Falla por rotulación plástica de la viga

Al igual que en el modo de falla por fractura de pernos a tracción, el momento que determina la capacidad de la viga en su condición de rótula plástica se diseña cumpliendo la condición de predominio del modo de colapso tipo a).

#### 3.2.6.1. Plastificación de la viga

La falla por plastificación de la viga se basa en que la formación de la rótula plástica se produce al final de la conexión, tal como se muestra en la Figura 3.5, siempre y cuando la demanda gravitacional a la flexión sea a lo más el 30 % de la capacidad flexural de la viga.

Además, como regla general, en los análisis numéricos se establece que el drift o desplazamiento vertical de la viga en su extremo libre para el cual se produce el inicio de la plastificación en la viga es del 2% de la longitud de la viga.



**Figura 3.5:** Localización de la formación de la rótula plástica (FEMA, 2000)

Para secciones W, la capacidad a la flexión viene dada por la ecuación 3.16, pues la viga estará restringida al volcamiento tanto en su parte superior como inferior, por lo que la flexión por LTB (Lateral Torsion Bucking), no aplica. Además, tanto el alma y ala de la viga y columna deben ser sísmicamente compactas.

$$M_p = F_y Z \quad (3.16)$$

Donde:

$F_y$  : Es la tensión de fluencia del material base de la viga.

$Z$  : Es el modulo plástico de la viga.

La capacidad de momento plástico probable en la rótula viene dada por la ecuación 3.17.

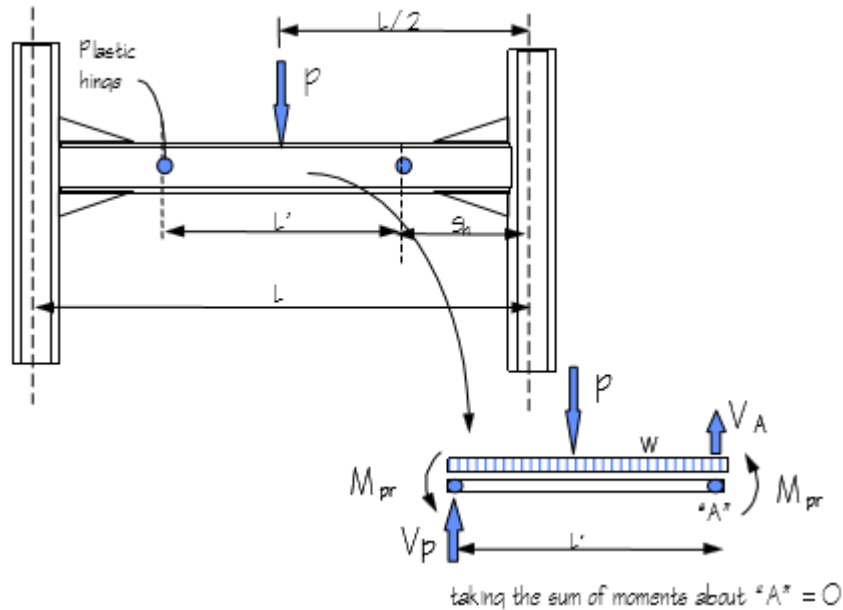
$$M_{pr} = C_{pr} R_y M_p \quad (3.17)$$

Donde:

$C_{pr}$  : Factor para tomar en cuenta la fuerza peak de la conexión, incluyendo entre otros los efectos de restricción local, refuerzos adicionales y otras condiciones de la conexión. En general un valor aceptable para esta variable es 1,2.

$R_y$  : Coeficiente aplicable a la viga o al material de esta, obtenido de las provisiones sísmicas establecidas en el AISC 2000. Para fines de este estudio el valor adoptado para este parámetro es 1,3.

El efecto del corte en la rótula plástica no es despreciado, en consecuencia se determina haciendo equilibrio estático en el diagrama de cuerpo libre que se muestra en la Figura 3.6. Cabe señalar que no existe carga puntual en la viga, por lo que la ecuación de equilibrio muestra un caso general.



**Figura 3.6:** Cálculo del corte en la rótula plástica

En definitiva, el corte en la rótula plástica, sin considerar la carga concentrada, se muestra en la ecuación 3.18.

$$V_p = \frac{2M_{pr} + \frac{wL'^2}{2}}{L'} \quad (3.18)$$

Donde:

$V_p$ , es el corte plástico.

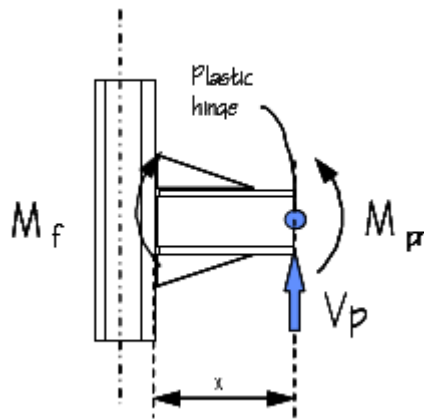
$M_{pr}$ , es el momento plástico probable en la rótula.

$w$ , es la carga uniformemente distribuida y que en su cálculo se considera los estados de carga de peso propio de la viga, la carga muerta producto del peso de la losa, sobre losa, etc. y la sobre carga de uso habitacional, que tributan sobre el elemento viga. Cabe señalar que los valores adoptados

para la carga uniforme distribuida, son los mismos que se utilizaron en el estudio de Aedo (2009).

$L'$ , es la longitud entre los puntos de formación de la rótula plástica.

La Figura 3.7 muestra mediante el diagrama de cuerpo libre y su posterior equilibrio estático la ecuación que adopta el momento que se genera en la cara de la columna.



**Figura 3.7:** Determinación del momento en la cara de la columna (FEMA, 2000)

El momento en la cara de la columna una vez que se ha formado la rótula plástica, viene dada por la ecuación 3.19 y el momento de inicio de fluencia por la ecuación 3.20.

$$M_f = M_{pr} + V_p X \quad (3.19)$$

Donde:

$X$ , es la distancia entre la cara de la columna y el punto donde se forma la rótula plástica.

$$M_{rp} = 1.2C_y M_f \quad (3.20)$$

Donde:

$C_y$ , coeficiente que refleja la máxima tensión en la conexión y que viene dado por la ecuación 3.21.



$$C_y = \frac{S_b}{C_{pr}Z_b} \quad (3.21)$$

Donde:

$S_b$ , es el modulo elástico de la sección viga en el punto donde se forma la rótula plástica.

$Z_b$ , es el modulo plástico de la sección viga en el punto donde se forma la rótula plástica.

### 3.2.7 Falla por fractura del área neta del ala de la viga

Como se vio en los ensayos de Smallidge (1999), la falla por fractura del área neta del ala de la viga fue un caso atípico y que mostró que la formulación establecida por el FEMA 350 (2000) para este modo de falla subestima la capacidad real de la viga, por lo que no forma parte como modo a reproducir en los modelo de elementos finitos, más bien se utiliza como un criterio de primera selección estableciendo el tamaño mínimo de la viga sobre la cual se escoge, en base al cumplimiento de los requerimientos y disposiciones establecidos en la NCh 433 Of 2009 y AISC 2010, respectivamente, las potenciales vigas a las cuales se les diseña la conexión y que posteriormente se analizan numéricamente.

La ecuación 3.22 determina la capacidad del área neta del ala de la viga.

$$M_{F.A.N.B} = \left\{ F_{UBM} \left( Z_b - 2(d_{bt} + 0.159)t_{fb}(d_b - t_{fb}) \right) \right\} L_{TF3} \quad (3.22)$$

Donde:

$F_{UBM}$ , es la tensión última del material base.

$t_{fb}$ , es el espesor del ala de la viga.

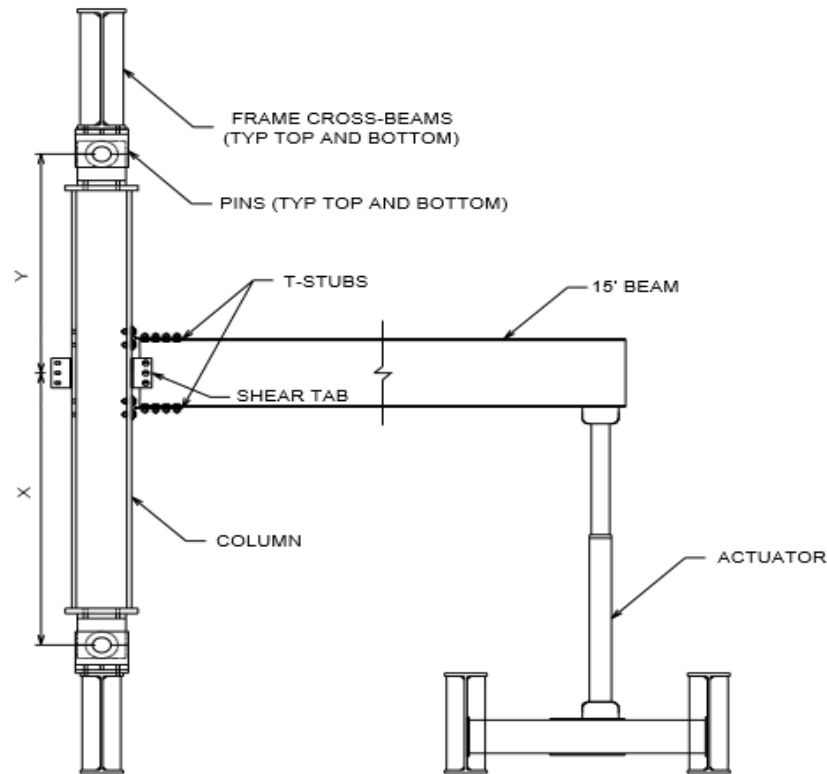
$L_{TF3}$ , Razón de longitud para transferir el momento desde el perno más lejano de la cara de la columna a la cara de la columna dado por la ecuación 3.23.

$$L_{TF3} = \frac{L-d_c}{L-d_c-2(S_1+S_3)} \quad (3.23)$$

### 3.3 Geometría de vigas, columnas y propiedades mecánicas de los materiales empleados por Smallidge (1999) en los ensayos a escala real

#### 3.3.1. Configuración de ensayo típica

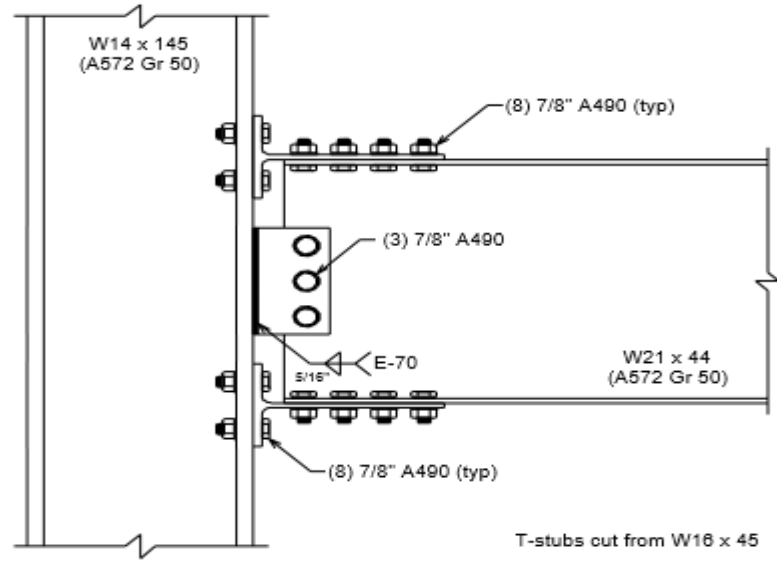
La Figura 3.8, muestra la configuración de ensayo típica que empleo Smallidge (1999), el parámetro de mayor interés de esta figura para nuestros propósitos, es el largo de la viga.



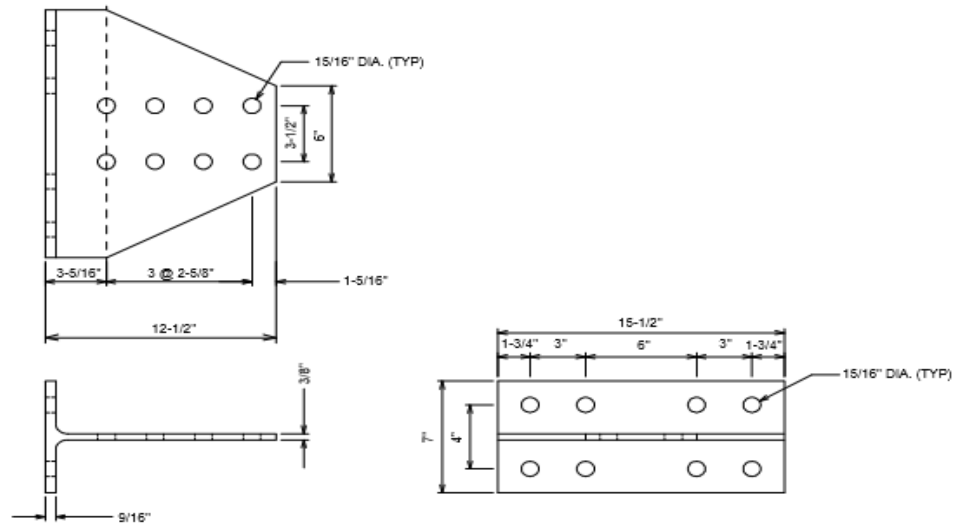
**Figura 3.8:** Configuración de ensayo típica (Smallidge, 1999)

#### 3.3.2. Geometría de Vigas, Columnas y Conexión

La Figura 3.9, Figura 3.10, Figura 3.11, Figura 3.12, Figura 3.13 y Figura 3.14 muestra la geometría empleada en los ensayos a escala real por Smallidge (1999), designadas como FS03, FS04, FS05, FS06, FS07 Y FS 08, respectivamente.

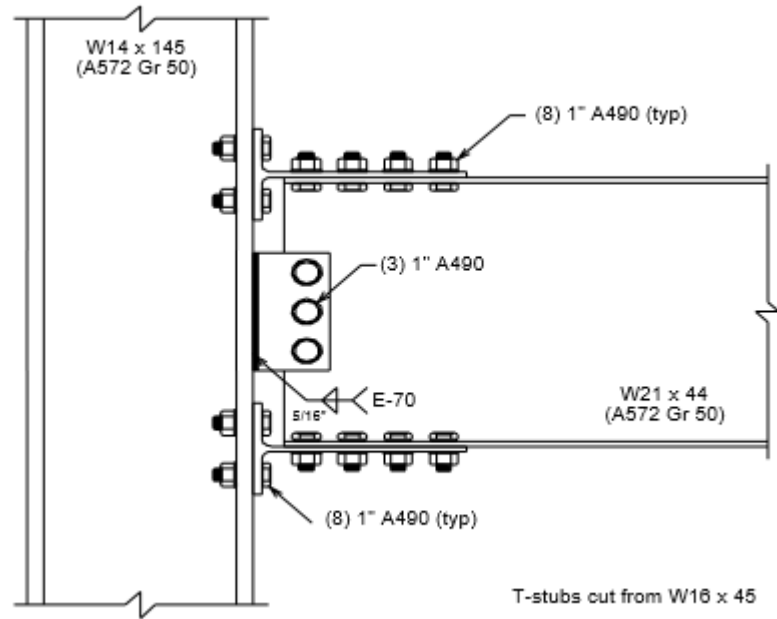


Detalle de la unión para el marco a escala real FS03

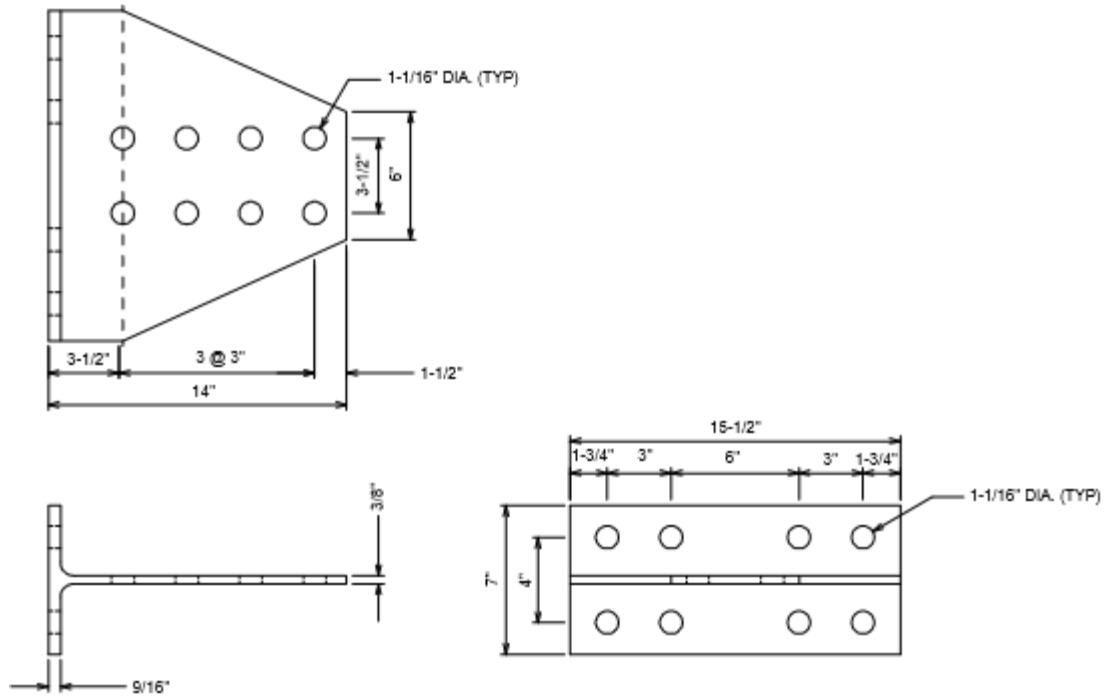


Espécimen TD 04

Figura 3.9: Detallamiento geométrico de la unión y espécimen para FS 03 (Smallidge, 1999)

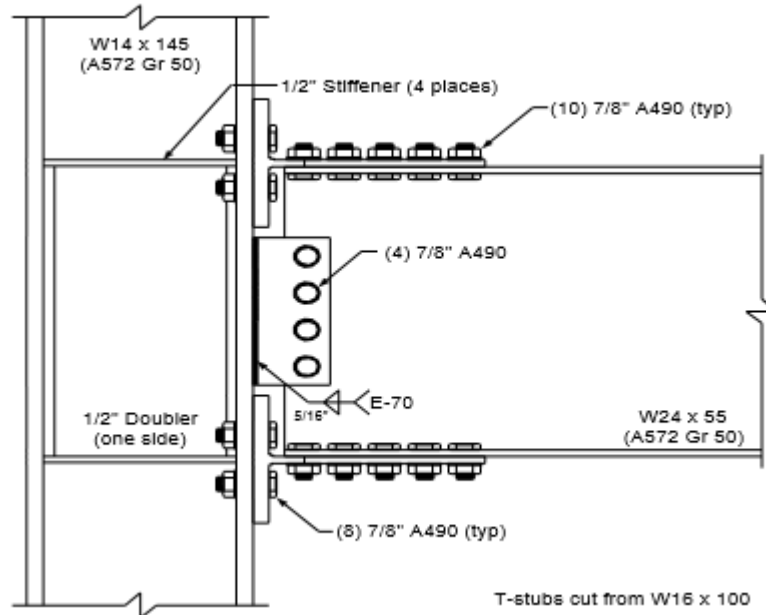


Detalle de la unión para el marco a escala real FS04

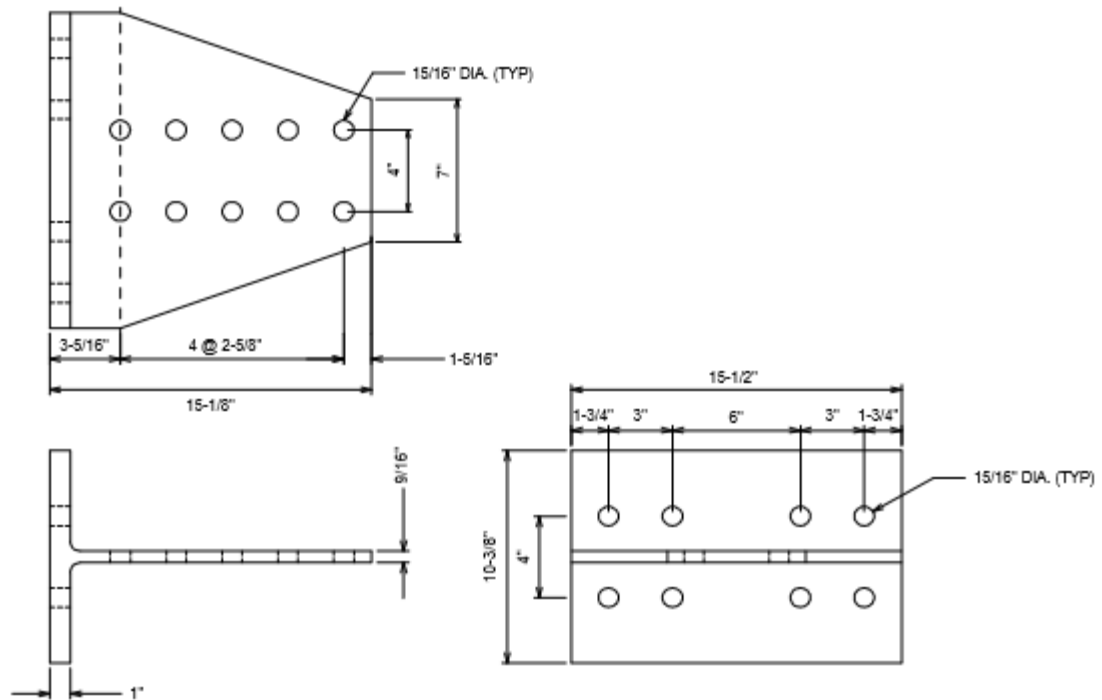


Espécimen TD 08

Figura 3.10: Detallamiento geométrico de la unión y espécimen para FS 04 (Smallidge, 1999)

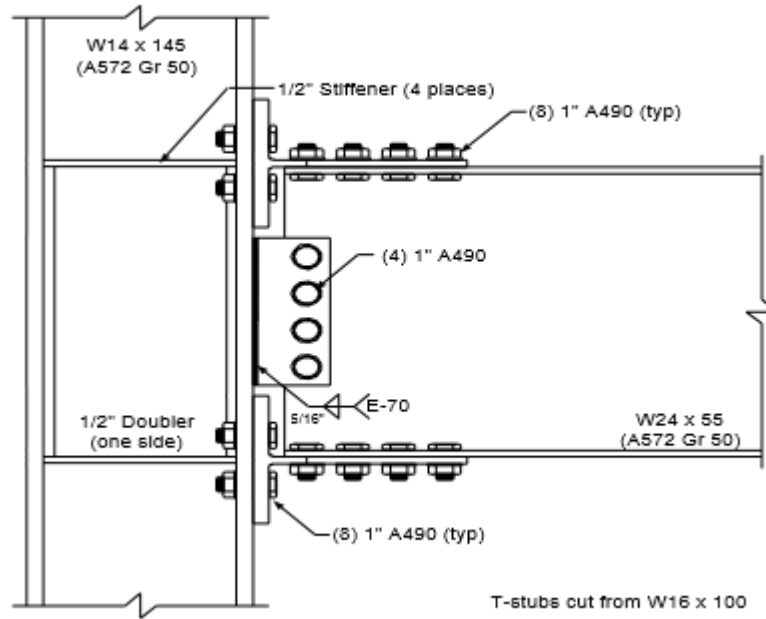


Detalle de la unión para el marco a escala real FS05

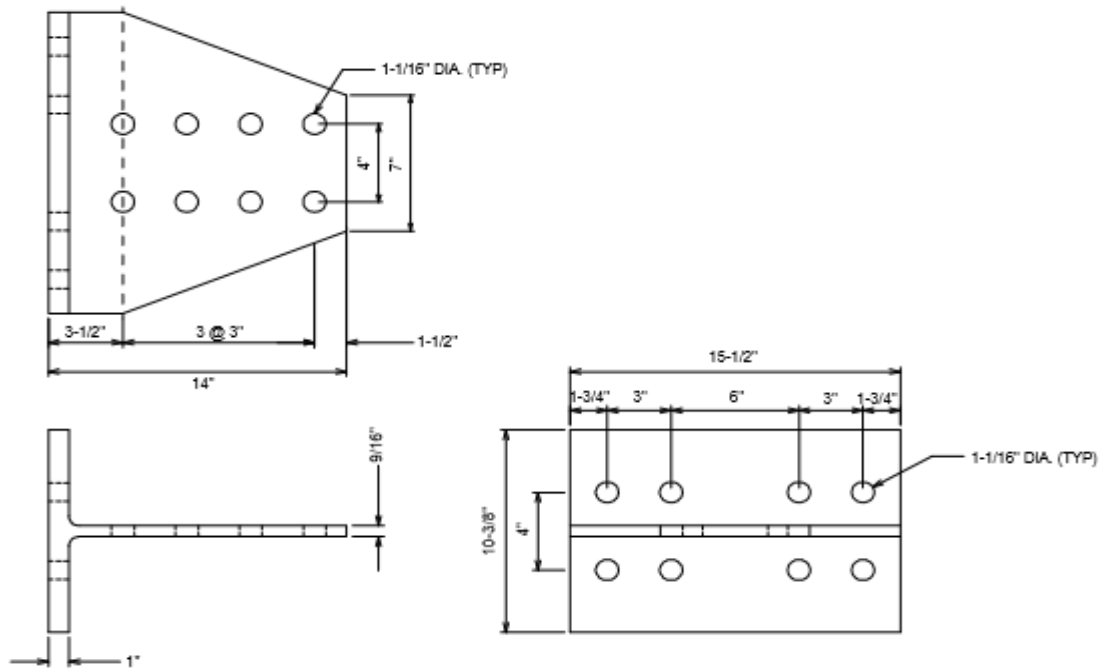


Espécimen TA 01

**Figura 3.11:** Detallamiento geométrico de la unión y espécimen para FS 05 (Smallidge, 1999)

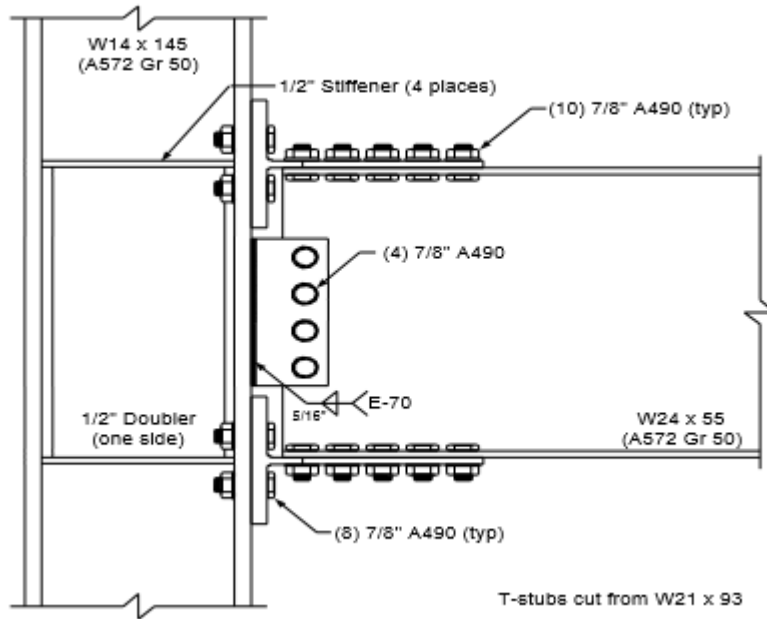


Detalle de la unión para el marco a escala real FS06

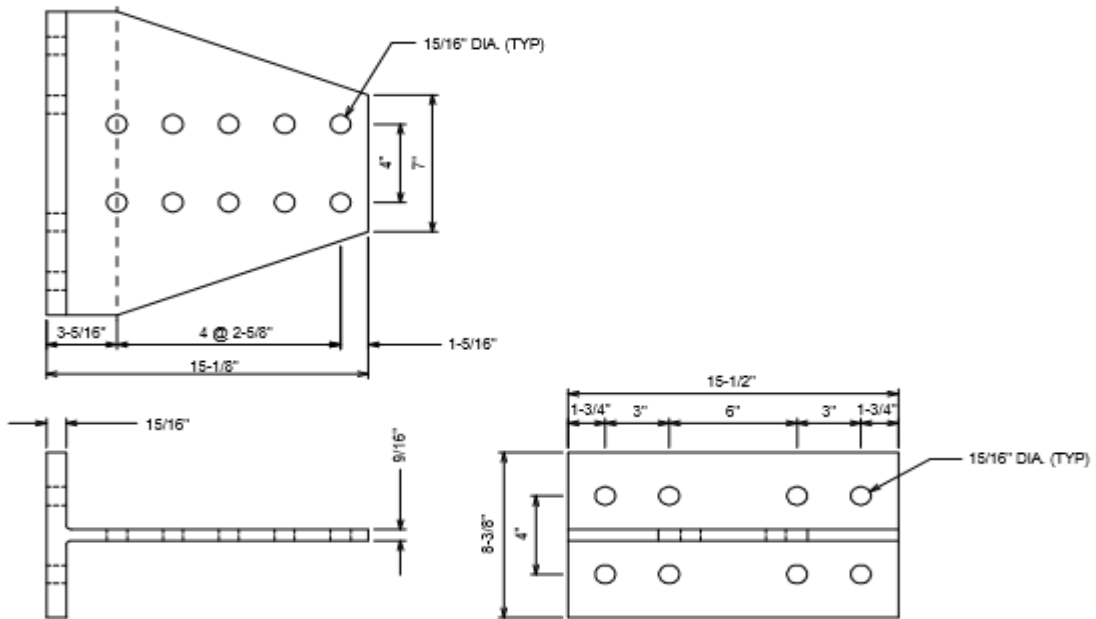


Espécimen TA 09

Figura 3.12: Detallamiento geométrico de la unión y espécimen para FS 06 (Smallidge, 1999)

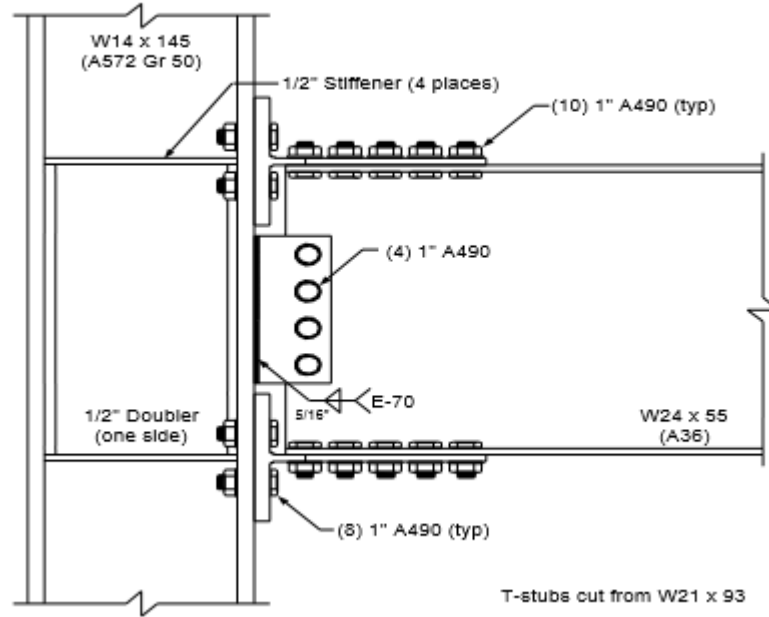


Detalle de la unión para el marco a escala real FS07

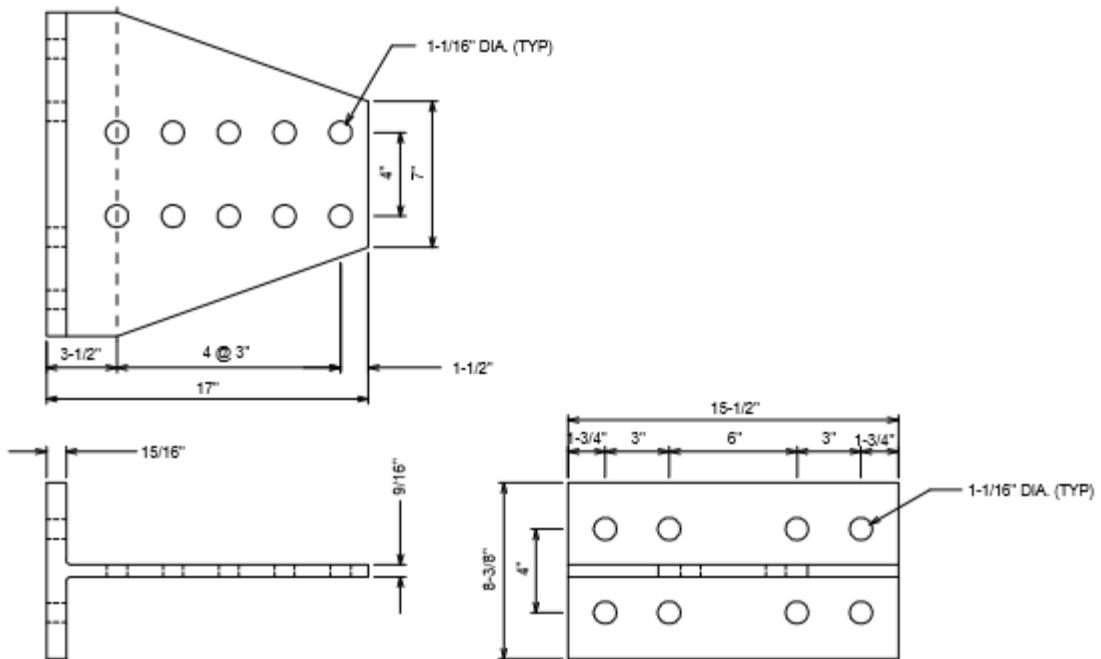


Especimen TB 01

Figura 3.13: Detallamiento geométrico de la unión y espécimen para FS 07 (Smallidge, 1999)



Detalle de la unión para el marco a escala real FS08



Espécimen TB 05

Figura 3.14: Detallamiento geométrico de la unión y espécimen para FS 08 (Smallidge, 1999)



### 3.3.3. Propiedades mecánicas de los Materiales empleados

Las propiedades mecánicas nominales utilizadas en la determinación de la capacidad a flexión de la viga corresponden a la de un acero de calidad ASTM A 572 Gr 50 ( $F_{yb} = 345 [MPa]$  y  $F_{ub} = 450 [MPa]$ ) para todos los modelos a escala real, excluyendo el etiquetado como FS 08, donde se utiliza un acero de calidad ASTM A 36 ( $F_{yb} = 250 [MPa]$  y  $F_{ub} = 400 [MPa]$ ) y de la capacidad al corte y tracción de los pernos corresponden a un acero de calidad ASTM A 490 con hilo excluido en el plano de corte son,  $F_{nv} = 579 [MPa]$  y  $F_{nt} = 780 [MPa]$ , respectivamente.

La Figura 3.15 muestra los valores promedios para dos probetas extraídas de los especímenes TA, TB, TC y TD tanto para el alma como el ala de la conexión en el estudio realizado por Smallidge (1999). Los especímenes fueron obtenidos al cortar por el alma una serie de perfiles W y la clasificación del material empleado en la T stub corresponde a un ASTM A572-50.

Series	Grade / Heat	Location	Mill Certificate			Coupon Tests		
			$F_y$	$F_u$	% Elong	$F_{yd}$	$F_{ud}$	% Elong
TA	A572-50 94723	Flange	---	---	---	46.1 ksi	66.7 ksi	42.9%
		Web	53.0 ksi	70.0 ksi	25.0%	51.1 ksi	68.0 ksi	38.0%
TB	A572-50 93003	Flange	---	---	---	52.5 ksi	72.3 ksi	37.0%
		Web	55.0 ksi	69.5 ksi	24.5%	54.9 ksi	72.6 ksi	34.5%
TC	A572-50 102553	Flange	---	---	---	56.5 ksi	75.9 ksi	39.5%
		Web	59.0 ksi	74.5 ksi	23.5%	60.2 ksi	76.9 ksi	34.3%
TD	A572-50 999999	Flange	---	---	---	57.4 ksi	80.8 ksi	37.8%
		Web	Unknown	Unknown	Unknown	61.9 ksi	82.6 ksi	30.0%
CA	A572-50 102645	Flange	55.0 ksi	76.5 ksi	21.0%	55.3 ksi	76.7 ksi	33.4%
		Web	---	---	---	---	---	---

Note: Values reported are the average of two coupon tests.

**Figura 3.15:** Propiedades mecánicas de las conexiones T Stub (Smallidge, 1999)

Finalmente, la Tabla 3.2, muestra los valores para  $R_y$  y  $R_t$  de los aceros más utilizados.

**Tabla 3.1:** Valores de  $R_y$  y  $R_t$  para aceros estructurales de uso común

Acero	$R_y$	$R_t$
Perfiles laminados:		
A36	1.5	1.2
A572 grado 50	1.1	1.1
A992		
Placas:		
A36	1.3	1.2
A572 grado 50	1.1	1.2

### 3.3.4 Comparación modos de falla teóricos FEMA 350 (2000) versus Smallidge (1999) experimentales

Con toda la información en cuanto a propiedades geométricas y mecánicas tanto para la conexión y elementos estructurales, la ecuación 3.8 a la ecuación 3.23, que la calidad de los pernos corresponde para todos los marcos a escala real a un ASTM A490 y que estos están pre tensionados según las recomendaciones establecidas en el AISC 2010 y que además se considera solo la carga uniformemente distribuida producto del peso propio de la viga, se obtiene a modo de resumen la Tabla 3.3, que muestra los valores de los modos de falla establecido en el FEMA 350 (2000) para cada marco a escala real. Además, en conjunto a las Figura 3.16 a la Figura 3.19, permite establecer una serie de comentarios de gran utilidad para este estudio.

**Tabla 3.3:** Modos de Falla según FEMA 350 (2000) y experimentales (Smallidge, 1999)

Etiqueta	$M_{rotula}$ [tonf-m]	$M_{fanv}$ [tonf-m]	$M_{fan}$ [tonf-m]	$M_{corte}$ [tonf-m]	$M_{apalanc}$ [tonf-m]	$M_{trac}$ [tonf-m]	$M_{bc}^{(*)}$ [tonf-m]	OBS FEMA 350	OBS SMALLIDGE
FS03	65.7	68.0	74.7	98.5	114.0	114.4	64.9	B.C.	F.A.N
FS04	66.3	66.5	82.1	129.2	166.9	149.2	71.1	R.P.V.	F.A.N
FS05	93.3	98.9	153.3	141.6	1248.3	162.6	142.9	R.P.V.	R.P.V.
FS06	92.7	95.6	138.0	147.4	-5647.4	207.5	119.1	R.P.V.	R.P.V.
FS07	93.3	98.9	162.5	141.6	28498.3	170.7	151.7	R.P.V.	R.P.V.
FS08	80.9	94.4	159.7	186.0	-1045.0	216.6	167.4	R.P.V.	R.P.V.

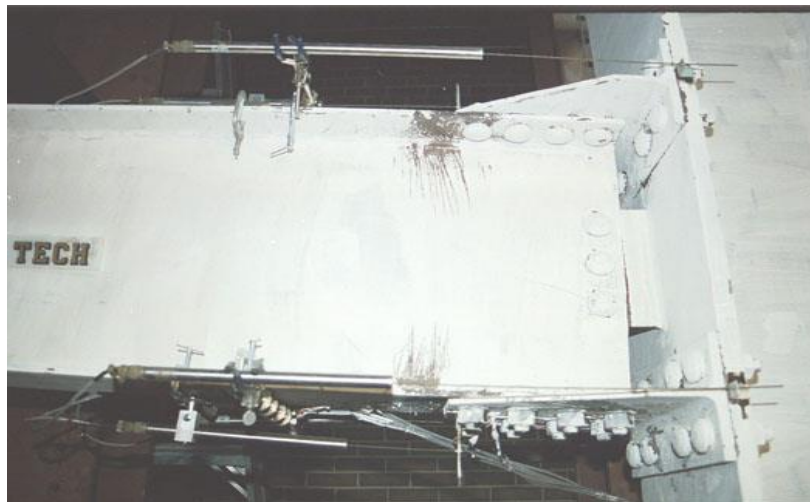
(\*) No considera factor de traslado de momento a la cara de la columna

Según los resultados obtenidos mediante el protocolo de diseño establecido por el FEMA 350 (2000), la totalidad de los marcos ensayados, a excepción del etiquetado como FS03, deberían fallar por formación de rótula plástica en la viga ( $M_{rotula}$ ). Sin embargo, esta no es una condición última, más bien es de diseño, es decir, la viga se encuentra en un estado inicial de fluencia del ala de la viga, en consecuencia puede seguir transmitiendo momento a la columna, por lo que es de esperar, que el mecanismo que gobierne sea la fractura del área neta del ala de la viga ( $M_{fanv}$ ), cuestión que experimentalmente solo ocurrió para el marco etiquetado como FS07 una vez que la viga se ha rotulado por completo y pandeado localmente en dicha zona (ver Figura 3.19). En consecuencia queda de manifiesto que la formulación establecida para este modo de falla por el protocolo de diseño FEMA 350 (2000), subestima la capacidad. Por tal motivo es que no se considera dentro del análisis numérico de los modelos que forman parte de este estudio, más bien, y como medida precautoria ante la incertidumbre que debela este echo, es que se establece como tamaño mínimo de viga a considerar la serie W 21, serie que formó parte del estudio experimental desarrollado por Smallidge (1999).

Un caso particular y que se discute más adelante, es la imposibilidad que se produzca la falla por bloque de corte, a menos que no se respeten las disposiciones establecidas en el AISC (2010), en particular a la separación mínima que debe existir entre pernos.

Realizando un análisis más exhaustivo de los resultados mostrados en la Tabla 3.2, existe una verdad que es irrefutable, y que es que en la medida que exista un momento de falla cercano al momento por rótula plástica ( $M_{rotula}$ ), el primero es el que gobierna el mecanismo de falla del sistema viga- conexión. En efecto, para los marcos identificados como FS03 (Figura 3.16) y FS04 (Figura 3.17), la variación porcentual con respecto a la formación de rótula plástica en la viga y el momento por fractura de la T stem ( $M_{fran}$ ) es 13.6% y 23.7%, respectivamente. Estas variaciones son cubiertas por la plastificación completa de la sección de la viga y por lo tanto el sistema falla por fractura de la T.

En la otra vereda, para los marcos etiquetados como FS05 al FS08 (Figura 3.18 y Figura 3.19), las variaciones porcentuales con respecto al momento por rótula plástica ( $M_{rotula}$ ) y el momento más cercano a él son 51.7%, 48.9 %, 51.7 % y 97.3%, respectivamente. Dicha variación es grande por lo que la plastificación total de la sección de la viga controla el diseño.



Formación de rótula plástica en viga



Falla por fractura de área neta del alma de la T Stub

**Figura 3.16:** Modo de falla experimental para FS03 (Smallidge, 1999)

Notar que en la Figura 3.16 la porción de viga que se rotula plásticamente es pequeña y es concordante con la variación porcentual que existe (13.6%).



Rotula plástica con compromiso de la estabilidad del ala de la viga

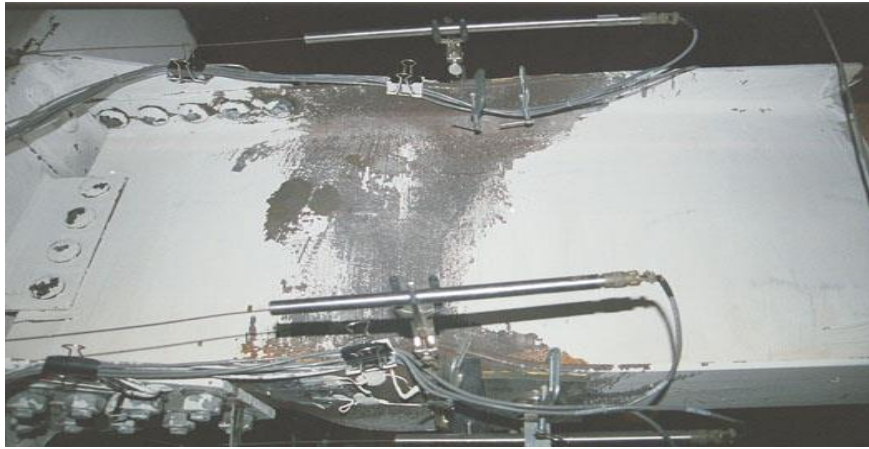


Falla por fractura de área neta del alma de la T Stub

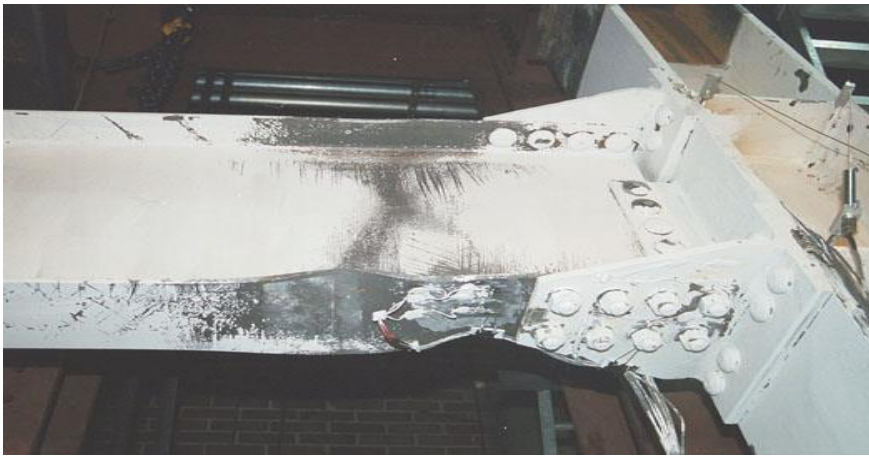
**Figura 3.17:** Modo de falla experimental para FS04 (Smallidge, 1999)

Notar que en la Figura 3.17 la porción de viga que se rotula plásticamente ha comprometido el ala y el alma y que es concordante con la variación porcentual que existe (23.7%).





Pandeo post fluencia para FS 05



Pandeo post fluencia para FS 06



Pandeo post fluencia para FS 08

**Figura 3.18:** Pandeo post fluencia para los Marcos (a) FS 05, (b), FS06 y (c) FS 08 (Smallidge, 1999)

Notar que en la Figura 3.18 para FS 05, FS 06 y FS 08 la plastificación de la viga es total, alcanzando el punto de pandeo post fluencia y que es concordante con la gran diferencia porcentual que existe entre el modo de falla por rotula plástica ( $M_{rotula}$ ) y el modo de falla que le sigue.



**Figura 3.19:** Fractura del área neta del ala de la viga posterior al proceso de pandeo post fluencia para FS07 (Smallidge, 1999)

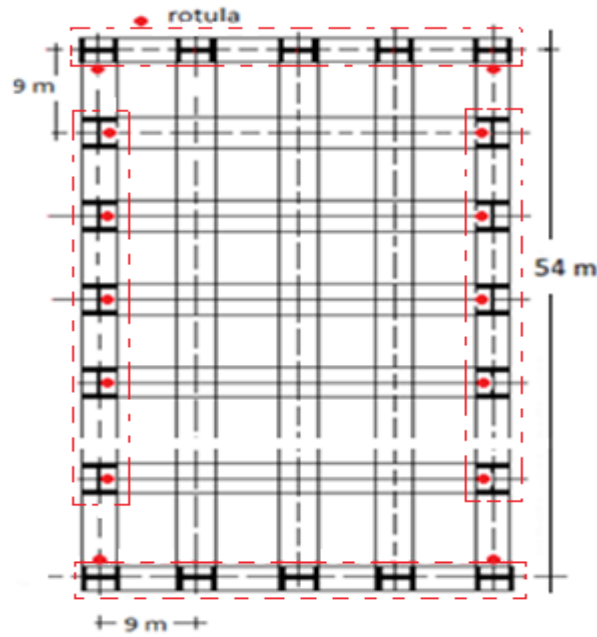
### **3.4. Diseño de Conexiones mediante FEMA 350 y análisis estático y dinámico de marcos planos**

Las estructuras a las cuales se les realiza el análisis corresponden a estructuras 3D simplificadas a 2D (marcos planos). Lo anterior es posible si se considera que en cada encuentro de vigas existe una rótula y de esta manera no se tendrá la problemática en la unión, lugar donde se materializa la conexión semi rígida, de flexión biaxial.

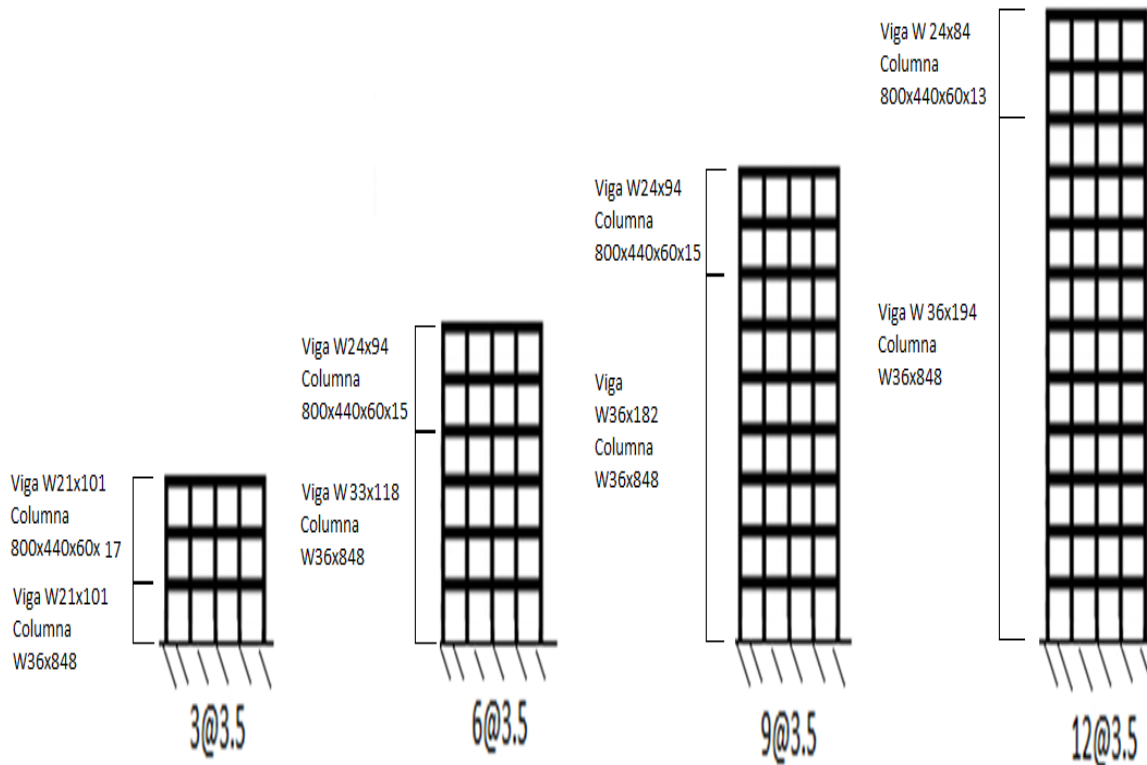
En líneas generales las estructuras poseen planta típica de 36 metros de fachada por 54 metros de profundidad, líneas sismorresistentes emplazadas perimetralmente y que en general se encuentran separadas unas de otras cada 9 metros. Finalmente, la altura típica de entrepiso es de 3.5 metros y que se analizan estructuras de 3, 6, 9 y 12 pisos.

Además, cabe señalar que el uso de las estructuras es habitacional y que para efectos de determinar la demanda sísmica establecida en la NCh 433 Of 2009, se asume un suelo tipo A y zona sísmica I. Lo anterior debido a que las estructuras son sumamente flexibles por lo que someterlas a una demanda sísmica mayor dada por la caracterización del suelo y el emplazamiento de la estructura hace imposible cumplir con los requerimiento de deriva máxima establecidos en la NCh 433 Of 2009.

La Figura 3.20 muestra la planta típica y la Figura 3.21 la elevación para cada estructura analizada.



**Figura 3.20:** Planta Típica y disposición de rotulas



**Figura 3.21:** Elevación estructuras Analizadas en 2D

Es un echo relevante que las estructuras no vienen controladas por resistencia si no que más bien por serviciabilidad (Aedo, 2009), por lo que en el proceso final de selección de las vigas, la deriva de entrepiso es el parámetro a controlar, más aun si se considera que la conexión semi rígida incrementa el desplazamiento lateral de la estructura (drift). Cabe destacar que la influencia de la

columna en la deriva de entrepiso no es relevante por lo que las dimensiones de la columna serán propuestas de manera arbitraria en todas las estructuras y que las dimensiones que no intervienen en el diseño de la conexión se ajustan tomando en cuenta el criterio de columna fuerte y viga débil y las que se consideran pertinentes aplicar y que están establecidas en el protocolo de diseño del FEMA 350 (2000).

Un aspecto importante es que para el análisis se utiliza el programa SAP 2000 V 15 y que para efectos de considerar la conexión en los modelos estructurales se trabaja con una relación de rigideces a la flexión dada por la ecuación 3.24.

$$\frac{EI_{eq}}{EI_b} \quad (3.24)$$

Donde:

$EI_{eq}$ , es la rigidez flexural equivalente de la viga cuando se considera a la conexión (ecuación 3.25).

$EI_b$ , es la rigidez flexural de la viga cuando se considera nudo rígido.

$$EI_{eq} = \frac{1}{\frac{6h}{l_b^2 K_s} + \frac{1}{EI_b}} \quad (3.25)$$

Donde:

$h$ , es la altura de entrepiso, que para todas las estructuras en este estudio es de 3.5 metros.

$L_b$ , es la separación de las columnas, que para todas las estructuras es de 9 metros.

$K_s$ , es la rigidez a la rotación de la conexión dado por la ecuación 3.26.

$$K_s = \frac{d_b M_{fail}}{0.009525} \left[ \frac{\text{tonf-m}}{\text{rad}} \right] \quad (3.26)$$



Donde:

$M_{fail}$ , es el menor valor de momento entre la ecuación 3.8, ecuación 3.9, ecuación 3.10, ecuación 3.12 y ecuación 3.15.

Para el caso de la columna, el protocolo FEMA 350 (2000) establece los siguientes requerimientos, dejando de lado la necesidad de placas de continuidad y refuerzo de la zona panel, pues la columna no está incluida dentro del análisis numérico que aquí se lleva a cabo:

- a) El espesor del ala de la columna no debe ser inferior al espesor del ala de la conexión.
- b) Se debe cumplir con el criterio de columna fuerte y viga débil dado por la ecuación 3.27.

$$\frac{\sum Z_c \left( F_{yc} - \frac{P_{uc}}{A_g} \right)}{\sum M_{pr} + V_p S_h} > 1.0 \quad (3.27)$$

Cabe señalar que las designaciones de las vigas mostradas en la Figura 3.22, surgen luego de un largo proceso de prueba y error en el análisis estructural hasta conseguir cumplir con el requisito de no exceder el máximo desplazamiento de entrepiso establecido en la NCh 433 Of 2009.

#### 3.4.1. Materiales empleados en el diseño de la conexión DBT-viga para este estudio

El material base tanto para las vigas ( $F_y = 250 [MPa]$  y  $F_u = 400 [MPa]$ ) como conexiones ( $F_y = 320 [MPa]$  y  $F_u = 480 [MPa]$ ) clasifica como un ASTM A 36. La disparidad de las propiedades mecánicas para una misma clasificación de acero radica en que el protocolo de diseño FEMA 350 (2000) es claro en cuanto a que para la viga se emplea las propiedades mecánicas mínimas del material, no así para la conexión, en donde las que se usa reflejan los valores reales promedio alcanzados por ensayo para este tipo de acero. En otras palabras el protocolo de diseño FEMA 350 (2000), con la finalidad de lograr una sintonía con los valores reales establece en la formulación para la viga una amplificación del valor nominal mínimo de fluencia igual a  $R_y=1.3$ . En cuanto a la clasificación de los pernos sometidos a corte o tracción se utiliza un acero ASTM A 490 con hilo excluido del plano de corte, cuyas propiedades mecánicas nominales son las que se midieron experimentalmente en el estudio de Salas (2016) para una muestra de 3 pernos de 1 3/8". Estas fueron determinadas para efectos de diseño y ley constitutiva ingresada al Ansys V 15 como el promedio.

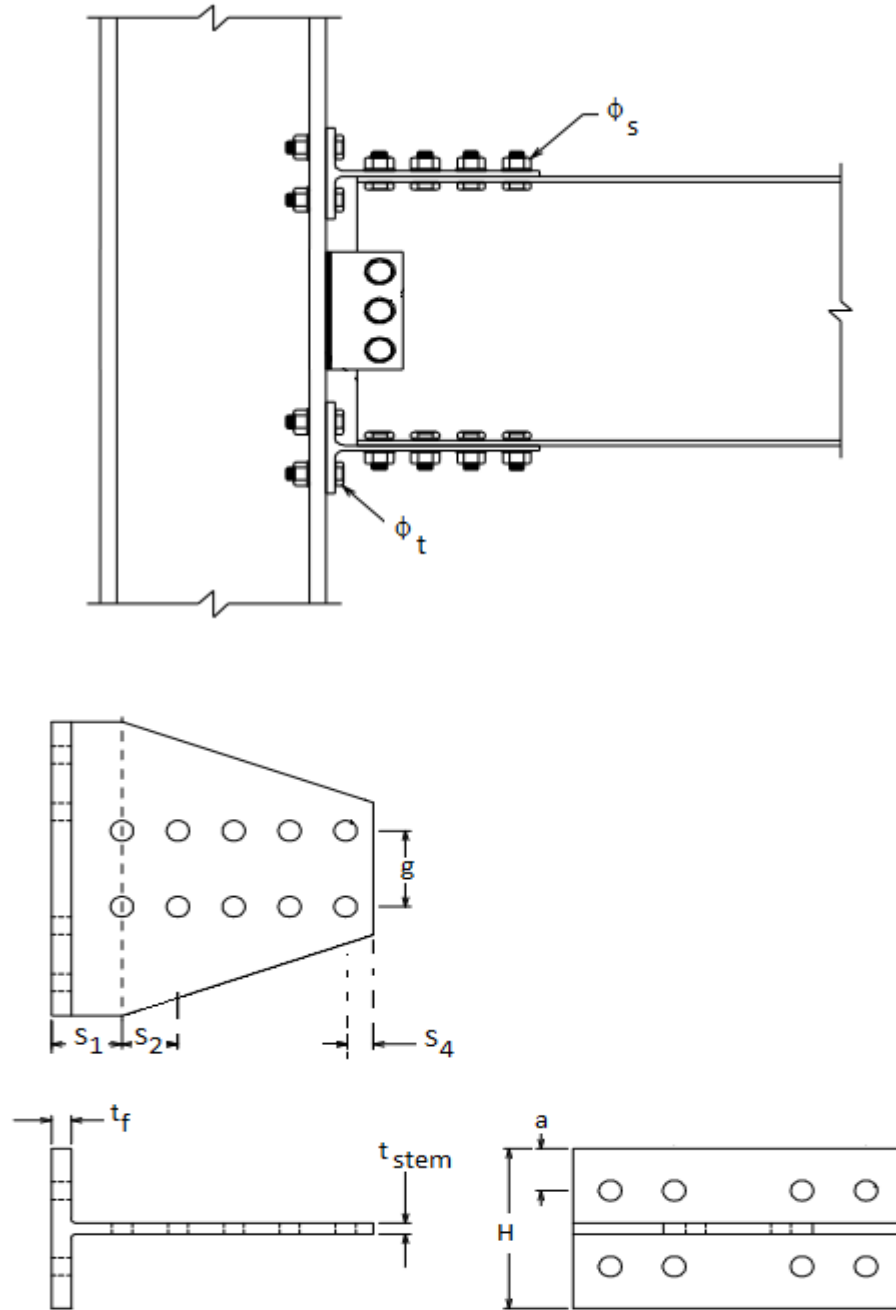
La Tabla 3.4 muestra los valores de propiedades mecánicas alcanzados para cada una de las muestras ensayadas en el estudio de Salas (2016).

**Tabla 3.4:** Propiedades Mecánicas experimentales ensayadas por Salas (2016)

Muestra	Diámetro [mm]	$F_u$ [MPa]	$F_y$ [MPa]	Alargamiento [%]	E [MPa]
I-19332	9.07	1281	1209	16.2	198347
I-19333	9.04	1226	1142	14.2	196551
I-19334	8.98	1232	1096	14.5	192546

3.4.2. Diseños de las conexiones mediante protocolo FEMA 350 (2000) y resultados de los análisis estructurales para marcos sismo resistentes en 2D

La Figura 3.22 muestra los parámetros geométricos de la conexión que son utilizados en el diseño de esta.



**Figura 3.22:** Parámetros geométricos utilizados en el diseño según FEMA 350 (2000)

En la Tabla 3.5, Tabla 3.6, Tabla 3.7, Tabla 3.8, Tabla 3.9 y la Tabla 3.10 se muestra para cada viga los parámetros de diseño de la conexión establecidos en el FEMA 350 (2000) para cada modo de falla que se estudia numéricamente.

**Tabla 3.5:** Parámetros geométricos de la conexión para la viga W24x94

ID	S <sub>1</sub> [cm]	φ <sub>s</sub> [in]	S <sub>2</sub> [cm]	N <sub>corte</sub>	S <sub>4</sub> [cm]	g [cm]	t <sub>stem</sub> [cm]	H [cm]	φ <sub>t</sub> [in]	a [in]	N <sub>trac</sub>	t <sub>f</sub> [cm]	s [cm]
DBT 1	12.4	1 3/8	10.5	4	4.4	13	2.0	26	1 3/8	2 4/5	4	2.4	1.2
DBT 2	13.6	1 3/8	12.5	4	4.4	13	1.2	30	1 3/8	2 4/5	4	3.6	1.2
DBT 3	13.6	1 3/8	10.5	4	4.4	13	1.2	30	1 3/8	2 4/5	4	3.6	1.2
DBT 4	12.2	1 3/8	10.5	4	4.4	13	2.0	30	1 3/8	2 4/5	4	2.2	1.2

**Tabla 3.6:** Parámetros geométricos de la conexión para la viga W24x84

ID	S <sub>1</sub> [cm]	φ <sub>s</sub> [in]	S <sub>2</sub> [cm]	N <sub>corte</sub>	S <sub>4</sub> [cm]	g [cm]	t <sub>stem</sub> [cm]	H [cm]	φ <sub>t</sub> [in]	a [in]	N <sub>trac</sub>	t <sub>f</sub> [cm]	s [cm]
DBT 5	12.8	1 1/2	11.5	4	4.8	13	2.4	30	1 1/2	2 4/5	4	2.8	1.6
DBT 6	13.6	1 3/8	12.5	4	4.4	13	1.0	32	1 3/8	2 4/5	4	3.6	1.0
DBT 7	13.6	1 3/8	10.5	4	4.4	13	1.0	32	1 3/8	2 4/5	4	3.6	1.0
DBT 8	12.3	1 3/8	10.5	4	4.4	13	2.2	32	1 3/8	2 4/5	4	2.3	1.4

**Tabla 3.7:** Parámetros geométricos de la conexión para la viga W21x101

ID	S <sub>1</sub> [cm]	φ <sub>s</sub> [in]	S <sub>2</sub> [cm]	N <sub>corte</sub>	S <sub>4</sub> [cm]	g [cm]	t <sub>stem</sub> [cm]	H [cm]	φ <sub>t</sub> [in]	a [in]	N <sub>trac</sub>	t <sub>f</sub> [cm]	s [cm]
DBT 9	12.4	1 3/8	10.5	4	4.4	16	2.2	25.5	1 3/8	2 5/7	4	2.4	1.4
DBT 10	13.0	1 3/8	13.0	4	4.4	16	1.4	26.5	1 3/8	2 5/7	4	3.0	1.4
DBT 11	13.0	1 3/8	10.5	4	4.4	13	1.4	26.5	1 3/8	2 5/7	4	3.0	1.4
DBT 12	12.1	1 3/8	10.5	4	4.4	16	2.0	26.5	1 3/8	2 5/7	4	2.1	1.4

**Tabla 3.8:** Parámetros geométricos de la conexión para la viga W36x194

ID	S <sub>1</sub> [cm]	φ <sub>s</sub> [in]	S <sub>2</sub> [cm]	N <sub>corte</sub>	S <sub>4</sub> [cm]	g [cm]	t <sub>stem</sub> [cm]	H [cm]	φ <sub>t</sub> [in]	a [in]	N <sub>trac</sub>	t <sub>f</sub> [cm]	s [cm]
DBT 13	12.8	1 1/2	15.0	4	4.8	16	2.8	30	1 1/2	3	4	2.8	2.0
DBT 14	13.4	1 1/2	15.0	4	4.8	16	2.0	31	1 1/2	3	4	3.4	2.0
DBT 15	13.2	1 1/2	11.5	4	4.8	16	2.0	31	1 1/2	3	4	3.2	2.0
DBT 16	12.4	1 1/2	11.5	4	4.8	16	2.4	31	1 1/2	3	4	2.4	2.0

**Tabla 3.9:** Parámetros geométricos de la conexión para la viga W36x182

ID	S <sub>1</sub> [cm]	φ <sub>s</sub> [in]	S <sub>2</sub> [cm]	N <sub>corte</sub>	S <sub>4</sub> [cm]	g [cm]	t <sub>stem</sub> [cm]	H [cm]	φ <sub>t</sub> [in]	a [in]	N <sub>trac</sub>	t <sub>r</sub> [cm]	s [cm]
DBT 17	12.8	1 1/2	14.0	4	4.8	16	2.8	29	1 1/2	3	4	2.8	1.6
DBT 18	13.0	1 1/2	15.0	4	4.8	16	1.8	30	1 1/2	3	4	3.0	1.6
DBT 19	13.0	1 1/2	11.5	4	4.8	16	1.8	30	1 1/2	3	4	3.0	1.6
DBT 20	12.3	1 1/2	11.5	4	4.8	16	1.8	30	1 1/2	3	4	2.3	1.6

**Tabla 3.10:** Parámetros geométricos de la conexión para la viga W33x118

ID	S <sub>1</sub> [cm]	φ <sub>s</sub> [in]	S <sub>2</sub> [cm]	N <sub>corte</sub>	S <sub>4</sub> [cm]	g [cm]	t <sub>stem</sub> [cm]	H [cm]	φ <sub>t</sub> [in]	a [in]	N <sub>trac</sub>	t <sub>r</sub> [cm]	s [cm]
DBT 21	12.6	1 1/2	11.5	4	4.8	16	2.0	28	1 1/2	3	4	2.6	1.2
DBT 22	13.0	1 1/2	15.0	4	4.8	16	1.2	29	1 1/2	3	4	3.0	1.2
DBT 23	13.0	1 1/2	11.5	4	4.8	16	1.4	29	1 1/2	3	4	3.0	1.2
DBT 24	11.8	1 1/2	11.5	4	4.8	16	1.6	29	1 1/2	3	4	1.8	1.2

El espécimen DBT 15, fue el único que numéricamente no convergió. Además, como se ve más adelante el modo de falla que trata de representar es imposible de lograr numéricamente a menos que no se respete la separación mínima entre pernos establecida en el AISC (2010), por lo que no forma parte de este estudio al igual que el DBT 3, DBT 7, DBT 11, DBT 19 y DBT 23.

Para los parámetros geométricos antes expuestos se muestra a continuación en la Tabla 3.11, Tabla 3.12, Tabla 3.13, Tabla 3.14, Tabla 3.15 y Tabla 3.16 el tipo de mecanismos de colapso empleando la formulación establecida por Piluso et al (2001), así como también los modos de falla determinados con el FEMA 350 (2000) que a posterioridad se estudian numéricamente y su respectiva razón de rigidez flexural.

**Tabla 3.11:** Mecanismo de colapso, modos de falla y relación de rigidez flexural para la viga W24x94.

ID	Piluso	M <sub>rotula</sub> <sup>[1]</sup> [tonf-m]	M <sub>rotula</sub> <sup>(2)</sup> [tonf-m]	M <sub>fan</sub> [tonf-m]	M <sub>corte</sub> [tonf-m]	M <sub>apalanc</sub> [tonf-m]	M <sub>trac</sub> [tonf-m]	EI <sub>eq</sub> /EI	Error (%)
DBT 1	a	164	159	231	380	285	527	0.70	2.8
DBT 2	b	168	162	138	384	177	450	0.60	3.1
DBT 4	a	164	159	231	380	74	442	0.44	2.8

**Tabla 3.12:** Mecanismo de colapso, modos de falla y relación de rigidez flexural para la viga W24x84.

ID	Piluso	M <sub>rotula</sub> <sup>[1]</sup> [tonf-m]	M <sub>rotula</sub> <sup>(2)</sup> [tonf-m]	M <sub>fan</sub> [tonf-m]	M <sub>corte</sub> [tonf-m]	M <sub>apalanc</sub> [tonf-m]	M <sub>trac</sub> [tonf-m]	EI <sub>eq</sub> /EI	Error (%)
DBT 5	a	147	142	273	451	168	568	0.67	3.3
DBT 6	b	149	144	113	381	126	405	0.58	3.5
DBT 8	a	146	141	253	377	64	418	0.44	3.1

**Tabla 3.13:** Mecanismo de colapso, modos de falla y relación de rigidez flexural para la viga W21x101.

ID	Piluso	M <sub>rotula</sub> <sup>[1]</sup> [tonf-m]	M <sub>rotula</sub> <sup>(2)</sup> [tonf-m]	M <sub>fan</sub> [tonf-m]	M <sub>corte</sub> [tonf-m]	M <sub>apalanc</sub> [tonf-m]	M <sub>trac</sub> [tonf-m]	EI <sub>eq</sub> /EI	Error (%)
DBT 9	a	168	163	226	334	375	479	0.70	2.8
DBT 10	a	172	167	142	338	237	446	0.60	3.1
DBT 12	a	168	163	204	334	143	446	0.60	2.8
[1], considera la carga muerta y sobrecarga									
[2], no considera la carga muerta y sobrecarga									

**Tabla 3.14:** Mecanismo de colapso, modos de falla y relación de rigidez flexural para la viga W36x194

ID	Piluso	M <sub>rotula</sub> <sup>[1]</sup> [tonf-m]	M <sub>rotula</sub> <sup>(2)</sup> [tonf-m]	M <sub>fan</sub> [tonf-m]	M <sub>corte</sub> [tonf-m]	M <sub>apalanc</sub> [tonf-m]	M <sub>trac</sub> [tonf-m]	EI <sub>eq</sub> /EI	Error (%)
DBT 13	a	503	497	611	693	685	954	0.69	1.10
DBT 14	a	503	498	433	694	520	903	0.61	1.11
DBT 16	a	486	482	521	682	289	882	0.51	0.97

**Tabla 3.15:** Mecanismo de colapso, modos de falla y relación de rigidez flexural para la viga W36x182

ID	Piluso	M <sub>rotula</sub> <sup>[1]</sup> [tonf-m]	M <sub>rotula</sub> <sup>(2)</sup> [tonf-m]	M <sub>fan</sub> [tonf-m]	M <sub>corte</sub> [tonf-m]	M <sub>apalanc</sub> [tonf-m]	M <sub>trac</sub> [tonf-m]	EI <sub>eq</sub> /EI	Error (%)
DBT 17	a	467	462	608	687	763	959	0.70	1.14
DBT 18	a	472	466	387	690	404	880	0.60	1.18
DBT 20	a	456	452	386	679	237	856	0.48	1.04

**Tabla 3.16:** Mecanismo de colapso, modos de falla y relación de rigidez flexural para la viga W33x118

ID	Piluso	M <sub>rotula</sub> <sup>[1]</sup> [tonf-m]	M <sub>rotula</sub> <sup>(2)</sup> [tonf-m]	M <sub>fan</sub> [tonf-m]	M <sub>corte</sub> [tonf-m]	M <sub>apalanc</sub> [tonf-m]	M <sub>trac</sub> [tonf-m]	El <sub>eq</sub> /EI	Error (%)
DBT 21	a	264	260	390	615	441	833	0.69	1.79
DBT 22	a	273	268	232	624	331	780	0.61	2.03
DBT 24	a	264	259	310	614	132	762	0.47	1.77
[1], considera la carga muerta y sobrecarga									
[2], no considera la carga muerta y sobrecarga									

De la Tabla 3.11 a la Tabla 3.16, el máximo error que se comete al no considerar la carga muerta y sobrecarga de uso es de 3.5 %. Se señala lo anterior debido a que los modelos numéricos no consideran este caso de carga. En consecuencia, al ser el error aceptable queda de manifiesto que es totalmente válido comparar los momento de falla por rotula plástica de la viga que si considera este caso de carga, con los modelos numéricos que no lo considera.

Una vez obtenidos el parámetro adimensional de relación de rigideces a la flexión ( $EI_{eq}/EI$ ), se determina, una vez que se realiza los análisis estáticos y dinámicos que el momento producto por carga gravitacional es a lo más el 30 % de la capacidad a flexión de cada viga. En el caso que esto no suceda la formación de la rótula plástica al final de la T stub no está asegurada. La Tabla 3.17 muestra dicha información de relevancia.

Es importante recalcar que la losa y arriostras que se deben materializar en la fase de construcción y que concurren al ala inferior de la viga impiden el volcamiento y que al ser las secciones sísmicamente compactas se asegura que la capacidad de la viga sea el momento plástico ( $M_p$ ) establecido en el AISC (2010).

**Tabla 3.17:** Relación entre demanda gravitacional de momento y capacidad a la flexión

Viga	$\phi M_n$ [tonf-m]	M <sub>ug</sub> [tonf-m]	M <sub>ug</sub> / $\phi M_n$
W 24x 94	93	19.9	0.2
W 24x 84	82	19.9	0.2
W 21x 101	93	28.3	0.3
W 36x 194	280	31.7	0.1
W 36x 182	262	20.7	0.1
W 33x 118	151	20.2	0.1

La Tabla 3.18 muestra el período fundamental, el corte sísmico, el corte mínimo, la relación entre corte mínimo y corte sísmico y los desplazamientos de entrepiso cuando se considera en cada estructura la flexibilidad que otorga la conexión.

**Tabla 3.18:** Propiedades dinámicas, corte sísmico, corte mínimo y drift para cada estructura

	3 pisos	6 pisos	9 pisos	12 pisos
T* [seg]	0.54	1.30	1.74	2.35
Q sísmico [tonf]	27.2	26.5	29.4	29.9
Q mínimo [tonf]	41.7	93.8	150.9	211.8
$M_{\text{mínimo}}/S_{\text{sísmico}}$	1.53	3.54	5.13	7.08
Drift Nivel 1 [m]	0.001	0.001	0.002	0.003
Drift Nivel 2 [m]	0.002	0.003	0.004	0.006
Drift Nivel 3 [m]	0.002	0.004	0.005	0.007
Drift Nivel 4 [m]		0.004	0.005	0.007
Drift Nivel 5 [m]		0.004	0.005	0.007
Drift Nivel 6 [m]		0.004	0.004	0.006
Drift Nivel 7 [m]			0.004	0.006
Drift Nivel 8 [m]			0.004	0.005
Drift Nivel 9 [m]			0.004	0.005
Drift Nivel 10 [m]				0.004
Drift Nivel 11 [m]				0.005
Drift Nivel 12 [m]				0.005

La altura de entrepiso para todas las estructuras es de 3.5 metros. La NCh 433 Of 2009 establece como deriva de entrepiso máxima el 0.2 % de la altura de entrepiso, es decir que para todas la estructuras estudiadas el drift máximo es de 0.007 metros.

De la Tabla 3.18, y si se considera lo expuesto anteriormente se cumple el requerimiento establecido por la normativa vigente. Sin embargo, se puede llegar a la misma conclusión que en el estudio de Aedo (2009), es decir, se requiere dimensiones geométricas de vigas, cuando se considera la influencia de la conexión, de gran tamaño lo que obviamente dificulta su aplicación.

Finalmente en la Tabla 3.19 se muestra los resultados de carga axial mayorada y los factores utilizando la ecuación 3.27. El término *Bottom*, hace referencia a que el factor se determina considerando las vigas y columnas que concurren al nudo del cielo del primer piso; El término *Mid*, hace referencia a que el factor se determina donde entre un nivel y otro existe cambio de geometría de la columna y el término *Top*, hace referencia a las vigas y columnas que concurren al nudo del cielo del penúltimo piso. En general se observa que para todas las estructuras y para cada una a distintos niveles de elevación, el criterio de columna fuerte y viga débil se cumple.



**Tabla 3.19: Criterio de columna fuerte y viga débil para cada estructura analizada**

Estructura	columna	Z <sub>col</sub> [m3]	A <sub>g</sub> [m2]	P <sub>u</sub> [tonf]	M <sub>viga</sub> [tonf-m]	F <sub>y</sub> [tonf/m2]	M <sub>columna</sub> [tonf-m]	M <sub>col</sub> [tonf-m]	factor	OBS 1	OBS 2
3 pisos	W36x848	0.057	0.18	87	430	25000	1405	1926	4.48	Bottom	OK
	columna 3 pisos	0.022	0.06	49		25000	521	1054	2.45	Top	OK
	columna 3 pisos	0.022	0.06	14		25000	533				
6 pisos	W36x848	0.057	0.18	202	711	25000	1368	2748	3.86	Bottom	OK
	W36x848	0.057	0.18	164	428	25000	1380	1921	2.70	Mid	OK
	W36x848	0.057	0.18	87		25000	1405	1044	2.44	Top	OK
	columna 6 pisos	0.021	0.06	48		25000	516				
	columna 6 pisos	0.021	0.06	14		25000	528				
9 pisos	W36x848	0.057	0.18	325	1219	25000	1329	2670	2.19	Bottom	OK
	W36x848	0.057	0.18	286	428	25000	1341	1921	1.58	Mid	OK
	W36x848	0.057	0.18	88		25000	1404	1044	2.44	Top	OK
	columna 9 pisos	0.021	0.06	48		25000	516				
	columna 9 pisos	0.021	0.06	14		25000	528				
12 pisos	W36x848	0.057	0.18	445	1301	25000	1291	2594	1.99	Bottom	OK
	W36x848	0.057	0.18	405	381	25000	1304	1913	1.47	Mid	OK
	W36x848	0.057	0.18	88		25000	1404	1029	2.70	Top	OK
	columna 12 pisos	0.021	0.06	48		25000	509				
	columna 12 pisos	0.021	0.06	14		25000	520				

## Capítulo 4

### MODELACIÓN MEDIANTE ELEMENTOS FINITOS

Este capítulo muestra las distintas etapas de manera cronológica que son desarrolladas en este trabajo. La intención no es ser riguroso en cada una de las ellas si no que más bien indicar los distintos tipos de consideraciones que se toman en cuenta en cada una.

En una primera etapa, se utiliza como base un modelo de elementos finitos desarrollado por Bravo (2013). Cabe señalar que en dicho estudio se modelo, aprovechando las bondades de la simetría, solo la mitad de la conexión por lo que este se completa y los resultados de comportamiento fuerza desplazamiento cuando se somete a carga monotónica se comparan.

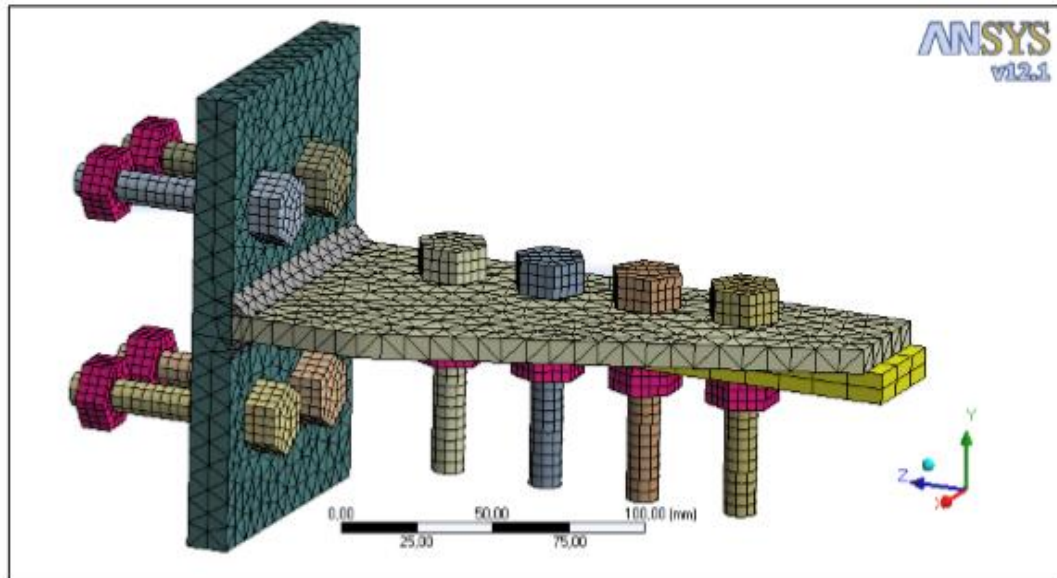
En una segunda etapa se compara la curva de comportamiento histerético obtenida experimentalmente en el estudio de Smallidge (1999) para el marco a escala real caratulado con FS04 con el modelo numérico que se realiza en esta tesis mediante ANSYS sometido a carga monotónica, para lo cual se modifica en su parte geométrica y de material el modelo completo de la T stub aislada que se genera en la primera etapa, siendo duplicada y anexada la viga que conecta. Un hecho relevante de este modelo numérico es que no considera a la columna, la llave de corte y las condiciones de borde generadas en el experimento. Sin embargo, como se ve más adelante existe una buena correlación en los resultados obtenidos por lo que las consideraciones efectuadas al modelo base son aceptables.

En una tercera etapa de modelación se genera un total de 24 modelos, 4 para cada una de las 6 vigas, donde cada una de estos trata de reproducir numéricamente los 4 modos de falla que forma la base de este estudio, es decir, la falla por rotula plástica de la viga, falla por fractura del área neta de la T stub, falla por bloque de corte y falla por apalancamiento del ala de la conexión.

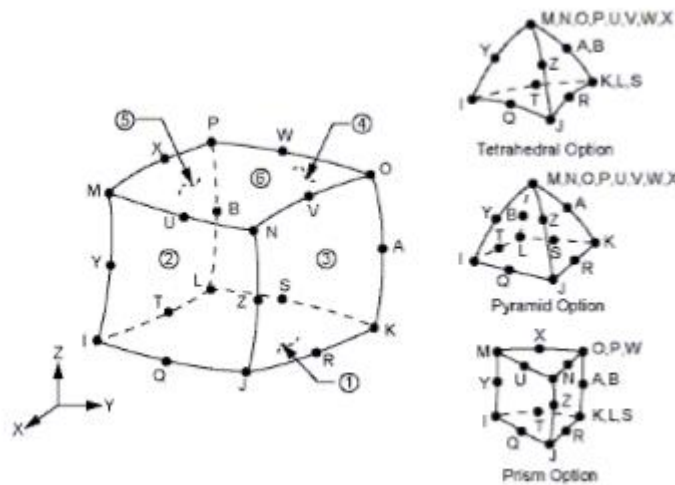
#### 4.1 Primera etapa de modelación

Bravo (2013), realizó un estudio analítico- experimental de perfiles T soldados aislados sometidos a carga cíclica. La Figura 4.1, aprovechando la simetría del problema, muestra solo la mitad de la conexión y que a fin de evitar el desplazamiento fuera del plano, se aplicó un apoyo capaz de permitir el deslizamiento solo en la dirección Z. De ella se puede decir que cada modelo está compuesto por 4 pernos sometidos a tracción, 4 pernos sometidos a corte, 8 tuercas hexagonales, un alma y ala unidas por dos cordones de soldadura tipo filete y una placa rígida cuya finalidad es la de transmitir el desplazamiento de ensayo a la conexión aislada. Cabe señalar que para conferir dicha rigidez a la placa, se utilizó un módulo de elasticidad 10 veces más grande que el módulo de elasticidad del material base y que los tipos de elementos utilizados de acuerdo al software ANSYS son SOLID 186 (Figura 4.2) y SOLID 187 (Figura 4.3). Además, la columna, espacio libre entre

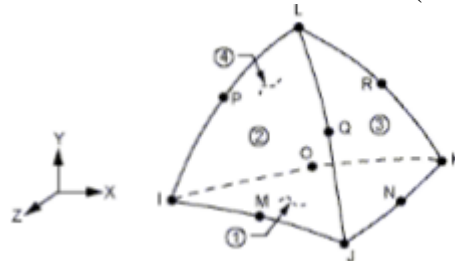
la espalda del ala y las tuercas de los pernos sometidos a tracción, se asocia a una superficie rígida de control compatible sólo a la compresión.



**Figura 4.1:** Geometría del modelo 3D (Bravo, 2013).



**Figura 4.2:** Elementos 3D SOLID 186 (Bravo, 2013)



**Figura 4.3:** Elementos 3D SOLID 187 (Bravo, 2013)

Los modelos numéricos fueron desarrollados en ANSYS y solo uno de ellos se utiliza como base en la generación de los modelos propios destacando de este, además de lo descrito anteriormente, los siguientes aspectos en su construcción:

- a) La modelación de la soldadura en su cara libre, considera una spline de 6 puntos asintótica en la zona de unión con el alma y ala de la conexión. Además, a fin de evitar concentración de tensiones en este elemento la arista viva es artificialmente redondeada y para evidenciar que la carga se transmite íntegramente por la soldadura desde el alma al ala se deja un espacio de 0,1 [mm] (Figura 4.4).
- b) Por ensayo a tracción, todos los pernos fallan en la zona del hilado. Como es sumamente complicado modelar esta zona, es que se emplea el concepto de área efectiva definido por la ecuación 4.1, se logra de esta manera obtener el diámetro efectivo que se utiliza en la construcción del cuerpo de los pernos sometidos a tracción o corte.

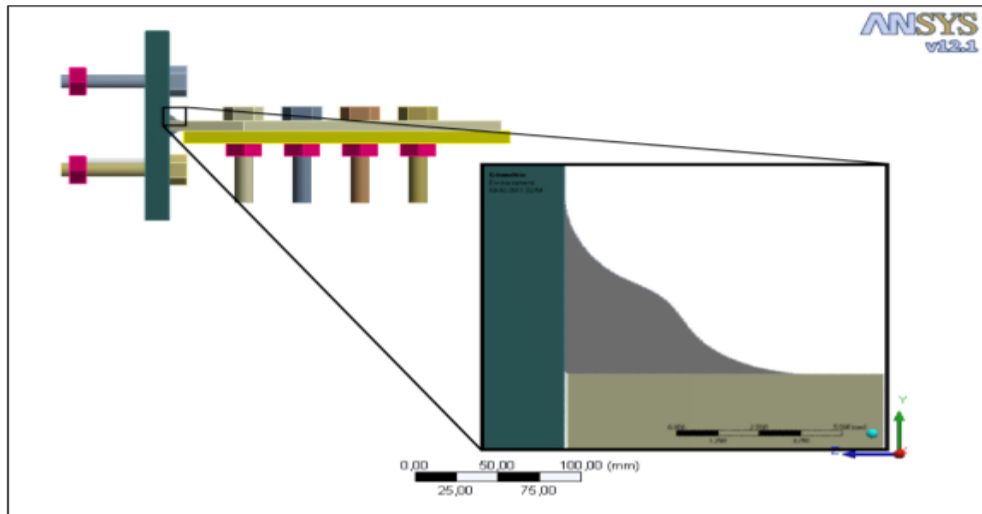
$$A_{efectiva} = 0.785 \left[ d_b - \frac{0.9743}{n} \right]^2 \quad (4.1)$$

Donde:

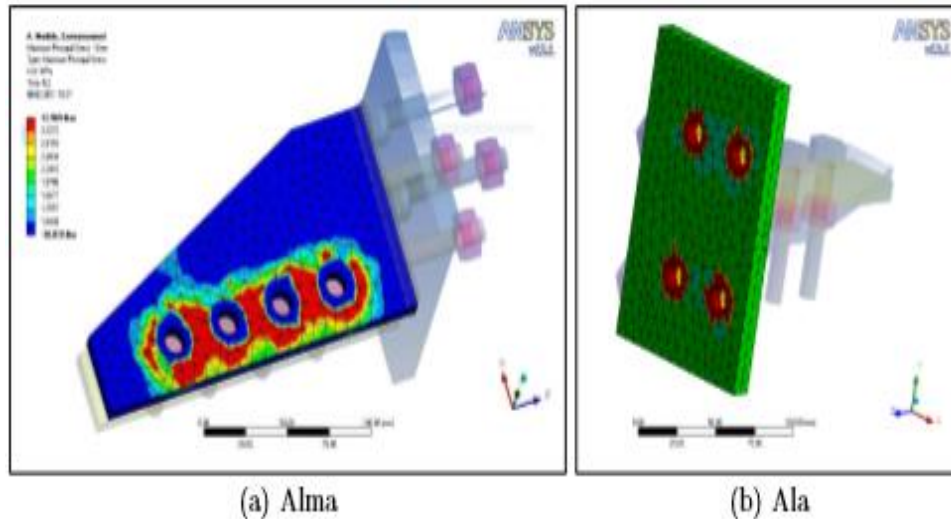
$d_b$ , es el diámetro del perno.

$n$ , número de hilos por pulgada.

La primera carga que se aplica al sistema corresponde a la pretensión asociada a los pernos (Figura 4.5). Según disposición de AISC 2010 alcanza un 70% de la capacidad a la fluencia de los pernos ASTM A325.



**Figura 4.4:** Detalle soldadura modelo (Bravo, 2013)



(a) Alma

(b) Ala

**Figura 4.5:** Pretensión de pernos sometidos a corte o tracción en el modelo (Bravo, 2013)

#### 4.1.1 Materiales empleados

En los modelos analizados por Bravo (2013) se emplearon como material base el ASTM A36, pernos de ½ “ASTM A 325 y soldadura INDURA 70 S-6.

Cabe señalar que para la obtención de las propiedades mecánicas para el material base, se ensayaron para cada espesor de plancha (4, 5, 6, 8, 10 y 12 [mm]) dos probetas cortadas a lo largo y ancho de la laminación del material y que la Tabla 4.1 muestra el promedio de las propiedades mecánicas de relevancia de todos los ensayos realizados para cada dirección.

**Tabla 4.1:** Resumen de propiedades mecánicas acero ASTM A36 (Bravo, 2013)

Propiedades	Promedio	
E [GPa]	190.96	183.38
F <sub>y</sub> [MPa]	322.20	313.22
F <sub>u</sub> [MPa]	464.50	467.27
Elongación (%)	27.00	28.67
Laminación	T	L

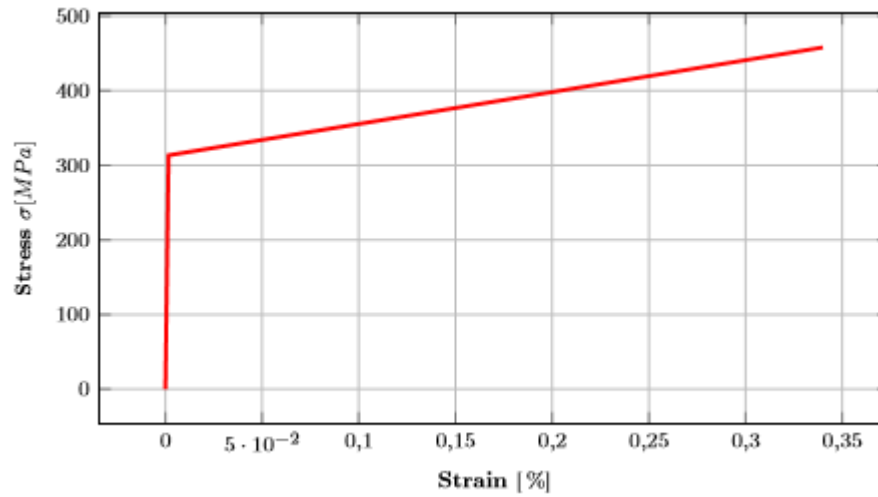
Misma idea se aplicó para la obtención de las propiedades mecánicas de los pernos. Sin embargo, la Tabla 4.2, muestra que el módulo de elasticidad elástico está por debajo del valor típico para el acero por lo que se opta por este último con fines de obtener una ley constitutiva del material adecuada.

**Tabla 4.2:** Resumen de propiedades mecánicas perno ASTM A325 (Bravo, 2013)

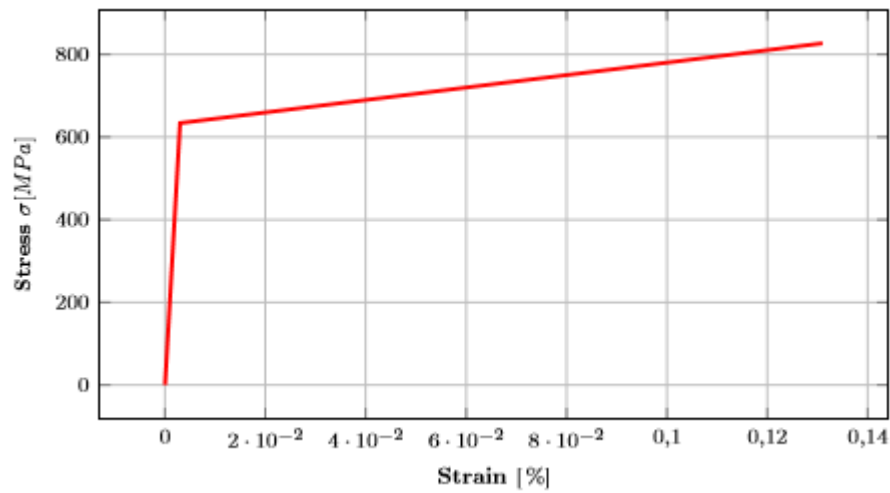
Perno	F <sub>u</sub> [MPa]	F <sub>y</sub> [MPa]	E <sub>elastico</sub> [GPa]
A325-1	663.28	404.66	14.99
A325-2	672.16	403.30	12.24
A325-3	653.54	404.84	14.81
A325-4	663.79	390.82	18.17
A325-5	666.19	408.08	13.33
Promedio	663.79	402.34	14.71

En lo que respecta a las propiedades mecánicas de la soldadura ER- 70S - 6, estas son de carácter teórico entregadas por el fabricante.

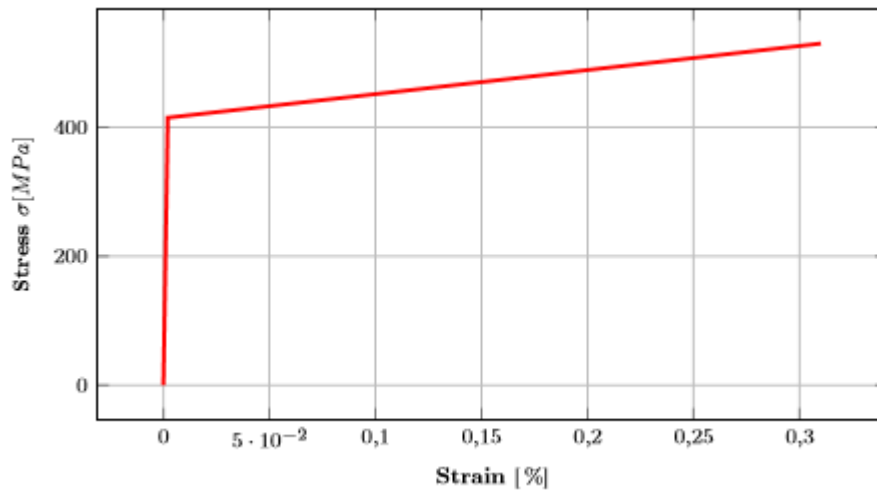
Con toda información mostrada en la Tabla 4.1, Tabla 4.2 y los valores teóricos entregados por el fabricante de la soldadura se construyeron en el estudio de Bravo (2013) las siguientes curvas bilineales con endurecimiento post fluencia mostrada en la Figura 4.6, Figura 4.7 y Figura 4.8.



**Figura 4.6:** Curva bilineal de respuesta de material base ASTM A 36 (Bravo, 2013)



**Figura 4.7:** Curva bilineal de respuesta de material perno ASTM A 325 (Bravo, 2013)



**Figura 4.8:** Curva bilineal de respuesta de material soldadura ER70S6 (Bravo, 2013)

#### 4.1.2 Contactos

En líneas generales en el estudio de Bravo (2013) se emplearon tres tipos de contactos. El más importante y que permite visualizar la penetración del perno en el alma de la T stub, fenómeno conocido como aplastamiento, es el de tipo “frictionless”, el cual fue estudiado y comprendido por Bravo (2013) a partir de la investigación realizada por Soo Kim y Kuwamura (2007).

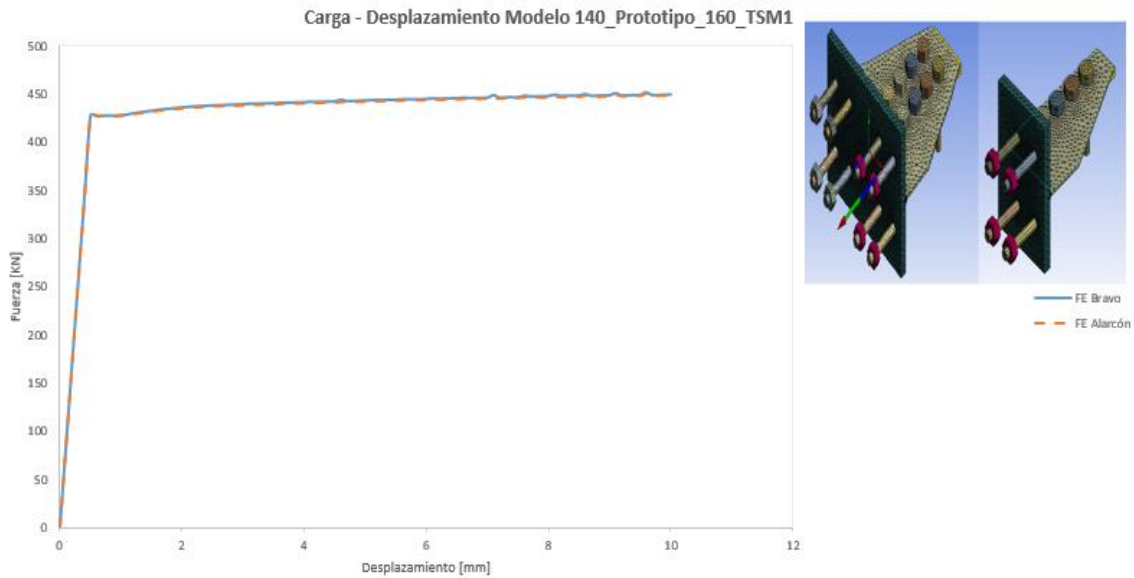
Otros tipos de contactos son, el tipo “bonded”, el cual no permite desplazamiento relativo alguno entre las partes que interactúan.

Finalmente, debido a que en sistemas sismorresistentes es necesario considerar el pre tensionado de los pernos a corte y tracción, y que esta situación genera en las zonas que une el perno, en particular el alma de la conexión y el ala de la viga, una resistencia a la fricción que para efectos de reflejar dicha situación en el modelo se empleó el contacto tipo “frictional” con un coeficiente  $\mu = 0,33$  para elementos conectados con superficie clase A.

Un aspecto importante en el estudio de Bravo (2013) cuya finalidad fue la de evitar en todo momento la aparición, como advertencia del análisis, de movimiento de cuerpo rígido, fue la relocalización de los sistemas de ejes en coordenadas locales de los pernos sometidos a corte, pues existe un movimiento relativo que se soluciona manteniendo constante la distancia entre los sistemas de coordenadas locales con respecto al sistema de coordenadas globales al menos al momento en que el cuerpo del perno entra en contacto con la perforación del alma de la conexión. El por qué se presta especial cuidado en este tema, es porque el programa al detectar movimiento de cuerpo rígido, agrega en dicha zona resortes blandos con la finalidad de obtener la convergencia en el análisis numérico. Sin embargo, no se aplica en todos los modelos numéricos analizados acá, pues la convergencia de todos ellos se lleva a cabo.

Finalmente, en esta primera etapa se completa el modelo utilizado por Bravo (2013), haciendo la única observación de que se elimina el apoyo que permite deslizar solo en la dirección Z. Además, con la finalidad de generar solo un ala, alma de la conexión y placa rígida y así evitar la generación de nuevos tipos de contactos que sin duda incrementa el tiempo de procesamiento se utiliza el comando “boolean” de ANSYS. La Figura 4.9, muestra la curva de comportamiento fuerza – desplazamiento cuando es sometida a carga monotónica para la mitad de la conexión y con la totalidad de esta. Cabe señalar que las fuerzas resultantes del análisis realizado por Bravo (2013), para efectos de esta comparación, son amplificadas por un factor 2, pues el modelo representa la mitad de la rigidez de un sistema en paralelo.





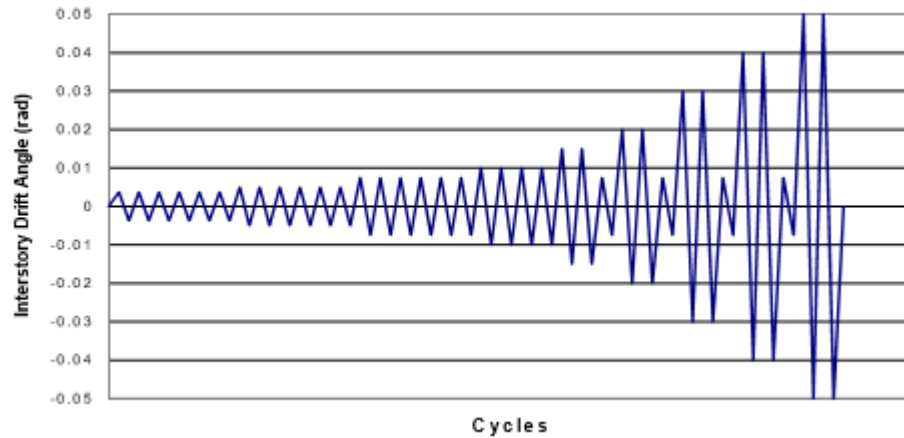
**Figura 4.9:** Comparación curva- desplazamiento Bravo versus Alarcón

Como es de esperar de la Figura 4.9, las curvas de comportamiento son las mismas.

## 4.2 Segunda etapa de modelación (validación del modelo)

La importancia de esta etapa de modelación, es que sirve de base para validar el modelo numérico que se emplea en este estudio. Cabe señalar que dicho modelo solo considera a la viga y la conexión. En consecuencia es de esperar que la curva que se obtiene como resultado de este análisis al ser sometida a carga monotónica sea una mera aproximación a ser la envolvente de la curva de comportamiento a carga cíclica obtenida experimentalmente, pues se deja de lado una serie de interacciones que tienen a flexibilizar la respuesta, como lo son las condiciones de borde de la columna, llave de corte. Sin embargo, a modo de obtener cierto factor de correlación, no se ha dejado de lado el incremento del desplazamiento vertical del extremo libre de la viga producto de la rotación lineal elástico de la columna. Esto último es posible recordando que se debe cumplir el criterio de columna fuerte- viga débil.

Smallidge (1999) en sus ensayos experimentales confecciono 6 marcos a escala real, los cuales fueron sometidos al protocolo de carga cíclica mostrado en la Figura 4.10.



**Figura 4.10:** Protocolo de carga (Smallidge, 1999)

La Figura 4.11, muestra un esquema general de la disposición del actuador, la zona de análisis (pintada en blanco), así como también la disposición de elementos de restricción al volcamiento de la viga. En particular, la Figura 4.11 es típica para todos los marcos ensayados por Smallidge (1999), pero esta corresponde al caratulado como FS-04. La longitud de la viga es de 15 pies, posee una llave de corte que conecta por un solo lado el alma de la viga mediante pernos pre tensionados y con el ala de la columna mediante soldadura y por diseño no requiere placas de continuidad y doble placa.

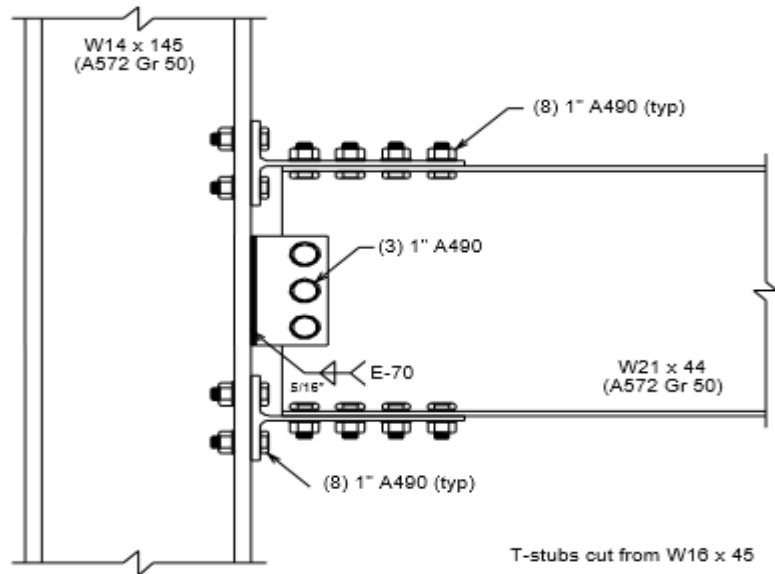


**Figura 4.11:** Marcos a escala real FS-04 (Smallidge, 1999)

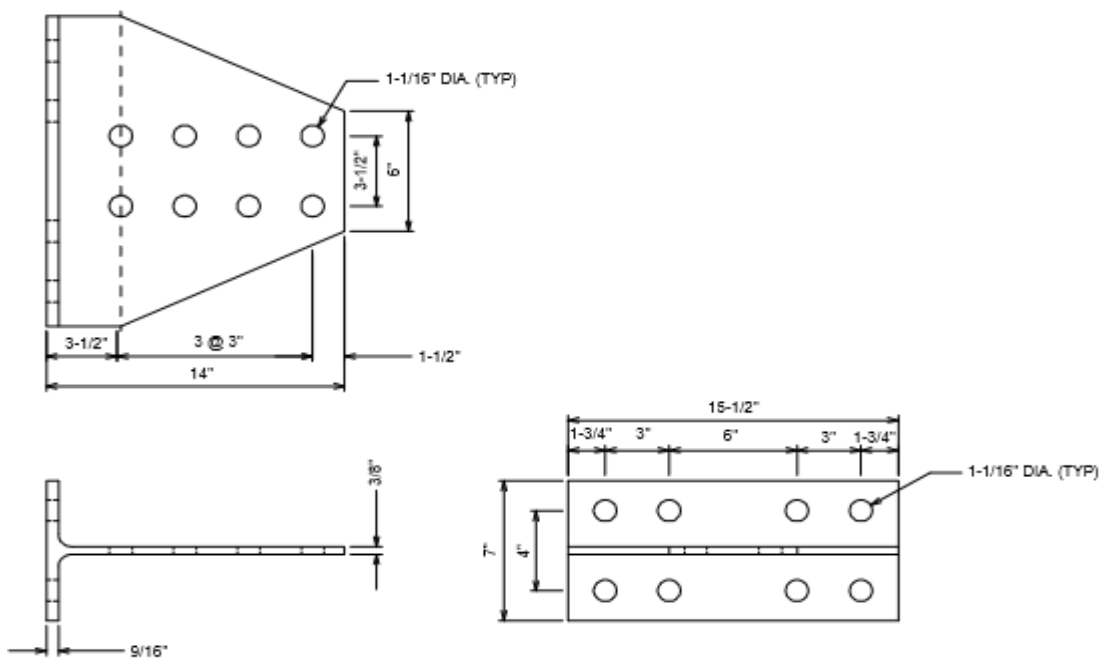
La Figura 4.12, muestra la geometría de la conexión, la serie de viga empleada así como también la serie de columna utilizada. También muestra la clasificación de los aceros utilizados en el material base y en los pernos sometidos a corte y tracción con la finalidad de determinar la ley constitutiva para cada caso. Cabe señalar que en el estudio de Smallidge (1999), se utilizaron perfiles laminados tanto para vigas como columnas y que la generación de la conexión, fue mediante el corte de una sección I correspondiente a la serie W16x45.

Las propiedades mecánicas mínimas utilizadas en la determinación de la capacidad a flexión de la viga corresponden a la de un acero calidad ASTM A 572 Gr 50 ( $F_{yb} = 345 [MPa]$  y  $F_{ub} = 450 [MPa]$ ) y de la capacidad al corte y tracción de los pernos corresponden a un acero de calidad A 490 con hilo incluido en el plano de corte son,  $F_{nv} = 579 [MPa]$  y  $F_{nt} = 780 [MPa]$ , respectivamente, para el modelo a escala real caratulado como FS-04.

Las propiedades mecánicas del material base de la conexión fueron obtenidas como el promedio de los resultados de ensayos de dos probetas, una extraída del alma del perfil y otra extraída del ala del perfil, etiquetada como TD ( $F_{yd}=59,65 [Ksi]$ ,  $F_{ud}=81,7 [Ksi]$  y  $\% \text{ elong}= 33,9 \%$ ).



Detalle de la unión para el marco a escala real FS04

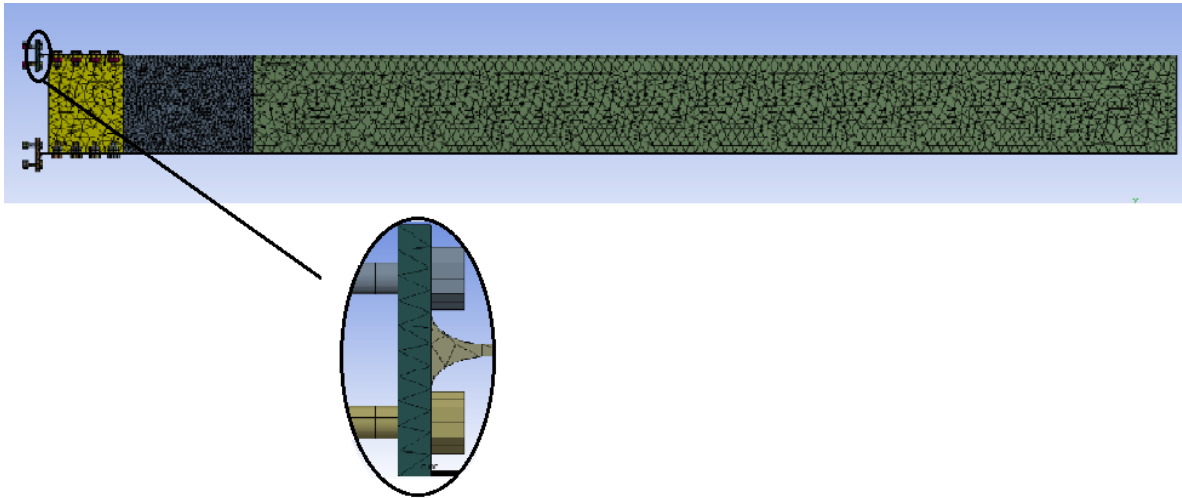


Especimen TD 08

**Figura 4.12:** Detallamiento geométrico de la unión y espécimen para FS 04 (Smallidge, 1999)

Con toda la información mostrada anteriormente se construye el modelo numérico que se muestra en la Figura 4.13. Notar que en el encuentro entre alma y ala de la conexión se modela la laminación del perfil W16x45 y que este se somete a un desplazamiento paso a paso hasta alcanzar los 250 [mm].

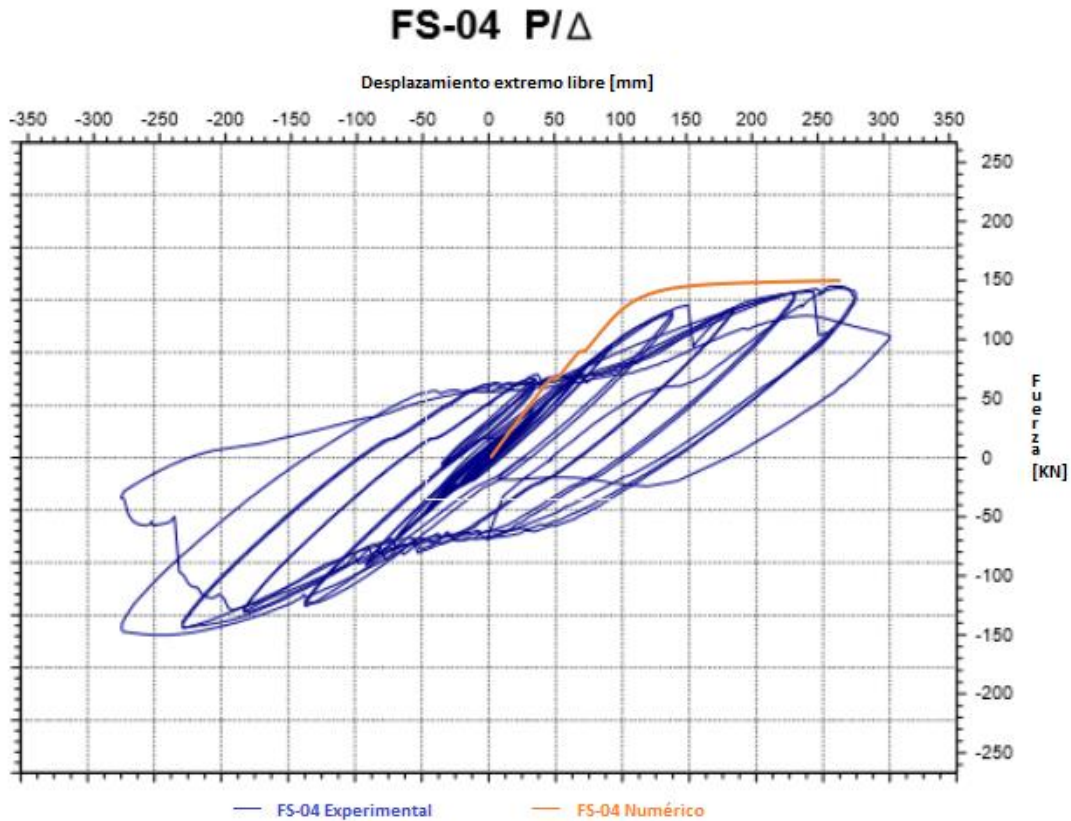
Uno de los aspectos importantes en esta etapa de modelación, es la incorporación en la cara lateral de las alas del tramo de viga más alejado de la conexión de superficies rígidas de control compatible sólo a la compresión “compression only support” y desactivación de la opción de grandes deformaciones, esta última con la finalidad de no inhabilitar las superficies rígidas de control compatible solo a compresión y de esta manera evitar que la viga se vuelque. Además, reconociendo que la plastificación de la viga se produce al final de la conexión, es que se densifica la malla de elementos finitos, definiendo para tal efecto una longitud de plastificación igual a la altura de la viga.



**Figura 4.13:** Modelo numérico marco a escala real FS-04 (Smallidge, 1999).

La Figura 4.14, muestra la curva de comportamiento del modelo numérico cuando es sometido a carga monotónica versus la curva experimental obtenida en los ensayos de Smallidge (1999) para el marco a escala real FS-04. En la generación de esta curva monotónica se considera además la flexibilidad de la columna utilizando para tal efecto un módulo de elasticidad de 180 [GPa].

Como se puede apreciar en el tramo lineal el modelo es más rígido que el marco experimental, siendo un hecho que el programa ANSYS tiende a mostrar respuestas mayores a las experimentales. Por otra parte el modelo numérico logra capturar la meseta de fluencia y la capacidad máxima del sistema estructural, por lo que existe una buena correlación entre ambos estudios. Sin embargo, los resultados del modelo pueden correlacionarse de mejor manera con el experimento en la medida que este numéricamente sea más completo.



**Figura 4.14:** FS-04 numérico versus experimental

### 4.3 Tercera etapa: estudio paramétrico

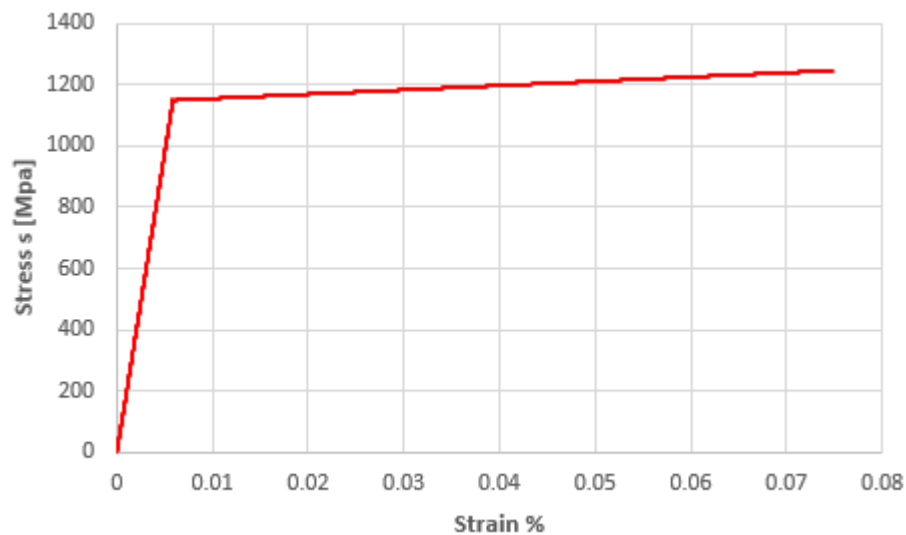
En esta etapa se generan 24 modelos de elementos finitos, caratulados como DBT 1 al DBT 24. Cada uno de estos modelos considera a la llave de corte, pero no como un elemento apernado al alma de la viga, es decir, no se considera el desplazamiento relativo que pueda existir entre las partes que la componen, si no que más bien se define como fijo (bonded).

En todos los modelos se emplea como material base el ASTM A 36 y soldadura tipo filete ER70S6, cuyas leyes constitutivas están claramente definidas en la Figura 4.6 y Figura 4.8, respectivamente y como propiedades mecánicas promedio del acero que conforman los pernos ASTM A 490, las ensayadas por Salas (2016), mostradas en la Tabla 4.3. En los modelos DBT 1 al DBT 12 se emplea pernos de 1 3/8" a excepción del modelo DBT 5 donde se emplea pernos de 1 1/2". En los modelos restantes se utiliza pernos de 1 1/2". En todos los casos se determina mediante la ecuación 4.1 el área efectiva del perno, así como también la perforación estándar efectiva.

**Tabla 4.3:** Propiedades Mecánicas experimentales ASTM A490 (Salas, 2016)

Muestra	Diámetro [mm]	Fu [Mpa]	Fy [Mpa]	Alargamiento [%]	E [Mpa]
I-19332	9.07	1281	1209	16.2	198347
I-19333	9.04	1226	1142	14.2	196551
I-19334	8.98	1232	1096	14.5	192546
Promedio		1246	1149	14.97	195815

La Figura 4.15, muestra la ley constitutiva que se emplea en todos los modelos a partir de los promedios establecidos en la Tabla 4.3.



**Figura 4.15:** Curva bilineal de respuesta de material ASTM A 490

Uno de los temas que demanda tiempo, debido a la gran diversidad de dimensiones en cuanto a tamaño de viga y conexiones, es la convergencia cuando se aplica paso a paso un desplazamiento monotónico hasta alcanzar el 2% de rotación de la viga, rotación en la cual se debe manifestar cierto grado de plastificación de esta. La convergencia se logra considerando que a mayor tamaño de la pieza, el tamaño del elemento finito es más pequeño. A primera vista parece una tarea simple. Sin embargo, en algunos modelos se tuvo que realizar varias pruebas modificando el tamaño, hasta lograrla y lo que complica aún más la situación es el establecer un tamaño tal que el tiempo total de procesamiento de cada modelo fuese lo más eficiente posible computacionalmente hablando.

En líneas generales para todos los modelos de este estudio, se distinguen dos fases de carga. La primera guarda relación con el pre tensionados de los pernos sometidos a corte y tracción y la segunda, es la aplicación del desplazamiento del extremo libre de la viga, paso a paso hasta completar el 2% de rotación de la viga, logrando de esta manera obtener las siguientes respuestas de interés:

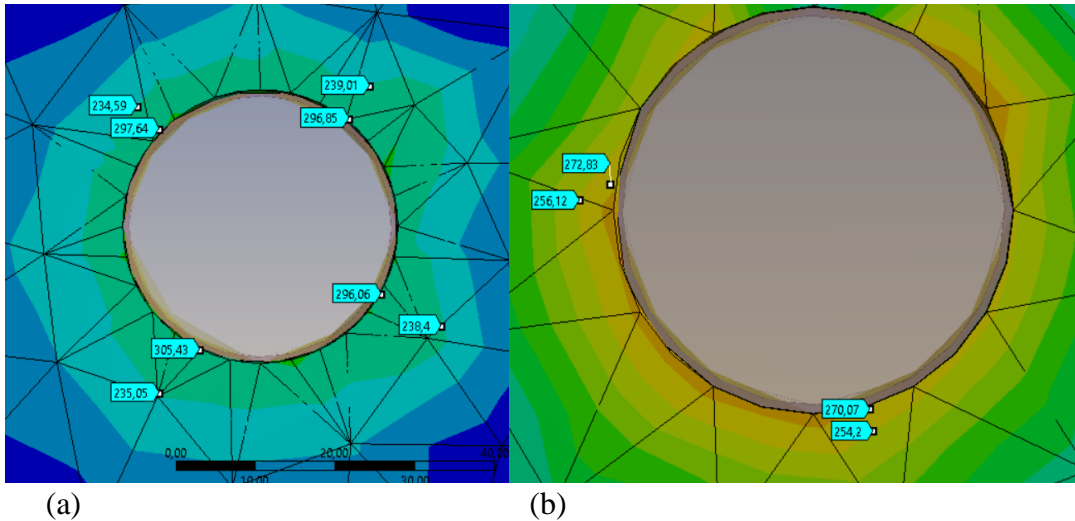
- Tensiones de von Mises en los pernos sometidos a corte.
- Tensiones de von Mises en los pernos sometidos a tracción.
- Tensiones de von Mises para la conexión inferior en específico para el alma y ala de esta.
- Tensiones de von Mises para la zona de rotula plástica de la viga definida entre el final de la T stub y el largo de plastificación.
- Reacciones verticales tanto en la cara de las tuercas de los pernos sometidos a tracción/compresión y la cara de la llave de corte que va soldada al ala de la columna.
- Deformaciones en la dirección Z de algunos puntos de interés como al final de la conexión tanto en la T comprimida y la traccionada y el tramo de viga inicial y final tanto en su punto de inicio como de termino y al final de la zona de plastificación de la viga. Además, en todos los tramos de viga a fin de determinar la rotación, se determina la deformación tanto en el ala superior como inferior.

El estudio en cuestión no solamente trata de verificar que numéricamente se produzcan los modos de falla antes mencionados y que fueron preliminarmente diseñados para que cada uno de estos ocurra en base al protocolo de diseño establecido en el FEMA 350 (2000), sino que también en base al procesamiento de los datos lograr determinar cuál de estos es el que disipa la mayor cantidad de energía en situación plástica, asunto de suma relevancia en un País sísmico como el nuestro.

La Figura 4.16, muestra en particular para el modelo catalogado como DBT 8 y DBT 13, las tensiones de von Mises en el alma de la conexión cuando es sometida a la fase de pre tensionado de los pernos. Para el espécimen DBT 8, se emplea un perno de 1 3/8 “con diámetro de la cabeza hexagonal 52.4 [mm], siendo la tensión de von Mises promedio de 268 [MPa]. Para el espécimen DBT 13, se emplea un perno de 1 1/2 “con diámetro de la cabeza hexagonal de 57.2 [mm], siendo la tensión de von Mises promedio de 265 [MPa]. En general la calidad del acero corresponde a un ASTM A 490.



La Tabla 4.4, muestra en base a las tensiones de von Mises promedio y las áreas de cada una de las cabezas del perno, la fuerza vertical que se transmite a cada espécimen, para posteriormente comparar cada una de estas, con los valores de pretensionados especificados en el AISC (2010) en función de la calidad del acero.



**Figura 4.16:** Tensiones de von Mises a) pre tensionado perno 1 3/8"alma DBT 8 b) pre tensionado perno 1 3/8"alma DBT 13

**Tabla 4.4:** Pretensionado de pernos numérico versus teórico

ID	Numérico			Teórico $F_v$ [N]	Error [%]
	$\sigma$ [MPa]	Área [mm <sup>2</sup> ]	$F_v$ [N]		
DBT 8	268	2378	637210	538234	18.4
DBT 13	265	2833	750776	658337	14.0

El error máximo que se produce al comparar los valores numéricos y teóricos de pre tensionados de los pernos es de 18.4 %. Esto se debe fundamentalmente a que a pesar de que se somete cada perno al valor teórico especificado en el AISC 2010, cada uno desarrolla una fuerza axial mayor, pues, La ley constitutiva definida para el acero de los pernos, considera un factor de endurecimiento  $R_y = 1.3$  que no es compensada por la reducción del área del perno a una efectiva de 858 [mm<sup>2</sup>] y 1030 [mm<sup>2</sup>], para los diámetros de pernos de 1 3/8" y 1 1/2", respectivamente.

En lo referente a la segunda fase de tensiones de von Mises cuando se aplica el desplazamiento en el extremo libre de la viga hasta alcanzar el 2% de la rotación de la viga, las Figuras, valores de tensiones, así como también la rigidez y disipación de energía plástica disipada del sistema viga-conexión, cada uno se muestra en el capítulo V de este trabajo.

# Capítulo V

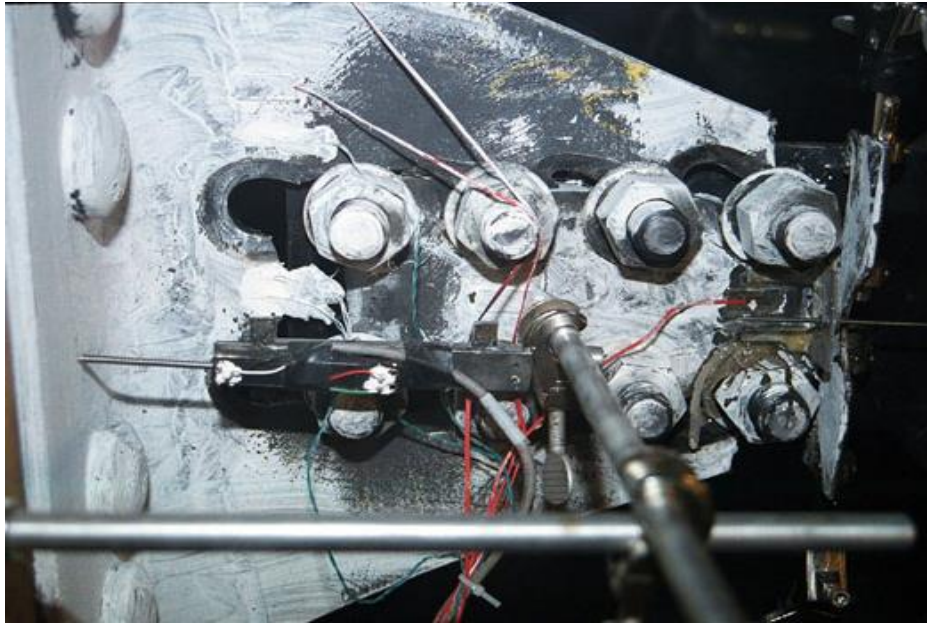
## RESULTADOS Y ANÁLISIS

El siguiente capítulo presenta los resultados obtenidos de los modelos numéricos al ser sometido cada uno a un desplazamiento del extremo libre que provoca una rotación del 2% de la viga y su posterior comparación con los valores de momentos de falla determinados en la fase de diseño mediante el FEMA 350 (2000).

Los resultados de los modelos numéricos se presentan en dos formatos:

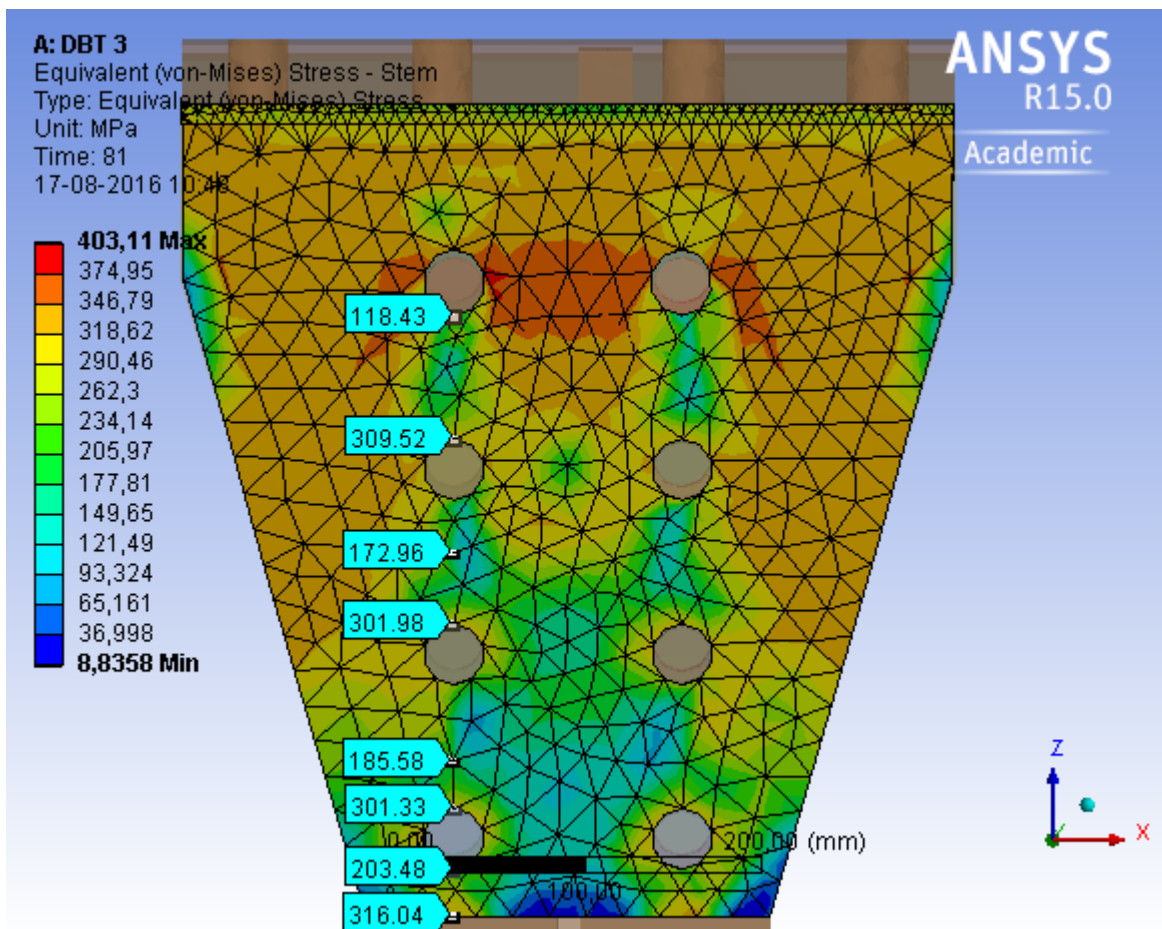
- Gráficos en donde cada uno muestra las curvas de comportamiento momento-rotación de la viga-conexión, conexión, zona de plastificación de la viga, tramo de viga inicial (Viga 1), tramo de viga final (Viga 3), rotación plástica versus momento para cada modo de falla en estudio.
- Tablas en donde se muestra los valores de tensiones de von Mises alcanzados por cada una de las partes que componen la conexión para cada espécimen, sus respectivos momentos numéricos de falla comparados con los teóricos y la rigidez de la conexión, para posteriormente ser comparados con el propuesto en el FEMA 350 (2000) y el AISC (2010).

Según lo comprobado por el estudio experimental de Smallidge (1999) es imposible reproducir la falla por bloque de corte a menos que no se respete la separación mínima entre pernos establecida en el AISC (2010). La Figura 5.1 muestra la T stub aislada y designada como TA 26 en el estudio en cuestión. En ella, se aprecia que la falla es producto por bloque de corte y que esta es solo posible si se reduce el espaciamiento mínimo entre pernos de 3 veces el diámetro del perno a 2.5 veces.



**Figura 5.1:** Falla por Bloque de corte espécimen TA 26 ensayo experimental (Smallidge, 1999)

Con respecto al párrafo anterior, en este estudio en una primera instancia se considera como modo de falla el bloque de corte y se modelan numéricamente 6 especímenes que están de acuerdo a los lineamientos de diseño establecidos por el FEMA 350 (2000) en conjunto con el AISC (2010). En la Figura 5.2, se muestra un caso típico que se da cuando se analiza este modo de falla correspondiendo este en particular al espécimen designado como DBT 3.



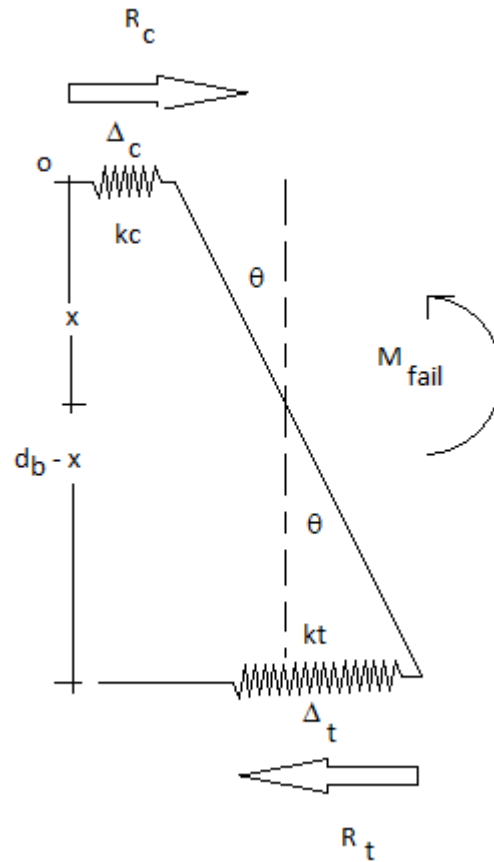
**Figura 5.2:** Tensione de von Mises para espécimen DBT 3

De la Figura 5.2, se aprecia que existe una homogeneidad en cuanto a valores de tensiones para la zona en tracción. Sin embargo, al analizar los valores de tensiones en la zona de falla por corte del alma de la conexión se dan dos verdades irrefutables. La primera es que las tensiones alcanzan sus máximos en torno a las perforaciones y la segunda, que es la más importante, la distribución de tensiones en este plano de corte no es homogénea. En consecuencia no encontramos en una situación en que es probable que se produzca la falla por fractura de área neta y no por bloque de corte y que seguramente si disminuimos la distancia entre pernos, la propagación de tensiones máximas desde la perforación hacia el centro, entre dos perforaciones, se da alcanzando la homogeneidad de tensiones en ambos planos de corte y por lo tanto la falla por bloque de corte se manifiesta.

## 5.1 Determinación de la rigidez de la conexión para cada uno de los modelos numéricos

En esta parte se genera la formulación necesaria que permite, de manera indirecta determinar la rigidez de la conexión en base a la deformación de las T stub ( $\Delta_c$  y  $\Delta_t$ ), el momento de falla numérico ( $M_{fail}$ ) y la altura de viga que conecta ( $d_b$ ).

La Figura 5.3, muestra el modelo matemático empleado para la determinación de la rigidez al giro de la conexión.



**Figura 5.3:** Fuerzas y desplazamientos horizontales generados por el momento de falla

En general se cumple la ecuación 5.1.

$$M = K \cdot \theta \tag{5.1}$$

Del equilibrio de momentos de la Figura 5.3, se obtiene que:

$$M_{fail} - R_c \cdot x - R_t \cdot [d_b - x] = 0 \tag{5.2}$$

Donde:

$$\theta = \frac{\Delta_c}{x} = \frac{\Delta_t}{d_b - x} \quad (5.3)$$

Despejando x de la ecuación 5.3.

$$x = \Delta_c \cdot \frac{d_b}{\Delta_t + \Delta_c} \quad (5.4)$$

Reemplazando la ecuación 5.4 en la ecuación 5.2 y efectuando la transformación a giro.

$$M_{fail} - R_c \cdot \Delta_c \cdot \frac{d_b^2}{(\Delta_t + \Delta_c)^2} \theta - R_t \cdot \Delta_t \cdot \frac{d_b^2}{(\Delta_t + \Delta_c)^2} \theta = 0 \quad (5.5)$$

Reemplazando la ecuación 5.1 en la ecuación 5.5 e identificando parámetros.

$$K = [R_c \cdot \Delta_c + R_t \cdot \Delta_t] \cdot \frac{d_b^2}{(\Delta_t + \Delta_c)^2} \quad (5.6)$$

Pero,

$$R_t = R_c = \frac{M_{fail}}{d_b} \quad (5.7)$$

Reemplazando la ecuación 5.7 en la ecuación 5.6.

$$K = M_{fail} \cdot \frac{d_b}{\Delta_t + \Delta_c} \quad (5.8)$$

Por su parte el FEMA 350 (2000) y el AISC (2010), establecen como rigidez de la conexión las mostradas en la ecuación 5.9 y ecuación 5.10, respectivamente.

$$K_{S\text{ FEMA 350}} = \frac{M_{fail} \cdot d_b}{0.375} \left[ \frac{\text{Kip-in}}{\text{rad}} \right] \quad (5.9)$$

Donde:

$M_{fail}$ , es el mínimo momento de falla de la DBT [Kip-in].

$d_b$ , es la altura de la viga [in].

$$K_{s \text{ AISC 2010}} = \frac{M_s}{\theta_s} \quad (5.10)$$

Donde:

$M_s$  y  $\theta_s$ , son el momento de servicio y rotación de servicio mostrados en la Figura 2.3, respectivamente.

**Tabla 5.1:** Rigidez de la T stub numérica versus teórica (FEMA 350, 2000)

ID	Numérico						(K-K <sub>s FEMA 350</sub> )*100
	M <sub>fail</sub> [tonf-m]	K <sub>s FEMA 350</sub> [tonf-m/rad]	M <sub>fail</sub> [tonf-m]	Δ <sub>t</sub> [mm]	Δ <sub>c</sub> [mm]	K [tonf-m/rad]	K <sub>s FEMA 350</sub> [%]
DBT 2	138	8908	119	-4.01	3.04	10366	16.4
DBT 4	74	4798	85	-0.50	0.23	72319	1407.1
DBT 6	113	7281	99	-3.91	3.56	8160	12.1
DBT 8	64	4140	75	-0.27	0.02	159008	3740.8
DBT 10	142	8087	124	-3.12	2.02	13072	61.6
DBT 12	143	8175	143	-0.97	0.41	56444	590.5
DBT 14	433	42150	377	-6.70	4.87	30176	-28.4
DBT 16	289	28166	297	-1.00	0.33	206847	634.4
DBT 18	387	37494	341	-6.73	5.23	26327	-29.8
DBT 20	237	23005	244	-0.89	0.39	175608	663.4
DBT 22	232	20354	207	-5.78	4.91	16182	-20.5
DBT 24	132	11535	137	-0.57	0.29	132984	1052.8

Al comparar los resultados que se obtiene para la falla por apalancamiento del ala de la T stub (DBT 4, DBT 8, DBT 12, DBT 16, DBT 20 y DBT 24) la formulación numérica para la rigidez varía sustancialmente de la teórica con errores del 1407 %, 3741 %, 591 %, 634 %, 663 % y 1053 %, respectivamente. La explicación a tal variación viene dada por la definición entregada por la formulación establecida por el FEMA 350 (2000) para la determinación de la rigidez. Es decir, el momento por apalancamiento del ala de la T stub es en un estado de iniciación de rótulas plásticas en el ala de la conexión por lo que una formulación basada en el rango lineal o condición de servicio es más asertiva.

Por otra parte, para los modelos diseñados para fallar por fractura de área neta de la T stub (DBT 2, DBT 6, DBT 10, DBT 14, DBT 18 y DBT 22) la formulación numérica para la rigidez tiene una variación máxima de 62 % para el modelo etiquetado como DBT 10. En general, para este modo de falla, el considerar una rotación de la viga del 2% es insuficiente, ya que en todos estos casos los momentos de falla numéricos están por debajo del teórico. Sin embargo, sin restarle importancia al punto anterior, existe un efecto debelador, y es que el espécimen DBT 10 es el único que presenta una relación final  $\frac{\theta}{\theta_y} < 1$ . Es decir, es esperable que en la medida que se tenga una relación de rotación superior a la unidad a pequeños incrementos de momento, grandes desplazamientos de la T stub. En consecuencia la rigidez calculada numéricamente, disminuiría su brecha con respecto a la teórica.

Con respecto a los modelos cuya T stub si fluye (DBT 2, DBT 6, DBT 14, DBT 18 y DBT 22), cabe mencionar que dicho fenómeno se debe investigar ya que puede deberse a una rotulación plástica del ala de la T stub, excesiva deformación del alma de la conexión o una fluencia de los pernos sometidos a tracción. El error máximo para estos casos es de 29.8 %, error aceptable considerando que el problema numérico es multivariable.

**Tabla 5.2:** Rigidez de la T stub numérica versus teórica (AISC, 2010)

ID	Teórico AISC 2010				(K-K <sub>s AISC 2010</sub> )*100
	M <sub>s</sub> [tonf-m]	θ <sub>s</sub> [rad]	K <sub>s AISC 2010</sub> [tonf-m/rad]	K [tonf-m/rad]	K <sub>s AISC 2010</sub> [%]
DBT 2	60	0.0011	55556	10366	-81.3
DBT 4	89	0.0012	72358	72319	-0.1
DBT 6	64	0.0014	44444	8160	-81.6
DBT 8	137	0.0016	84568	159008	88.0
DBT 10	29	0.0005	61702	13072	-78.8
DBT 12	39	0.0005	82979	56444	-32.0
DBT 14	300	0.0017	173410	30176	-82.6
DBT 16	330	0.0018	181319	206847	14.1
DBT 18	237	0.0013	182308	26327	-85.6
DBT 20	246	0.0014	175714	175608	-0.1
DBT 22	121	0.0011	112037	16182	-85.6
DBT 24	146	0.0011	131532	132984	1.1

La Tabla 5.2, muestra que el considerar como rigidez teórica para el modo de falla de apalancamiento (DBT 4, DBT 8, DBT 12, DBT 16, DBT 20 y DBT 24), la estipulada en el AISC (2010) para condiciones de servicio, la variación porcentual disminuye dramáticamente.



Finalmente, como comentario resumen de la Tabla 5.1 y Tabla 5.2, la estimación de la rigidez para el modo de falla por apalancamiento de la T stub, resulta adecuada utilizando la formulación establecida por el AISC (2010), no así para el modo de falla por fractura de área neta de la T stub, en donde la estimación de la rigidez es adecuada si se utiliza la formulación establecida por el FEMA 350 (2000).

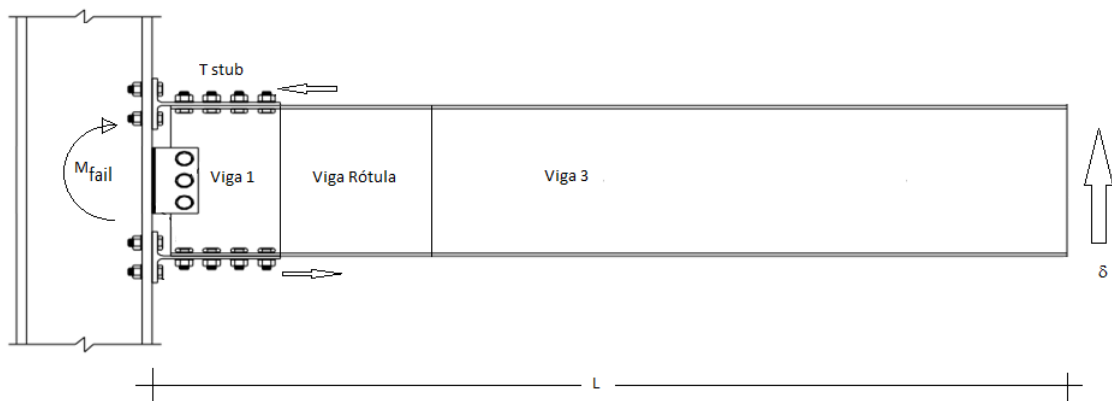
## 5.2 Curvas de comportamiento a carga monotónica

A continuación se muestra para cada espécimen las curvas obtenidas al procesar los datos de los modelos numéricos. Estas corresponden a la curva de momento rotación para el conjunto viga-conexión, tramo inicial (Viga 1) y final de la viga (Viga 3), conexión propiamente tal y la zona de plastificación de la viga.

En general las rotaciones relativas para cada caso y curva se determinan dividiendo el desplazamiento horizontal relativo por la altura de la viga y que para el caso de la curva momento rotación de la viga-conexión, la rotación se determina dividiendo el desplazamiento impuesto en el extremo libre por la longitud de la viga.

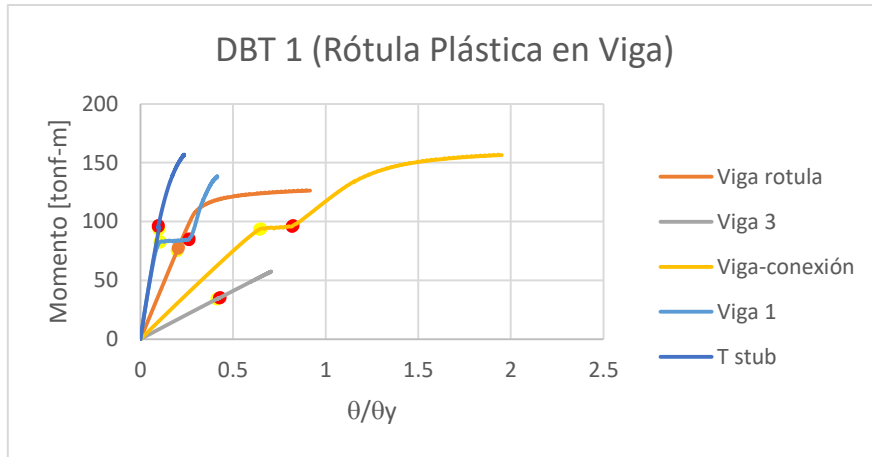
En lo que se refiere a la determinación de los momentos, para el caso de la T stub y viga inicial (Viga 1), se determina al final del alma de la conexión y final de la viga 1, respectivamente, para el caso de la zona de plastificación de la viga y viga 3, se determina en la mitad de la longitud de plastificación y en la mitad del tramo de viga larga (viga 3), respectivamente y para la viga-conexión, en la cara de la columna.

La Figura 5.4, muestra de manera clara, la identificación de los lugares para la viga donde fueron determinadas de manera numérica las curvas de comportamiento.

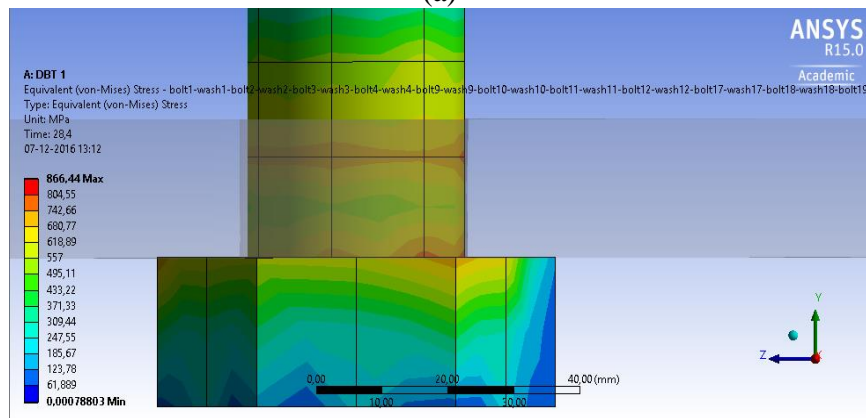


**Figura 5.4:** Identificación de los tramos de viga donde se determina las curvas de comportamiento

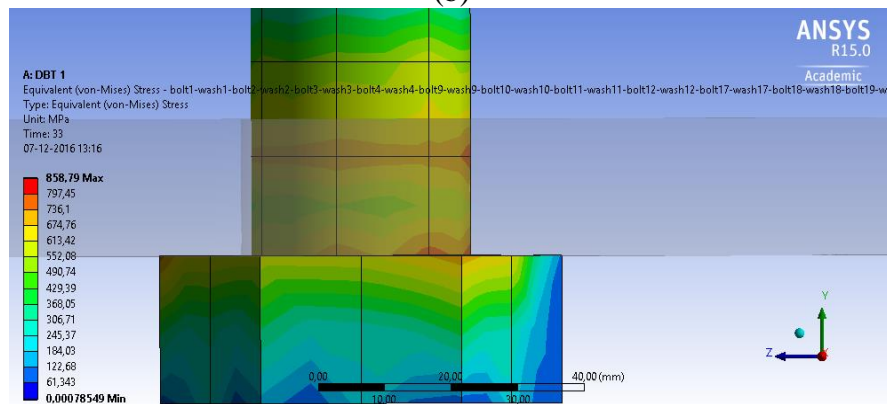
Los comentarios que se realizan a continuación, están estrictamente ligados al estudio de las curvas de comportamiento de cada elemento que conforma el sistema viga-conexión, dejando como comentario a posteriori el estudio caso a caso, del por qué se produce en algunas una pendiente no nula en la zona de pinching.



(a)



(b)

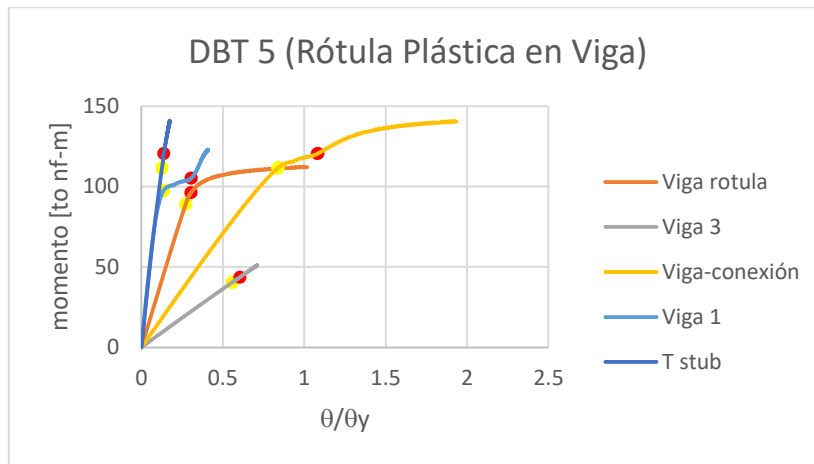


(c)

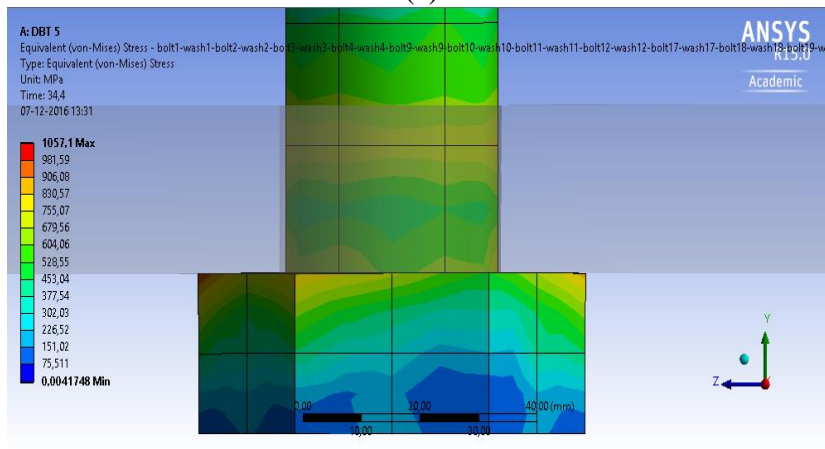
**Figura 5.5:** (a) Curva de comportamiento para viga, conexión y viga-conexión DBT 1, (b) Condición de fuerza axial mayor a la fuerza friccional generada por el pretensionado del perno para DBT 1 (c) inicio de aplastamiento del alma de la conexión para DBT 1.



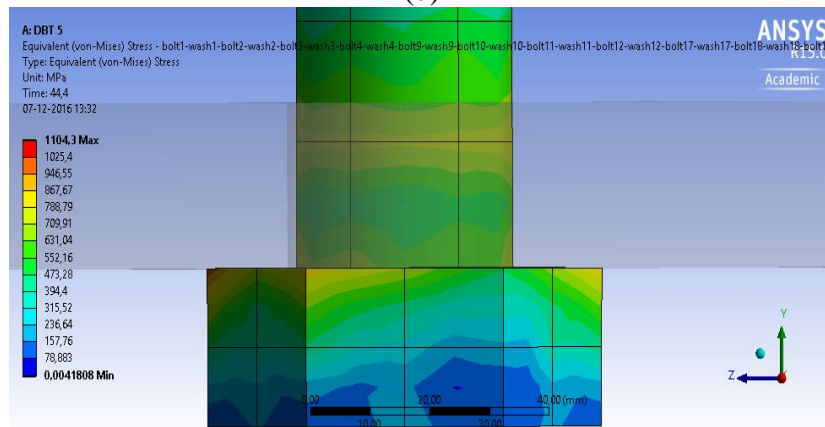
**Figura 5.6:** Estado tensional de von Mises de la zona de plastificación en la viga para el espécimen DBT 1.



(a)

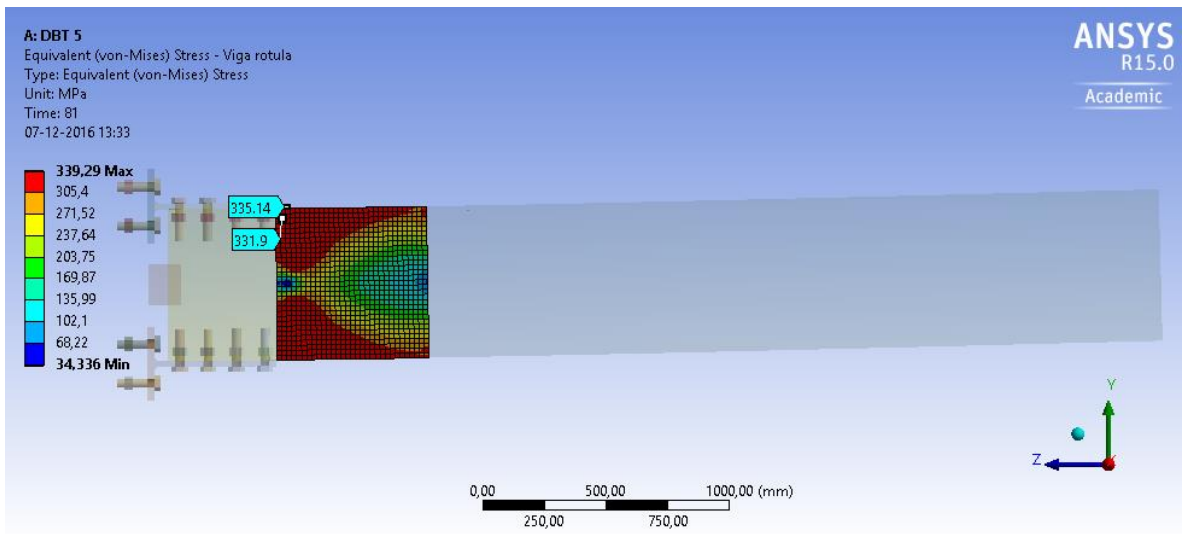


(b)

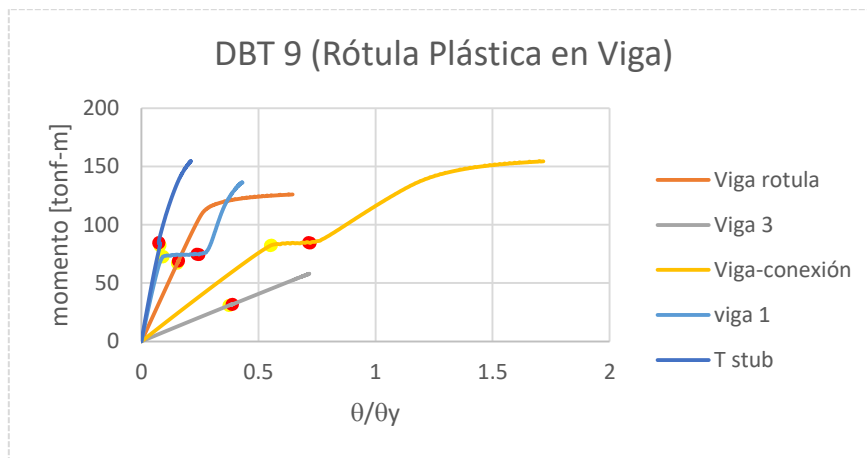


(c)

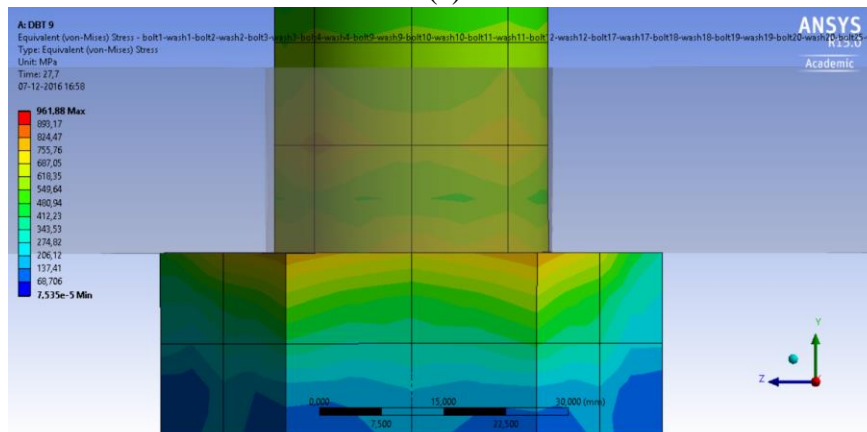
**Figura 5.7:** (a) Curva de comportamiento para viga, conexión y viga-conexión DBT 5, (b) Condición de fuerza axial mayor a la fuerza friccional generada por el pretensionado del perno para DBT 5 (c) inicio de aplastamiento del alma de la conexión para DBT 5



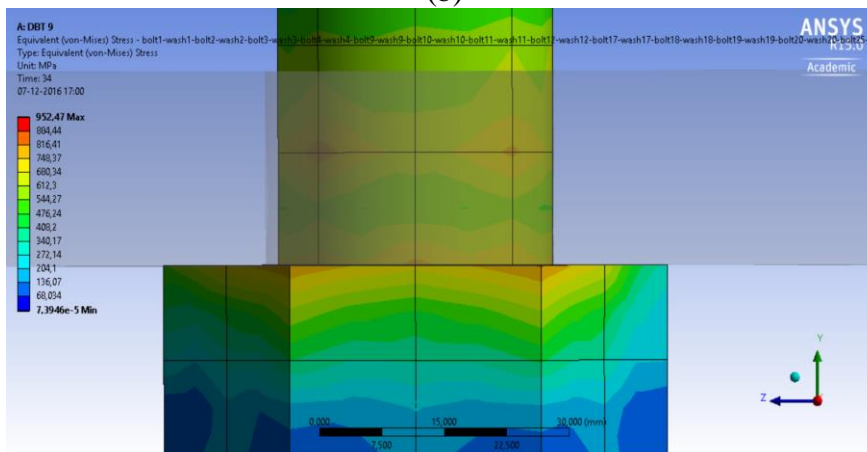
**Figura 5.8:** Estado tensional de von Mises de la zona de plastificación en la viga para el espécimen DBT 5



(a)

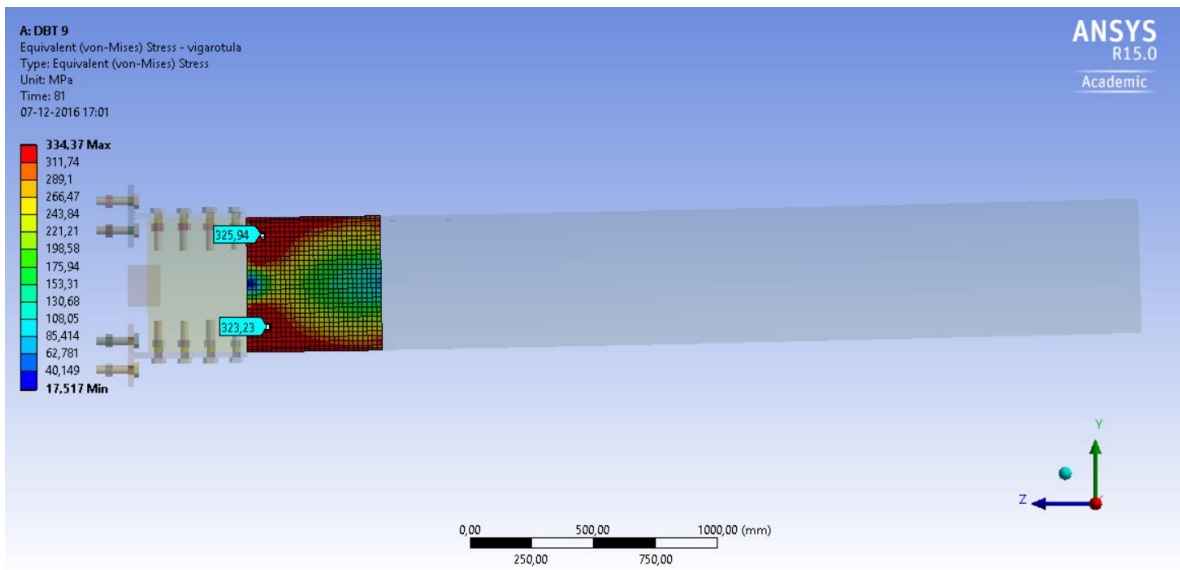


(b)

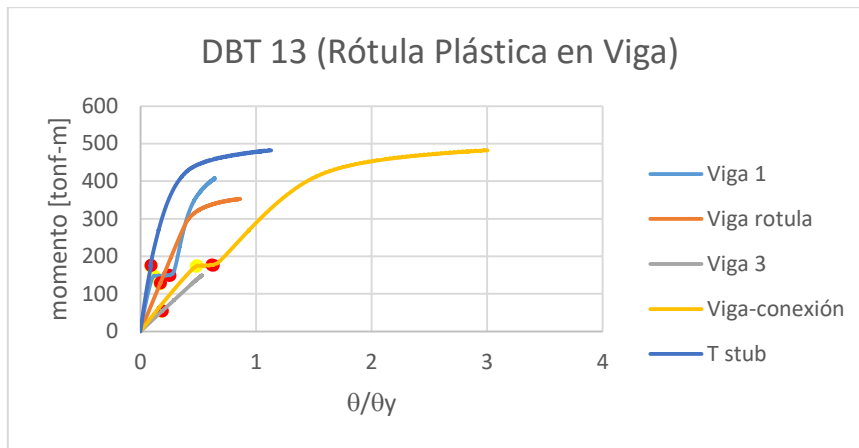


(c)

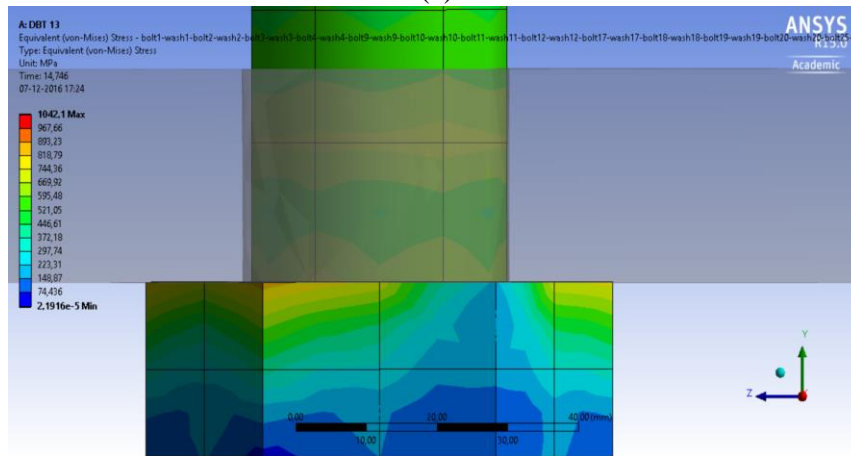
**Figura 5.9:** (a) Curva de comportamiento para viga, conexión y viga-conexión DBT 9, (b) Condición de fuerza axial mayor a la fuerza friccional generada por el pretensionado del perno para DBT 9 (c) inicio de aplastamiento del alma de la conexión para DBT 9



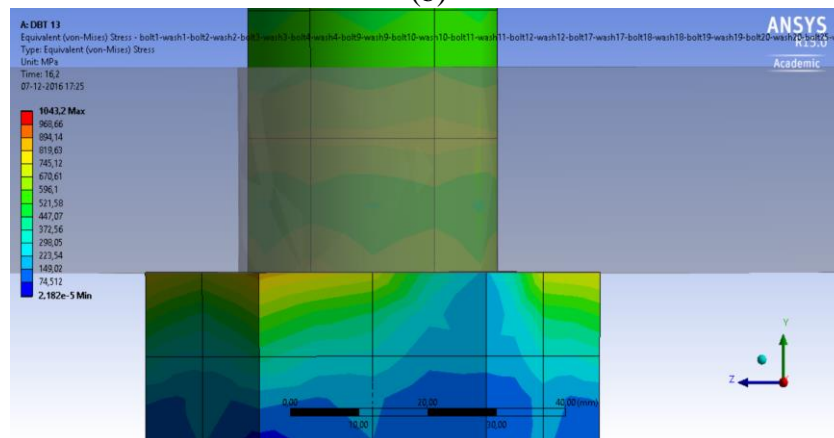
**Figura 5.10:** Estado tensional de von Mises de la zona de plastificación en la viga para el espécimen DBT 9



(a)



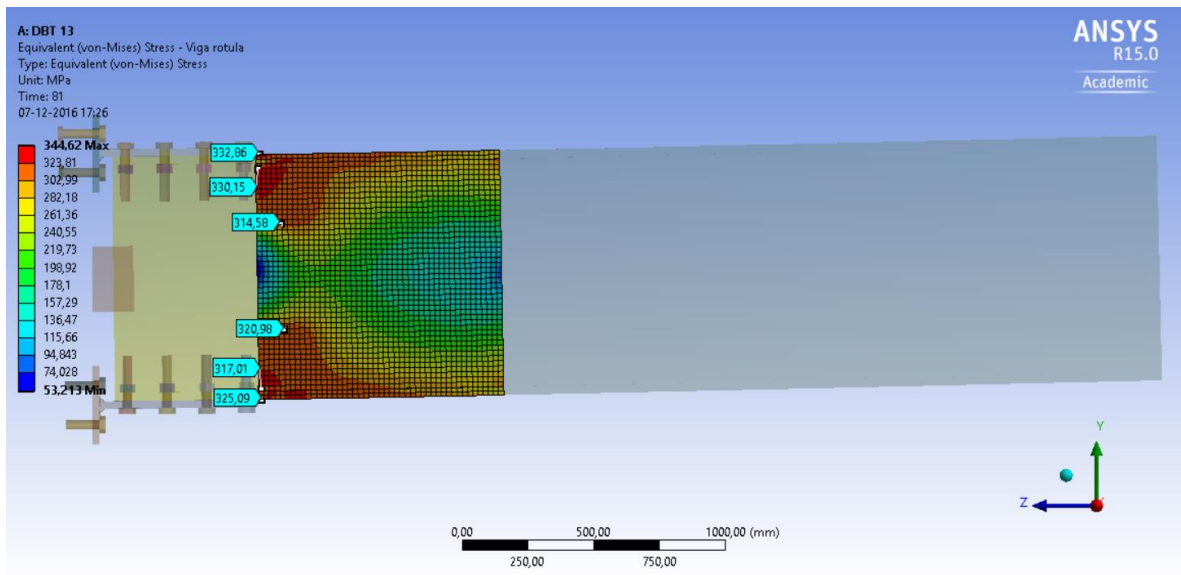
(b)



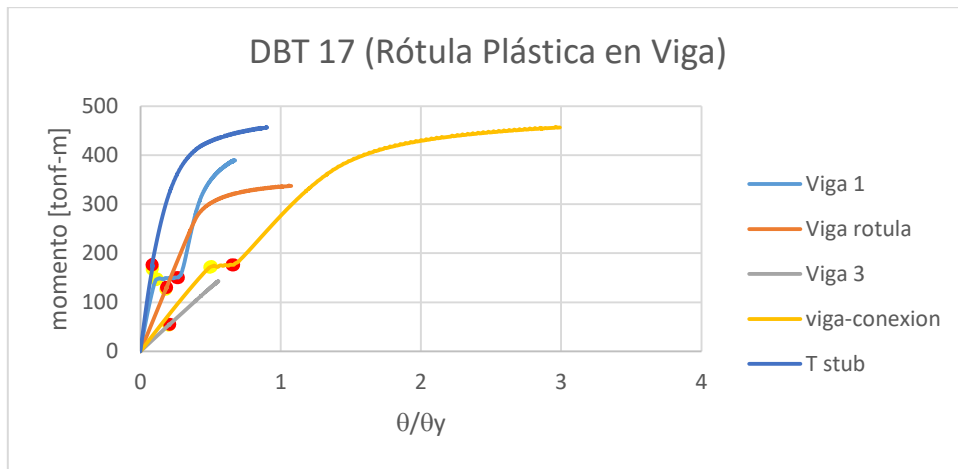
(c)

**Figura 5.11:** (a) Curva de comportamiento para viga, conexión y viga-conexión DBT 13, (b) Condición de fuerza axial mayor a la fuerza friccional generada por el pretensionado del perno para DBT 13 (c) inicio de aplastamiento del alma de la conexión para DBT 13

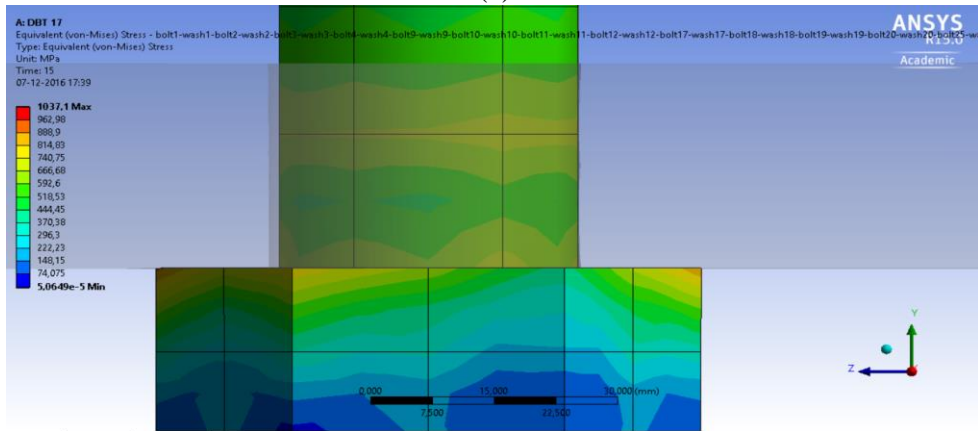




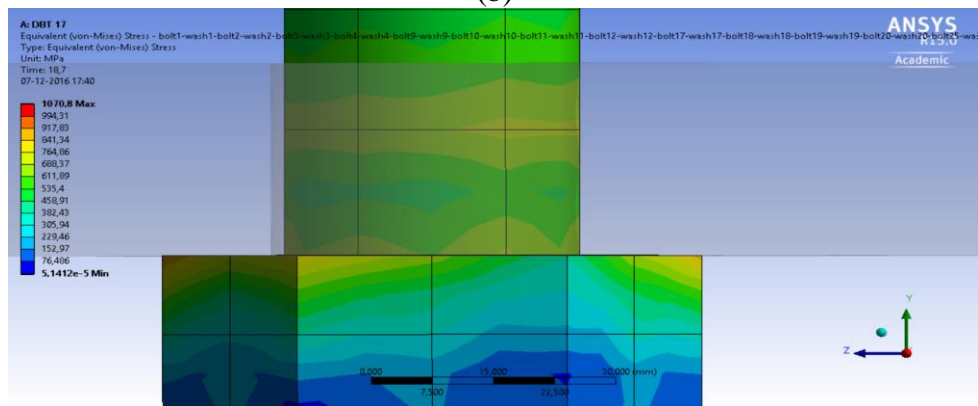
**Figura 5.12:** Estado tensional de von Mises de la zona de plastificación en la viga para el espécimen DBT 13



(a)

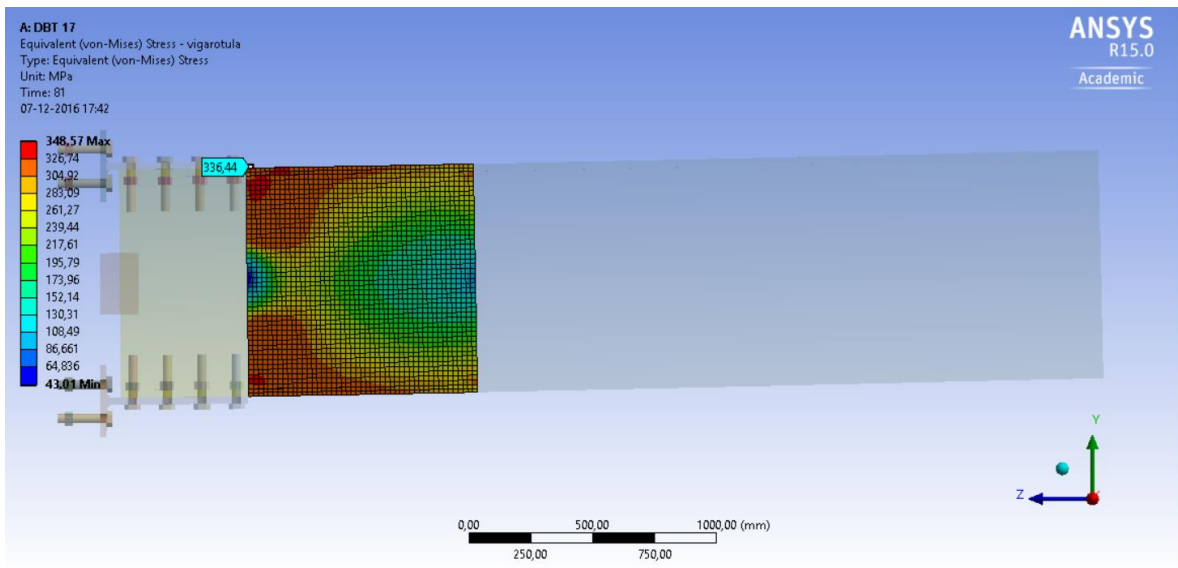


(b)

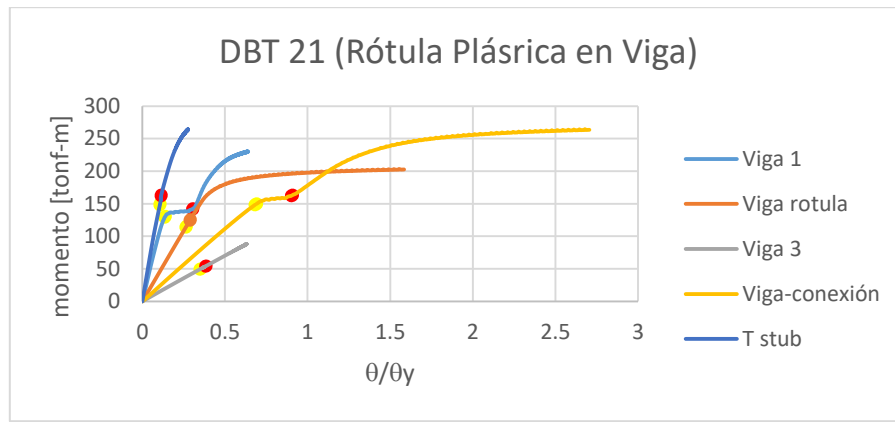


(c)

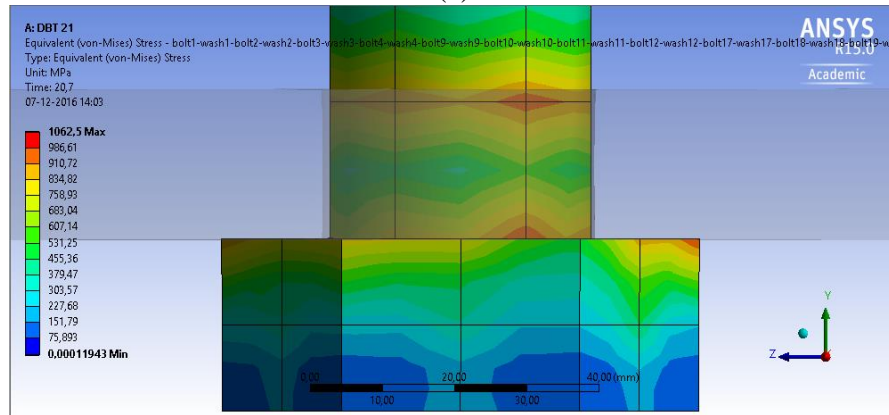
**Figura 5.13:** (a) Curva de comportamiento para viga, conexión y viga-conexión DBT 17, (b) Condición de fuerza axial mayor a la fuerza friccional generada por el pretensionado del perno para DBT 17 (c) inicio de aplastamiento del alma de la conexión para DBT 17



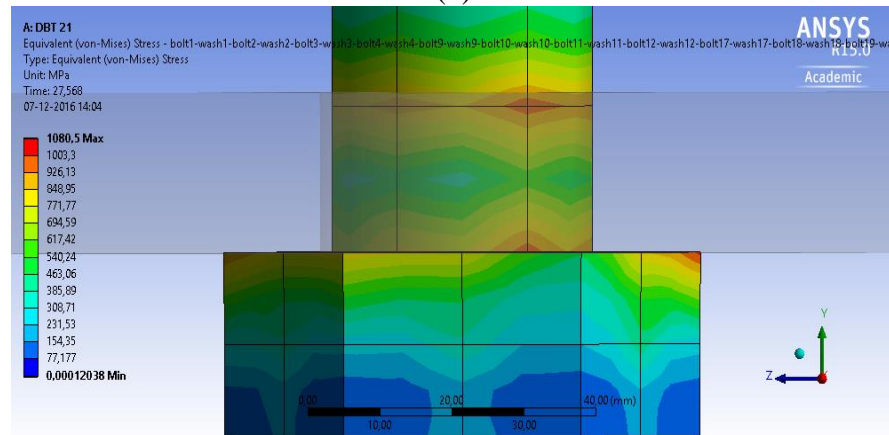
**Figura 5.14:** Estado tensional de von Mises de la zona de plastificación en la viga para el espécimen DBT 17



(a)

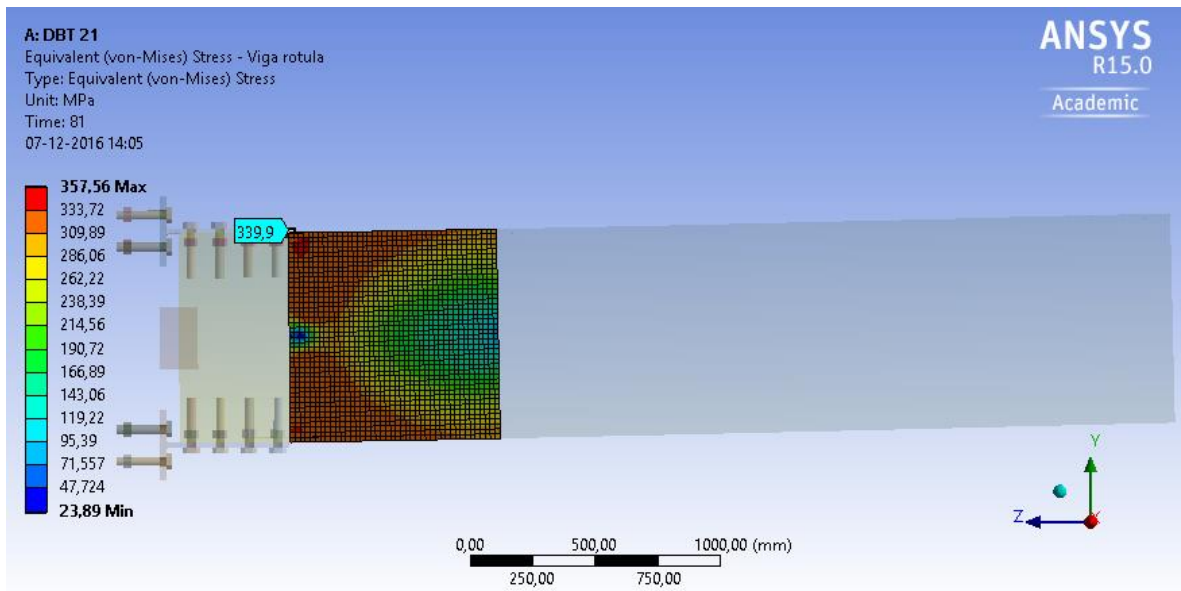


(b)



(c)

**Figura 5.15:** (a) Curva de comportamiento para viga, conexión y viga-conexión DBT 21, (b) Condición de fuerza axial mayor a la fuerza friccional generada por el pretensionado del perno para DBT 21 (c) inicio de aplastamiento del alma de la conexión para DBT 21



**Figura 5.16:** Estado tensional de von Mises de la zona de plastificación en la viga para el espécimen DBT 21

De la Figura 5.5, Figura 5.7, Figura 5.9, Figura 5.11, Figura 5.13 y Figura 5.15, se puede apreciar que:

La zona de viga que debe iniciar un estado de plastificación en el ala de la viga, no presenta fluencia para DBT 1, DBT 9 y DBT 13 y si presenta fluencia para DBT 5, DBT 17 y DBT 21. La Tabla 5.3, viene a explicar dicho fenómeno y que se comenta a continuación.

**Tabla 5.3:** Comparación entre los momentos teóricos y numéricos para el modo de falla por rotula plástica en viga.

ID	Teórico $M_{rotula}$ [tonf-m]	Numérico $M_{rotula}$ [tonf-m]	Error [%]	$\theta/\theta_y$
DBT 1	159	157	1.61	0.92
DBT 5	142	140	1.42	1.02
DBT 9	163	154	5.54	0.65
DBT 13	497	482	3.01	0.86
DBT 17	462	456	1.32	1.08
DBT 21	260	264	-1.70	1.58

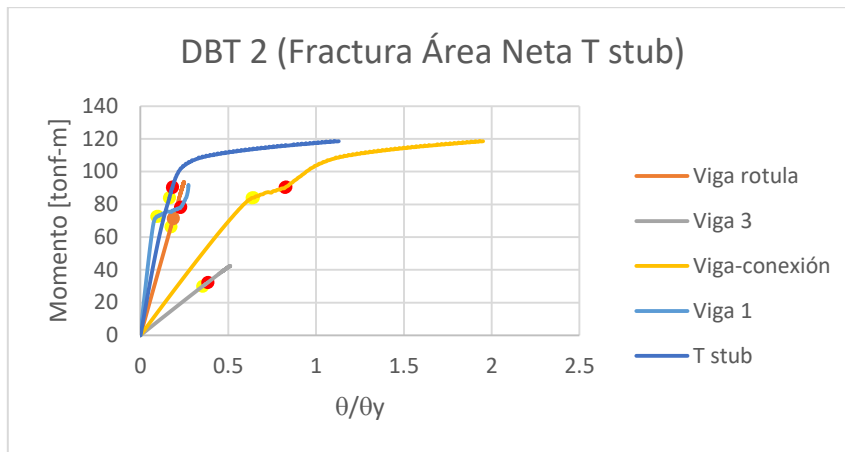
En la totalidad de estos casos, salvo el etiquetado como DBT 21, se tiene un momento por rótula plástica teórico, cuyo valor es levemente superior al numérico. Además, se aprecia la relación de rotaciones, en las cuales si es mayor a la unidad, la viga en su tramo de plastificación ha iniciado la fluencia del ala de esta. Si observamos, en particular, el espécimen etiquetado como DBT 5, podemos apreciar que este está en el límite con una variación porcentual de 1.4 % con respecto al valor teórico. Dicho de otro modo, si dicha variación es superior a este valor, no se produce el estado de iniciación de fluencia del ala de la viga. Con respecto al espécimen DBT 21, este se

encuentra en un estado de fluencia del ala de la viga, pues el momento de falla numérico está por sobre el teórico.

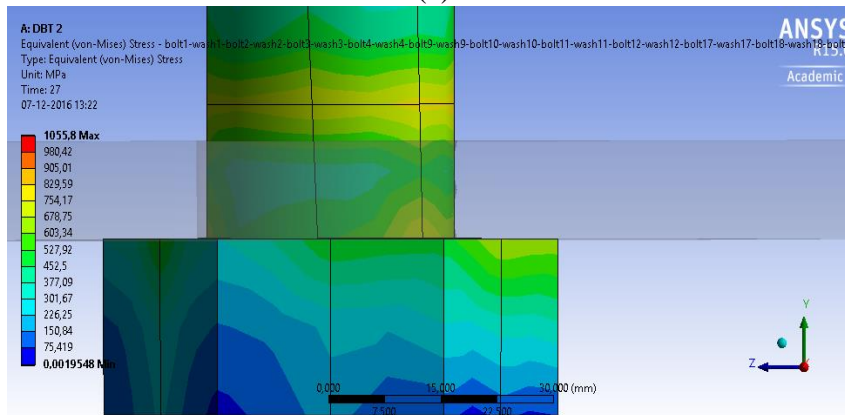
Como comentario final al punto anterior, independiente que se logre o no la plastificación de la zona de viga que se debe rotular, la correlación para este modo de falla entre los momentos numéricos y teóricos es buena con una variación porcentual máxima de 5.5% para DBT 9, que sin duda puede ser menor en la medida que se someta al espécimen a una rotación mayor al 2% y sin duda lo más importante, es que al no considerar la columna en los modelos numéricos, se obtienen rotaciones en la zona de viga que se debe plastificar menores a las reales.

En todos estos casos como es de esperar los tramos de viga etiquetados como V1 y V3 tiene un comportamiento lineal elástico. Además, en la totalidad de los casos la T stub tiene comportamientos prácticamente lineal salvo los etiquetados como DBT 13 y DBT 17, en donde la altura de la viga genera una par de deformaciones a compresión y tracción en la T stub de importancia y por tal motivo la relación de rotaciones es mayor en comparación a la DBT1, DBT 5, DBT 9 y DBT 21.

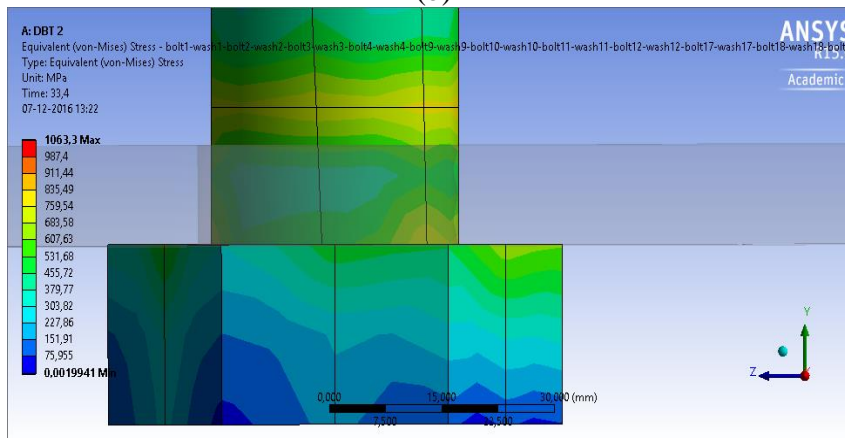
En todos los casos analizados para este modo de falla, a excepción del DBT 5, la zona de pinching tiene una pendiente nula. El pinching, se produce debido a que el par de fuerzas generados por flexión de la viga en la T Stub, vence la resistencia a fricción que se genera cuando los pernos son pretensionados (punto amarillo). El final del pinching es producto de la interacción o contacto físico entre el vástago del perno y el alma de la conexión (punto rojo), donde a partir de este se da inicio al aplastamiento del alma de la conexión. Dicha situación, suponiendo que las deformaciones por aplastamiento son pequeñas, es favorable para el perno sometido a corte, ya que como se verá más adelante, se produce un estado de relajación de esfuerzos que ayuda a este elemento disminuir la demanda a que se ve sometido, más aún, si consideramos que la capacidad al corte del perno se ve disminuida al estar desde un inicio pretensionado. Es un echo que en esta zona los esfuerzos en los pernos son constantes, dicho de otra manera, se produce un movimiento de cuerpo rígido. Sin embargo, a que se debe que en algunos casos el movimiento de cuerpo rígido no se da, manifestando entonces una pendiente no nula en la zona de pinching?



(a)



(b)



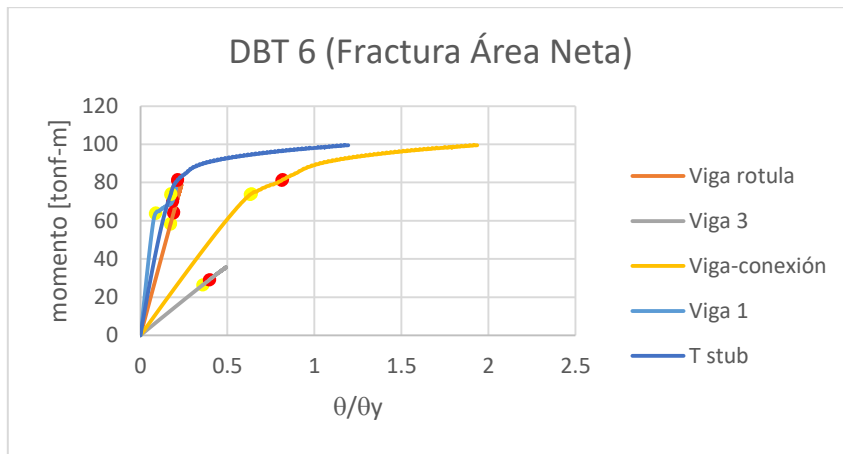
(c)

**Figura 5.17:** (a) Curva de comportamiento para viga, conexión y viga-conexión DBT 2, (b) Condición de fuerza axial mayor a la fuerza friccional generada por el pretensionado del perno para DBT 2 (c) inicio de aplastamiento del alma de la conexión para DBT 2

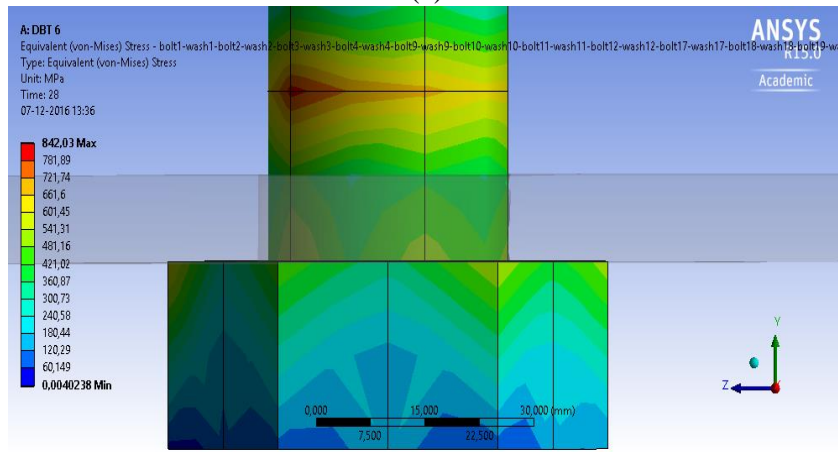


**Figura 5.18:** Estado tensional de von Mises de la zona de plastificación en la viga para el espécimen DBT 2.

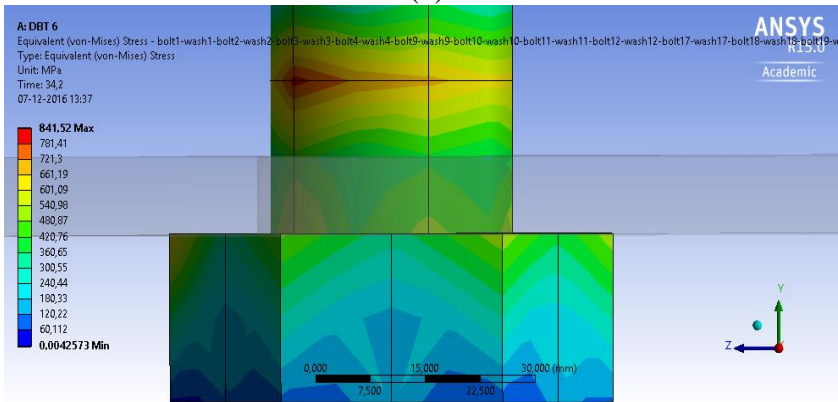




(a)

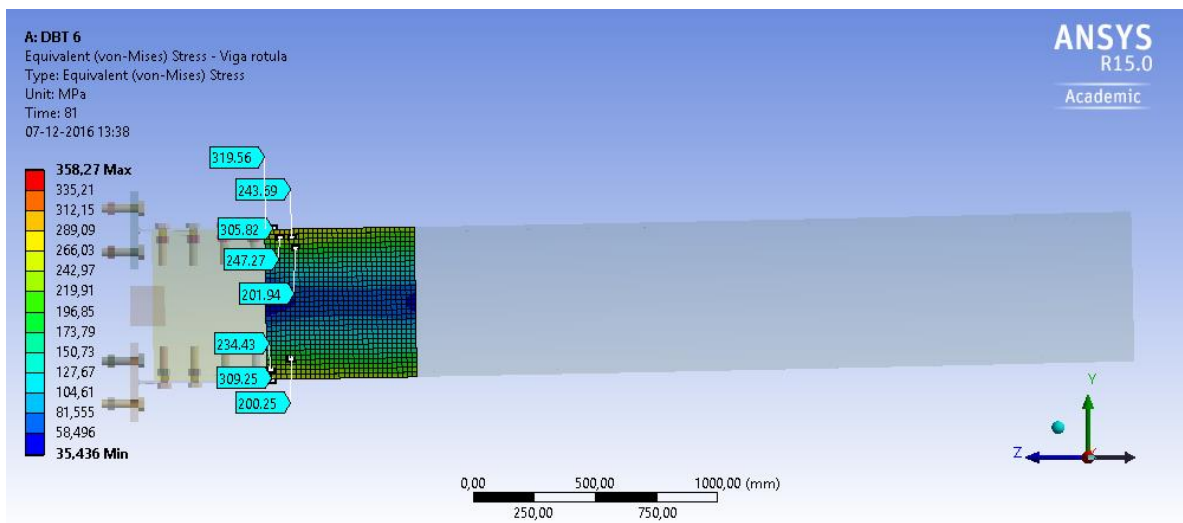


(b)

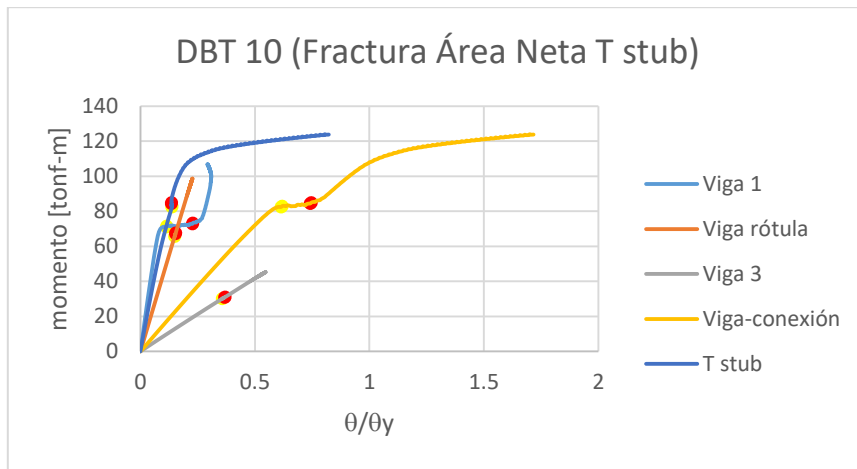


(c)

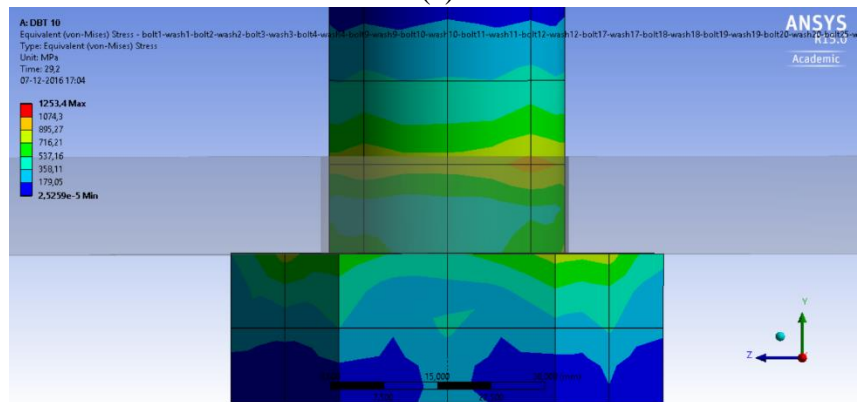
**Figura 5.19:** (a) Curva de comportamiento para viga, conexión y viga-conexión DBT 6, (b) Condición de fuerza axial mayor a la fuerza friccional generada por el pretensionado del perno para DBT 6 (c) inicio de aplastamiento del alma de la conexión para DBT 6



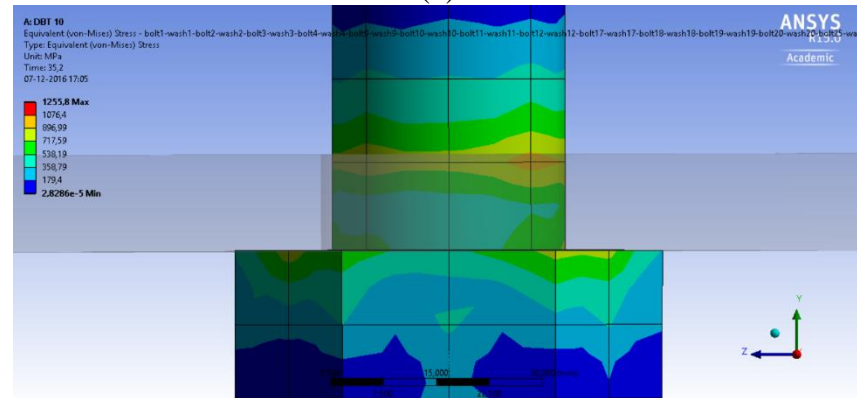
**Figura 5.20:** Estado tensional de von Mises de la zona de plastificación en la viga para el espécimen DBT 6



(a)

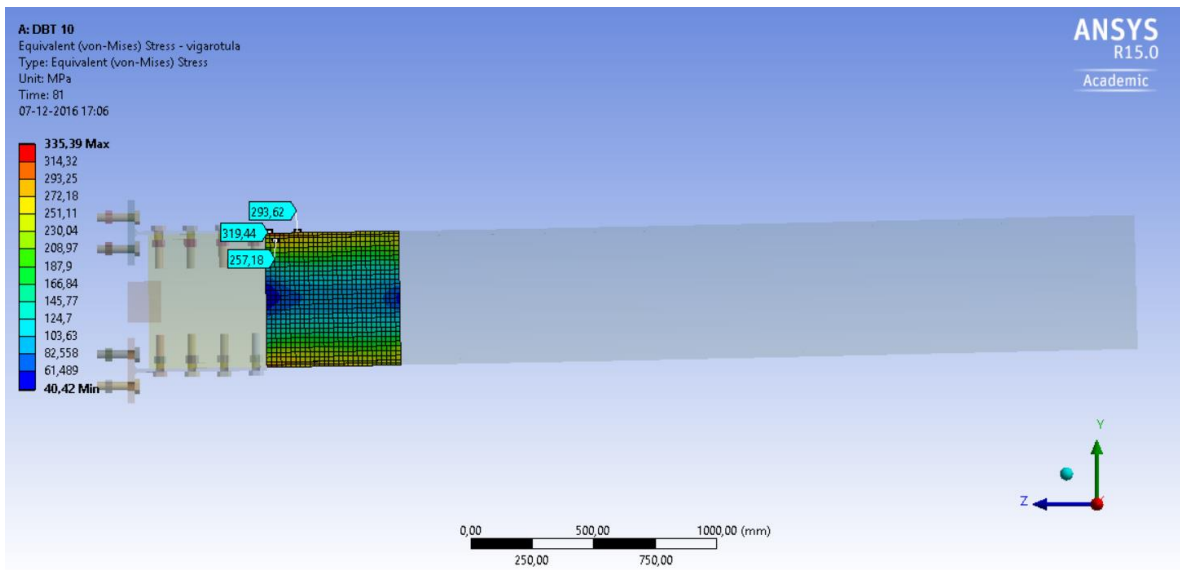


(b)

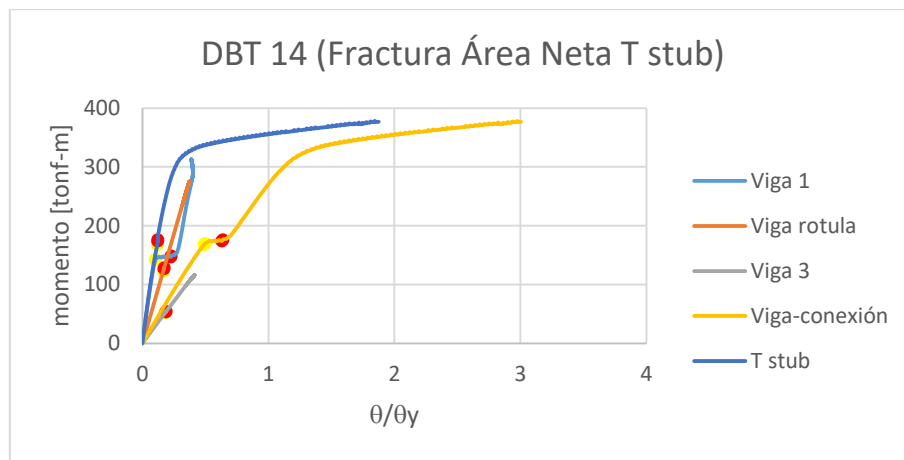


(c)

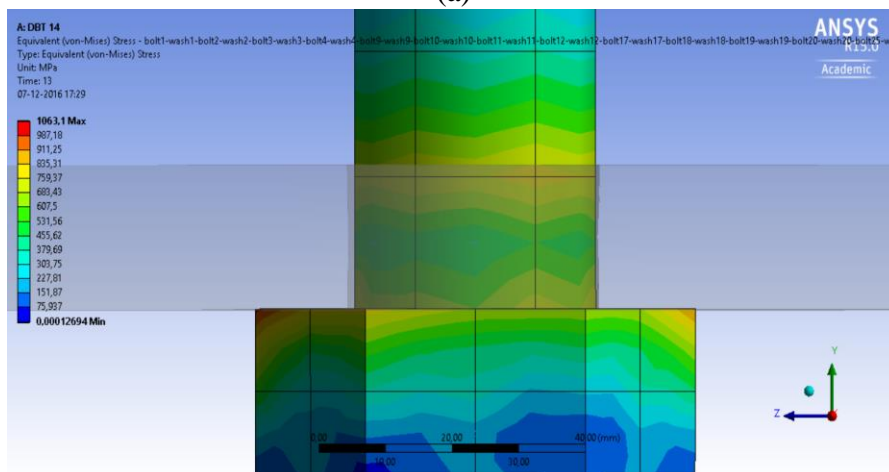
**Figura 5.21:** (a) Curva de comportamiento para viga, conexión y viga-conexión DBT 10, (b) Condición de fuerza axial mayor a la fuerza friccional generada por el pretensionado del perno para DBT 10 (c) inicio de aplastamiento del alma de la conexión para DBT 10



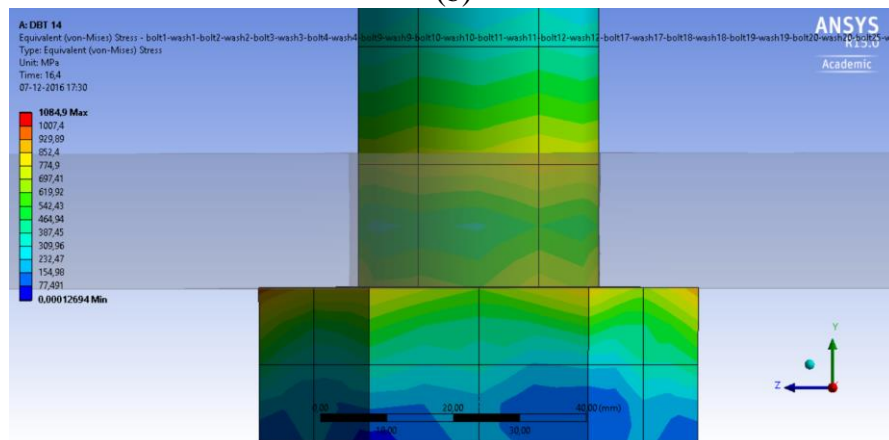
**Figura 5.22:** Estado tensional de von Mises de la zona de plastificación en la viga para el espécimen DBT 10



(a)

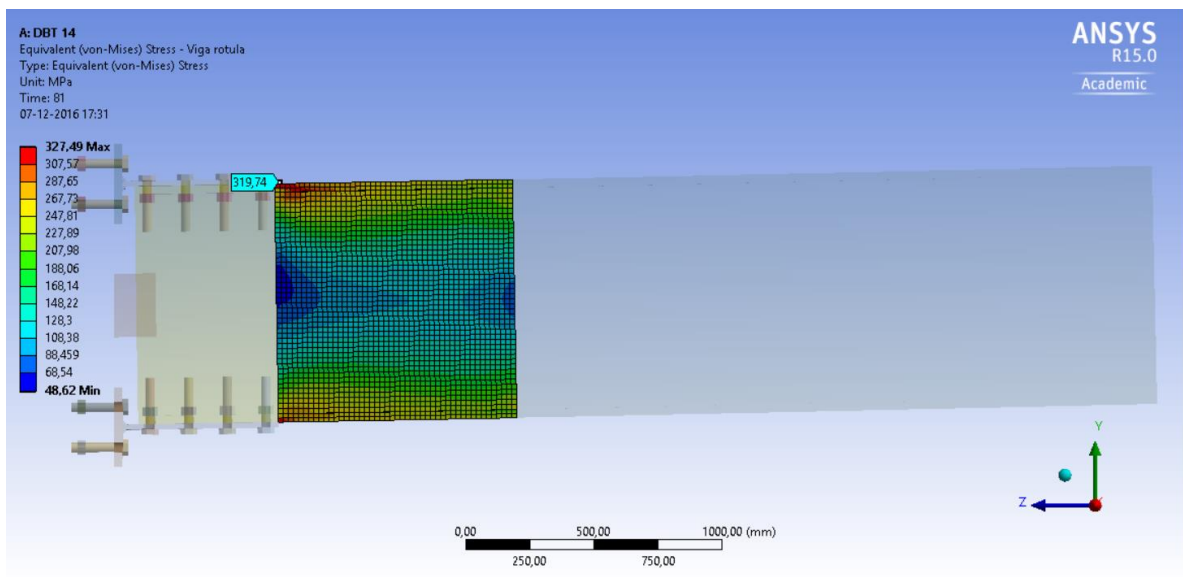


(b)

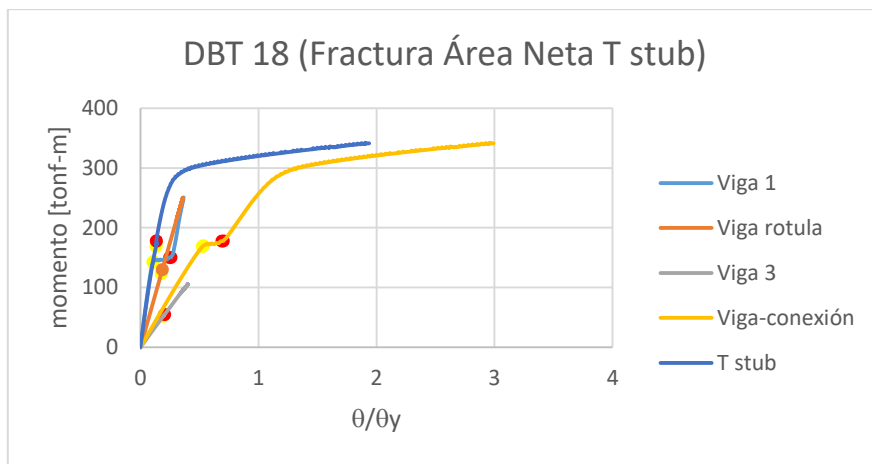


(c)

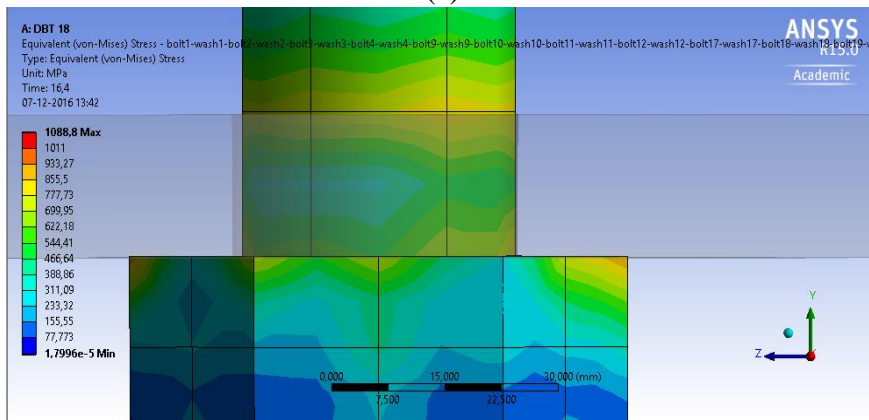
**Figura 5.23:** (a) Curva de comportamiento para viga, conexión y viga-conexión DBT 14, (b) Condición de fuerza axial mayor a la fuerza friccional generada por el pretensionado del perno para DBT 14 (c) inicio de aplastamiento del alma de la conexión para DBT 14



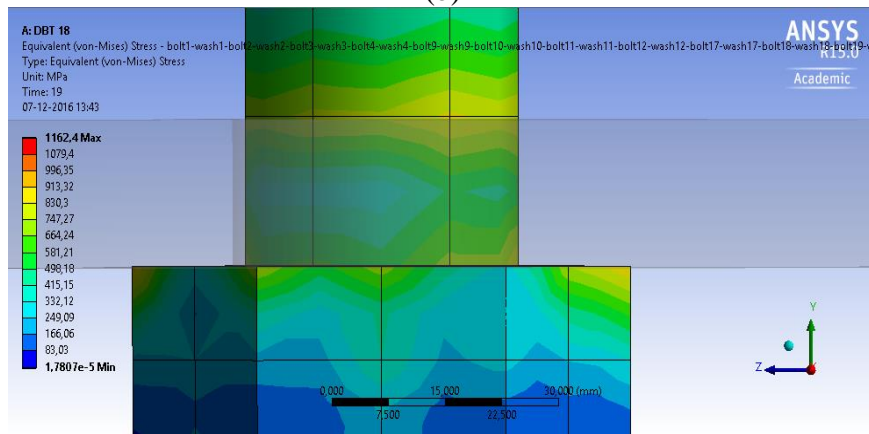
**Figura 5.24:** Estado tensional de von Mises de la zona de plastificación en la viga para el espécimen DBT 14



(a)

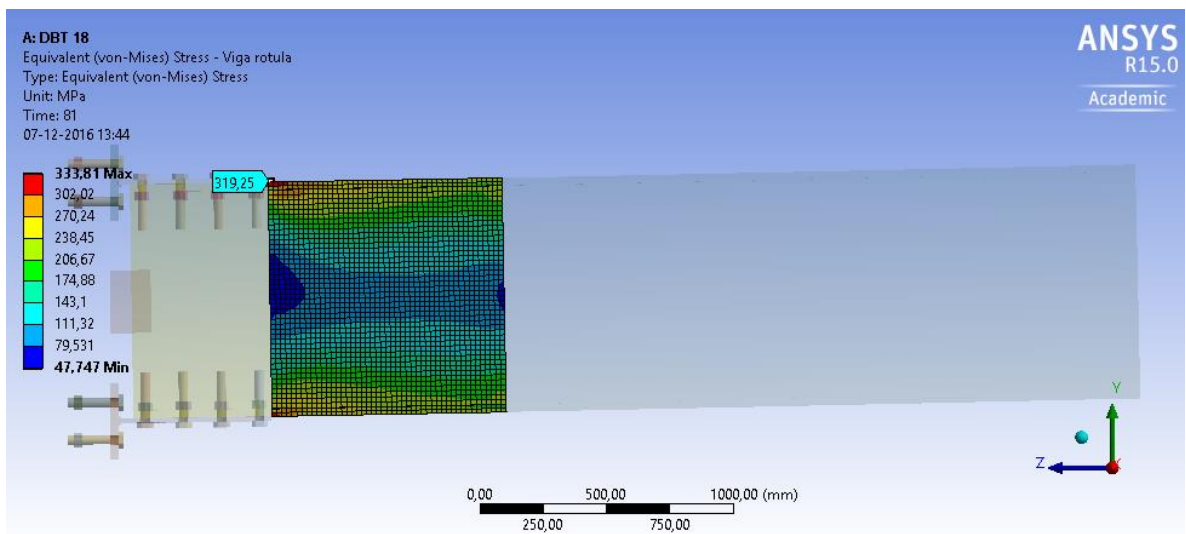


(b)



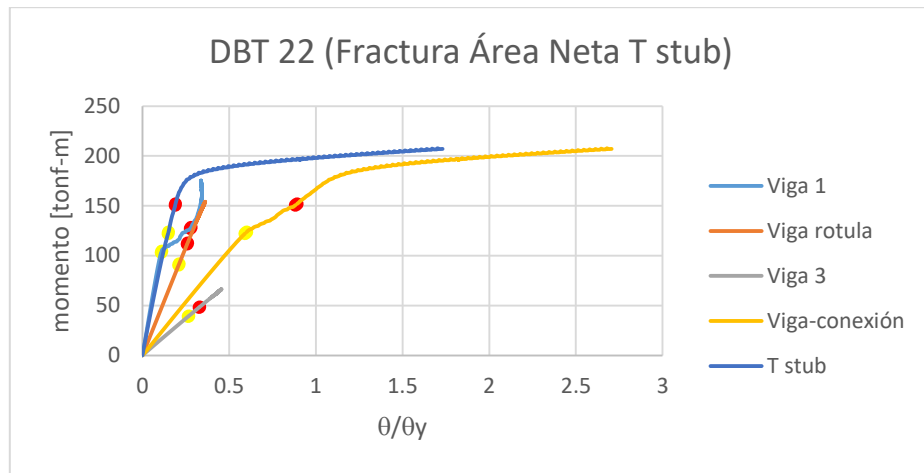
(c)

**Figura 5.25:** (a) Curva de comportamiento para viga, conexión y viga-conexión DBT 18, (b) Condición de fuerza axial mayor a la fuerza friccional generada por el pretensionado del perno para DBT 18 (c) inicio de aplastamiento del alma de la conexión para DBT 18

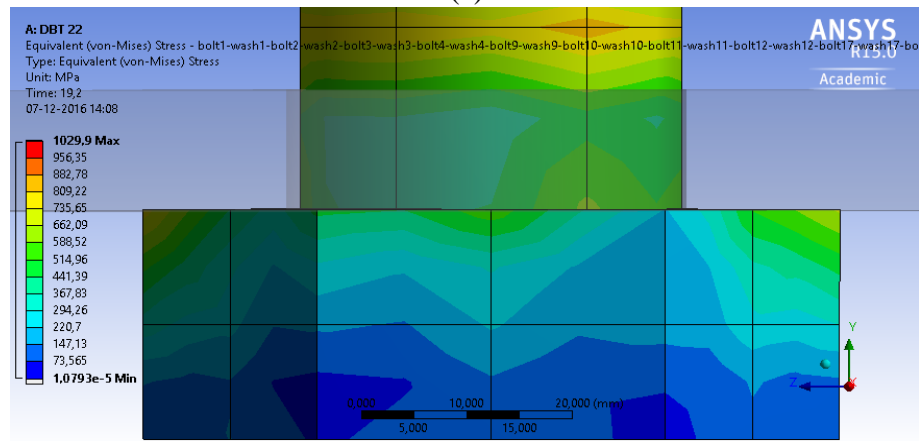


**Figura 5.26:** Estado tensional de von Mises de la zona de plastificación en la viga para el espécimen DBT 18

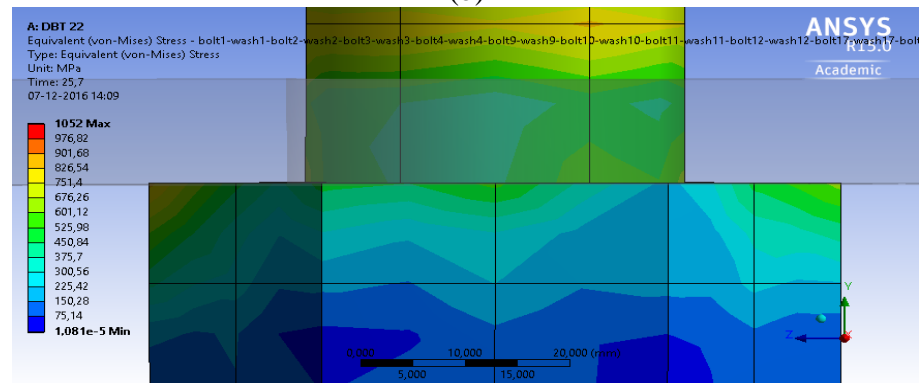




(a)

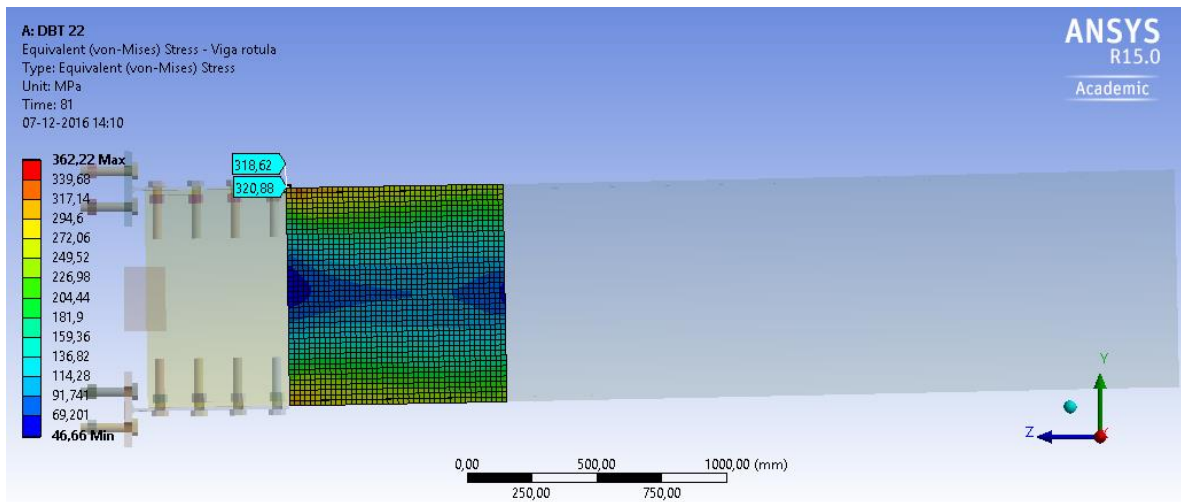


(b)



(c)

**Figura 5.27:** (a) Curva de comportamiento para viga, conexión y viga-conexión DBT 22, (b) Condición de fuerza axial mayor a la fuerza friccional generada por el pretensionado del perno para DBT 22 (c) inicio de aplastamiento del alma de la conexión para DBT 22



**Figura 5.28:** Estado tensional de von Mises de la zona de plastificación en la viga para el espécimen DBT 22

La Figura 5.17, Figura 5.19, Figura 5.21, Figura 5.23 y Figura 5.27, muestra un comportamiento lineal elástico para la viga 1, viga rótula y viga 3. Además, se aprecia la fuerte incidencia que tiene la altura de la viga en la deformación de la T stub. La DBT 2 y DBT 6 son conexiones diseñadas para una viga de altura 60 [cm] aproximadamente y estas, las conexiones, desarrollan relaciones de giro levemente superiores a la unidad. Ahora bien, si se observa la relación de giro para los especímenes DBT 14 y DBT 18, son cercanos a 2 y fueron diseñadas para una viga de altura aproximada de 90 [cm]. Lo mismo ocurre para el espécimen DBT 22 que fue diseñado para una viga de altura 80 [cm], aproximadamente, en que la relación de giro esta entre 1.5 y 2.

En definitiva, a mayor altura, mayor la relación de rotación y por lo tanto la T stub presenta mayores deformaciones. La verificación viene dada al analizar lo que le ocurre a la T stub, DBT 10, diseñada para una viga de altura 50 [cm], aproximadamente. La relación de rigidez es inferior a la unidad por lo que las deformaciones de la T stub en compresión y tracción, también lo son (Ver Tabla 5.1 o Tabla 5.2).

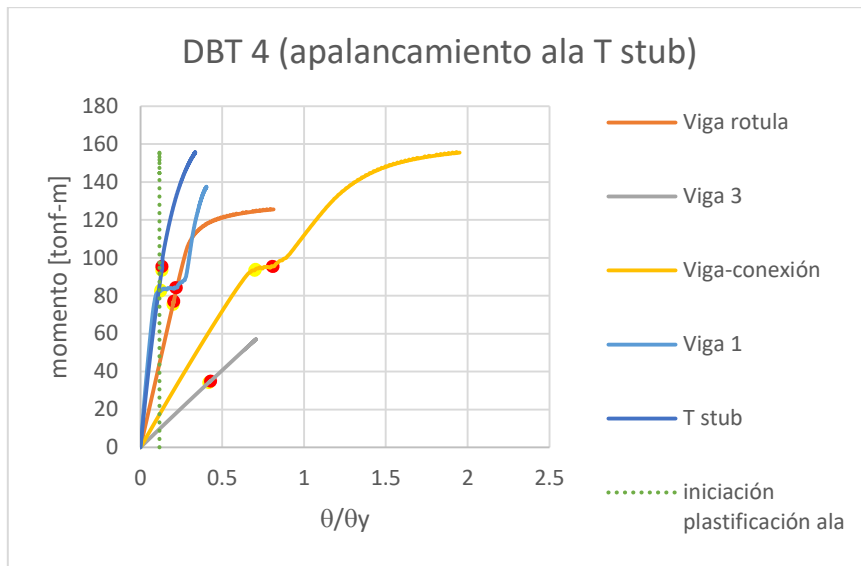
En todos los casos se da el fenómeno de pinching y en particular para DBT 2, DBT 6 y DBT 22, en esta zona la pendiente en no nula.

La Tabla 5.4 muestra la comparación entre el momento de falla por fractura de área neta tanto numérico como teórico.

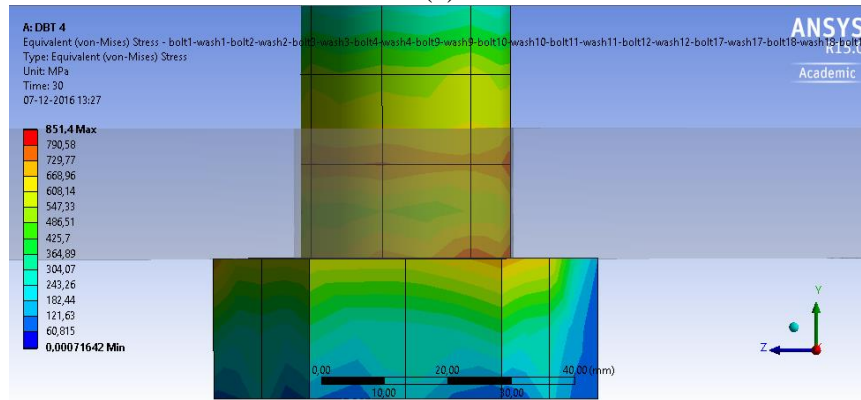
**Tabla 5.4:** Comparación entre los momentos teóricos y numéricos para el modo de falla por fractura de área neta de la T stub.

ID	Teórico $M_{fan}$ [tonf-m]	Numérico $M_{fan}$ [tonf-m]	Error [%]
DBT 2	138	119	14
DBT 6	113	99	12
DBT 10	142	124	13
DBT 14	433	377	13
DBT 18	387	341	12
DBT 22	232	207	11

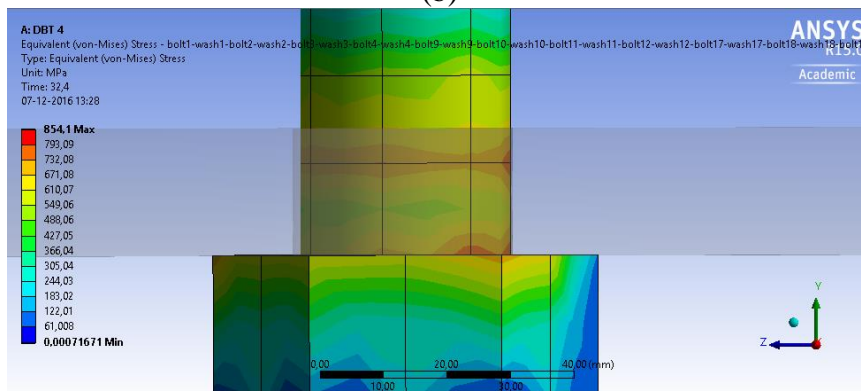
Se pone nuevamente de manifiesto, la necesidad de someter a los modelos a una rotación mayor al 2%, para así poder disminuir el error entre el momento numérico y teórico para cada espécimen.



(a)

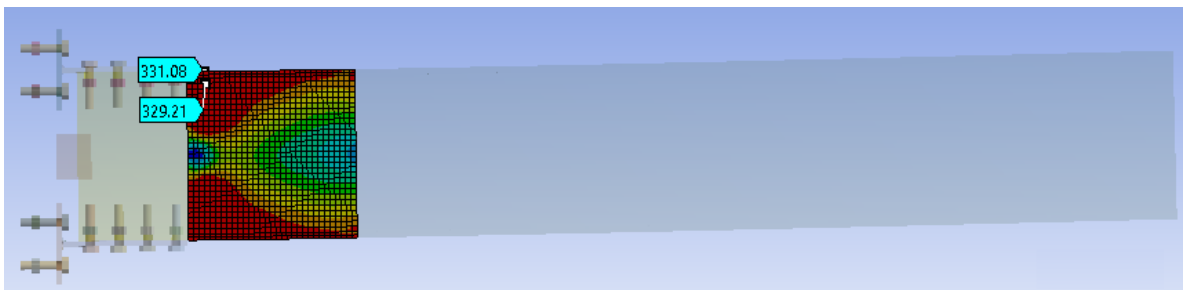


(b)

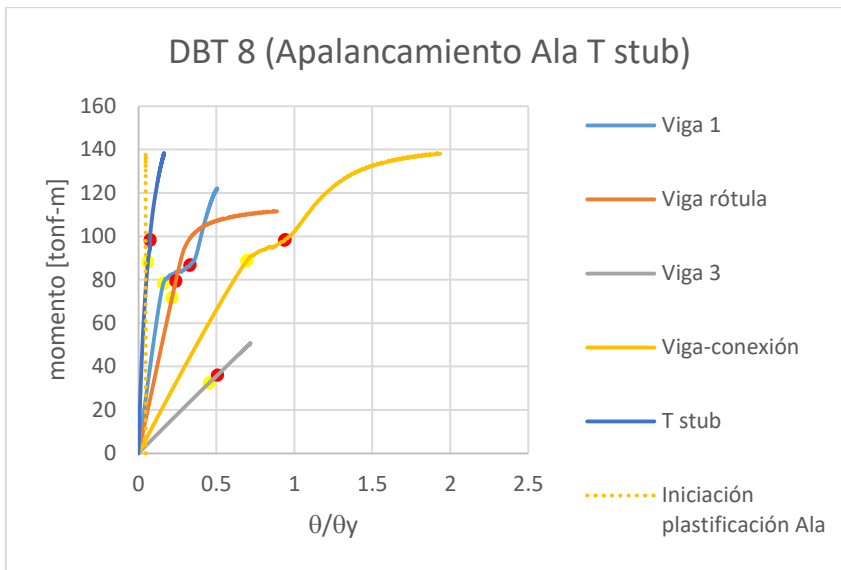


(c)

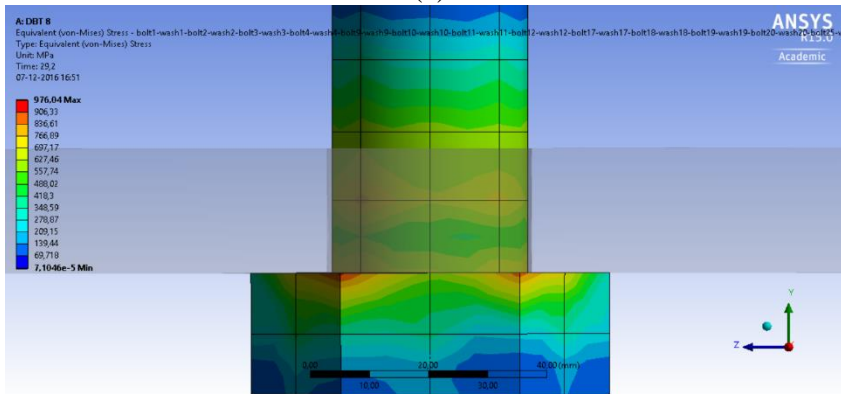
**Figura 5.29:** (a) Curva de comportamiento para viga, conexión y viga-conexión DBT 4, (b) Condición de fuerza axial mayor a la fuerza friccional generada por el pretensionado del perno para DBT 4 (c) inicio de aplastamiento del alma de la conexión para DBT 4



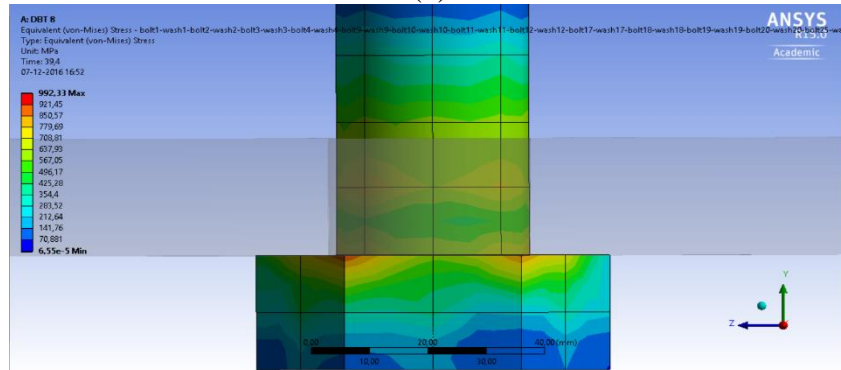
**Figura 5.30:** Estado tensional de von Mises de la zona de plastificación en la viga para el espécimen DBT 4



(a)

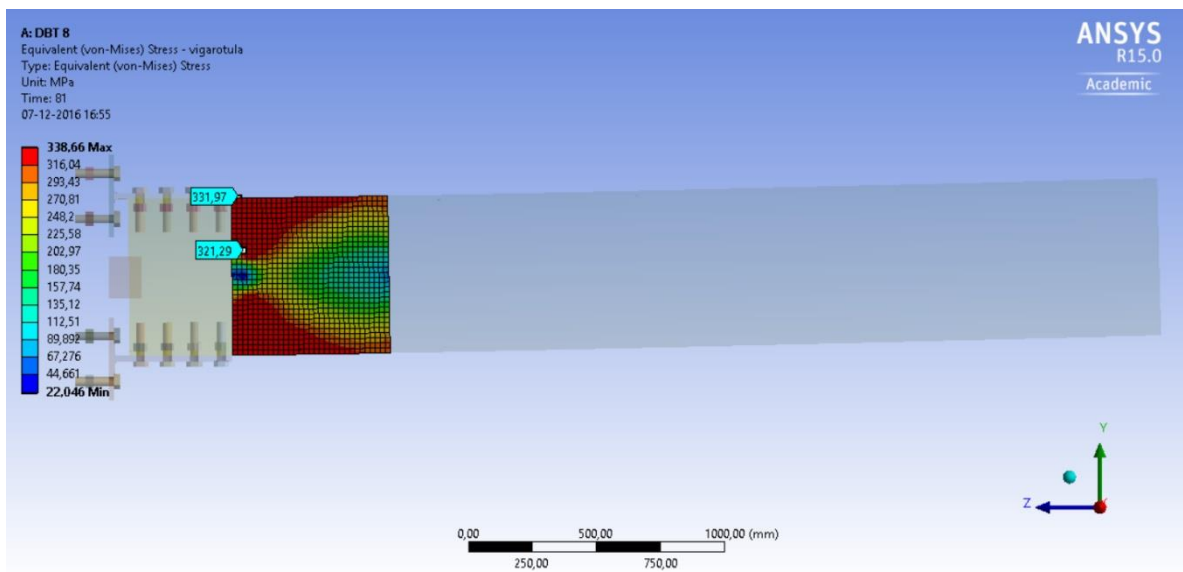


(b)

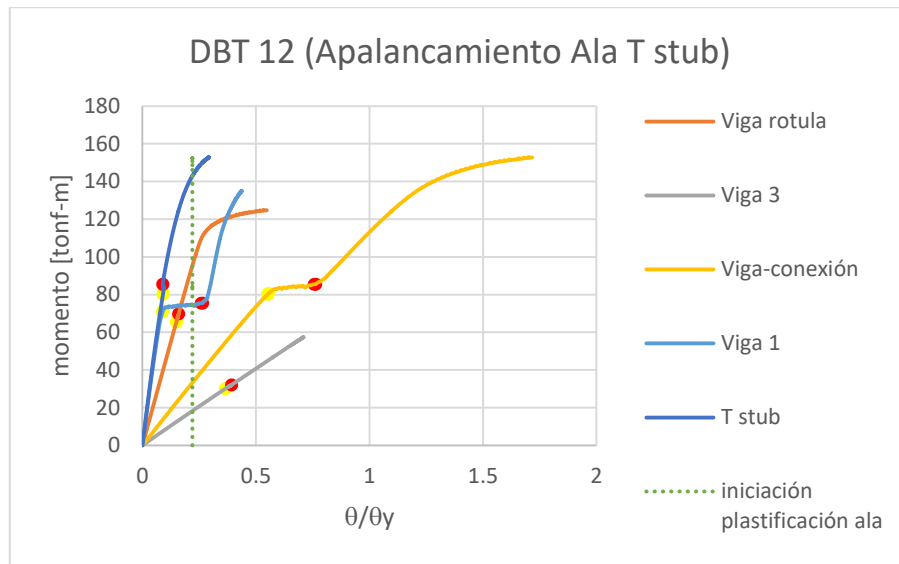


(c)

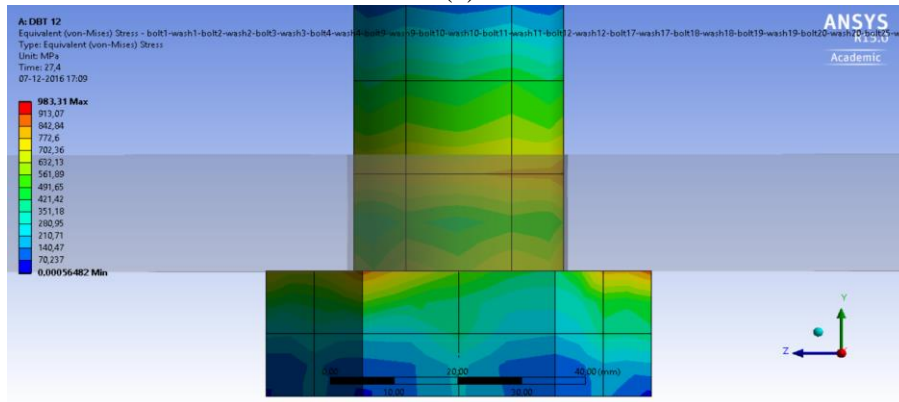
**Figura 5.31:** (a) Curva de comportamiento para viga, conexión y viga-conexión DBT 8, (b) Condición de fuerza axial mayor a la fuerza friccional generada por el pretensionado del perno para DBT 8 (c) inicio de aplastamiento del alma de la conexión para DBT 8



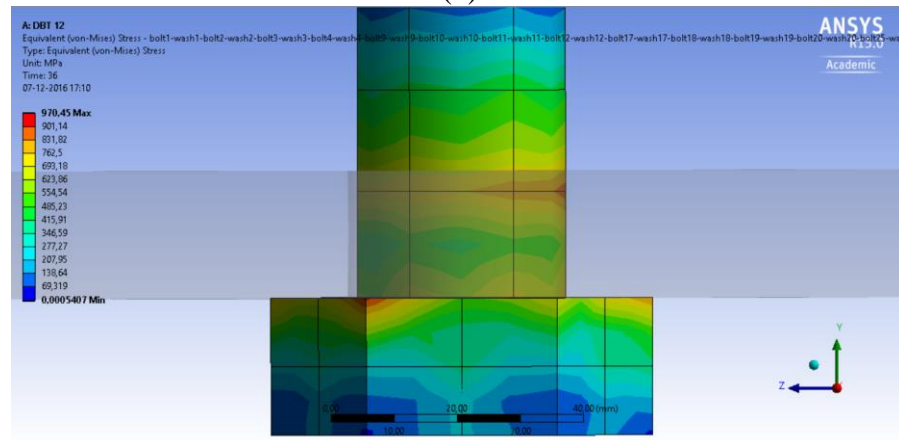
**Figura 5.32:** Estado tensional de von Mises de la zona de plastificación en la viga para el espécimen DBT 8



(a)



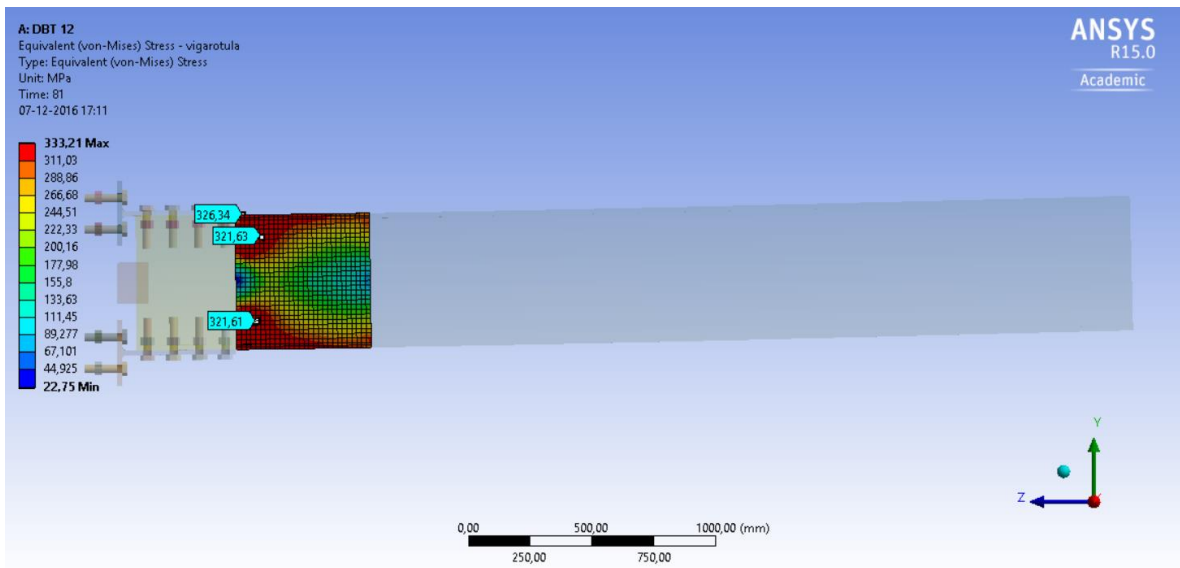
(b)



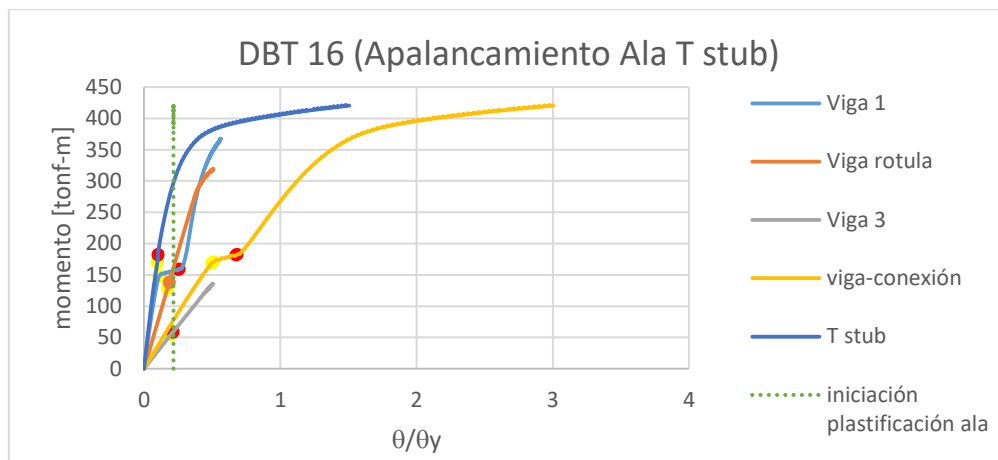
(c)

**Figura 5.33:** (a) Curva de comportamiento para viga, conexión y viga-conexión DBT 12, (b) Condición de fuerza axial mayor a la fuerza friccional generada por el pretensionado del perno para DBT 12 (c) inicio de aplastamiento del alma de la conexión para DBT 12

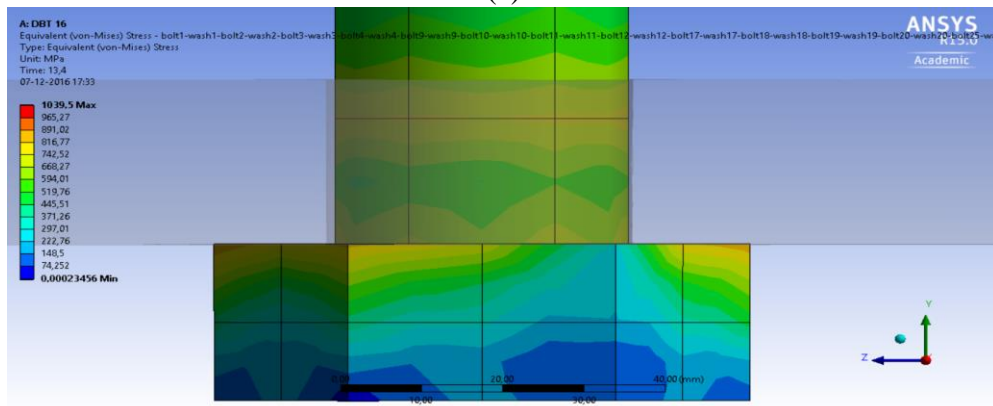




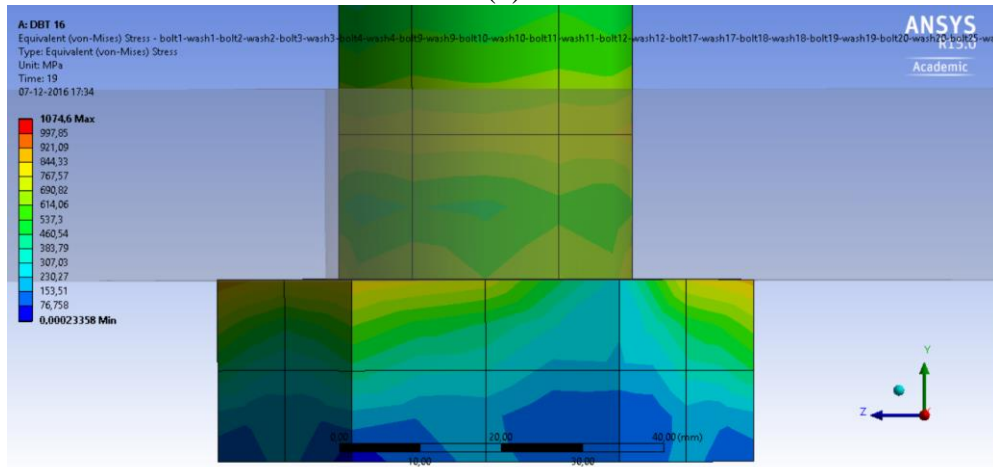
**Figura 5.34:** Estado tensional de von Mises de la zona de plastificación en la viga para el espécimen DBT 12



(a)

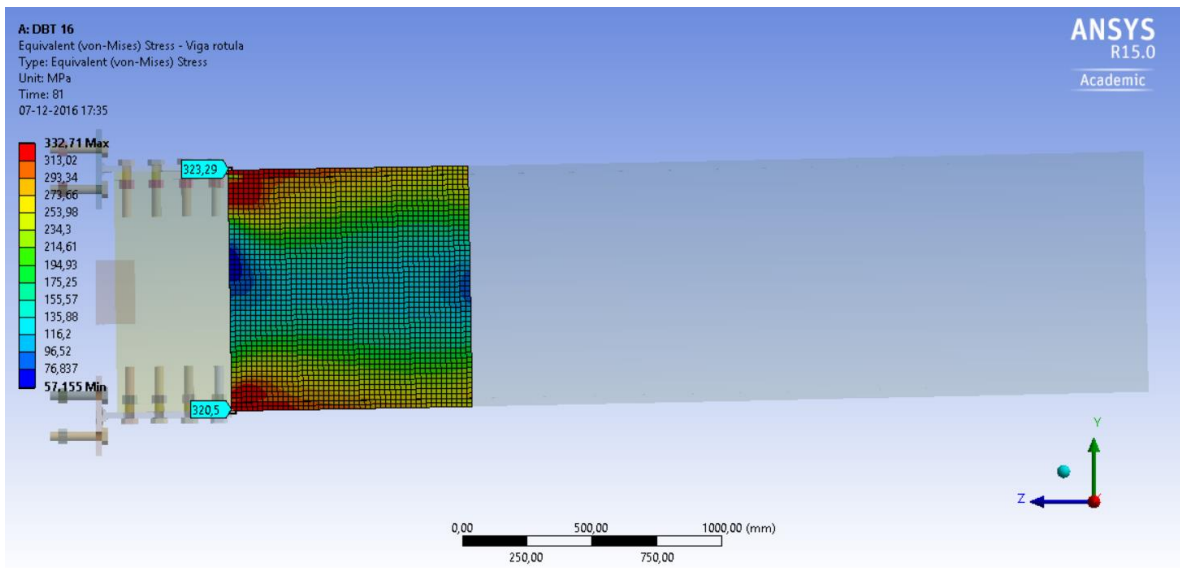


(b)

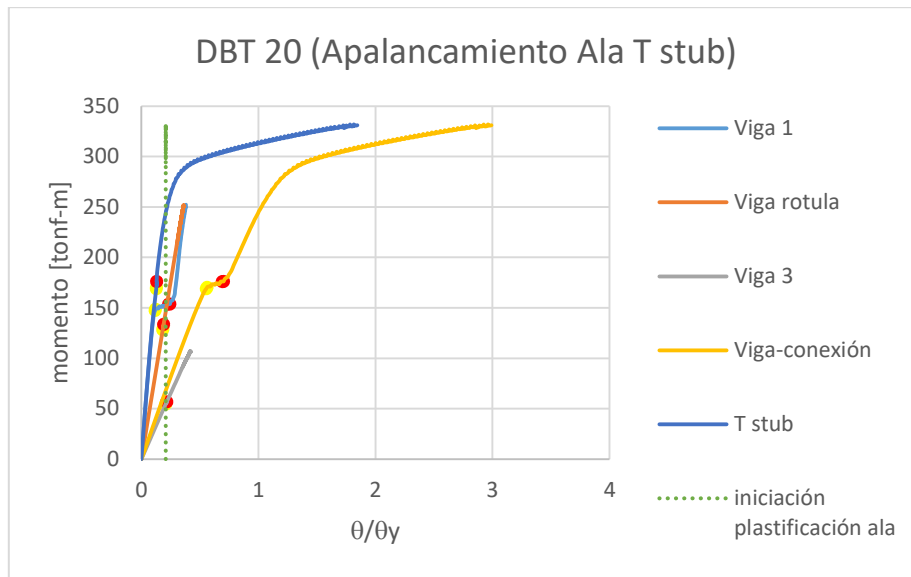


(c)

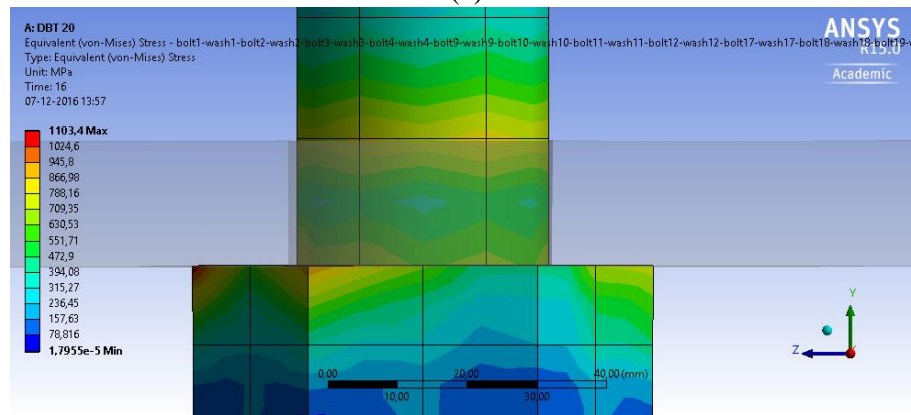
**Figura 5.35:** (a) Curva de comportamiento para viga, conexión y viga-conexión DBT 16, (b) Condición de fuerza axial mayor a la fuerza friccional generada por el pretensionado del perno para DBT 16 (c) inicio de aplastamiento del alma de la conexión para DBT 16



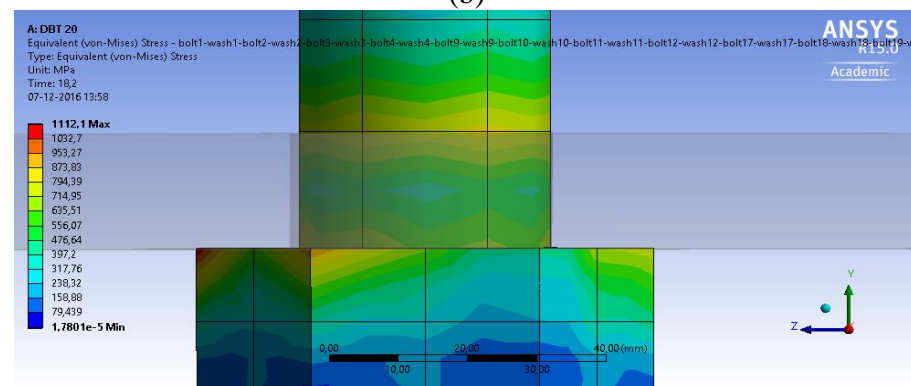
**Figura 5.36:** Estado tensional de von Mises de la zona de plastificación en la viga para el espécimen DBT 16



(a)

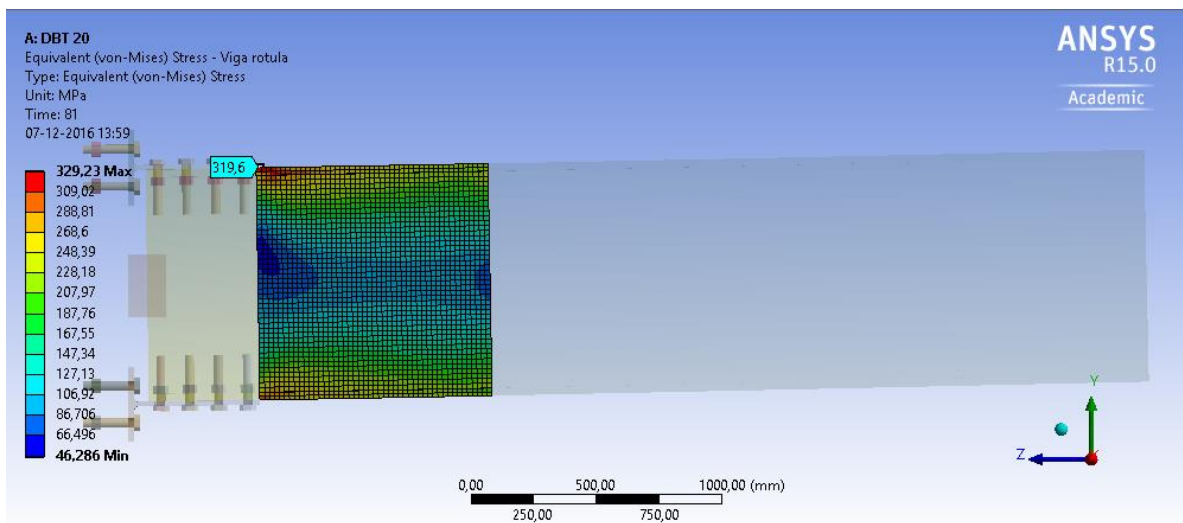


(b)

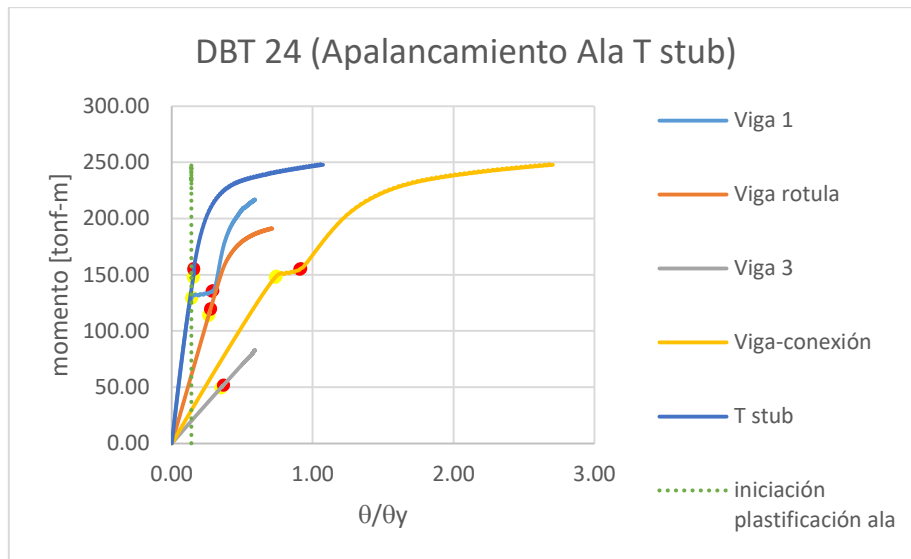


(c)

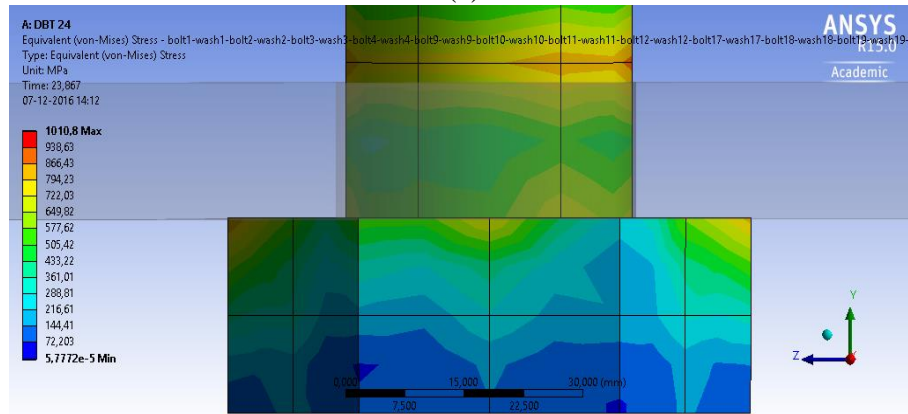
**Figura 5.37:** (a) Curva de comportamiento para viga, conexión y viga-conexión DBT 20, (b) Condición de fuerza axial mayor a la fuerza friccional generada por el pretensionado del perno para DBT 20 (c) inicio de aplastamiento del alma de la conexión para DBT 20



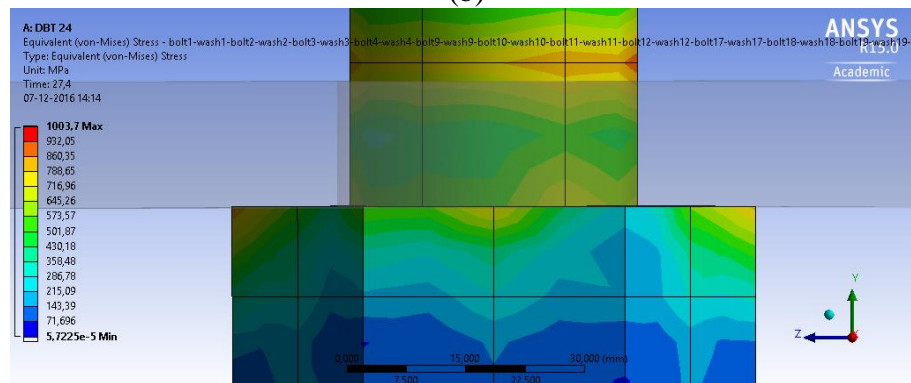
**Figura 5.38:** Estado tensional de von Mises de la zona de plastificación en la viga para el espécimen DBT 20



(a)

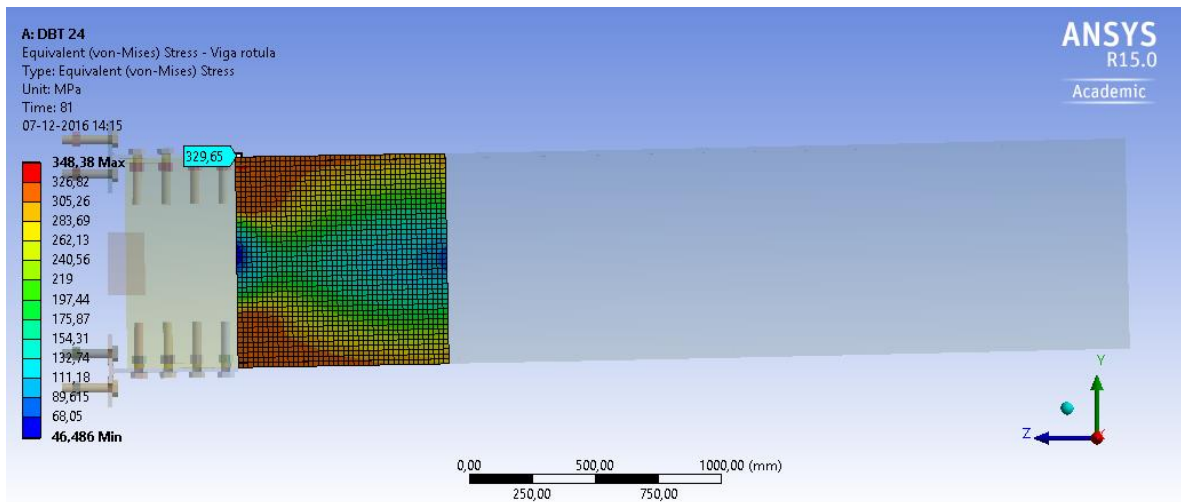


(b)



(c)

**Figura 5.39:** (a) Curva de comportamiento para viga, conexión y viga-conexión DBT 24, (b) Condición de fuerza axial mayor a la fuerza friccional generada por el pretensionado del perno para DBT 24 (c) inicio de aplastamiento del alma de la conexión para DBT 24



**Figura 5.40:** Estado tensional de von Mises de la zona de plastificación en la viga para el espécimen DBT 24

La Figura 5.29, Figura 5.31, Figura 5.33, Figura 5.35, Figura 5.37 y Figura 5.39, correspondiente a las curvas de comportamiento de los especímenes DBT 4, DBT 8, DBT 12, DBT 16, DBT 20 y DBT 24, respectivamente, para el modo de falla por apalancamiento del ala de la conexión, muestran que el estado de iniciación de la plastificación por flexión de ala de la T stub ocurre para todos los elementos (T stub, viga 1, viga rotula y viga 3) en el rango elástico. Además, el pinching está presente en todas con una pendiente no nula para la DBT 8.

La Tabla 5.5, muestra la comparación entre los momentos teóricos y numéricos para el modo de falla por inicio de plastificación por flexión del ala de la T stub.

**Tabla 5.5:** Comparación entre los momentos teóricos y numéricos para el modo de falla por inicio de plastificación por flexión del ala de la T stub.

ID	Mecanismo	Teórico $M_{\text{apalanc}}$ [tonf-m]	Numérico $M_{\text{apalanc}}$ [tonf-m]	$\delta$ [mm]	Error [%]
DBT 4	a	74	85	25	15.0
DBT 8	a	64	75	24	16.6
DBT 12	a	143	143	63	-0.4
DBT 16	a	289	297	30	2.7
DBT 20	a	237	244	27	2.7
DBT 24	a	132	137	20	3.8

En todos los casos mostrados en la Tabla 5.5, se tiene que el modelo numérico entrega mayores valores de momento que los teóricos. En este caso es claro que el fenómeno de iniciación de plastificación por flexión del ala se manifiesta antes de que se llegue al 2% de rotación de la viga (81 [mm]), por lo tanto no es dependiente de este y en consecuencia el error se puede atribuir a que

el programa ANSYS entrega respuestas mayores a las que se determina, para cada caso por teoría, por lo que un error del 16.6, correspondiente al espécimen DBT 8, es totalmente aceptable.

Un punto interesante y que se discutirá más adelante en base a las tracciones alcanzadas por los pernos que fijan el ala de la T stub con el ala de la columna ficticia, es que al presentar un mecanismo del tipo (a), es decir, el perno traccionado no entra en fluencia. Dicha condición debe ser verificada en los modelos numéricos

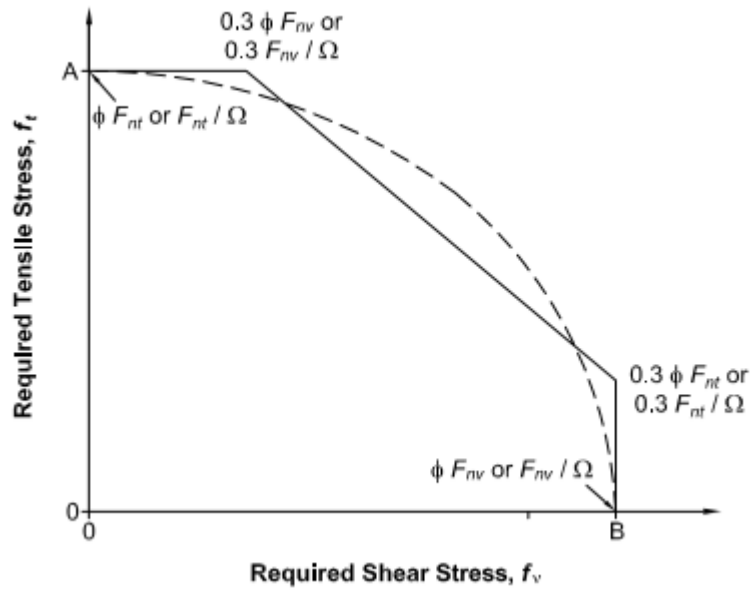
### **5.3 Comparación entre las tensiones de von Mises numéricas y teóricas**

La Tabla 5.6 muestra los valores de tensiones de von Mises alcanzados numéricamente para cada uno de los elementos que componen la conexión. Cabe destacar que en esta Tabla los valores de tensiones alcanzados por los pernos sometidos a tracción y corte deben estar por debajo de su capacidad última ya que se tratan de fallas frágiles que desde el punto de vista estructural no son deseables.

Un tema de importancia y que es discutido en este capítulo, es la interacción tracción- corte a que se ven sometidos los pernos que unen el alma de la conexión con el ala de la viga. La Figura 5.41, muestra dicha relación. La solución exacta a dicho problema, viene descrita por una forma parabólica. Sin embargo, para efectos de diseño se adopta una serie de funciones lineales que son aceptables a la realidad. La interpretación de la Figura 5.41, es que en la medida que el corte o tracción sean iguales o inferiores al 30 % de la capacidad, la interacción se desprecia para ambas situaciones.

En el caso de este estudio, los pernos son pretensionados a una tracción del 70 % de su capacidad, por lo que la capacidad al corte está en el rango de variación lineal mostrado en la Figura 5.41 y representado de forma matemática como la mostrada en la ecuación 5.11. Cabe destacar que aquí se trabaja con resistencias reales provenientes de experimentos (Salas, 2016), por lo que el factor de reducción de capacidad  $\phi$ , es igual a la unidad.





**Figura 5.41:** Interacción corte- tracción en pernos (AISC, 2010)

$$F'_{nt} = 1.3F_{nt} - \frac{F_{nt}}{\phi F_{nv}} f_v \quad (5.11)$$

Al estar sometidos a un 70 % de la capacidad a tracción, la capacidad al corte disminuye a un 60 % de la capacidad sin considerar tracción (ecuación 5.12).

$$f_v = 0.6F_{nv} = 449 [MPa] \quad (5.12)$$

**Tabla 5.6:** Tensiones de von Mises para los distintos modos de falla de la conexión

ID	$\tau_{bolt}$ [MPa]	$\tau_{bolt/449}$	$\sigma_{tbolt}$ [MPa]	$\sigma_{tbolt/1149}$	$\sigma_{tb}$ [MPa]	$\sigma_{pb}$ [MPa]
DBT 1	492	1.10	470	0.41	320	265
DBT 2	398	0.89	495	0.43	370	260
DBT 4	464	1.03	305	0.27	318	300
DBT 5	576	1.28	395	0.34	318	363
DBT 6	330	0.73	400	0.35	356	361
DBT 8	439	0.98	348	0.30	311	272
DBT 9	523	1.16	335	0.29	321	206
DBT 10	476	1.06	424	0.37	357	243
DBT 12	613	1.37	388	0.34	326	270
DBT 13	440	0.98	470	0.41	346	245
DBT 14	570	1.27	350	0.30	392	245
DBT 16	730	1.63	524	0.46	355	309
DBT 17	461	1.03	573	0.50	343	255
DBT 18	531	1.18	302	0.26	388	216
DBT 20	587	1.31	460	0.40	379	282
DBT 21	513	1.14	476	0.41	319	253
DBT 22	486	1.08	418	0.36	370	222
DBT 24	632	1.41	588	0.51	342	286
$\tau_{bolt}$ ,	von Mises en el plano de corte					
$\sigma_{tbolt}$ ,	von Mises tracción perno					
$\sigma_{tb}$ ,	von Mises tracción promedio en el alma de la conexión					
$\sigma_{pb}$ ,	von Mises mínimo en el ala de la conexión					

Antes de discutir la interacción tracción-corte, analicemos que es lo que sucede con los pernos que están sometidos a tracción. En estos se puede apreciar que la tensión a tracción de von Mises mayor corresponde a la que se da en el espécimen DBT 24 y que corresponde a  $\sigma_{tbolt} = 588$  [MPa]. La capacidad a tracción ensayada promedio (Salas, 2016) para un perno de calidad ASTM A490 es  $F_{nt} = 1149$  [MPa], con lo que se obtiene un factor de utilización de 0.51, es decir, ninguno de los pernos entra en fluencia. Está claro, que esta simple operación es adecuada, pues en realidad los pernos sometidos a tracción están afectados a corte, aunque lo más probable que este sea inferior al 30%, ya que la llave de corte y los pernos que unen el alma de la viga con este, son los encargados de absorber dicha fuerza.

Además, de la Tabla 5.6 se puede apreciar que para los especímenes que deben fallar por fractura de área neta de la T stub (DBT 2, DBT 6, DBT 10, DBT 14, DBT 18 y DBT 22), los valores de tensiones de von Mises promedio ( $\sigma_{tb}$ ) para zona más cercana al ala de la T stub son, 370 [MPa], 356 [MPa], 357 [MPa], 392 [MPa], 388 [MPa] y 370 [MPa], respectivamente, lo que evidencia la necesidad de someter a la viga a una rotación mayor al 2%, pues la capacidad a fractura de área neta para un ASTM A 36 es de 480 [MPa]. Lo anterior no significa necesariamente que la viga entre en estado de iniciación de fluencia del ala, pues esto último dependerá de la sintonía o cercanía que exista entre ambos modos de falla.

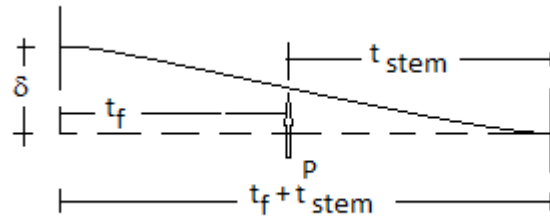
De la Tabla 5.6, para los especímenes DBT 4, DBT 8, DBT 12, DBT 16, DBT 20 y DBT 24, se tienen von Mises mínimos del ala ( $\sigma_{pb}$ ) de, 300 [MPa], 272 [MPa], 270 [MPa], 309 [MPa], 282 [MPa] y 286 [MPa]. Estos valores están dentro del rango esperable de fluencia mínima ( $F_y = 250$  [MPa]) y el valor esperado ( $F_y = 320$  [MPa]) para el material de calidad ASTM A 36. Finalmente, ahora centrándonos en la discusión con respecto a la capacidad al corte de los pernos cuando se incluye la interacción tracción-corte, de la Tabla 5.6, los modelos identificados como DBT 2, DBT 6, DBT 8 y DBT 13, tienen un factor de utilización para el corte de 0.89, 0.73, 0.98 y 0.98, respectivamente. El resto excede la capacidad cuando se considera el efecto de la tracción en el corte. En consecuencia cabe preguntarse ¿Por qué, en la etapa experimental dirigida por Salas (2016) no se produjo falla al corte de los especímenes identificados como DBT 5 y DBT 8, en particular el DBT 5?. Existe un fenómeno producto del aplastamiento que no ha sido considerado en los modelos numéricos. En particular el aplastamiento que se genera en el ala de la viga que se conecta a la conexión. Aquí en vez de considerar un contacto tipo frictionless se ha establecido uno del tipo bonded. Este tipo de fenómeno, genera una relajación de tensiones siendo esta la razón fundamental del por qué no se produce la falla frágil.

La Figura 5.42 muestra una imagen del ensayo realizado por Salas (2016), donde se aprecia el aplastamiento que se genera en el ala de la viga.



**Figura 5.42:** Aplastamiento experimental del ala de la viga del espécimen DBT 5 (Salas, 2016)

La Figura 5.43 muestra un modelo matemático donde se explica de manera sencilla la relajación en los esfuerzos internos cuando se produce un desplazamiento relativo de uno de los extremos.



**Figura 5.43:** Modelo matemático del vástago del perno sometido a corte.

Al realizar el análisis estructural, considerando al perno como una viga doblemente empotrada y que el desplazamiento relativo considera implícitamente el aplastamiento que sufre el ala de la viga, se obtiene la siguiente reacción en el nodo donde se produce el desplazamiento.

$$V = \frac{Pt_{stem}^2[3t_f + t_{stem}] - 12\delta EI}{[t_f + t_{stem}]^3} \quad (5.13)$$

La ecuación 5.13 muestra de manera clara que el aplastamiento contribuye al relajar las tensiones de corte en el perno, pues la fuerza que genera el desplazamiento se contrapone a la generada por la fuerza P.

Otro tema de importancia, es la explicación del por qué en la zona de pinching la pendiente en algunos caso es distinta de cero.

La Tabla 5.7 muestra la deflexión ( $y_i$ ) que sufre la perforación del alma de la T stub más cercana a ala de esta. Los sub índices 0 y 1, corresponden a la deflexión cuando se aplica en el extremo libre un desplazamiento tal que la fuerza que se aplica es igual a la fuerza friccional producto del pretensionado y cuando se aplica un desplazamiento tal que el vástago del perno entra en contacto con el alma de la T stub, respectivamente.

**Tabla 5.7:** Desplazamientos de iniciación de deslizamiento por pérdida de fricción e inicio aplastamiento

ID	db [cm]	y <sub>0</sub> [mm]	y <sub>1</sub> [mm]	OBS	[y <sub>1</sub> -y <sub>0</sub> ] db x10 <sup>-5</sup>
DBT 1	61.7	0.34	0.39	no	8.1
DBT 2	61.7	0.41	0.49	si	13.0
DBT 4	61.7	0.33	0.39	no	9.7
DBT 5	61.2	0.34	0.43	si	14.7
DBT 6	61.2	0.41	0.52	si	18.0
DBT 8	61.2	0.3	0.41	si	18.0
DBT 9	54.3	0.29	0.35	no	11.0
DBT 10	54.3	0.39	0.44	no	9.2
DBT 12	54.3	0.28	0.34	no	11.0
DBT 13	92.7	0.38	0.39	no	1.1
DBT 14	92.7	0.44	0.48	no	4.3
DBT 16	92.7	0.43	0.51	no	8.6
DBT 17	92.3	0.39	0.43	no	4.3
DBT 18	92.3	0.48	0.51	no	3.3
DBT 20	92.3	0.49	0.51	no	2.2
DBT 21	83.5	0.4	0.48	no	9.6
DBT 22	83.5	0.37	0.47	si	12.0
DBT 24	83.5	0.44	0.48	no	4.8

La Tabla 5.7 muestra que para una relación adimensional dada por la variación de deflexiones medidas en distintos instantes o deformaciones del extremo libre y la altura de la viga cuando dicha razón es superior a 12 se presenta en la zona de pinching una pendiente no nula, siendo esta la explicación a dicho fenómeno, es decir la flexión que se produce en el alma producto de la flexión de la viga.

Otro aspecto que llama la atención en la Figura 5.5, Figura 5.7, Figura 5.9, Figura 5.11, Figura 5.13, Figura 5.15, Figura 5.17, Figura 5.19, Figura 5.21, Figura 5.23, Figura 5.25, Figura 5.27, Figura 5.29, Figura 5.31, Figura 5.33, Figura 5.35, Figura 5.37 y Figura 5.39, es por que en algunos casos la T stub tiene una relación  $\frac{\theta}{\theta_y}$  mayor a uno.

La Tabla 5.8 muestra a modo de resumen las deformaciones axiales que sufre la T stub tanto en compresión como en tracción. Cabe señalar que el giro de inicio de fluencia ( $\theta_y$ ) es determinado en base a las propiedades del material, la longitud de la viga y la altura de esta para cada caso.

**Tabla 5.8:** Correlación entre las deformaciones axiales de las T stub y el giro de fluencia de la viga

ID	$\Delta t$ [mm]	$\Delta c$ [mm]	$\theta/\theta_y$
DBT 1	-0.97	0.51	0.24
DBT 2	-4.01	3.04	1.13
DBT 4	-1.58	0.51	0.34
DBT 5	-0.70	0.38	0.17
DBT 6	-3.91	3.56	1.19
DBT 8	-0.99	0.04	0.16
DBT 9	-0.87	0.45	0.21
DBT 10	-3.12	2.02	0.82
DBT 12	-1.32	0.52	0.29
DBT 13	-4.88	2.10	1.13
DBT 14	-6.70	4.87	1.88
DBT 16	-6.31	2.99	1.51
DBT 17	-3.90	1.67	0.90
DBT 18	-6.73	5.23	1.94
DBT 20	-6.56	4.83	1.85
DBT 21	-1.18	0.52	0.28
DBT 22	-5.78	4.91	1.73
DBT 24	-4.40	2.23	1.07

Se puede comentar que todos los casos diseñados para que fallen por fractura de área neta, es decir, la DBT 2, DBT 6, DBT 10, DBT 14, DBT 18 y DBT 22, se obtiene las mayores relaciones de giro. Esto es esperable, pues los espesores del alma de la conexión son los más bajos, por lo que la deformación de estos en la casi totalidad de los casos es mayor que la deformación de fluencia de la viga. Dicho sea de paso, hay que entender que, no es que la T stub fluya, pues la longitud bruta es muy pequeña.

## 5.4 Curvas de momento versus rotación plástica para cada modo de falla en estudio.

En esta parte de los resultados se muestra la rotación plástica de manera gráfica. Esta se determina mediante la ecuación 5.11 y como variable dependiente, el momento en la cara de la columna para cada espécimen. La Figura 5.49, Figura 5.50, Figura 5.51, Figura 5.52, Figura 5.53 y Figura 5.54 muestra para cada viga empleada las curvas momento rotación plástica para los distintos modos de falla estudiados.

$$\theta_{plastica} = \theta_{total} - \frac{M}{K} \quad (5.11)$$

Donde:

$\theta_{plástica}$ , es la rotación plástica del sistema en [rad].

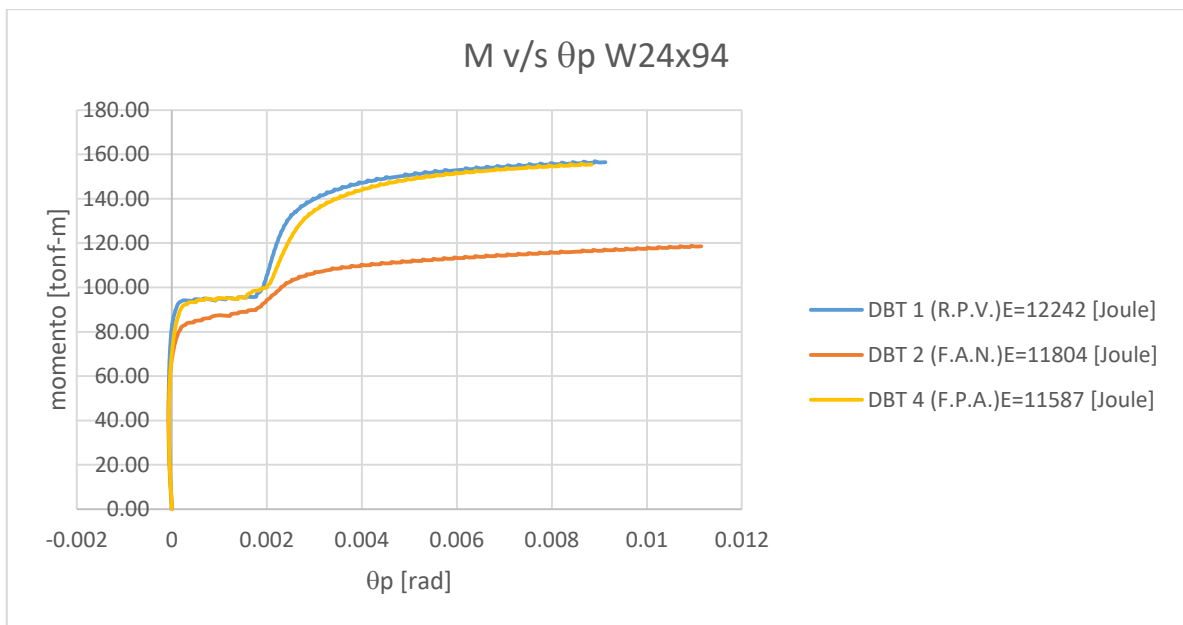
$\theta_{total}$ , es la rotación total del sistema en [rad].

$M$ , es el momento en la cara de la columna [tonf-m].

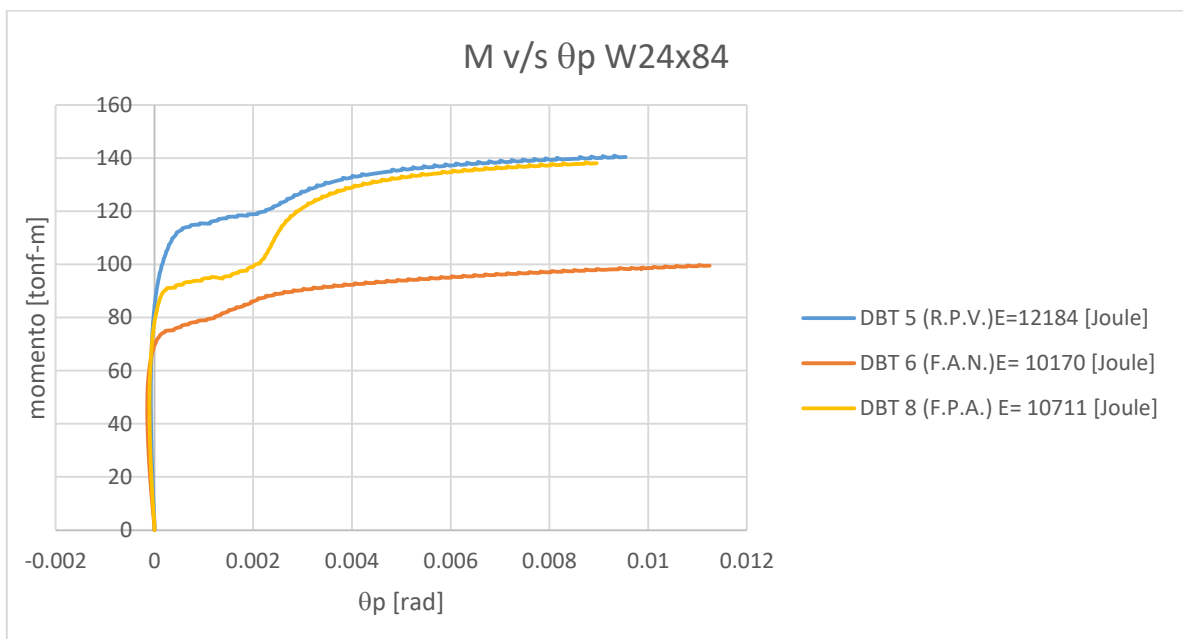
$K$ , es la rigidez elástica del sistema en [tonf-m/rad].

Adicionalmente, cada modo de falla tiene asociada una disipación de energía plástica determinada con la ecuación 5.12.

$$E = \sum_{i=1}^{n-1} [\theta_{i+1} - \theta_i] \left[ \frac{M_{i+1} + M_i}{2} \right] \text{ [Joule]} \quad (5.12)$$

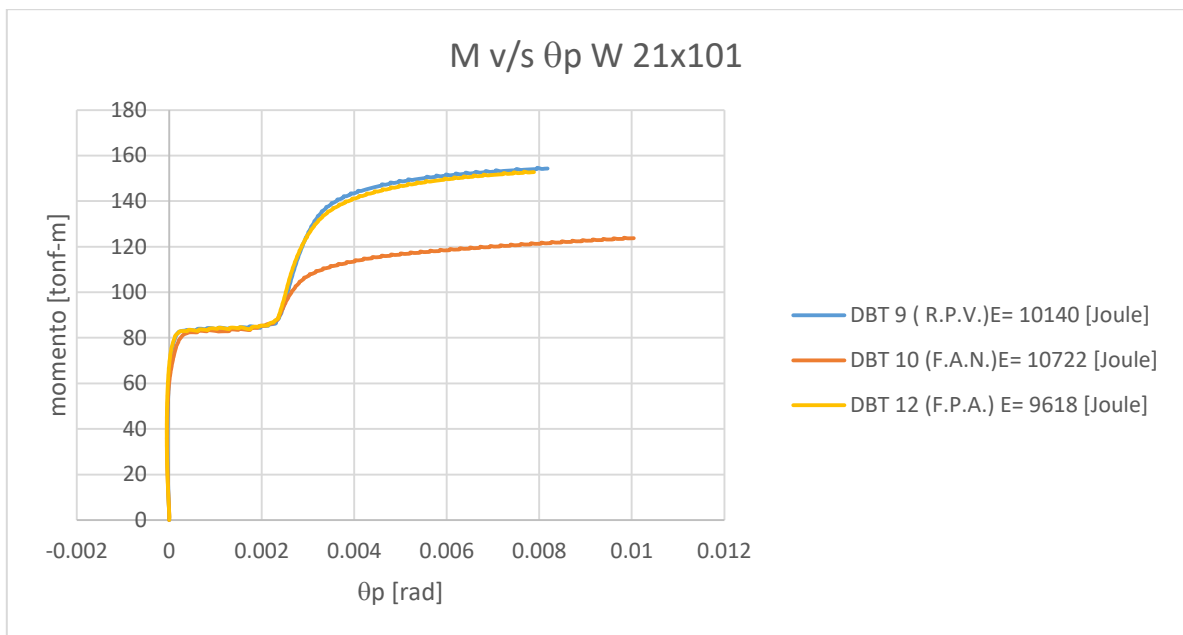


**Figura 5.44:** Curvas momento rotación plástica para DBT 1, DBT 2, DBT 3 y DBT 4

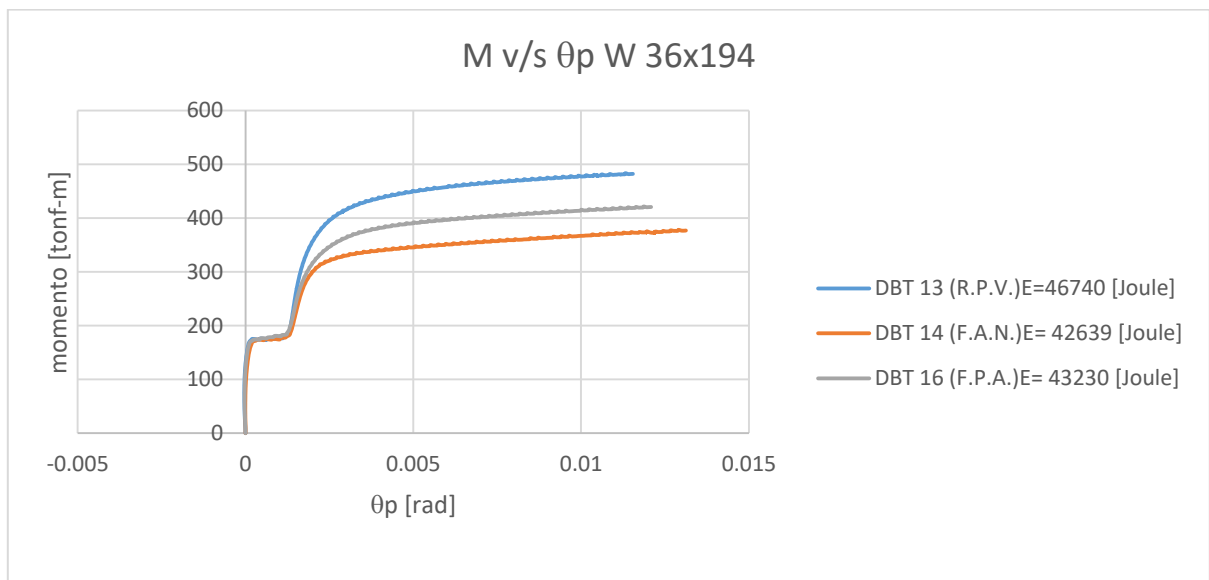


**Figura 5.45:** Curvas momento rotación plástica para DBT 5, DBT 6, DBT 7 y DBT 8

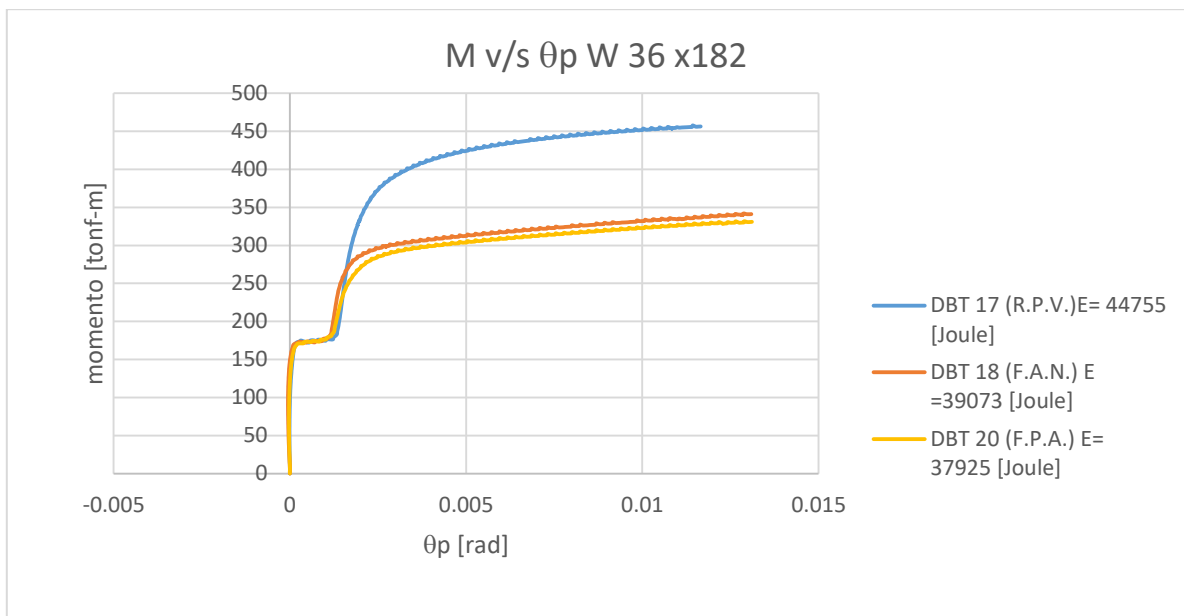




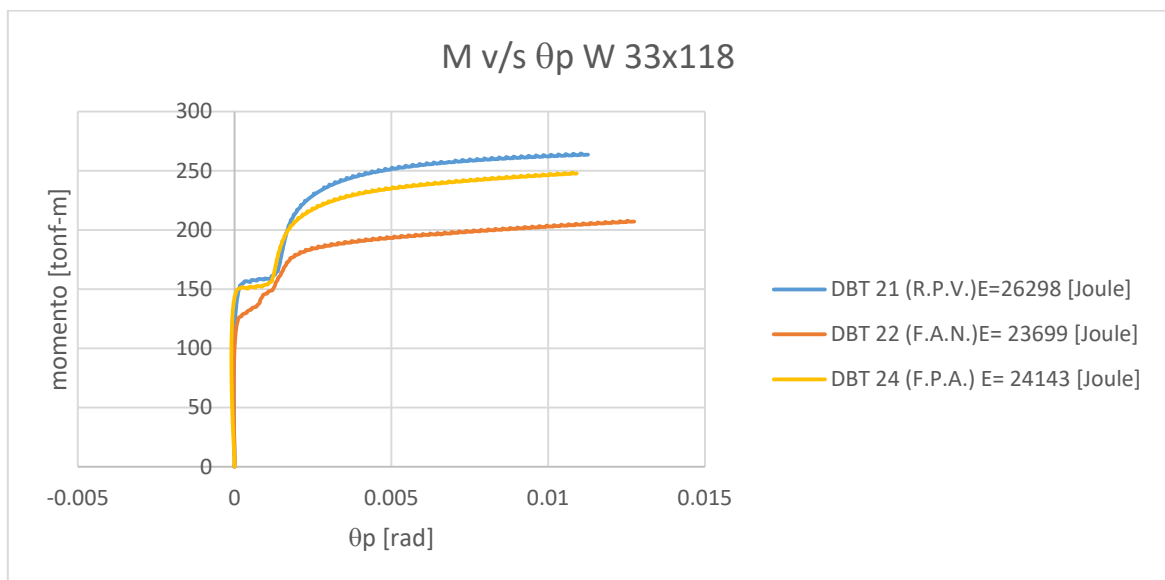
**Figura 5.46:** Curvas momento rotación plástica para DBT 9, DBT 10, DBT 11 y DBT 12



**Figura 5.47:** Curvas momento rotación plástica para DBT 13, DBT 14 y DBT 16



**Figura 5.48:** Curvas momento rotación plástica para DBT 17, DBT 18, DBT 19 y DBT 20



**Figura 5.49:** Curvas momento rotación plástica para DBT 21, DBT 22, DBT 23 y DBT 24

# Capítulo VI

## CONCLUSIONES Y FUTURAS LINEAS DE INVESTIGACION

### 6.1 Conclusiones

1.- Resulta imposible tentar la aparición en los modelos numéricos del modo de falla por bloque de corte a menos que la separación entre orificios del alma de la T stub sea igual o inferior a 2.5 veces el diámetro del perno.

2.- Al comparar la rigidez numérica para el modo de falla por apalancamiento con el que se establece en el AISC 2010 se correlacionan de mejor manera, pues el momento por apalancamiento del ala de la T stub es un estado de iniciación de rótulas plásticas en el ala de la conexión por lo que una formulación basada en el rango lineal o condición de servicio es más asertiva. Por otra parte, la formulación de rigidez establecida por el FEMA 350 (2000), resulta apropiada para grandes deformaciones de la T stub, por lo que existe una buena correlación entre el modo de falla por fractura de área neta del alma de la T stub, cuando se considera la no linealidad del material, numérico versus FEMA 350 (2000).

3.- Si se considera como sistema solo la viga- conexión, se le resta flexibilidad al no considerar a la columna dentro de los modelos numéricos y por tal motivo al parecer no resulta suficiente, desde una perspectiva cuantitativa, someter al conjunto viga-conexión a una rotación del 2% para gatillar un estado de iniciación de la fluencia del ala de la viga. Sin embargo, la correlación entre los modelos numéricos y los valores de momento predichos por el FEMA 350 (2000) generan una variación máxima del 5.5 %, variación totalmente aceptable, por lo que la correlación es buena y en la medida que se complete el modelo, mejora, considerando que por defecto el programa entrega respuestas mayores a las teóricas.

4.- En lo referente al modo de falla por fractura del área neta del alma de la T stub, queda claro que para provocar numéricamente este modo de falla, la viga debe ser sometida a una rotación mayor al 2% y en la medida que exista una sintonía entre el modo de falla por fractura de área neta de la T stub y rotula plástica, este incremento es menor. En caso contrario, la viga que se debe rotular permanecerá en su rango lineal elástico mientras la fractura se gatilla.

5.- Con respecto al modo de falla por apalancamiento, es un modo que se produce antes que la viga inicie su plastificación. Es el único caso, que no requiere incremento de rotaciones de la viga superiores al 2% y en que los valores obtenidos numéricamente son superiores a los teóricos.

6.- La presencia de pinching se da en todos los modelos numéricos analizados y este se debe fundamentalmente a que se produce en la T stub una fuerza que supera a la friccional provocada por el pretensionado de los pernos. Este fenómeno termina una vez que el vástago del perno entra en contacto con la perforación del alma de la T stub. Además, en esta zona la pendiente es distinta de cero en algunos modelos numéricos cuando la relación adimensional definida entre el drift de deflexión de la T stub versus la altura de la viga supera un factor de 12.

7.- La presencia en algunas curvas de comportamiento de relaciones  $\theta/\theta_y$  superiores a 1 en la T stub, se debe fundamentalmente a que la deformación del alma es suficientemente grande en comparación a la deformación de fluencia de la viga. Esta relación, está en proporción directa al tamaño de la viga.

8.- Con todas las consideraciones anteriores se tiene que el mecanismo que disipa la mayor cantidad de energía, corresponde a la rotulación del tramo de viga. Esto es consecuente con la propuesta de diseño que define el FEMA 350 (2000), en el sentido que este propone una falla por rotulación plástica de la viga, antes que indicar la propuesta de otro modo.

9.- Queda claro que la pretensión de los pernos disminuye la capacidad al corte en un 40 %. Sin embargo, estos no fallan experimentalmente, pues no se ha considerado la relajación de esfuerzos que se produce al permitir que la perforación del ala de la viga se aplaste.

## 6.2 Futura Línea de Investigaciones

Como propuesta de futura línea de investigación se comenta lo siguiente:

- a) Completar el modelo. Es decir incluir en el, la columna, condiciones de borde, la llave de corte como un elemento apernado al alma de la viga, a fin de obtener curvas de comportamiento más cercanas a la realidad experimental.
  
- b) Someter a los modelos a una mayor rotación que el 2%, sobre todo cuando se trata de estudiar la fractura de área neta de la T stub.

## Bibliografía

[www.sismologia.cl](http://www.sismologia.cl)

Bravo, M. A. (2013): “Estudio Analítico Experimental de Perfiles T Soldados Sometidos a Carga Cíclica”. Tesis para optar al grado de Magister en Ciencias de la Ingeniería, mención Ingeniería Sísmica, Facultad de Ciencias Físicas y Matemáticas, Universidad de Chile, Santiago, Chile, 9-13.

FEMA 350 (2000): “Recommended Seismic Design Criteria for New Steel Moment-Frame Building”, 62-66, 118-126, 165.

Aedo, G. G. (2009): “Conexiones Viga- Columna de Momento utilizando Perfiles T Soldados”, memoria para optar al título de Ingeniero Civil, Facultad de Ciencias Físicas y Matemáticas, Universidad de Chile, Santiago, Chile, 34, 54.

Engineering Simulation Software for Academic, ANSYS R 15.0.

Swanson, J. A. (1999): “Characterization of the Strength, Stiffness and Ductility Behavior of T-stub Connection”, Georgia Institute of Technology, Atlanta, United States, 20-28, 116-121.

INN, NCh 433 Of 96: “Diseño Sísmico de Edificios”, Instituto Nacional de Normalización, Santiago, Chile.

Piluso V., Faella C. y Rizzano G. (2001): “Ultimate Behavior of Bolted T- Stubs. II: Model Validation”. *Journal of Structural Engineering*. 127:694-704.

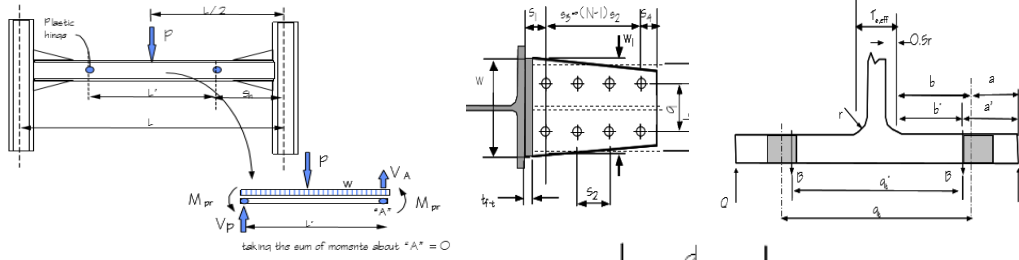
[www.horfasa.com](http://www.horfasa.com)

Salas, C. (2016): “Estudio Experimental de Conexiones de Momento usando Perfiles T Soldados”, memoria para optar al título de Ingeniero Civil, Facultad de Ciencias Físicas y Matemáticas, Universidad de Chile, Santiago, Chile.

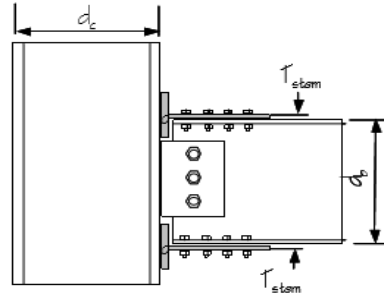
AISC: "Specification for Structural Steel Buildings", ANSI/AISC360-10, American Institute of Steel Construction, Chicago, Illinois, USA, 2010.

## **Anexo A: Diseño bajo el protocolo FEMA 350**

**Especimen DBT 1**



Datos Generales		Geometría Viga W24x94	
$t_{stem}$	2 [cm]	$d_b$	61.7 [cm]
$t_{fl}$	2.4 [cm]	$b$	23 [cm]
$S_1$	12.4 [cm]	$t_f$	2.22 [cm]
$S_2$	10.5 [cm]	$t_w$	1.31 [cm]
$N$	4 pernos	$Z_x$	4111 [cm <sup>3</sup> ]
$S_3$	31.5 [cm]	$S_x$	3593 [cm <sup>3</sup> ]
$S_4$	4.4 [cm]	<b>Material Viga ASTM A 36</b>	
$L_{T stub}$	48.3 [cm]	$F_y$	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
$d_c$	80 [cm]	$F_u$	4000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
$S_h$	88.3 [cm]	<b>Material T Stub</b>	
$L$	900 [cm]	$F_y$	3200 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
$L'$	723.4 [cm]	$F_u$	4800 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
$w$	44 [cm]	<b>Material Perno ASTM A 490</b>	
$a$	2.8 [in]	$F_{nv}$	7480 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
$soldadura$	1.2 [cm]	$F_{nt}$	12460 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
$a'$	8.94 [cm]		
$H$	26 [cm]		
$b'$	1.86 [cm]		
$g$	13 [cm]		
$N_{tb}$	8 pernos		
$\phi_{bt}$	1.375 [in]		



a) Determinación de Mpr y Vp

$M_p = F_y \cdot Z_x$ [tonf-m]	$C_{pr}$	$R_y$	$M_{pr} = C_{pr} \cdot R_y \cdot M_p$ [tonf-m]	$q$ [tonf/m]	$V_p$ [tonf]
102.8	1.2	1.3	160.3	3.13	55.6

b) Determinación Momento Rotula Plástica Viga

$M_f$ [tonf-m]	$C_y$	$M_{rotula}$ [tonf-m]
187.2	0.73	163.6

c) Determinación Momento de Fractura de Pernos a Tensión

$$M_{F.P.T} = N_{tb} \cdot (d_b + t_{stem}) \left[ f_{nt} \cdot A_b + \frac{w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2}{16 \cdot a'} \right] \frac{a'}{a' + b'}$$

$M_{F.P.T} =$	527.31 [tonf-m]
---------------	-----------------

d) Determinación Momento de falla por palanca

$$M_{apanc} = \frac{\left[ 2a' - \frac{d_{bt}}{4} \right] w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2 (d_b - t_{stem})}{4a' \cdot b' - d_{bt}(b' + a')}$$

$M_{apanc} =$	285.22 [tonf-m]
---------------	-----------------

e) Determinación Momento por Fractura de Pernos al Corte

$$M_{shear bolt} = 2N \cdot A_b \cdot F_{nv} \cdot d_b \cdot L_{TF1}$$

$L_{TF1}$	$M_{corte}$ [tonf-m]
1.0737	379.78

$$L_{TF1} = \frac{L - d_c}{L - d_c - (2S_1 + S_3)}$$



f) Determinación Momento por Fractura área neta

$$M_{FAN} = F_{uT} (w_{eff} - 2[d_{bt} + 0.159]t_{stem}[d_b + t_{stem}])L_{TF2}$$

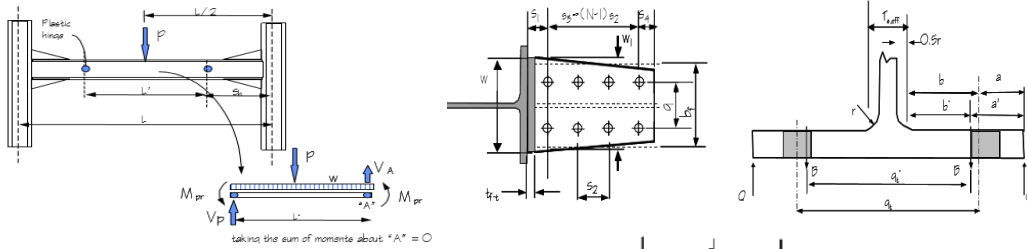
$L_{TF2}$	$M_{F.A.N}$ [tonf-m]
1.0312	231.41

$$L_{TF2} = \frac{L - d_c}{L - d_c - 2S_1}$$

g) Determinación Momento por Bloque de Corte

$0.6F_u A_{nv}$ [tonf]	$F_u A_{nt}$ [tonf]	$0.6F_y A_{gv}$ [tonf]	$M_{bc}$ [tonf-m]
266.35	89.75	275.71	219.7

**Especimen DBT 2**



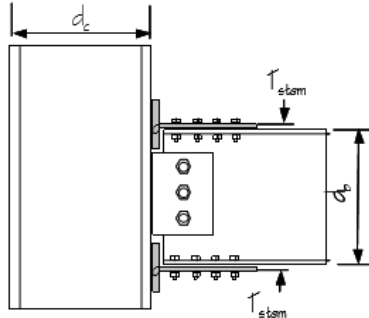
Datos Generales	
$t_{stem}$	1.2 [cm]
$t_{fl}$	3.6 [cm]
$S_1$	13.6 [cm]
$S_2$	12.5 [cm]
$N$	4 pernos
$S_3$	37.5 [cm]
$S_4$	4.4 [cm]
$L_{T Stub}$	55.5 [cm]
$d_c$	80 [cm]
$S_h$	95.5 [cm]
$L$	900 [cm]
$L'$	709 [cm]
$w$	44 [cm]
$a$	2.8 [in]
$soldadura$	1.2 [cm]
$a'$	8.94 [cm]
$H$	30 [cm]
$b'$	4.26 [cm]
$g$	13 [cm]
$N_{tb}$	8 pernos
$\phi_{bit}$	1.375 [in]

Geometría Viga W24x94	
$d_b$	61.7 [cm]
$b$	23 [cm]
$t_f$	2.22 [cm]
$t_w$	1.31 [cm]
$Z_x$	4111 [cm <sup>3</sup> ]
$S_x$	3593 [cm <sup>3</sup> ]

Material Viga ASTM A 36	
$F_y$	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
$F_u$	4000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material T Stub	
$F_y$	3200 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
$F_u$	4800 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material Perno ASTM A 490	
$F_{nv}$	7480 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
$F_{nt}$	12460 [kgf/cm <sup>2</sup> ]



a) Determinación de Mpr y Vp

$M_p = F_y \cdot Z_x$ [tonf-m]	$C_{pr}$	$R_y$	$M_{pr} = C_{pr} \cdot R_y \cdot N_q$ [tonf-m]	$V_p$ [tonf]
102.8	1.2	1.3	160.3	56.3

b) Determinación Momento Rotula Plástica Viga

$M_f$ [tonf-m]	$C_y$	$M_{rotula}$ [tonf-m]
191.6	0.73	167.5

c) Determinación Momento de Fractura de Pernos a Tensión

$$M_{F.P.T} = N_{tb} (d_b + t_{stem}) \left[ f_{nt} \cdot A_b + \frac{w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2}{16 \cdot a'} \right] \frac{a'}{a' + b'}$$

$M_{F.P.T} =$	450.17 [tonf-m]
---------------	-----------------

d) Determinación Momento de falla por palanca

$$M_{apanc} = \frac{\left[ 2a' - \frac{d_{bs}}{4} \right] w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2 (d_b - t_{stem})}{4a' \cdot b' - d_{bc} (b' + a')}$$

$M_{apanc} =$	176.61 [tonf-m]
---------------	-----------------

e) Determinación Momento por Fractura de Pernos al Corte

$L_{TF1}$	$M_{corte}$ [tonf-m]
1.0857	384.00

$$M_{shear bolt} = 2N \cdot A_b \cdot F_{nv} \cdot d_b \cdot L_{TF1}$$

$$L_{TF1} = \frac{L - d_c}{L - d_c - (2S_1 + S_3)}$$

f) Determinación Momento por Fractura área neta

$$M_{FAN} = F_{uT} (w_{eff} - 2[d_{bt} + 0.159]t_{stem}[d_b + t_{stem}])L_{TF2}$$

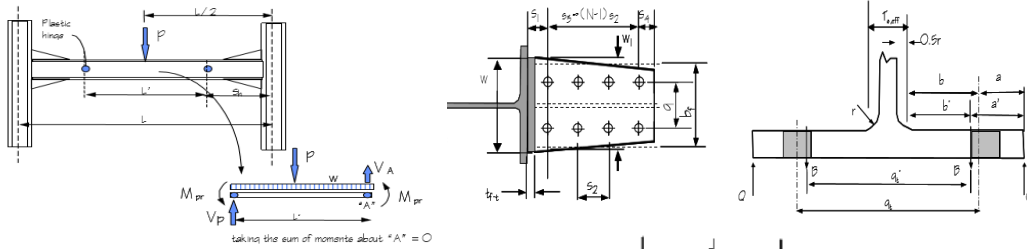
$$L_{TF2} = \frac{L - d_c}{L - d_c - 2S_1}$$

$L_{TF2}$	$M_{F.A.N}$ [tonf-m]
1.0343	137.52

g) Determinación Momento por Bloque de Corte

$0.6F_u A_{nv}$ [tonf]	$F_u A_{nt}$ [tonf]	$0.6F_y A_{gv}$ [tonf]	$M_{bc}$ [tonf-m]
201.28	53.85	193.08	152.4

**Especimen DBT 3**



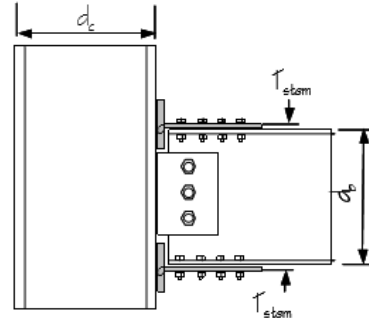
Datos Generales	
t <sub>stem</sub> =	1.2 [cm]
t <sub>fl</sub> =	3.6 [cm]
S <sub>1</sub> =	13.6 [cm]
S <sub>2</sub> =	10.5 [cm]
N	4 pernos
S <sub>3</sub> =	31.5 [cm]
S <sub>4</sub> =	4.4 [cm]
L <sub>T Stub</sub> =	49.5 [cm]
d <sub>c</sub> =	80 [cm]
S <sub>h</sub> =	89.5 [cm]
L=	900 [cm]
L'=	721 [cm]
w=	44 [cm]
a=	2.8 [in]
soldadura=	1.2 [cm]
a'=	8.94 [cm]
H=	30 [cm]
b'=	4.26 [cm]
g=	13 [cm]
N <sub>tb</sub> =	8 pernos
φ <sub>bt</sub> =	1.375 [in]

Geometría Viga W24x94	
d <sub>b</sub> =	61.7 [cm]
b=	23 [cm]
t <sub>f</sub> =	2.22 [cm]
t <sub>w</sub> =	1.31 [cm]
Z <sub>x</sub> =	4111 [cm <sup>3</sup> ]
S <sub>x</sub> =	3593 [cm <sup>3</sup> ]

Material Viga ASTM A 36	
F <sub>y</sub> =	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>u</sub> =	4000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material T Stub	
F <sub>y</sub> =	3200 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>u</sub> =	4800 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material Perno ASTM A 490	
F <sub>nv</sub> =	7480 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>nt</sub> =	12460 [kgf/cm <sup>2</sup> ]



a) Determinación de M<sub>pr</sub> y V<sub>p</sub>

M <sub>p</sub> =F <sub>y</sub> ·Z <sub>x</sub> [tonf-m]	C <sub>pr</sub>	R <sub>y</sub>	M <sub>pr</sub> =C <sub>pr</sub> ·R <sub>y</sub> ·N <sub>q</sub> [tonf-m]	V <sub>p</sub> [tonf]
102.8	1.2	1.3	160.3	55.8

b) Determinación Momento Rotula Plástica Viga

M <sub>f</sub> [tonf-m]	C <sub>y</sub>	M <sub>rotula</sub> [tonf-m]
187.9	0.73	164.3

c) Determinación Momento de Fractura de Pernos a Tensión

$$M_{F.P.T} = N_{tb} (d_b + t_{stem}) \left[ f_{nt} \cdot A_b + \frac{w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2}{16 \cdot a'} \right] \frac{a'}{a' + b'}$$

M <sub>F.P.T</sub> =	450.17 [tonf-m]
----------------------	-----------------

d) Determinación Momento de falla por palanca

$$M_{apanc} = \frac{\left[ 2a' - \frac{d_{bs}}{4} \right] w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2 (d_b - t_{stem})}{4a' \cdot b' - d_{bt} (b' + a')}$$

M <sub>apanc</sub> =	176.61 [tonf-m]
----------------------	-----------------

e) Determinación Momento por Fractura de Pernos al Corte

L <sub>TF1</sub>	M <sub>corte</sub> [tonf-m]
1.0771	380.98

$$M_{shear\ bolt} = 2N \cdot A_b \cdot F_{nv} \cdot d_b \cdot L_{TF1}$$

$$L_{TF1} = \frac{L - d_c}{L - d_c - (2S_1 + S_3)}$$

f) Determinación Momento por Fractura área neta

$$M_{FAN} = F_{uT} (w_{eff} - 2[d_{bt} + 0.159]t_{stem}[d_b + t_{stem}])L_{TF2}$$

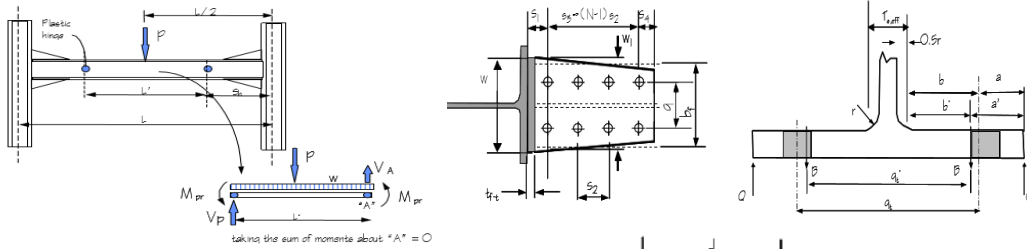
$$L_{TF2} = \frac{L - d_c}{L - d_c - 2S_1}$$

$L_{TF2}$	$M_{F.A.N}$ [tonf-m]
1.0343	137.52

g) Determinación Momento por Bloque de Corte

$0.6F_u A_{nv}$ [tonf]	$F_u A_{nt}$ [tonf]	$0.6F_y A_{gv}$ [tonf]	$M_{bc}$ [tonf-m]
159.81	53.85	165.43	131.8

**Especimen DBT 4**



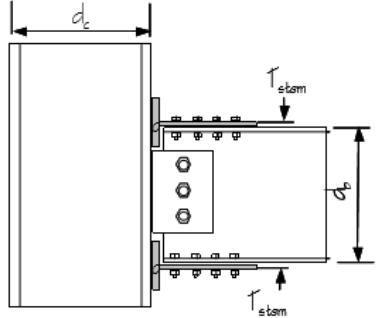
Datos Generales	
$t_{stem}$	2 [cm]
$t_{fl}$	2.2 [cm]
$S_1$	12.2 [cm]
$S_2$	10.5 [cm]
$N$	4 pernos
$S_3$	31.5 [cm]
$S_4$	4.4 [cm]
$L_{T Stub}$	48.1 [cm]
$d_c$	80 [cm]
$S_h$	88.1 [cm]
$L$	900 [cm]
$L'$	723.8 [cm]
$w$	44 [cm]
$a$	2.8 [in]
soldadura	1.2 [cm]
$a'$	8.94 [cm]
$H$	30 [cm]
$b'$	3.86 [cm]
$g$	13 [cm]
$N_{tb}$	8 pernos
$\phi_{bit}$	1.375 [in]

Geometría Viga W24x94	
$d_b$	61.7 [cm]
$b$	23 [cm]
$t_f$	2.22 [cm]
$t_w$	1.31 [cm]
$Z_x$	4111 [cm <sup>3</sup> ]
$S_x$	3593 [cm <sup>3</sup> ]

Material Viga ASTM A 36	
$F_y$	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
$F_u$	4000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material T Stub	
$F_y$	3200 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
$F_u$	4800 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material Perno ASTM A 490	
$F_{nv}$	7480 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
$F_{nt}$	12460 [kgf/cm <sup>2</sup> ]



a) Determinación de  $M_{pr}$  y  $V_p$

$M_p = F_y \cdot Z_x$ [tonf-m]	$C_{pr}$	$R_y$	$M_{pr} = C_{pr} \cdot R_y \cdot N_q$ [tonf-m]	$V_p$ [tonf]
102.8	1.2	1.3	160.3	55.6

b) Determinación Momento Rotula Plástica Viga

$M_f$ [tonf-m]	$C_y$	$M_{rotula}$ [tonf-m]
187.1	0.73	163.5

c) Determinación Momento de Fractura de Pernos a Tensión

$$M_{F.P.T} = N_{tb} (d_b + t_{stem}) \left[ f_{nt} \cdot A_b + \frac{w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2}{16 \cdot a'} \right] \frac{a'}{a' + b'}$$

$M_{F.P.T} =$	441.70 [tonf-m]
---------------	-----------------

d) Determinación Momento de falla por palanca

$$M_{apanc} = \frac{\left[ 2a' - \frac{d_{bs}}{4} \right] w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2 (d_b - t_{stem})}{4a' \cdot b' - d_{bc} (b' + a')}$$

$M_{apanc} =$	74.08 [tonf-m]
---------------	----------------

e) Determinación Momento por Fractura de Pernos al Corte

$L_{TF1}$	$M_{corte}$ [tonf-m]
1.0732	379.58

$$M_{shear bolt} = 2N \cdot A_b \cdot F_{nv} \cdot d_b \cdot L_{TF1}$$

$$L_{TF1} = \frac{L - d_c}{L - d_c - (2S_1 + S_3)}$$

f) Determinación Momento por Fractura área neta

$$M_{FAN} = F_{uT} (w_{eff} - 2[d_{bt} + 0.159]t_{stem}[d_b + t_{stem}])L_{TF2}$$

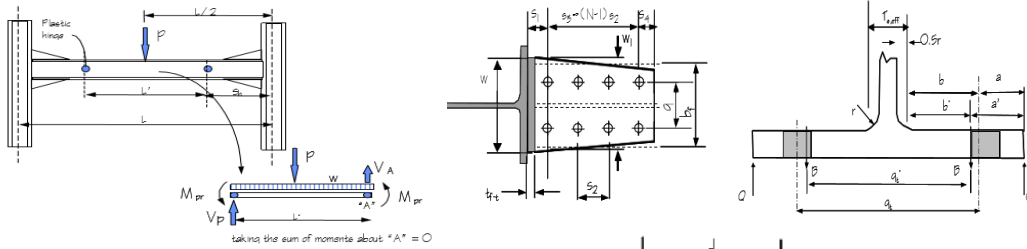
$L_{TF2}$	$M_{F.A.N}$ [tonf-m]
1.0307	231.29

$$L_{TF2} = \frac{L - d_c}{L - d_c - 2S_1}$$

g) Determinación Momento por Bloque de Corte

$0.6F_u * A_{nv}$ [tonf]	$F_u * A_{nt}$ [tonf]	$0.6F_y * A_{gv}$ [tonf]	$M_{bc}$ [tonf-m]
266.35	89.75	275.71	219.7

**Especimen DBT 5**



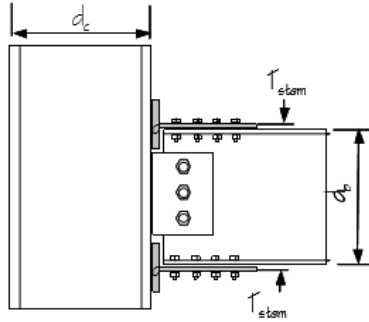
Datos Generales	
t <sub>stem</sub> =	2.4 [cm]
t <sub>fl</sub> =	2.8 [cm]
S <sub>1</sub> =	12.8 [cm]
S <sub>2</sub> =	11.5 [cm]
N	4 pernos
S <sub>3</sub> =	34.5 [cm]
S <sub>4</sub> =	4.8 [cm]
L <sub>T Stub</sub> =	52.1 [cm]
d <sub>c</sub> =	80 [cm]
S <sub>h</sub> =	92.1 [cm]
L=	900 [cm]
L'=	715.8 [cm]
w=	44 [cm]
a=	2.8 [in]
soldadura=	1.6 [cm]
a'=	9.10 [cm]
H=	30 [cm]
b'=	3.10 [cm]
g=	13 [cm]
N <sub>tb</sub> =	8 pernos
φ <sub>bt</sub> =	1.5 [in]

Geometría Viga W24x84	
d <sub>b</sub> =	61.2 [cm]
b=	22.9 [cm]
t <sub>f</sub> =	1.96 [cm]
t <sub>w</sub> =	1.19 [cm]
Z <sub>x</sub> =	3635 [cm <sup>3</sup> ]
S <sub>x</sub> =	3184 [cm <sup>3</sup> ]

Material Viga ASTM A 36	
F <sub>y</sub> =	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>u</sub> =	4000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material T Stub	
F <sub>y</sub> =	3200 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>u</sub> =	4800 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material Perno ASTM A 490	
F <sub>nv</sub> =	7480 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>nt</sub> =	12460 [kgf/cm <sup>2</sup> ]



a) Determinación de M<sub>pr</sub> y V<sub>p</sub>

M <sub>p</sub> =F <sub>y</sub> ·Z <sub>x</sub> [tonf-m]	C <sub>pr</sub>	R <sub>y</sub>	M <sub>pr</sub> =C <sub>pr</sub> ·R <sub>y</sub> ·N <sub>q</sub> [tonf-m]	V <sub>p</sub> [tonf]
90.9	1.2	1.3	141.8	50.8

b) Determinación Momento Rotula Plástica Viga

M <sub>f</sub> [tonf-m]	C <sub>y</sub>	M <sub>rotula</sub> [tonf-m]
168.2	0.73	147.3

c) Determinación Momento de Fractura de Pernos a Tensión

$$M_{F.P.T} = N_{tb} (d_b + t_{stem}) \left[ f_{nt} \cdot A_b + \frac{w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2}{16 \cdot a'} \right] \frac{a'}{a' + b'}$$

M <sub>F.P.T</sub> =	567.68 [tonf-m]
----------------------	-----------------

d) Determinación Momento de falla por palanca

$$M_{apanc} = \frac{[2a' - \frac{d_{bs}}{4}] w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2 (d_b - t_{stem})}{4a' \cdot b' - d_{bt} (b' + a')}$$

M <sub>apanc</sub> =	168.41 [tonf-m]
----------------------	-----------------

e) Determinación Momento por Fractura de Pernos al Corte

L <sub>TF1</sub>	M <sub>corte</sub> [tonf-m]
1.0791	450.55

$$M_{shear\ bolt} = 2N \cdot A_b \cdot F_{nv} \cdot d_b \cdot L_{TF1}$$

$$L_{TF1} = \frac{L - d_c}{L - d_c - (2S_1 + S_3)}$$



f) Determinación Momento por Fractura área neta

$$M_{FAN} = F_{uT} (w_{eff} - 2[d_{bt} + 0.159]t_{stem}[d_b + t_{stem}])L_{TF2}$$

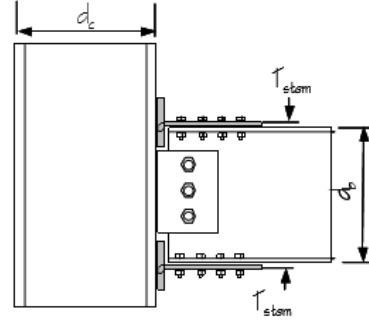
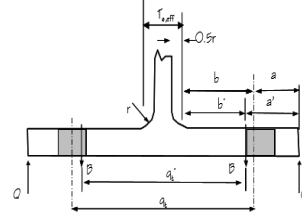
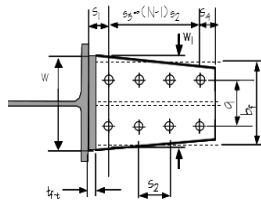
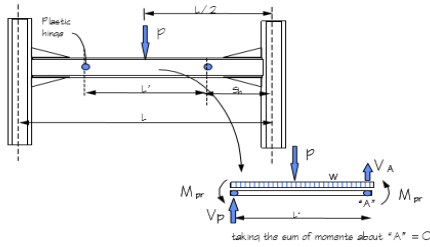
$$L_{TF2} = \frac{L - d_c}{L - d_c - 2S_1}$$

$L_{TF2}$	$M_{F.A.N}$ [tonf-m]
1.0322	272.73

g) Determinación Momento por Bloque de Corte

$0.6F_u * A_{nv}$ [tonf]	$F_u * A_{nt}$ [tonf]	$0.6F_y * A_{gv}$ [tonf]	$M_{bc}$ [tonf-m]
351.26	104.04	362.19	278.6

**Especimen DBT 6**



Datos Generales	
t <sub>stem</sub>	1 [cm]
t <sub>fl</sub>	3.6 [cm]
S <sub>1</sub>	13.6 [cm]
S <sub>2</sub>	12.5 [cm]
N	4 pernos
S <sub>3</sub>	37.5 [cm]
S <sub>4</sub>	4.4 [cm]
L <sub>T Stub</sub>	55.5 [cm]
d <sub>c</sub>	80 [cm]
S <sub>h</sub>	95.5 [cm]
L	900 [cm]
L'	709 [cm]
w	44 [cm]
a	2.8 [in]
soldadura	1 [cm]
a'	8.94 [cm]
H	32 [cm]
b'	5.56 [cm]
g	13 [cm]
N <sub>tb</sub>	8 pernos
φ <sub>bit</sub>	1.375 [in]

Geometría Viga W24x84	
d <sub>b</sub>	61.2 [cm]
b	22.9 [cm]
t <sub>f</sub>	1.96 [cm]
t <sub>w</sub>	1.19 [cm]
Z <sub>x</sub>	3635 [cm <sup>3</sup> ]
S <sub>x</sub>	3184 [cm <sup>3</sup> ]

Material Viga ASTM A 36	
F <sub>y</sub>	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>u</sub>	4000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material T Stub	
F <sub>y</sub>	3200 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>u</sub>	4800 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material Perno ASTM A 490	
F <sub>nv</sub>	7480 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>nt</sub>	12460 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

a) Determinación de M<sub>pr</sub> y V<sub>p</sub>

M <sub>p</sub> = F <sub>y</sub> · Z <sub>x</sub> [tonf-m]	C <sub>pr</sub>	R <sub>y</sub>	M <sub>pr</sub> = C <sub>pr</sub> · R <sub>y</sub> · N <sub>q</sub> [tonf-m]	V <sub>p</sub> [tonf]
90.9	1.2	1.3	141.8	51.0

b) Determinación Momento Rotula Plástica Viga

M <sub>f</sub> [tonf-m]	C <sub>y</sub>	M <sub>rotula</sub> [tonf-m]
170.1	0.73	149.0

c) Determinación Momento de Fractura de Pernos a Tensión

$$M_{F.P.T} = N_{tb} (d_b + t_{stem}) \left[ f_{nt} \cdot A_b + \frac{w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2}{16 \cdot a'} \right] \frac{a'}{a' + b'}$$

M <sub>F.P.T</sub>	405.25 [tonf-m]
--------------------	-----------------

d) Determinación Momento de falla por palanca

$$M_{apanc} = \frac{\left[ 2a' - \frac{d_{bs}}{4} \right] w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2 (d_b - t_{stem})}{4a' \cdot b' - d_{bc} (b' + a')}$$

M <sub>apanc</sub>	126.01 [tonf-m]
--------------------	-----------------

e) Determinación Momento por Fractura de Pernos al Corte

L <sub>TF1</sub>	M <sub>corte</sub> [tonf-m]
1.0857	380.89

$$M_{shear\ bolt} = 2N \cdot A_b \cdot F_{nv} \cdot d_b \cdot L_{TF1}$$

$$L_{TF1} = \frac{L - d_c}{L - d_c - (2S_1 + S_3)}$$

f) Determinación Momento por Fractura área neta

$$M_{FAN} = F_{uT} (w_{eff} - 2[d_{bt} + 0.159]t_{stem}[d_b + t_{stem}])L_{TF2}$$

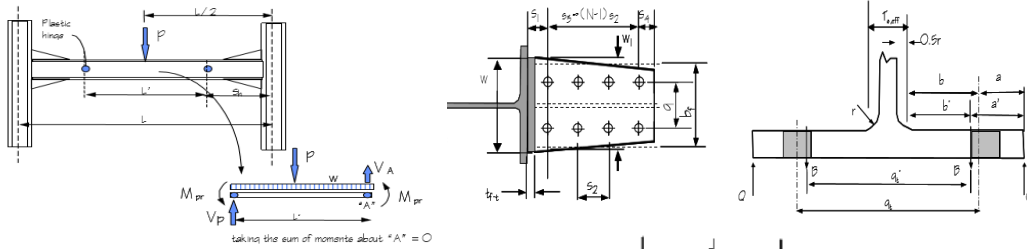
$L_{TF2}$	$M_{F.A.N}$ [tonf-m]
1.0343	113.32

$$L_{TF2} = \frac{L - d_c}{L - d_c - 2S_1}$$

g) Determinación Momento por Bloque de Corte

$0.6F_u A_{nv}$ [tonf]	$F_u A_{nt}$ [tonf]	$0.6F_y A_{gv}$ [tonf]	$M_{bc}$ [tonf-m]
167.73	44.87	160.90	125.9

**Especimen DBT 7**



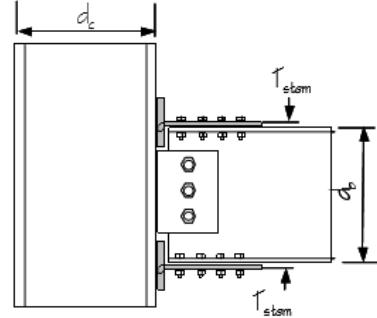
Datos Generales	
t <sub>stem</sub>	1 [cm]
t <sub>fl</sub>	3.6 [cm]
S <sub>1</sub>	13.6 [cm]
S <sub>2</sub>	10.5 [cm]
N	4 pernos
S <sub>3</sub>	31.5 [cm]
S <sub>4</sub>	4.4 [cm]
L <sub>T Stub</sub>	49.5 [cm]
d <sub>c</sub>	80 [cm]
S <sub>h</sub>	89.5 [cm]
L	900 [cm]
L'	721 [cm]
w	44 [cm]
a	2.8 [in]
soldadura	1 [cm]
a'	8.94 [cm]
H	32 [cm]
b'	5.56 [cm]
g	13 [cm]
N <sub>tb</sub>	8 pernos
φ <sub>bit</sub>	1.375 [in]

Geometría Viga W24x84	
d <sub>b</sub>	61.2 [cm]
b	22.9 [cm]
t <sub>f</sub>	1.96 [cm]
t <sub>w</sub>	1.19 [cm]
Z <sub>x</sub>	3635 [cm <sup>3</sup> ]
S <sub>x</sub>	3184 [cm <sup>3</sup> ]

Material Viga ASTM A 36	
F <sub>y</sub>	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>u</sub>	4000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material T Stub	
F <sub>y</sub>	3200 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>u</sub>	4800 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material Perno ASTM A 490	
F <sub>nv</sub>	7480 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>nt</sub>	12460 [kgf/cm <sup>2</sup> ]



a) Determinación de M<sub>pr</sub> y V<sub>p</sub>

M <sub>p</sub> = F <sub>y</sub> · Z <sub>x</sub> [tonf-m]	C <sub>pr</sub>	R <sub>y</sub>	M <sub>pr</sub> = C <sub>pr</sub> · R <sub>y</sub> · N <sub>q</sub> [tonf-m]	V <sub>p</sub> [tonf]
90.9	1.2	1.3	141.8	50.6

b) Determinación Momento Rotula Plástica Viga

M <sub>f</sub> [tonf-m]	C <sub>y</sub>	M <sub>rotula</sub> [tonf-m]
166.8	0.73	146.1

c) Determinación Momento de Fractura de Pernos a Tensión

$$M_{F.P.T} = N_{tb} (d_b + t_{stem}) \left[ f_{nt} \cdot A_b + \frac{w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2}{16 \cdot a'} \right] \frac{a'}{a' + b'}$$

M <sub>F.P.T</sub>	405.25 [tonf-m]
--------------------	-----------------

d) Determinación Momento de falla por palanca

$$M_{apanc} = \frac{\left[ 2a' - \frac{d_{bs}}{4} \right] w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2 (d_b - t_{stem})}{4a' \cdot b' - d_{bc} (b' + a')}$$

M <sub>apanc</sub>	126.01 [tonf-m]
--------------------	-----------------

e) Determinación Momento por Fractura de Pernos al Corte

L <sub>TF1</sub>	M <sub>corte</sub> [tonf-m]
1.0771	377.89

$$M_{shear\ bolt} = 2N \cdot A_b \cdot F_{nv} \cdot d_b \cdot L_{TF1}$$

$$L_{TF1} = \frac{L - d_c}{L - d_c - (2S_1 + S_3)}$$

f) Determinación Momento por Fractura área neta

$$M_{FAN} = F_{uT} (w_{eff} - 2[d_{bt} + 0.159]t_{stem}[d_b + t_{stem}])L_{TF2}$$

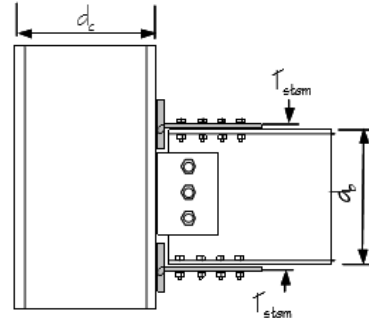
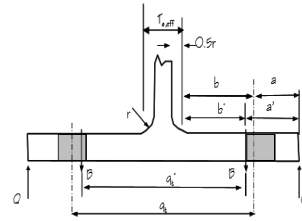
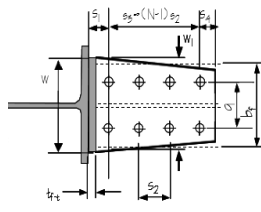
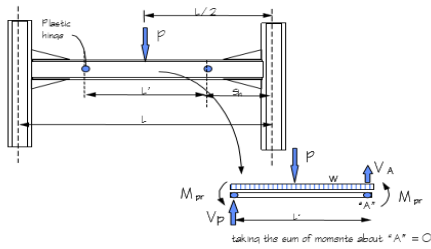
$$L_{TF2} = \frac{L - d_c}{L - d_c - 2S_1}$$

$L_{TF2}$	$M_{F.A.N}$ [tonf-m]
1.0343	113.32

g) Determinación Momento por Bloque de Corte

$0.6F_u A_{nv}$ [tonf]	$F_u A_{nt}$ [tonf]	$0.6F_y A_{gv}$ [tonf]	$M_{bc}$ [tonf-m]
133.17	44.87	137.86	109.0

**Especimen DBT 8**



Datos Generales	
t <sub>stem</sub> =	2.2 [cm]
t <sub>T</sub> =	2.3 [cm]
S <sub>1</sub> =	12.3 [cm]
S <sub>2</sub> =	10.5 [cm]
N	4 pernos
S <sub>3</sub> =	31.5 [cm]
S <sub>4</sub> =	4.4 [cm]
L <sub>T Stub</sub> =	48.2 [cm]
d <sub>c</sub> =	80 [cm]
S <sub>h</sub> =	88.2 [cm]
L=	900 [cm]
L'=	723.6 [cm]
w=	44 [cm]
a=	2.8 [in]
soldadura=	1.4 [cm]
a'=	8.94 [cm]
H=	32 [cm]
b'=	4.56 [cm]
g=	13 [cm]
N <sub>tb</sub> =	8 pernos
φ <sub>bt</sub> =	1.375 [in]

Geometría Viga W24x84	
d <sub>b</sub> =	61.2 [cm]
b=	22.9 [cm]
t <sub>T</sub> =	1.96 [cm]
t <sub>w</sub> =	1.19 [cm]
Z <sub>x</sub> =	3635 [cm <sup>3</sup> ]
S <sub>x</sub> =	3184 [cm <sup>3</sup> ]

Material Viga ASTM A 36	
F <sub>y</sub> =	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>u</sub> =	4000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material T Stub	
F <sub>y</sub> =	3200 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>u</sub> =	4800 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material Perno ASTM A 490	
F <sub>nv</sub> =	7480 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>nt</sub> =	12460 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

61.2      22.9      1.96      1.19

a) Determinación de M<sub>pr</sub> y V<sub>p</sub>

M <sub>p</sub> =F <sub>y</sub> ·Z <sub>x</sub> [tonf-m]	C <sub>pr</sub>	R <sub>y</sub>	M <sub>pr</sub> =C <sub>pr</sub> ·R <sub>y</sub> ·N <sub>q</sub> [tonf-m]	V <sub>p</sub> [tonf]
90.9	1.2	1.3	141.8	3.12
				50.5

b) Determinación Momento Rotula Plástica Viga

M <sub>f</sub> [tonf-m]	C <sub>y</sub>	M <sub>rotula</sub> [tonf-m]
166.1	0.73	145.5

c) Determinación Momento de Fractura de Pernos a Tensión

$$M_{F.P.T} = N_{tb} (d_b + t_{stem}) \left[ f_{nt} \cdot A_b + \frac{w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2}{16 \cdot a'} \right] \frac{a'}{a' + b'}$$

M <sub>F.P.T</sub> =	418.31 [tonf-m]
----------------------	-----------------

d) Determinación Momento de falla por palanca

$$M_{apanc} = \frac{\left[ 2a' - \frac{d_{bs}}{4} \right] w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2 (d_b - t_{stem})}{4a' \cdot b' - d_{bt} (b' + a')}$$

M <sub>apanc</sub> =	64.43 [tonf-m]
----------------------	----------------

e) Determinación Momento por Fractura de Pernos al Corte

L <sub>TF1</sub>	M <sub>corte</sub> [tonf-m]
1.0734	376.60

$$M_{shear\ bolt} = 2N \cdot A_b \cdot F_{nv} \cdot d_b \cdot L_{TF1}$$

$$L_{TF1} = \frac{L - d_c}{L - d_c - (2S_1 + S_3)}$$

f) Determinación Momento por Fractura área neta

$$M_{FAN} = F_{uT} (w_{eff} - 2[d_{bt} + 0.159]t_{stem}[d_b + t_{stem}])L_{TF2}$$

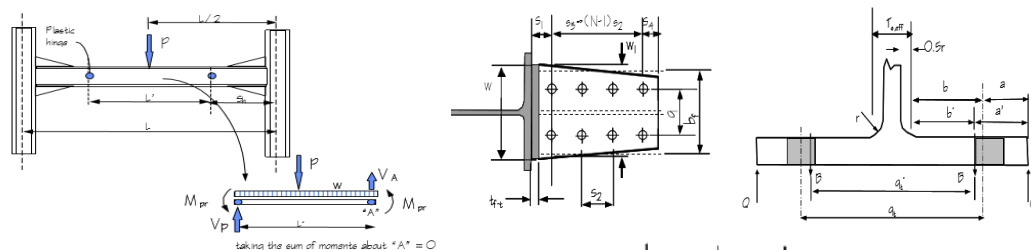
$$L_{TF2} = \frac{L - d_c}{L - d_c - 2S_1}$$

$L_{TF2}$	$M_{F.A.N}$ [tonf-m]
1.0309	253.29

g) Determinación Momento por Bloque de Corte

$0.6F_u * A_{nv}$ [tonf]	$F_u * A_{nt}$ [tonf]	$0.6F_y * A_{gv}$ [tonf]	$M_{bc}$ [tonf-m]
292.98	98.72	303.28	239.7

**Especimen DBT 9**



Datos Generales	
t <sub>stem</sub> =	2.2 [cm]
t <sub>ft</sub> =	2.4 [cm]
S <sub>1</sub> =	12.4 [cm]
S <sub>2</sub> =	10.5 [cm]
N	4 pernos
S <sub>3</sub> =	31.5 [cm]
S <sub>4</sub> =	4.4 [cm]
L <sub>T Stub</sub> =	48.3 [cm]
d <sub>c</sub> =	80 [cm]
S <sub>h</sub> =	88.3 [cm]
L=	900 [cm]
L'=	723.4 [cm]
w=	44 [cm]
a=	2.7 [in]
soldadura=	1.4 [cm]
a'=	8.72 [cm]
H=	25.5 [cm]
b'=	1.53 [cm]
g=	16 [cm]
N <sub>tb</sub> =	8 pernos
φ <sub>bt</sub> =	1.375 [in]

Geometría Viga W21x101	
d <sub>b</sub> =	54.3 [cm]
b=	31.2 [cm]
t <sub>f</sub> =	2.03 [cm]
t <sub>w</sub> =	1.27 [cm]
Z <sub>x</sub> =	4112 [cm <sup>3</sup> ]
S <sub>x</sub> =	3683 [cm <sup>3</sup> ]

Material Viga ASTM A 36	
F <sub>y</sub> =	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>u</sub> =	4000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material T Stub	
F <sub>y</sub> =	3200 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>u</sub> =	4800 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material Perno ASTM A 490	
F <sub>nv</sub> =	7480 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>nt</sub> =	12460 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

a) Determinación de Mpr y Vp

M <sub>p</sub> =F <sub>y</sub> ·Z <sub>x</sub> [tonf-m]	C <sub>pr</sub>	R <sub>y</sub>	M <sub>pr</sub> =C <sub>pr</sub> ·R <sub>y</sub> ·N <sub>q</sub> [tonf-m]	V <sub>p</sub> [tonf]
102.8	1.2	1.3	160.4	55.7

b) Determinación Momento Rotula Plástica Viga

M <sub>f</sub> [tonf-m]	C <sub>y</sub>	M <sub>rotula</sub> [tonf-m]
187.3	0.75	167.7

c) Determinación Momento de Fractura de Pernos a Tensión

$$M_{F.P.T} = N_{tb} (d_b + t_{stem}) \left[ f_{nt} \cdot A_b + \frac{w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2}{16 \cdot a'} \right] \frac{a'}{a' + b'}$$

M <sub>F.P.T</sub> =	481.35 [tonf-m]
----------------------	-----------------

d) Determinación Momento de falla por palanca

$$M_{apanc} = \frac{\left[ 2a' - \frac{d_{bs}}{4} \right] w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2 (d_b - t_{stem})}{4a' \cdot b' - d_{bt} (b' + a')}$$

M <sub>apanc</sub> =	398.39 [tonf-m]
----------------------	-----------------

e) Determinación Momento por Fractura de Pernos al Corte

L <sub>TF1</sub>	M <sub>corte</sub> [tonf-m]
1.0737	334.23

$$M_{shear\ bolt} = 2N \cdot A_b \cdot F_{nv} \cdot d_b \cdot L_{TF1}$$

$$L_{TF1} = \frac{L - d_c}{L - d_c - (2S_1 + S_3)}$$



f) Determinación Momento por Fractura área neta

$$M_{FAN} = F_{uT} (w_{eff} - 2[d_{bt} + 0.159]t_{stem}[d_b + t_{stem}])L_{TF2}$$

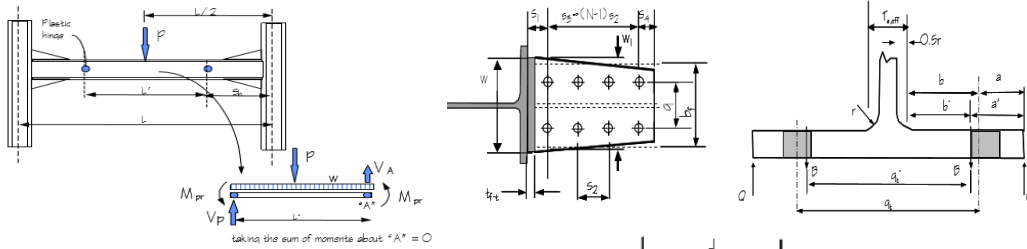
$L_{TF2}$	$M_{F.A.N}$ [tonf-m]
1.0312	225.78

$$L_{TF2} = \frac{L - d_c}{L - d_c - 2S_1}$$

g) Determinación Momento por Bloque de Corte

$0.6F_u A_{nv}$ [tonf]	$F_u A_{nt}$ [tonf]	$0.6F_y A_{gv}$ [tonf]	$M_{bc}$ [tonf-m]
292.98	130.40	303.28	229.9

**Especimen DBT 10**



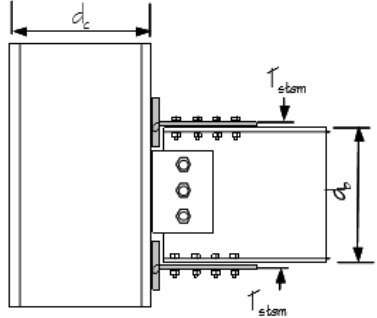
Datos Generales	
t <sub>stem</sub> =	1.4 [cm]
t <sub>ft</sub> =	3 [cm]
S <sub>1</sub> =	13 [cm]
S <sub>2</sub> =	13 [cm]
N	4 pernos
S <sub>3</sub> =	39 [cm]
S <sub>4</sub> =	4.4 [cm]
L <sub>T Stub</sub> =	56.4 [cm]
d <sub>c</sub> =	80 [cm]
S <sub>h</sub> =	96.4 [cm]
L=	900 [cm]
L'=	707.2 [cm]
w=	44 [cm]
a=	2.7 [in]
soldadura=	1.4 [cm]
a'=	8.72 [cm]
H=	26.5 [cm]
b'=	2.43 [cm]
g=	16 [cm]
N <sub>tb</sub> =	8 pernos
φ <sub>bt</sub> =	1.375 [in]

Geometría Viga W21x101	
d <sub>b</sub> =	54.3 [cm]
b=	31.2 [cm]
t <sub>t</sub> =	2.03 [cm]
t <sub>w</sub> =	1.27 [cm]
Z <sub>x</sub> =	4112 [cm <sup>3</sup> ]
S <sub>x</sub> =	3683 [cm <sup>3</sup> ]

Material Viga ASTM A 36	
F <sub>y</sub> =	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>u</sub> =	4000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material T Stub	
F <sub>y</sub> =	3200 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>u</sub> =	4800 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material Perno ASTM A 490	
F <sub>nv</sub> =	7480 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>nt</sub> =	12460 [kgf/cm <sup>2</sup> ]



a) Determinación de Mpr y Vp

M <sub>p</sub> =F <sub>y</sub> *Z <sub>x</sub> [tonf-m]	C <sub>pr</sub>	R <sub>y</sub>	M <sub>pr</sub> =C <sub>pr</sub> *R <sub>y</sub> *Nq [tonf-m]	V <sub>p</sub> [tonf]
102.8	1.2	1.3	160.4	3.14
				56.5

b) Determinación Momento Rotula Plástica Viga

M <sub>f</sub> [tonf-m]	C <sub>y</sub>	M <sub>rotula</sub> [tonf-m]
192.2	0.75	172.1

c) Determinación Momento de Fractura de Pernos a Tensión

$$M_{F.P.T} = N_{tb} (d_b + t_{stem}) \left[ f_{nt} \cdot A_b + \frac{w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2}{16 \cdot a'} \right] \frac{a'}{a' + b'}$$

M <sub>F.P.T</sub> =	447.62 [tonf-m]
----------------------	-----------------

d) Determinación Momento de falla por palanca

$$M_{apanc} = \frac{\left[ 2a' - \frac{d_{bs}}{4} \right] w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2 (d_b - t_{stem})}{4a' \cdot b' - d_{bt} (b' + a')}$$

M <sub>apanc</sub> =	242.38 [tonf-m]
----------------------	-----------------

e) Determinación Momento por Fractura de Pernos al Corte

$$M_{shear\ bolt} = 2N \cdot A_b \cdot F_{nv} \cdot d_b \cdot L_{TF1}$$

$$L_{TF1} = \frac{L - d_c}{L - d_c - (2S_1 + S_3)}$$

L <sub>TF1</sub>	M <sub>corte</sub> [tonf-m]
1.0861	338.08

f) Determinación Momento por Fractura área neta

$$M_{FAN} = F_{uT} (w_{eff} - 2[d_{bt} + 0.159]t_{stem}[d_b + t_{stem}])L_{TF2}$$

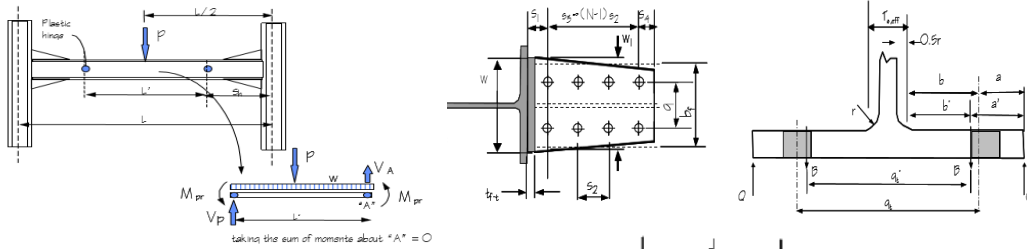
$$L_{TF2} = \frac{L - d_c}{L - d_c - 2S_1}$$

$L_{TF2}$	$M_{F.A.N}$ [tonf-m]
1.0327	141.86

g) Determinación Momento por Bloque de Corte

$0.6F_u A_{nv}$ [tonf]	$F_u A_{nt}$ [tonf]	$0.6F_y A_{gv}$ [tonf]	$M_{bc}$ [tonf-m]
246.92	82.98	233.32	171.8

**Especimen DBT 11**



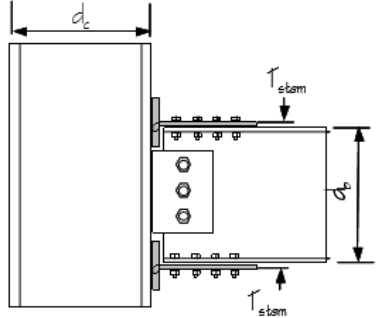
Datos Generales	
t <sub>stem</sub> =	1.4 [cm]
t <sub>ft</sub> =	3 [cm]
S <sub>1</sub> =	13 [cm]
S <sub>2</sub> =	10.5 [cm]
N	4 pernos
S <sub>3</sub> =	31.5 [cm]
S <sub>4</sub> =	4.4 [cm]
L <sub>T Stub</sub> =	48.9 [cm]
d <sub>c</sub> =	80 [cm]
S <sub>h</sub> =	88.9 [cm]
L=	900 [cm]
L'=	722.2 [cm]
w=	44 [cm]
a=	2.7 [in]
soldadura=	1.4 [cm]
a'=	8.72 [cm]
H=	26.5 [cm]
b'=	2.43 [cm]
g=	13 [cm]
N <sub>tb</sub> =	8 pernos
φ <sub>bt</sub> =	1.375 [in]

Geometría Viga W21x101	
d <sub>b</sub> =	54.3 [cm]
b=	31.2 [cm]
t <sub>f</sub> =	2.03 [cm]
t <sub>w</sub> =	1.27 [cm]
Z <sub>x</sub> =	4112 [cm <sup>3</sup> ]
S <sub>x</sub> =	3683 [cm <sup>3</sup> ]

Material Viga ASTM A 36	
F <sub>y</sub> =	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>u</sub> =	4000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material T Stub	
F <sub>y</sub> =	3200 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>u</sub> =	4800 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material Perno ASTM A 490	
F <sub>nv</sub> =	7480 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>nt</sub> =	12460 [kgf/cm <sup>2</sup> ]



a) Determinación de M<sub>pr</sub> y V<sub>p</sub>

M <sub>p</sub> =F <sub>y</sub> ·Z <sub>x</sub> [tonf-m]	C <sub>pr</sub>	R <sub>y</sub>	M <sub>pr</sub> =C <sub>pr</sub> ·R <sub>y</sub> ·N <sub>q</sub> [tonf-m]	V <sub>p</sub> [tonf]
102.8	1.2	1.3	160.4	55.8

b) Determinación Momento Rotula Plástica Viga

M <sub>f</sub> [tonf-m]	C <sub>y</sub>	M <sub>rotula</sub> [tonf-m]
187.6	0.75	168.0

c) Determinación Momento de Fractura de Pernos a Tensión

$$M_{F.P.T} = N_{tb} (d_b + t_{stem}) \left[ f_{nt} \cdot A_b + \frac{w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2}{16 \cdot a'} \right] \frac{a'}{a' + b'}$$

M <sub>F.P.T</sub> =	447.62 [tonf-m]
----------------------	-----------------

d) Determinación Momento de falla por palanca

$$M_{apanc} = \frac{\left[ 2a' - \frac{d_{bt}}{4} \right] w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2 (d_b - t_{stem})}{4a' \cdot b' - d_{bt} (b' + a')}$$

M <sub>apanc</sub> =	242.38 [tonf-m]
----------------------	-----------------

e) Determinación Momento por Fractura de Pernos al Corte

$$M_{shear\ bolt} = 2N \cdot A_b \cdot F_{nv} \cdot d_b \cdot L_{TF1}$$

$$L_{TF1} = \frac{L - d_c}{L - d_c - (2S_1 + S_3)}$$

L <sub>TF1</sub>	M <sub>corte</sub> [tonf-m]
1.0754	334.76

f) Determinación Momento por Fractura área neta

$$M_{FAN} = F_{uT} (w_{eff} - 2[d_{bt} + 0.159]t_{stem}[d_b + t_{stem}])L_{TF2}$$

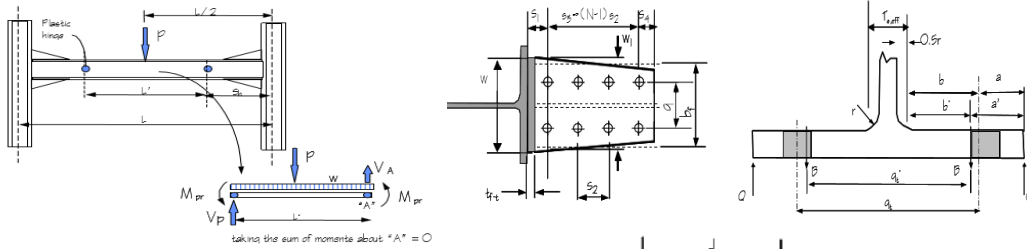
$$L_{TF2} = \frac{L - d_c}{L - d_c - 2S_1}$$

$L_{TF2}$	$M_{F.A.N}$ [tonf-m]
1.0327	141.86

g) Determinación Momento por Bloque de Corte

$0.6F_u * A_{nv}$ [tonf]	$F_u * A_{nt}$ [tonf]	$0.6F_y * A_{gv}$ [tonf]	$M_{bc}$ [tonf-m]
186.44	62.82	193.00	135.4

**Especimen DBT 12**



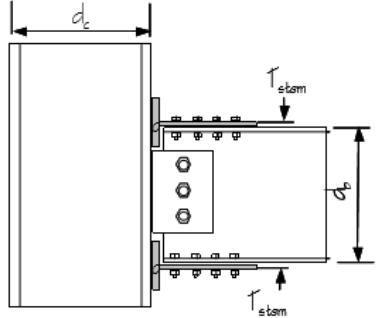
Datos Generales	
t <sub>stem</sub> =	2 [cm]
t <sub>fl</sub> =	2.1 [cm]
S <sub>1</sub> =	12.1 [cm]
S <sub>2</sub> =	10.5 [cm]
N	4 pernos
S <sub>3</sub> =	31.5 [cm]
S <sub>4</sub> =	4.4 [cm]
L <sub>T Stub</sub> =	48 [cm]
d <sub>c</sub> =	80 [cm]
S <sub>h</sub> =	88 [cm]
L=	900 [cm]
L'=	724 [cm]
w=	44 [cm]
a=	2.7 [in]
soldadura=	1.4 [cm]
a'=	8.72 [cm]
H=	26.5 [cm]
b'=	2.13 [cm]
g=	16 [cm]
N <sub>tb</sub> =	8 pernos
φ <sub>bit</sub> =	1.375 [in]

Geometría Viga W21x101	
d <sub>b</sub> =	54.3 [cm]
b=	31.2 [cm]
t <sub>f</sub> =	2.03 [cm]
t <sub>w</sub> =	1.27 [cm]
Z <sub>x</sub> =	4112 [cm <sup>3</sup> ]
S <sub>x</sub> =	3683 [cm <sup>3</sup> ]

Material Viga ASTM A 36	
F <sub>y</sub> =	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>u</sub> =	4000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material T Stub	
F <sub>y</sub> =	3200 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>u</sub> =	4800 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material Perno ASTM A 490	
F <sub>nv</sub> =	7480 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>nt</sub> =	12460 [kgf/cm <sup>2</sup> ]



a) Determinación de M<sub>pr</sub> y V<sub>p</sub>

M <sub>p</sub> =F <sub>y</sub> *Z <sub>x</sub> [tonf-m]	C <sub>pr</sub>	R <sub>y</sub>	M <sub>pr</sub> =C <sub>pr</sub> *R <sub>y</sub> *N <sub>q</sub> [tonf-m]	V <sub>p</sub> [tonf]
102.8	1.2	1.3	160.4	55.7

b) Determinación Momento Rotula Plástica Viga

M <sub>f</sub> [tonf-m]	C <sub>y</sub>	M <sub>rotula</sub> [tonf-m]
187.1	0.75	167.6

c) Determinación Momento de Fractura de Pernos a Tensión

$$M_{F.P.T} = N_{tb} (d_b + t_{stem}) \left[ f_{nt} \cdot A_b + \frac{w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2}{16 \cdot a'} \right] \frac{a'}{a' + b'}$$

M <sub>F.P.T</sub> =	448.19 [tonf-m]
----------------------	-----------------

d) Determinación Momento de falla por palanca

$$M_{apanc} = \frac{[2a' - \frac{d_{bs}}{4}] w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2 (d_b - t_{stem})}{4a' \cdot b' - d_{bt} (b' + a')}$$

M <sub>apanc</sub> =	147.79 [tonf-m]
----------------------	-----------------

e) Determinación Momento por Fractura de Pernos al Corte

L <sub>TF1</sub>	M <sub>corte</sub> [tonf-m]
1.0729	333.97

$$M_{shear\ bolt} = 2N \cdot A_b \cdot F_{nv} \cdot d_b \cdot L_{TF1}$$

$$L_{TF1} = \frac{L - d_c}{L - d_c - (2S_1 + S_3)}$$

f) Determinación Momento por Fractura área neta

$$M_{FAN} = F_{uT} (w_{eff} - 2[d_{bt} + 0.159]t_{stem}[d_b + t_{stem}])L_{TF2}$$

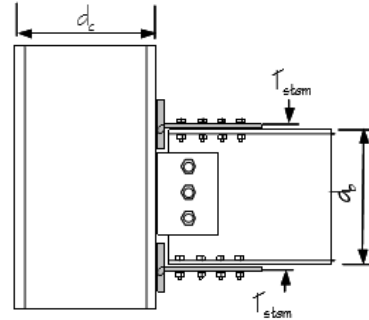
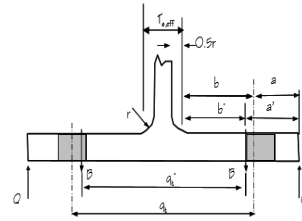
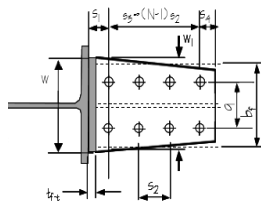
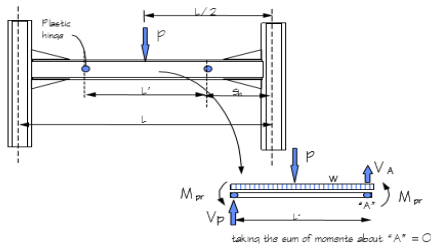
$$L_{TF2} = \frac{L - d_c}{L - d_c - 2S_1}$$

$L_{TF2}$	$M_{F.A.N}$ [tonf-m]
1.0304	204.37

g) Determinación Momento por Bloque de Corte

$0.6F_u * A_{nv}$ [tonf]	$F_u * A_{nt}$ [tonf]	$0.6F_y * A_{gv}$ [tonf]	$M_{bc}$ [tonf-m]
266.35	118.55	275.71	209.0

**Especimen DBT 13**



Datos Generales	
t <sub>stem</sub>	2.8 [cm]
t <sub>T</sub>	2.8 [cm]
S <sub>1</sub>	12.8 [cm]
S <sub>2</sub>	15 [cm]
N	4 pernos
S <sub>3</sub>	45 [cm]
S <sub>4</sub>	4.8 [cm]
L <sub>T Stub</sub>	62.6 [cm]
d <sub>c</sub>	90 [cm]
S <sub>h</sub>	107.6 [cm]
L	900 [cm]
L'	684.8 [cm]
w	54 [cm]
a	3 [in]
soldadura	2 [cm]
a'	9.60 [cm]
H	30 [cm]
b'	2.00 [cm]
g	16 [cm]
N <sub>tb</sub>	8 pernos
φ <sub>bt</sub>	1.5 [in]

Geometría Viga W36x194	
d <sub>b</sub>	92.7 [cm]
b	30.8 [cm]
t <sub>T</sub>	3.2 [cm]
t <sub>w</sub>	1.94 [cm]
Z <sub>x</sub>	12433 [cm <sup>3</sup> ]
S <sub>x</sub>	10762 [cm <sup>3</sup> ]

Material Viga ASTM A 36	
F <sub>y</sub>	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>u</sub>	4000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material T Stub	
F <sub>y</sub>	3200 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>u</sub>	4800 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material Perno ASTM A 490	
F <sub>nv</sub>	7480 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>nt</sub>	12460 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

a) Determinación de Mpr y Vp

M <sub>p</sub> = F <sub>y</sub> · Z <sub>x</sub> [tonf-m]	C <sub>pr</sub>	R <sub>y</sub>	M <sub>pr</sub> = C <sub>pr</sub> · R <sub>y</sub> · N <sub>q</sub> [tonf-m]	V <sub>p</sub> [tonf]
310.8	1.2	1.3	484.9	3.28
				152.8

b) Determinación Momento Rotula Plástica Viga

M <sub>f</sub> [tonf-m]	C <sub>y</sub>	M <sub>rotula</sub> [tonf-m]
580.6	0.72	502.5

c) Determinación Momento de Fractura de Pernos a Tensión

$$M_{F.P.T} = N_{tb} (d_b + t_{stem}) \left[ f_{nt} \cdot A_b + \frac{w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2}{16 \cdot a'} \right] \frac{a'}{a' + b'}$$

M <sub>F.P.T</sub>	954.36 [tonf-m]
--------------------	-----------------

d) Determinación Momento de falla por palanca

$$M_{apanc} = \frac{\left[ 2a' - \frac{d_{bs}}{4} \right] w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2 (d_b - t_{stem})}{4a' \cdot b' - d_{bt} (b' + a')}$$

M <sub>apanc</sub>	684.76 [tonf-m]
--------------------	-----------------

e) Determinación Momento por Fractura de Pernos al Corte

L <sub>TF1</sub>	M <sub>corte</sub> [tonf-m]
1.0955	692.81

$$M_{shear\ bolt} = 2N \cdot A_b \cdot F_{nv} \cdot d_b \cdot L_{TF1}$$

$$L_{TF1} = \frac{L - d_c}{L - d_c - (2S_1 + S_3)}$$



f) Determinación Momento por Fractura área neta

$$M_{FAN} = F_{uT} (w_{eff} - 2[d_{bt} + 0.159]t_{stem}[d_b + t_{stem}])L_{TF2}$$

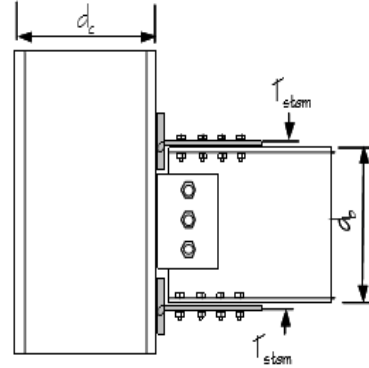
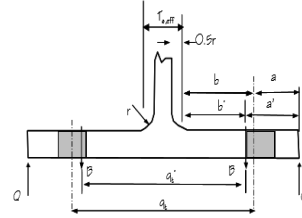
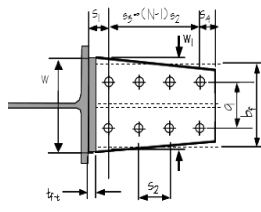
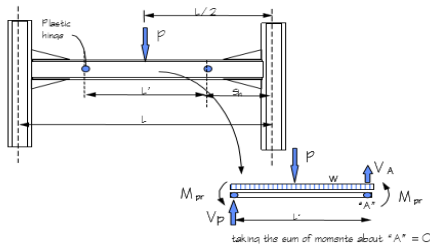
$$L_{TF2} = \frac{L - d_c}{L - d_c - 2S_1}$$

$L_{TF2}$	$M_{F.A.N}$ [tonf-m]
1.0326	610.51

g) Determinación Momento por Bloque de Corte

$0.6F_u A_{nv}$ [tonf]	$F_u A_{nt}$ [tonf]	$0.6F_y A_{gv}$ [tonf]	$M_{bc}$ [tonf-m]
579.15	161.70	535.45	646.3

**Especimen DBT 14**



Datos Generales	
t <sub>stem</sub> =	2 [cm]
t <sub>T</sub> =	3.4 [cm]
S <sub>1</sub> =	13.4 [cm]
S <sub>2</sub> =	15 [cm]
N	4 pernos
S <sub>3</sub> =	45 [cm]
S <sub>4</sub> =	4.8 [cm]
L <sub>T Stub</sub> =	63.2 [cm]
d <sub>c</sub> =	90 [cm]
S <sub>h</sub> =	108.2 [cm]
L=	900 [cm]
L'=	683.6 [cm]
w=	54 [cm]
a=	3 [in]
soldadura=	2 [cm]
a'=	9.60 [cm]
H=	31 [cm]
b'=	2.90 [cm]
g=	16 [cm]
N <sub>tb</sub> =	8 pernos
φ <sub>bt</sub> =	1.5 [in]

Geometría Viga W36x194	
d <sub>b</sub> =	92.7 [cm]
b=	30.8 [cm]
t <sub>T</sub> =	3.2 [cm]
t <sub>w</sub> =	1.94 [cm]
Z <sub>x</sub> =	12433 [cm <sup>3</sup> ]
S <sub>x</sub> =	10762 [cm <sup>3</sup> ]

Material Viga ASTM A 36	
F <sub>y</sub> =	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>u</sub> =	4000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material T Stub	
F <sub>y</sub> =	3200 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>u</sub> =	4800 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material Perno ASTM A 490	
F <sub>nv</sub> =	7480 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>nt</sub> =	12460 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

a) Determinación de Mpr y Vp

M <sub>p</sub> =F <sub>y</sub> *Z <sub>x</sub> [tonf-m]	C <sub>pr</sub>	R <sub>y</sub>	M <sub>pr</sub> =C <sub>pr</sub> *R <sub>y</sub> *Nq [tonf-m]	V <sub>p</sub> [tonf]
310.8	1.2	1.3	484.9	153.1

b) Determinación Momento Rotula Plástica Viga

M <sub>f</sub> [tonf-m]	C <sub>y</sub>	M <sub>rotula</sub> [tonf-m]
581.6	0.72	503.5

c) Determinación Momento de Fractura de Pernos a Tensión

$$M_{F.P.T} = N_{tb} (d_b + t_{stem}) \left[ f_{nt} \cdot A_b + \frac{w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2}{16 \cdot a'} \right] \frac{a'}{a' + b'}$$

M <sub>F.P.T</sub> =	902.58 [tonf-m]
----------------------	-----------------

d) Determinación Momento de falla por palanca

$$M_{apanc} = \frac{\left[ 2a' - \frac{d_{bs}}{4} \right] w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2 (d_b - t_{stem})}{4a' \cdot b' - d_{bt} (b' + a')}$$

M <sub>apanc</sub> =	519.93 [tonf-m]
----------------------	-----------------

e) Determinación Momento por Fractura de Pernos al Corte

L <sub>TF1</sub>	M <sub>corte</sub> [tonf-m]
1.0973	693.94

$$M_{shear\ bolt} = 2N \cdot A_b \cdot F_{nv} \cdot d_b \cdot L_{TF1}$$

$$L_{TF1} = \frac{L - d_c}{L - d_c - (2S_1 + S_3)}$$

f) Determinación Momento por Fractura área neta

$$M_{FAN} = F_{uT} (w_{eff} - 2[d_{bt} + 0.159]t_{stem}[d_b + t_{stem}])L_{TF2}$$

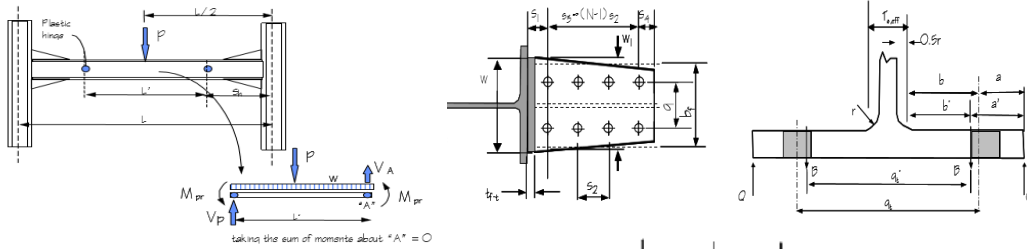
$$L_{TF2} = \frac{L - d_c}{L - d_c - 2S_1}$$

$L_{TF2}$	$M_{F.A.N}$ [tonf-m]
1.0342	433.09

g) Determinación Momento por Bloque de Corte

$0.6F_u A_{nv}$ [tonf]	$F_u A_{nt}$ [tonf]	$0.6F_y A_{gv}$ [tonf]	$M_{bc}$ [tonf-m]
413.68	115.50	382.46	461.6

**Especimen DBT 16**



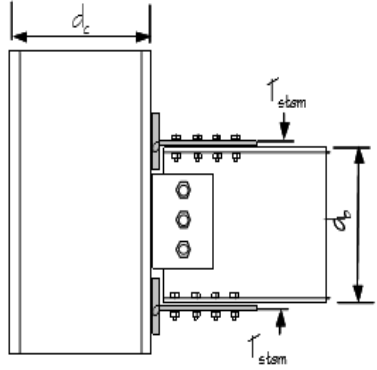
Datos Generales	
$t_{stem}$	2.4 [cm]
$t_{fl}$	2.4 [cm]
$S_1$	12.4 [cm]
$S_2$	11.5 [cm]
N	4 pernos
$S_3$	34.5 [cm]
$S_4$	4.8 [cm]
$L_{T Stub}$	51.7 [cm]
$d_c$	90 [cm]
$S_h$	96.7 [cm]
L	900 [cm]
$L'$	706.6 [cm]
w	54 [cm]
a	3 [in]
soldadura	2 [cm]
$a'$	9.60 [cm]
H	31 [cm]
$b'$	2.70 [cm]
g	16 [cm]
$N_{tb}$	8 pernos
$\phi_{bt}$	1.5 [in]

Geometría Viga W36x194	
$d_b$	92.7 [cm]
b	30.8 [cm]
$t_f$	3.2 [cm]
$t_w$	1.94 [cm]
Zx	12433 [cm <sup>3</sup> ]
Sx	10762 [cm <sup>3</sup> ]

Material Viga ASTM A 36	
$F_y$	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
$F_u$	4000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material T Stub	
$F_y$	3200 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
$F_u$	4800 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material Perno ASTM A 490	
$F_{nv}$	7480 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
$F_{nt}$	12460 [kgf/cm <sup>2</sup> ]



a) Determinación de Mpr y Vp

$M_p = F_y \cdot Z_x$ [tonf-m]	$C_{pr}$	$R_y$	$M_{pr} = C_{pr} \cdot R_y \cdot N_q$ [tonf-m]	$V_p$ [tonf]
310.8	1.2	1.3	484.9	3.28
				148.8

b) Determinación Momento Rotula Plástica Viga

$M_f$ [tonf-m]	$C_y$	$M_{rotula}$ [tonf-m]
561.8	0.72	486.3

c) Determinación Momento de Fractura de Pernos a Tensión

$$M_{F.P.T} = N_{tb} (d_b + t_{stem}) \left[ f_{nt} \cdot A_b + \frac{w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2}{16 \cdot a'} \right] \frac{a'}{a' + b'}$$

$M_{F.P.T} =$	882.38 [tonf-m]
---------------	-----------------

d) Determinación Momento de falla por palanca

$$M_{apanc} = \frac{\left[ 2a' - \frac{d_{bt}}{4} \right] w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2 (d_b - t_{stem})}{4a' \cdot b' - d_{bt}(b' + a')}$$

$M_{apanc} =$	289.41 [tonf-m]
---------------	-----------------

e) Determinación Momento por Fractura de Pernos al Corte

$L_{TF1}$	$M_{corte}$ [tonf-m]
1.0790	682.39

$$M_{shear bolt} = 2N \cdot A_b \cdot F_{nv} \cdot d_b \cdot L_{TF1}$$

$$L_{TF1} = \frac{L - d_c}{L - d_c - (2S_1 + S_3)}$$

f) Determinación Momento por Fractura área neta

$$M_{FAN} = F_{uT} (w_{eff} - 2[d_{bt} + 0.159]t_{stem}[d_b + t_{stem}])L_{TF2}$$

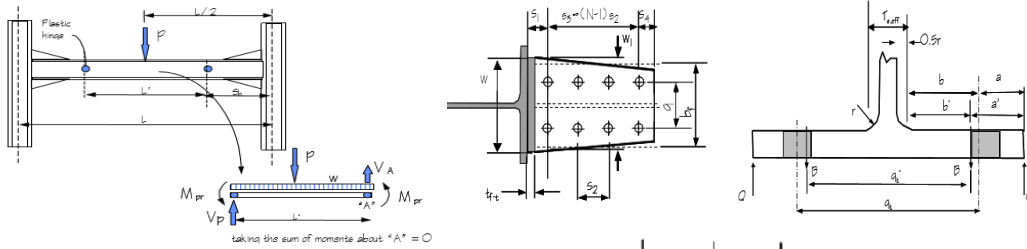
$$L_{TF2} = \frac{L - d_c}{L - d_c - 2S_1}$$

$L_{TF2}$	$M_{F.A.N}$ [tonf-m]
1.0316	520.57

g) Determinación Momento por Bloque de Corte

$0.6F_u * A_{nv}$ [tonf]	$F_u * A_{nt}$ [tonf]	$0.6F_y * A_{gv}$ [tonf]	$M_{bc}$ [tonf-m]
351.26	138.60	362.19	454.1

**Especimen DBT 17**



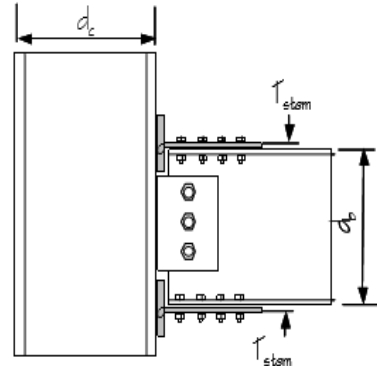
Datos Generales	
t <sub>stem</sub> =	2.8 [cm]
t <sub>fl</sub> =	2.8 [cm]
S <sub>1</sub> =	12.8 [cm]
S <sub>2</sub> =	14 [cm]
N	4 pernos
S <sub>3</sub> =	42 [cm]
S <sub>4</sub> =	4.8 [cm]
L <sub>T Stub</sub> =	59.6 [cm]
d <sub>c</sub> =	90 [cm]
S <sub>h</sub> =	104.6 [cm]
L=	900 [cm]
L'=	690.8 [cm]
w=	54 [cm]
a=	3 [in]
soldadura=	1.6 [cm]
a'=	9.60 [cm]
H=	29 [cm]
b'=	1.90 [cm]
g=	16 [cm]
N <sub>tb</sub> =	8 pernos
φ <sub>bt</sub> =	1.5 [in]

Geometría Viga W36x182	
d <sub>b</sub> =	92.3 [cm]
b=	30.7 [cm]
t <sub>f</sub> =	3 [cm]
t <sub>w</sub> =	1.84 [cm]
Z <sub>x</sub> =	11650 [cm <sup>3</sup> ]
S <sub>x</sub> =	10096 [cm <sup>3</sup> ]

Material Viga ASTM A 36	
F <sub>y</sub> =	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>u</sub> =	4000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material T Stub	
F <sub>y</sub> =	3200 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>u</sub> =	4800 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material Perno ASTM A 490	
F <sub>nv</sub> =	7480 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>nt</sub> =	12460 [kgf/cm <sup>2</sup> ]



a) Determinación de M<sub>pr</sub> y V<sub>p</sub>

M <sub>p</sub> =F <sub>y</sub> ·Z <sub>x</sub> [tonf-m]	C <sub>pr</sub>	R <sub>y</sub>	M <sub>pr</sub> =C <sub>pr</sub> ·R <sub>y</sub> ·N <sub>q</sub> [tonf-m]	V <sub>p</sub> [tonf]
291.3	1.2	1.3	454.4	3.26
				142.8

b) Determinación Momento Rotula Plástica Viga

M <sub>f</sub> [tonf-m]	C <sub>y</sub>	M <sub>rotula</sub> [tonf-m]
539.5	0.72	467.5

c) Determinación Momento de Fractura de Pernos a Tensión

$$M_{F.P.T} = N_{tb} (d_b + t_{stem}) \left[ f_{nt} \cdot A_b + \frac{w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2}{16 \cdot a'} \right] \frac{a'}{a' + b'}$$

M <sub>F.P.T</sub> =	958.63 [tonf-m]
----------------------	-----------------

d) Determinación Momento de falla por palanca

$$M_{apanc} = \frac{\left[ 2a' - \frac{d_{bs}}{4} \right] w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2 (d_b - t_{stem})}{4a' \cdot b' - d_{bt} (b' + a')}$$

M <sub>apanc</sub> =	763.03 [tonf-m]
----------------------	-----------------

e) Determinación Momento por Fractura de Pernos al Corte

L <sub>TF1</sub>	M <sub>corte</sub> [tonf-m]
1.0911	687.04

$$M_{shear\ bolt} = 2N \cdot A_b \cdot F_{nv} \cdot d_b \cdot L_{TF1}$$

$$L_{TF1} = \frac{L - d_c}{L - d_c - (2S_1 + S_3)}$$

f) Determinación Momento por Fractura área neta

$$M_{FAN} = F_{uT} (w_{eff} - 2[d_{bt} + 0.159]t_{stem}[d_b + t_{stem}])L_{TF2}$$

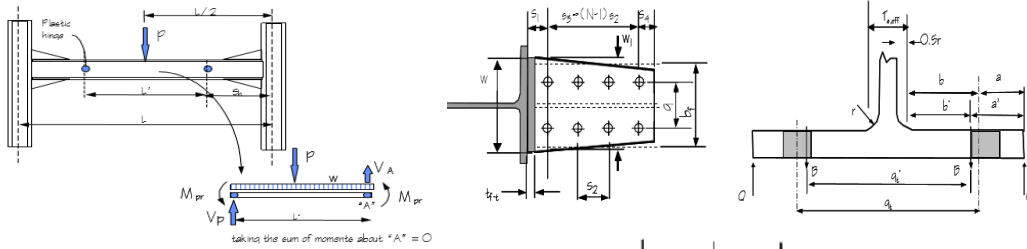
$$L_{TF2} = \frac{L - d_c}{L - d_c - 2S_1}$$

$L_{TF2}$	$M_{F.A.N}$ [tonf-m]
1.0326	607.95

g) Determinación Momento por Bloque de Corte

$0.6F_u * A_{nv}$ [tonf]	$F_u * A_{nt}$ [tonf]	$0.6F_y * A_{gv}$ [tonf]	$M_{bc}$ [tonf-m]
530.76	161.70	503.19	613.7

**Especimen DBT 18**



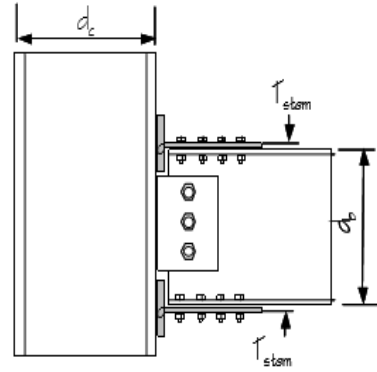
Datos Generales	
$t_{stem}$	1.8 [cm]
$t_{fl}$	3 [cm]
$S_1$	13 [cm]
$S_2$	15 [cm]
$N$	4 pernos
$S_3$	45 [cm]
$S_4$	4.8 [cm]
$L_{T Stub}$	62.8 [cm]
$d_c$	90 [cm]
$S_h$	107.8 [cm]
$L$	900 [cm]
$L'$	684.4 [cm]
$w$	54 [cm]
$a$	3 [in]
soldadura	1.6 [cm]
$a'$	9.60 [cm]
$H$	30 [cm]
$b'$	2.90 [cm]
$g$	16 [cm]
$N_{ib}$	8 pernos
$\phi_{bit}$	1.5 [in]

Geometría Viga W36x182	
$d_b$	92.3 [cm]
$b$	30.7 [cm]
$t_f$	3 [cm]
$t_w$	1.84 [cm]
$Z_x$	11650 [cm <sup>3</sup> ]
$S_x$	10096 [cm <sup>3</sup> ]

Material Viga ASTM A 36	
$F_y$	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
$F_u$	4000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material T Stub	
$F_y$	3200 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
$F_u$	4800 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material Perno ASTM A 490	
$F_{nv}$	7480 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
$F_{nt}$	12460 [kgf/cm <sup>2</sup> ]



a) Determinación de Mpr y Vp

$M_p = F_y \cdot Z_x$ [tonf-m]	$C_{pr}$	$R_y$	$M_{pr} = C_{pr} \cdot R_y \cdot N_q$ [tonf-m]	$V_p$ [tonf]
291.3	1.2	1.3	454.4	3.26
				143.9

b) Determinación Momento Rotula Plástica Viga

$M_f$ [tonf-m]	$C_y$	$M_{rotula}$ [tonf-m]
544.8	0.72	472.1

c) Determinación Momento de Fractura de Pernos a Tensión

$$M_{F.P.T} = N_{ib} (d_b + t_{stem}) \left[ f_{nt} \cdot A_b + \frac{w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2}{16 \cdot a'} \right] \frac{a'}{a' + b'}$$

$M_{F.P.T} =$	880.21 [tonf-m]
---------------	-----------------

d) Determinación Momento de falla por palanca

$$M_{apanc} = \frac{\left[ 2a' - \frac{d_{bs}}{4} \right] w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2 (d_b - t_{stem})}{4a' \cdot b' - d_{bc} (b' + a')}$$

$M_{apanc} =$	403.90 [tonf-m]
---------------	-----------------

e) Determinación Momento por Fractura de Pernos al Corte

$L_{TF1}$	$M_{corte}$ [tonf-m]
1.0961	690.20

$$M_{shear bolt} = 2N \cdot A_b \cdot F_{nv} \cdot d_b \cdot L_{TF1}$$

$$L_{TF1} = \frac{L - d_c}{L - d_c - (2S_1 + S_3)}$$



f) Determinación Momento por Fractura área neta

$$M_{FAN} = F_{uT} (w_{eff} - 2[d_{bt} + 0.159]t_{stem}[d_b + t_{stem}])L_{TF2}$$

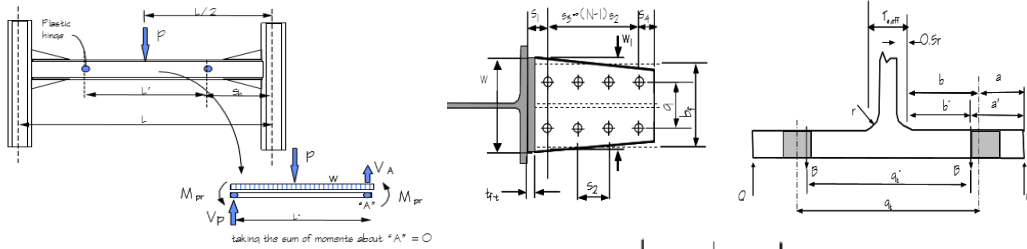
$$L_{TF2} = \frac{L - d_c}{L - d_c - 2S_1}$$

$L_{TF2}$	$M_{F.A.N}$ [tonf-m]
1.0332	386.91

g) Determinación Momento por Bloque de Corte

$0.6F_u A_{nv}$ [tonf]	$F_u A_{nt}$ [tonf]	$0.6F_y A_{gv}$ [tonf]	$M_{bc}$ [tonf-m]
372.31	103.95	344.22	413.7

**Especimen DBT 19**



Datos Generales	
$t_{stem}$	1.8 [cm]
$t_{fl}$	3 [cm]
$S_1$	13 [cm]
$S_2$	11.5 [cm]
N	4 pernos
$S_3$	34.5 [cm]
$S_4$	4.8 [cm]
$L_{T Stub}$	52.3 [cm]
$d_c$	90 [cm]
$S_h$	97.3 [cm]
L	900 [cm]
$L'$	705.4 [cm]
w	54 [cm]
a	3 [in]
soldadura	1.6 [cm]
$a'$	9.60 [cm]
H	30 [cm]
$b'$	2.90 [cm]
g	16 [cm]
$N_{ib}$	8 pernos
$\phi_{bit}$	1.5 [in]

Geometría Viga W36x182	
$d_b$	92.3 [cm]
b	30.7 [cm]
$t_f$	3 [cm]
$t_w$	1.84 [cm]
Zx	11650 [cm <sup>3</sup> ]
Sx	10096 [cm <sup>3</sup> ]

Material Viga ASTM A 36	
$F_y$	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
$F_u$	4000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material T Stub	
$F_y$	3200 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
$F_u$	4800 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material Perno ASTM A 490	
$F_{nv}$	7480 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
$F_{nt}$	12460 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

a) Determinación de Mpr y Vp

$M_p = F_y \cdot Z_x$ [tonf-m]	$C_{pr}$	$R_y$	$M_{pr} = C_{pr} \cdot R_y \cdot N_q$ [tonf-m]	$V_p$ [tonf]
291.3	1.2	1.3	454.4	3.26
				140.3

b) Determinación Momento Rotula Plástica Viga

$M_f$ [tonf-m]	$C_y$	$M_{rotula}$ [tonf-m]
527.8	0.72	457.3

c) Determinación Momento de Fractura de Pernos a Tensión

$$M_{F.P.T} = N_{ib} (d_b + t_{stem}) \left[ f_{nt} \cdot A_b + \frac{w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2}{16 \cdot a'} \right] \frac{a'}{a' + b'}$$

$M_{F.P.T}$	880.21 [tonf-m]
-------------	-----------------

d) Determinación Momento de falla por palanca

$$M_{apanc} = \frac{\left[ 2a' - \frac{d_{bs}}{4} \right] w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2 (d_b - t_{stem})}{4a' \cdot b' - d_{bc} (b' + a')}$$

$M_{apanc}$	403.90 [tonf-m]
-------------	-----------------

e) Determinación Momento por Fractura de Pernos al Corte

$L_{TF1}$	$M_{corte}$ [tonf-m]
1.0807	680.53

$$M_{shear bolt} = 2N \cdot A_b \cdot F_{nv} \cdot d_b \cdot L_{TF1}$$

$$L_{TF1} = \frac{L - d_c}{L - d_c - (2S_1 + S_3)}$$

f) Determinación Momento por Fractura área neta

$$M_{FAN} = F_{uT} (w_{eff} - 2[d_{bt} + 0.159]t_{stem}[d_b + t_{stem}])L_{TF2}$$

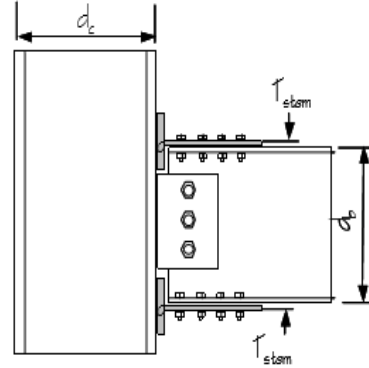
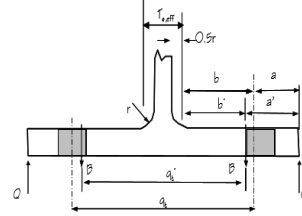
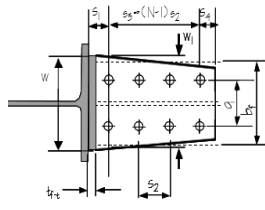
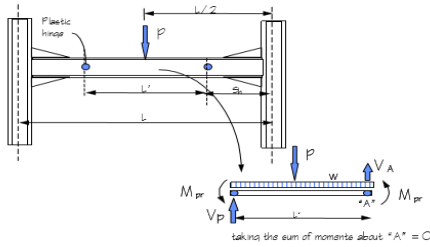
$$L_{TF2} = \frac{L - d_c}{L - d_c - 2S_1}$$

$L_{TF2}$	$M_{F.A.N}$ [tonf-m]
1.0332	386.91

g) Determinación Momento por Bloque de Corte

$0.6F_u * A_{nv}$ [tonf]	$F_u * A_{nt}$ [tonf]	$0.6F_y * A_{gv}$ [tonf]	$M_{bc}$ [tonf-m]
263.44	103.95	271.64	339.1

**Especimen DBT 20**



Datos Generales	
t <sub>stem</sub> =	1.8 [cm]
t <sub>fl</sub> =	2.3 [cm]
S <sub>1</sub> =	12.3 [cm]
S <sub>2</sub> =	11.5 [cm]
N	4 pernos
S <sub>3</sub> =	34.5 [cm]
S <sub>4</sub> =	4.8 [cm]
L <sub>T Stub</sub> =	51.6 [cm]
d <sub>c</sub> =	90 [cm]
S <sub>h</sub> =	96.6 [cm]
L=	900 [cm]
L'=	706.8 [cm]
w=	54 [cm]
a=	3 [in]
soldadura=	1.6 [cm]
a'=	9.60 [cm]
H=	30 [cm]
b'=	2.90 [cm]
g=	16 [cm]
N <sub>tb</sub> =	8 pernos
φ <sub>bt</sub> =	1.5 [in]

Geometría Viga W36x182	
d <sub>b</sub> =	92.3 [cm]
b=	30.7 [cm]
t <sub>f</sub> =	3 [cm]
t <sub>w</sub> =	1.84 [cm]
Z <sub>x</sub> =	11650 [cm <sup>3</sup> ]
S <sub>x</sub> =	10096 [cm <sup>3</sup> ]

Material Viga ASTM A 36	
F <sub>y</sub> =	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>u</sub> =	4000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material T Stub	
F <sub>y</sub> =	3200 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>u</sub> =	4800 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material Perno ASTM A 490	
F <sub>nv</sub> =	7480 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>nt</sub> =	12460 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

a) Determinación de M<sub>pr</sub> y V<sub>p</sub>

M <sub>p</sub> =F <sub>y</sub> *Z <sub>x</sub>	C <sub>pr</sub>	R <sub>y</sub>	M <sub>pr</sub> =C <sub>pr</sub> *R <sub>y</sub> *Nq	V <sub>p</sub>
[tonf-m]			[tonf-m]	[tonf]
291.3	1.2	1.3	454.4	3.26
				140.1

b) Determinación Momento Rotula Plástica Viga

M <sub>f</sub>	C <sub>y</sub>	M <sub>rotula</sub>
[tonf-m]		[tonf-m]
526.7	0.72	456.4

c) Determinación Momento de Fractura de Pernos a Tensión

$$M_{F.P.T} = N_{tb} (d_b + t_{stem}) \left[ f_{nt} \cdot A_b + \frac{w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2}{16 \cdot a'} \right] \frac{a'}{a' + b'}$$

M <sub>F.P.T</sub> =	856.08 [tonf-m]
----------------------	-----------------

d) Determinación Momento de falla por palanca

$$M_{apanc} = \frac{\left[ 2a' - \frac{d_{bt}}{4} \right] w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2 (d_b - t_{stem})}{4a' \cdot b' - d_{bt} (b' + a')}$$

M <sub>apanc</sub> =	237.40 [tonf-m]
----------------------	-----------------

e) Determinación Momento por Fractura de Pernos al Corte

L <sub>TF1</sub>	M <sub>corte</sub>
	[tonf-m]
1.0787	679.26

$$M_{shear\ bolt} = 2N \cdot A_b \cdot F_{nv} \cdot d_b \cdot L_{TF1}$$

$$L_{TF1} = \frac{L - d_c}{L - d_c - (2S_1 + S_3)}$$

f) Determinación Momento por Fractura área neta

$$M_{FAN} = F_{uT} (w_{eff} - 2[d_{bt} + 0.159]t_{stem}[d_b + t_{stem}])L_{TF2}$$

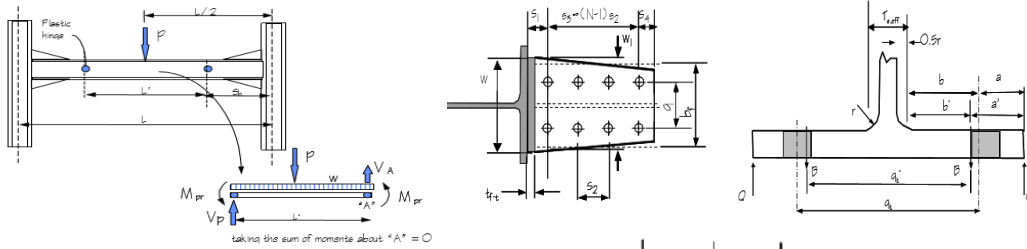
$$L_{TF2} = \frac{L - d_c}{L - d_c - 2S_1}$$

$L_{TF2}$	$M_{F.A.N}$ [tonf-m]
1.0313	386.22

g) Determinación Momento por Bloque de Corte

$0.6F_u A_{nv}$ [tonf]	$F_u A_{nt}$ [tonf]	$0.6F_y A_{gv}$ [tonf]	$M_{bc}$ [tonf-m]
263.44	103.95	271.64	339.1

**Especimen DBT 21**



Datos Generales	
$t_{stem}$	2 [cm]
$t_{fl}$	2.6 [cm]
$S_1$	12.6 [cm]
$S_2$	11.5 [cm]
N	4 pernos
$S_3$	34.5 [cm]
$S_4$	4.8 [cm]
$L_{T Stub}$	51.9 [cm]
$d_c$	90 [cm]
$S_h$	96.9 [cm]
L	900 [cm]
$L'$	706.2 [cm]
w	54 [cm]
a	3 [in]
soldadura	1.2 [cm]
$a'$	9.60 [cm]
H	28 [cm]
$b'$	2.20 [cm]
g	16 [cm]
$N_{tb}$	8 pernos
$\phi_{bit}$	1.5 [in]

Geometría Viga W33x118	
$d_b$	83.5 [cm]
b	29.2 [cm]
$t_f$	1.88 [cm]
$t_w$	1.4 [cm]
Zx	6706 [cm <sup>3</sup> ]
Sx	5797 [cm <sup>3</sup> ]

Material Viga ASTM A 36	
$F_y$	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
$F_u$	4000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material T Stub	
$F_y$	3200 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
$F_u$	4800 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material Perno ASTM A 490	
$F_{nv}$	7480 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
$F_{nt}$	12460 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

a) Determinación de Mpr y Vp

$M_p = F_y \cdot Z_x$ [tonf-m]	$C_{pr}$	$R_y$	$M_{pr} = C_{pr} \cdot R_y \cdot N_q$ [tonf-m]	$V_p$ [tonf]
167.7	1.2	1.3	261.5	85.2

b) Determinación Momento Rotula Plástica Viga

$M_f$ [tonf-m]	$C_y$	$M_{rotula}$ [tonf-m]
305.8	0.72	264.3

c) Determinación Momento de Fractura de Pernos a Tensión

$$M_{F.P.T} = N_{tb} (d_b + t_{stem}) \left[ f_{nt} \cdot A_b + \frac{w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2}{16 \cdot a'} \right] \frac{a'}{a' + b'}$$

$M_{F.P.T} =$	833.18 [tonf-m]
---------------	-----------------

d) Determinación Momento de falla por palanca

$$M_{apanc} = \frac{\left[ 2a' - \frac{d_{bs}}{4} \right] w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2 (d_b - t_{stem})}{4a' \cdot b' - d_{bc} (b' + a')}$$

$M_{apanc} =$	441.21 [tonf-m]
---------------	-----------------

e) Determinación Momento por Fractura de Pernos al Corte

$L_{TF1}$	$M_{corte}$ [tonf-m]
1.0796	614.99

$$M_{shear bolt} = 2N \cdot A_b \cdot F_{nv} \cdot d_b \cdot L_{TF1}$$

$$L_{TF1} = \frac{L - d_c}{L - d_c - (2S_1 + S_3)}$$

f) Determinación Momento por Fractura área neta

$$M_{FAN} = F_{uT} (w_{eff} - 2[d_{bt} + 0.159]t_{stem}[d_b + t_{stem}])L_{TF2}$$

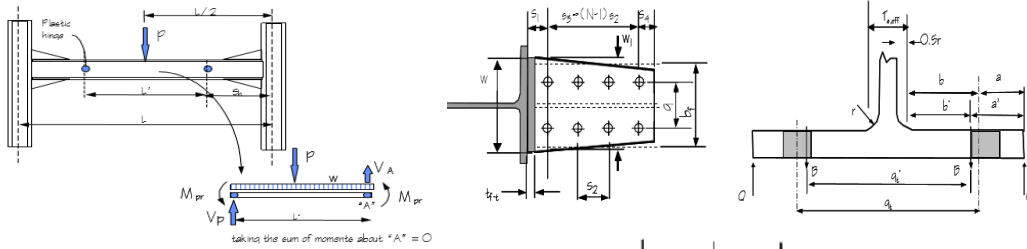
$$L_{TF2} = \frac{L - d_c}{L - d_c - 2S_1}$$

$L_{TF2}$	$M_{F.A.N}$ [tonf-m]
1.0321	390.22

g) Determinación Momento por Bloque de Corte

$0.6F_u * A_{nv}$ [tonf]	$F_u * A_{nt}$ [tonf]	$0.6F_y * A_{gv}$ [tonf]	$M_{bc}$ [tonf-m]
292.72	115.50	301.82	340.9

**Especimen DBT 22**



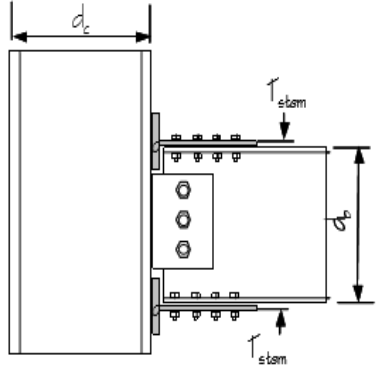
Datos Generales	
t <sub>stem</sub> =	1.2 [cm]
t <sub>fl</sub> =	3 [cm]
S <sub>1</sub> =	13 [cm]
S <sub>2</sub> =	15 [cm]
N	4 pernos
S <sub>3</sub> =	45 [cm]
S <sub>4</sub> =	4.8 [cm]
L <sub>T Stub</sub> =	62.8 [cm]
d <sub>c</sub> =	90 [cm]
S <sub>h</sub> =	107.8 [cm]
L=	900 [cm]
L'=	684.4 [cm]
w=	54 [cm]
a=	3 [in]
soldadura=	1.2 [cm]
a'=	9.60 [cm]
H=	29 [cm]
b'=	3.10 [cm]
g=	16 [cm]
N <sub>tb</sub> =	8 pernos
φ <sub>bit</sub> =	1.5 [in]

Geometría Viga W33x118	
d <sub>b</sub> =	83.5 [cm]
b=	29.2 [cm]
t <sub>f</sub> =	1.88 [cm]
t <sub>w</sub> =	1.4 [cm]
Z <sub>x</sub> =	6706 [cm <sup>3</sup> ]
S <sub>x</sub> =	5797 [cm <sup>3</sup> ]

Material Viga ASTM A 36	
F <sub>y</sub> =	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>u</sub> =	4000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material T Stub	
F <sub>y</sub> =	3200 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>u</sub> =	4800 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material Perno ASTM A 490	
F <sub>nv</sub> =	7480 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>nt</sub> =	12460 [kgf/cm <sup>2</sup> ]



a) Determinación de Mpr y Vp

M <sub>p</sub> =F <sub>y</sub> ·Z <sub>x</sub> [tonf-m]	C <sub>pr</sub>	R <sub>y</sub>	M <sub>pr</sub> =C <sub>pr</sub> ·R <sub>y</sub> ·N <sub>q</sub> [tonf-m]	V <sub>p</sub> [tonf]
167.7	1.2	1.3	261.5	87.3

b) Determinación Momento Rotula Plástica Viga

M <sub>f</sub> [tonf-m]	C <sub>y</sub>	M <sub>rotula</sub> [tonf-m]
316.3	0.72	273.5

c) Determinación Momento de Fractura de Pernos a Tensión

$$M_{F.P.T} = N_{tb} (d_b + t_{stem}) \left[ f_{nt} \cdot A_b + \frac{w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2}{16 \cdot a'} \right] \frac{a'}{a' + b'}$$

M <sub>F.P.T</sub> =	779.80 [tonf-m]
----------------------	-----------------

d) Determinación Momento de falla por palanca

$$M_{apanc} = \frac{\left[ 2a' - \frac{d_{bs}}{4} \right] w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2 (d_b - t_{stem})}{4a' \cdot b' - d_{bc} (b' + a')}$$

M <sub>apanc</sub> =	331.26 [tonf-m]
----------------------	-----------------

e) Determinación Momento por Fractura de Pernos al Corte

$$M_{shear\ bolt} = 2N \cdot A_b \cdot F_{nv} \cdot d_b \cdot L_{TF1}$$

$$L_{TF1} = \frac{L - d_c}{L - d_c - (2S_1 + S_3)}$$

L <sub>TF1</sub>	M <sub>corte</sub> [tonf-m]
1.0961	624.39



f) Determinación Momento por Fractura área neta

$$M_{FAN} = F_{uT} (w_{eff} - 2[d_{bt} + 0.159]t_{stem}[d_b + t_{stem}])L_{TF2}$$

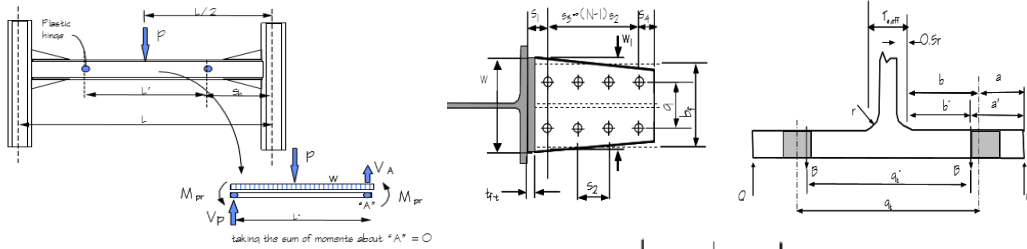
$$L_{TF2} = \frac{L - d_c}{L - d_c - 2S_1}$$

$L_{TF2}$	$M_{F.A.N}$ [tonf-m]
1.0332	232.18

g) Determinación Momento por Bloque de Corte

$0.6F_u A_{nv}$ [tonf]	$F_u A_{nt}$ [tonf]	$0.6F_y A_{gv}$ [tonf]	$M_{bc}$ [tonf-m]
248.21	69.30	229.48	249.5

**Especimen DBT 23**



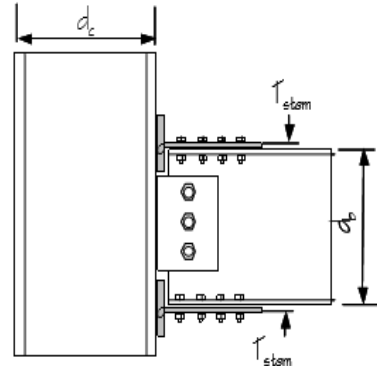
Datos Generales	
t <sub>stem</sub> =	1.4 [cm]
t <sub>fl</sub> =	3 [cm]
S <sub>1</sub> =	13 [cm]
S <sub>2</sub> =	11.5 [cm]
N	4 pernos
S <sub>3</sub> =	34.5 [cm]
S <sub>4</sub> =	4.8 [cm]
L <sub>T Stub</sub> =	52.3 [cm]
d <sub>c</sub> =	90 [cm]
S <sub>h</sub> =	97.3 [cm]
L=	900 [cm]
L'=	705.4 [cm]
w=	54 [cm]
a=	3 [in]
soldadura=	1.2 [cm]
a'=	9.60 [cm]
H=	29 [cm]
b'=	3.00 [cm]
g=	16 [cm]
N <sub>tb</sub> =	8 pernos
φ <sub>bt</sub> =	1.5 [in]

Geometría Viga W33x118	
d <sub>b</sub> =	83.5 [cm]
b=	29.2 [cm]
t <sub>f</sub> =	1.88 [cm]
t <sub>w</sub> =	1.4 [cm]
Z <sub>x</sub> =	6706 [cm <sup>3</sup> ]
S <sub>x</sub> =	5797 [cm <sup>3</sup> ]

Material Viga ASTM A 36	
F <sub>y</sub> =	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>u</sub> =	4000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material T Stub	
F <sub>y</sub> =	3200 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>u</sub> =	4800 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material Perno ASTM A 490	
F <sub>nv</sub> =	7480 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>nt</sub> =	12460 [kgf/cm <sup>2</sup> ]



a) Determinación de M<sub>pr</sub> y V<sub>p</sub>

M <sub>p</sub> =F <sub>y</sub> ·Z <sub>x</sub> [tonf-m]	C <sub>pr</sub>	R <sub>y</sub>	M <sub>pr</sub> =C <sub>pr</sub> ·R <sub>y</sub> ·N <sub>q</sub> [tonf-m]	V <sub>p</sub> [tonf]
167.7	1.2	1.3	261.5	3.17
				85.3

b) Determinación Momento Rotula Plástica Viga

M <sub>f</sub> [tonf-m]	C <sub>y</sub>	M <sub>rotula</sub> [tonf-m]
306.2	0.72	264.7

c) Determinación Momento de Fractura de Pernos a Tensión

$$M_{F.P.T} = N_{tb} (d_b + t_{stem}) \left[ f_{nt} \cdot A_b + \frac{w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2}{16 \cdot a'} \right] \frac{a'}{a' + b'}$$

M <sub>F.P.T</sub> =	787.85 [tonf-m]
----------------------	-----------------

d) Determinación Momento de falla por palanca

$$M_{apanc} = \frac{\left[ 2a' - \frac{d_{bs}}{4} \right] w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2 (d_b - t_{stem})}{4a' \cdot b' - d_{bt} (b' + a')}$$

M <sub>apanc</sub> =	347.50 [tonf-m]
----------------------	-----------------

e) Determinación Momento por Fractura de Pernos al Corte

L <sub>TF1</sub>	M <sub>corte</sub> [tonf-m]
1.0807	615.65

$$M_{shear\ bolt} = 2N \cdot A_b \cdot F_{nv} \cdot d_b \cdot L_{TF1}$$

$$L_{TF1} = \frac{L - d_c}{L - d_c - (2S_1 + S_3)}$$

f) Determinación Momento por Fractura área neta

$$M_{FAN} = F_{uT} (w_{eff} - 2[d_{bt} + 0.159]t_{stem}[d_b + t_{stem}])L_{TF2}$$

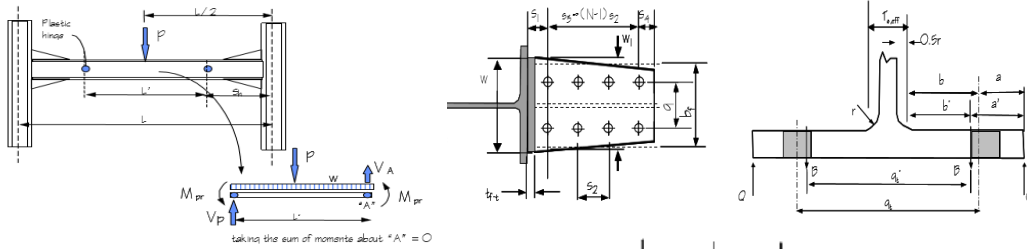
$$L_{TF2} = \frac{L - d_c}{L - d_c - 2S_1}$$

$L_{TF2}$	$M_{F.A.N}$ [tonf-m]
1.0332	271.51

g) Determinación Momento por Bloque de Corte

$0.6F_u A_{nv}$ [tonf]	$F_u A_{nt}$ [tonf]	$0.6F_y A_{gv}$ [tonf]	$M_{bc}$ [tonf-m]
204.90	80.85	211.28	238.6

**Especimen DBT 24**



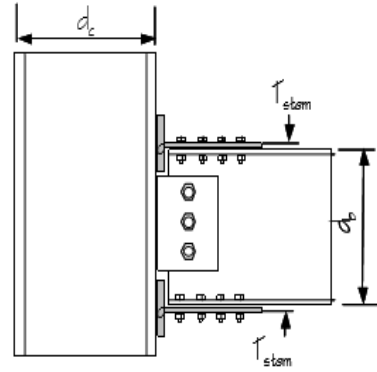
Datos Generales	
$t_{stem}$	1.6 [cm]
$t_{fl}$	1.8 [cm]
$S_1$	11.8 [cm]
$S_2$	11.5 [cm]
$N$	4 pernos
$S_3$	34.5 [cm]
$S_4$	4.8 [cm]
$L_{T Stub}$	51.1 [cm]
$d_c$	90 [cm]
$S_h$	96.1 [cm]
$L$	900 [cm]
$L'$	707.8 [cm]
$w$	54 [cm]
$a$	3 [in]
soldadura	1.2 [cm]
$a'$	9.60 [cm]
$H$	29 [cm]
$b'$	2.90 [cm]
$g$	16 [cm]
$N_{ib}$	8 pernos
$\phi_{bit}$	1.5 [in]

Geometría Viga W33x118	
$d_b$	83.5 [cm]
$b$	29.2 [cm]
$t_f$	1.88 [cm]
$t_w$	1.4 [cm]
$Z_x$	6706 [cm <sup>3</sup> ]
$S_x$	5797 [cm <sup>3</sup> ]

Material Viga ASTM A 36	
$F_y$	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
$F_u$	4000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material T Stub	
$F_y$	3200 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
$F_u$	4800 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Material Perno ASTM A 490	
$F_{nv}$	7480 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
$F_{nt}$	12460 [kgf/cm <sup>2</sup> ]



a) Determinación de  $M_{pr}$  y  $V_p$

$M_p = F_y \cdot Z_x$ [tonf-m]	$C_{pr}$	$R_y$	$M_{pr} = C_{pr} \cdot R_y \cdot N_q$ [tonf-m]	$V_p$ [tonf]
167.7	1.2	1.3	261.5	85.1

b) Determinación Momento Rotula Plástica Viga

$M_f$ [tonf-m]	$C_y$	$M_{rotula}$ [tonf-m]
305.0	0.72	263.7

c) Determinación Momento de Fractura de Pernos a Tensión

$$M_{F.P.T} = N_{ib} (d_b + t_{stem}) \left[ f_{nt} \cdot A_b + \frac{w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2}{16 \cdot a'} \right] \frac{a'}{a' + b'}$$

$M_{F.P.T} =$	762.14 [tonf-m]
---------------	-----------------

d) Determinación Momento de falla por palanca

$$M_{apanc} = \frac{\left[ 2a' - \frac{d_{bs}}{4} \right] w \cdot F_{yT} \cdot t_f^2 (d_b - t_{stem})}{4a' \cdot b' - d_{bc} (b' + a')}$$

$M_{apanc} =$	131.59 [tonf-m]
---------------	-----------------

e) Determinación Momento por Fractura de Pernos al Corte

$L_{TF1}$	$M_{corte}$ [tonf-m]
1.0773	613.68

$$M_{shear bolt} = 2N \cdot A_b \cdot F_{nv} \cdot d_b \cdot L_{TF1}$$

$$L_{TF1} = \frac{L - d_c}{L - d_c - (2S_1 + S_3)}$$

f) Determinación Momento por Fractura área neta

$$M_{FAN} = F_{uT} (w_{eff} - 2[d_{bt} + 0.159]t_{stem}[d_b + t_{stem}])L_{TF2}$$

$L_{TF2}$	$M_{F.A.N}$ [tonf-m]
1.0300	310.08

$$L_{TF2} = \frac{L - d_c}{L - d_c - 2S_1}$$

g) Determinación Momento por Bloque de Corte

$0.6F_u * A_{nv}$ [tonf]	$F_u * A_{nt}$ [tonf]	$0.6F_y * A_{gv}$ [tonf]	$M_{bc}$ [tonf-m]
234.17	92.40	241.46	272.7

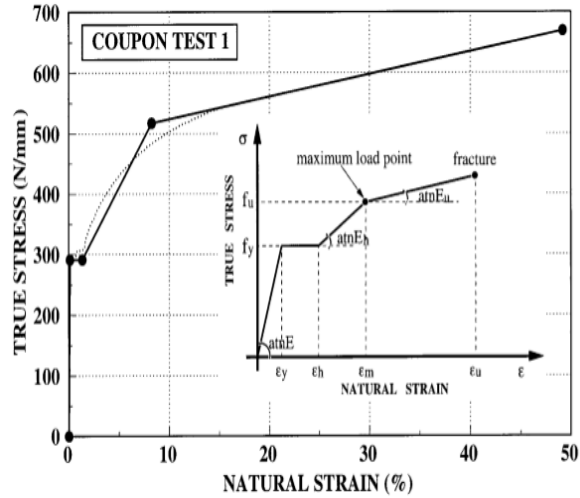
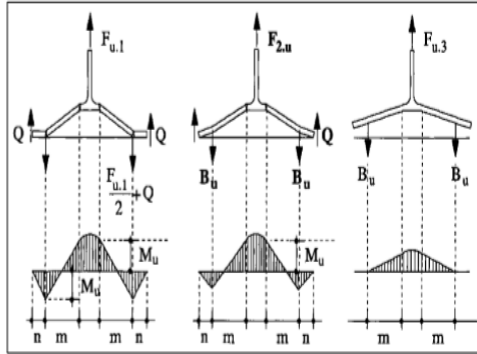
## **Anexo A: Modo de colapso del ala de la conexión**

**Especimen DBT 1**

Datos Geométricos Conexión	
H=	26 [cm]
t <sub>stem</sub> =	2 [cm]
a=	2.8 [in]
soldadura=	1.2 [cm]
φ <sub>ul</sub> =	1.375 [in]
b	44 [cm]
t <sub>f</sub> =	2.4 [cm]

Material ASTM A490	
F <sub>m</sub> =	1246 [MPa]

Material T Stub	
F <sub>y</sub> =	320 [MPa]
E=	200000 [MPa]
F <sub>u</sub> =	480 [MPa]



a) Determinación de β<sub>u, lim</sub>

n	m	λ	d <sub>w</sub> , d <sub>h</sub>	β <sub>u, lim</sub>
[mm]	[mm]		[mm]	
71.12	36.88	1.93	52.4	0.58

$$\beta_{u,lim} = 2 \frac{n}{m(1+\frac{n}{m})} \left[ 1 - \left( 1 + \frac{n}{m} \right) \frac{d_w}{8n} \right]$$

b) Determinación de la capacidad a tracción del perno B<sub>u</sub>

A <sub>b</sub>	B <sub>u</sub>
[mm <sup>2</sup> ]	[N]
958.0	1193660

c) Determinación del Momento de fluencia M<sub>y</sub>  $M_y = \frac{b_{eff} t_f^2}{6} f_y$

b <sub>eff</sub>	M <sub>y</sub>
[mm]	[N-mm]
126	3875635

$$b_{eff} = \min[d_n + 2m; b]$$

d) Determinación del Momento Ultimo M<sub>u</sub>

ε <sub>y</sub>	ε <sub>u</sub>	ε <sub>h</sub>	ε <sub>m</sub>	E <sub>h</sub>	E <sub>u</sub>	χ <sub>y</sub>	χ <sub>u</sub>	χ <sub>h</sub>	χ <sub>m</sub>	M <sub>u</sub>
				[Mpa]	[Mpa]					[N-mm]
0.0016	0.3	0.0122	0.0660	2975	435	0.0001	0.0250	0.0010	0.0055	9729836

$$M_u = \left( \frac{1}{2} \left[ 3 - \left( \frac{\chi_y}{\chi_u} \right)^2 \right] + \frac{1 E_h}{2 E} \left( \frac{\chi_u - \chi_h}{\chi_y} \right) \left( 1 - \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) \right) \left( 2 + \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) - \frac{1 E_h - E_u \chi_u - \chi_m}{2 E} \left( 1 - \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) M_y$$

$$\epsilon_w = \epsilon_i + \frac{(\epsilon_i t_f)}{b_i} \quad \chi_i = \frac{2 \epsilon_i}{t_f}$$

e) Determinación de β<sub>u</sub>

β <sub>u</sub>	OBS
	0.44 flexión plastica ala

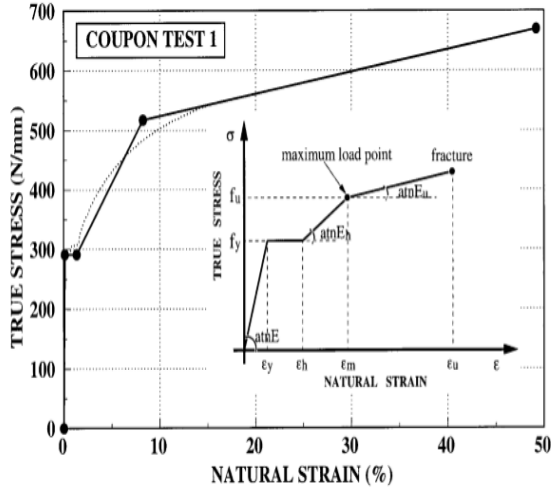
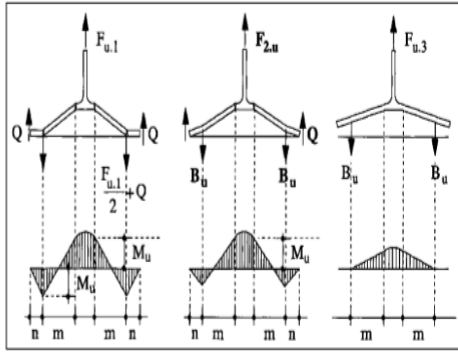
$$\beta_u = \frac{4 M_u}{2 B_u m}$$

**Especimen DBT 2**

Datos Geométricos Conexión	
H=	30 [cm]
t <sub>stem</sub> =	1.2 [cm]
a=	2.8 [in]
soldadura=	1.2 [cm]
φ <sub>ul</sub> =	1.375 [in]
b	44 [cm]
t <sub>t</sub> =	3.6 [cm]

Material ASTM A490	
F <sub>nt</sub> =	1246 [MPa]

Material T Stub	
F <sub>y</sub> =	320 [MPa]
E=	200000 [MPa]
F <sub>u</sub> =	480 [MPa]



a) Determinación de β<sub>u, lim</sub>

n	m	λ	d <sub>w</sub> , d <sub>h</sub>	β <sub>u, lim</sub>	$\beta_{u,lim} = 2 \frac{n}{m(1+\frac{n}{m})} \left[ 1 - \left( 1 + \frac{n}{m} \frac{d_w}{2n} \right) \right]$
[mm]	[mm]		[mm]		
71.12	60.88	1.17	52.4	0.56	

b) Determinación de la capacidad a tracción del perno B<sub>u</sub>

A <sub>0</sub>	B <sub>0</sub>
[mm <sup>2</sup> ]	[N]
958.0	1193660

c) Determinación del Momento de fluencia M<sub>y</sub>

b <sub>eff</sub>	M <sub>y</sub>
[mm]	[N-mm]
174	12037939

$$M_y = \frac{b_{eff}^2}{6} f_y$$

$$b_{eff} = \min(d_h + 2m; b)$$

d) Determinación del Momento Ultimo M<sub>u</sub>

ε <sub>y</sub>	ε <sub>u</sub>	ε <sub>h</sub>	ε <sub>m</sub>	E <sub>n</sub>	E <sub>u</sub>	χ <sub>y</sub>	χ <sub>u</sub>	χ <sub>h</sub>	χ <sub>m</sub>	M <sub>u</sub>	
				[Mpa]	[Mpa]					[N-mm]	
0.0016		0.3	0.0122	0.0660	2975	435	0.0001	0.0167	0.0007	0.0037	30221415

$$M_u = \left( \frac{1}{2} \left[ 3 - \frac{\chi_y^2}{\chi_u} \right] + \frac{1}{2} \frac{E_h}{E} \left( \frac{\chi_u - \chi_h}{\chi_y} \right) \left( 1 - \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) - \frac{1}{2} \frac{E_h - E_u}{E} \frac{\chi_u - \chi_m}{\chi_y} \left( 1 - \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \right) M_y$$

$$\epsilon_h = \epsilon_1 + \frac{(k-b)}{\delta}$$

$$\chi_i = \frac{2s_i}{\epsilon_f}$$

e) Determinación de β<sub>u</sub>

β <sub>u</sub>	OBS
	0.83 flexion ala y fractura perno

$$\beta_u = \frac{4M_u}{2B_u m}$$

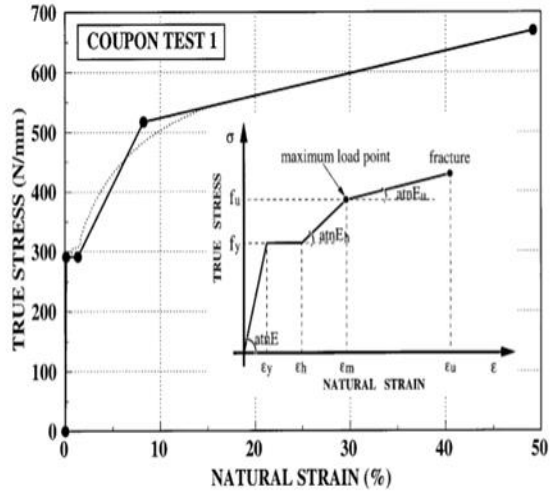
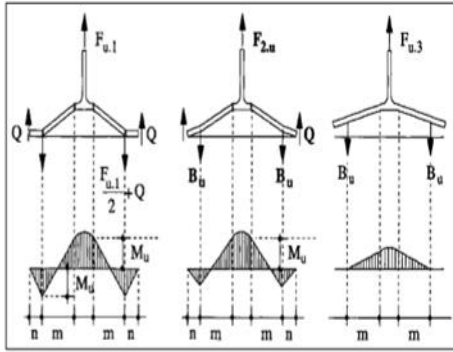


**Especimen DBT3**

Datos Geométricos Conexión	
H=	30 [cm]
t <sub>stem</sub> =	1.2 [cm]
a=	2.8 [in]
soldadura=	1.2 [cm]
φ <sub>u</sub> =	1.375 [in]
b	44 [cm]
t <sub>f</sub> =	3.6 [cm]

Material ASTM A490	
F <sub>u</sub> =	1246 [MPa]

Material T Stub	
F <sub>y</sub> =	320 [MPa]
E=	200000 [MPa]
F <sub>u</sub> =	480 [MPa]



a) Determinación de β<sub>u,lm</sub>

n	m	λ	d <sub>u</sub> , d <sub>h</sub>	β <sub>u,lm</sub>
[mm]	[mm]		[mm]	
71.12	60.88	1.17	52.4	0.56

$$\beta_{u,lm} = 2 \frac{n}{m} \left[ 1 - \left( 1 + \frac{n}{m} \frac{d_u}{b} \right) \right]$$

b) Determinación de la capacidad a tracción del perno B<sub>u</sub>

A <sub>b</sub>	B <sub>u</sub>
[mm <sup>2</sup> ]	[N]
958.0	1193660

c) Determinación del Momento de fluencia M<sub>y</sub>

b <sub>eff</sub>	M <sub>y</sub>
[mm]	[N-mm]
174	12037939

$$M_y = \frac{b_{eff}^2 t_f^2}{6} f_y$$

$$b_{eff} = \min(d_h + 2m; b)$$

d) Determinación del Momento Ultimo M<sub>u</sub>

ε <sub>y</sub>	ε <sub>u</sub>	ε <sub>h</sub>	ε <sub>m</sub>	E <sub>h</sub>	E <sub>u</sub>	χ <sub>y</sub>	χ <sub>u</sub>	χ <sub>h</sub>	χ <sub>m</sub>	M <sub>u</sub>
				[Mpa]	[Mpa]					[N-mm]
0.0016		0.3	0.0122	0.0660	2975	435	0.0001	0.0167	0.0037	30221415

$$M_u = \left( \frac{1}{2} \left[ 3 - \left( \frac{\chi_y}{\chi_u} \right)^2 \right] + \frac{1 E_h}{2 E} \left( \frac{\chi_u - \chi_h}{\chi_y} \right) \right) \left( 1 - \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) - \frac{1 E_h - E_u \chi_u - \chi_m}{2 E} \left( 1 - \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) M_y$$

$$t_u = t_f + \frac{(s-t)}{b}$$

$$\chi_t = \frac{2 \epsilon_t}{t_f}$$

e) Determinación de β<sub>u</sub>

β <sub>u</sub>	OBS
	0.83 flexion al a y fractura perno

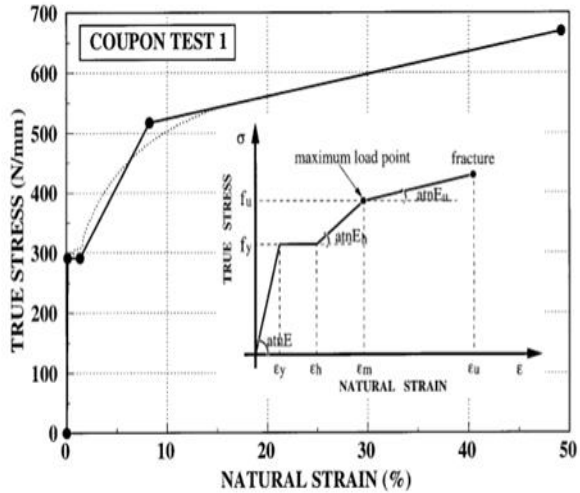
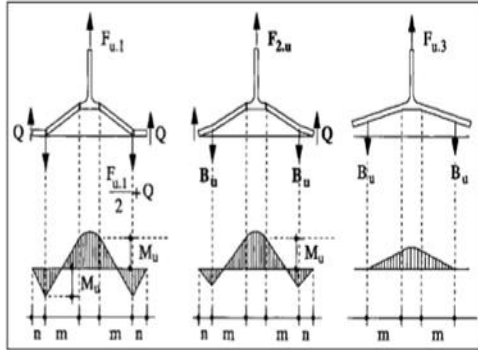
$$\beta_u = \frac{4 M_u}{2 B_u m}$$

Especimen DBT 4

Datos Geométricos Conexión	
H=	30 [cm]
t <sub>tem</sub> =	2 [cm]
a=	2.8 [in]
soldadura=	1.2 [cm]
φ <sub>u</sub> =	1.375 [in]
b	44 [cm]
t <sub>t</sub> =	2.2 [cm]

Material ASTM A490	
F <sub>m</sub> =	1246 [MPa]

Material T Stub	
F <sub>y</sub> =	320 [MPa]
E=	200000 [MPa]
F <sub>u</sub> =	480 [MPa]



a) Determinación de β<sub>u,tm</sub>

n	m	λ	d <sub>u</sub> , d <sub>b</sub>	β <sub>u,tm</sub>
[mm]	[mm]		[mm]	
71.12	56.88	1.25	52.4	0.57

$$\beta_{u,tm} = 2 \frac{n}{m} \left[ 1 - \left( 1 + \frac{n}{m} \right) \frac{d_u}{8n} \right]$$

b) Determinación de la capacidad a tracción del perno B<sub>u</sub>

A <sub>b</sub>	B <sub>u</sub>
[mm <sup>2</sup> ]	[N]
958.0	1193660

c) Determinación del Momento de fluencia M<sub>y</sub>

b <sub>eff</sub>	M <sub>y</sub>
[mm]	[N-mm]
166	4289143

$$M_y = \frac{b_{eff} t_f^2}{6} f_y$$

$$b_{eff} = \min\{d_u + 2m; b\}$$

d) Determinación del Momento Ultimo M<sub>u</sub>

ε <sub>y</sub>	ε <sub>u</sub>	ε <sub>h</sub>	ε <sub>m</sub>	E <sub>h</sub>	E <sub>u</sub>	χ <sub>y</sub>	χ <sub>u</sub>	χ <sub>h</sub>	χ <sub>m</sub>	M <sub>u</sub>
				[Mpa]	[Mpa]					[N-mm]
0.0016	0.3	0.0122	0.0660	2975	435	0.0001	0.0273	0.0011	0.0060	10767955

$$M_u = \left( \frac{1}{2} \left[ 3 - \left( \frac{\chi_y}{\chi_u} \right)^2 \right] + \frac{1}{2} \frac{E_h}{E} \left( \frac{\chi_u - \chi_h}{\chi_y} \right) \left( 1 - \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) - \frac{1}{2} \frac{E_h - E_u}{E} \frac{\chi_u - \chi_m}{\chi_y} \left( 1 - \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \right) M_y$$

$$\epsilon_h = \epsilon_y + \frac{(\epsilon_y - \epsilon_u)}{b}$$

$$\chi_i = \frac{2\epsilon_i}{t_f}$$

e) Determinación de β<sub>u</sub>

β <sub>u</sub>	OBS
0.32	flexión plástica ala

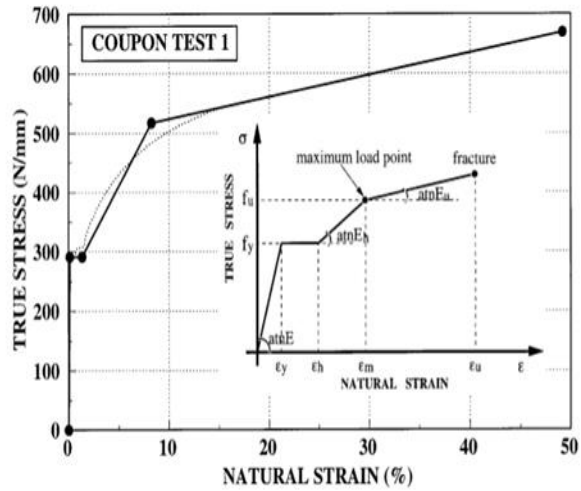
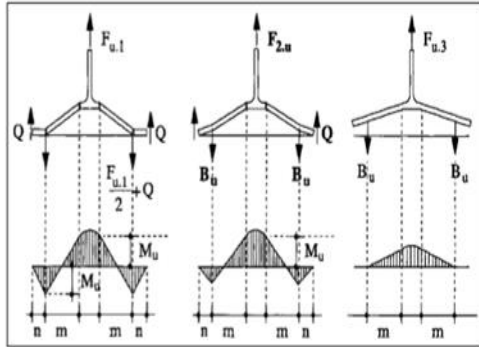
$$\beta_u = \frac{4M_u}{2B_u m}$$

**Especimen DBT 5**

Datos Geométricos Conexión	
H=	30 [cm]
t <sub>stem</sub> =	2.4 [cm]
a=	2.8 [in]
soldadura=	1.5 [cm]
φ <sub>u</sub> =	1.5 [in]
b	44 [cm]
t <sub>f</sub> =	2.8 [cm]

Material ASTM A490	
F <sub>m</sub> =	1246 [MPa]

Material T Stub	
F <sub>y</sub> =	320 [MPa]
E=	200000 [MPa]
F <sub>u</sub> =	480 [MPa]



a) Determinación de β<sub>u,im</sub>

n	m	λ	d <sub>w</sub> , d <sub>h</sub>	β <sub>u,im</sub>
[mm]	[mm]		[mm]	
71.12	51.88	1.37	57.2	0.56

$$\beta_{u,im} = 2 \frac{n}{m(1+\frac{n}{m})} \left[ 1 - \left( 1 + \frac{n}{m} \right) \frac{d_w}{dn} \right]$$

b) Determinación de la capacidad a tracción del perno B<sub>u</sub>

A <sub>b</sub>	B <sub>u</sub>
[mm <sup>2</sup> ]	[N]
1140.1	142054

c) Determinación del Momento de fluencia M<sub>y</sub>

b <sub>eff</sub>	M <sub>y</sub>
[mm]	[N-mm]
161	6730274

$$M_y = \frac{b_{eff} t_f^2}{6} f_y$$

$$b_{eff} = \min(d_u + 2m; b)$$

d) Determinación del Momento Ultimo M<sub>u</sub>

ε <sub>y</sub>	ε <sub>u</sub>	ε <sub>h</sub>	ε <sub>m</sub>	E <sub>h</sub>	E <sub>u</sub>	χ <sub>y</sub>	χ <sub>u</sub>	χ <sub>h</sub>	χ <sub>m</sub>	M <sub>u</sub>	
				[Mpa]	[Mpa]					[N-mm]	
0.0016		0.3	0.0122	0.0660	2975	435	0.0001	0.0214	0.0009	0.0047	16896448

$$M_u = \left( \frac{1}{2} \left[ 3 - \left( \frac{\chi_y}{\chi_u} \right)^2 \right] + \frac{1}{2} \frac{E_h}{E} \left( \frac{\chi_u - \chi_h}{\chi_y} \right) \left( 1 - \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) - \frac{1}{2} \frac{E_h - E_u}{E} \frac{\chi_u - \chi_m}{\chi_y} \left( 1 - \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \right) M_y$$

$$\epsilon_h = \epsilon_y + \frac{(\epsilon_y - \epsilon_u)}{b}$$

$$\chi_i = \frac{2\epsilon_i}{\epsilon_f}$$

e) Determinación de β<sub>u</sub>

β <sub>u</sub>	OBS
	0.46 flexión plastica ala

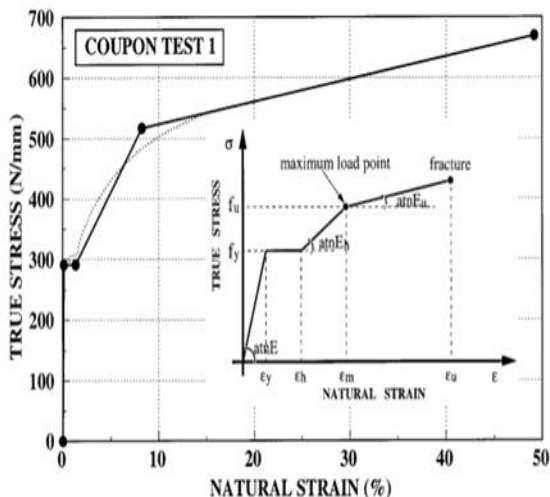
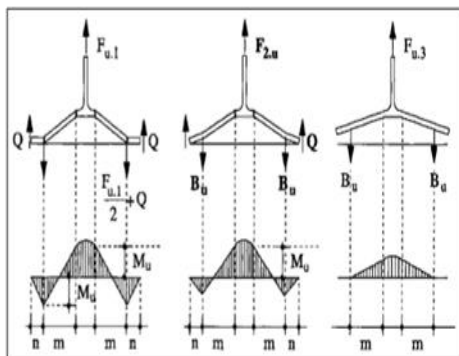
$$\beta_u = \frac{4M_u}{2B_u m}$$

Especimen DBT 6

Datos Geométricos Conexión	
H=	32 [cm]
t <sub>stom</sub> =	1 [cm]
a=	2.8 [in]
soldadura=	1 [cm]
ψ <sub>u</sub> =	1.375 [in]
b	44 [cm]
t <sub>f</sub> =	3.6 [cm]

Material ASTM A490	
F <sub>m</sub> =	1246 [MPa]

Material T Stub	
F <sub>y</sub> =	320 [MPa]
E=	200000 [MPa]
F <sub>u</sub> =	480 [MPa]



a) Determinación de β<sub>u,im</sub>

n	m	λ	d <sub>w</sub> , d <sub>n</sub>	β <sub>u,im</sub>
[mm]	[mm]		[mm]	
71.12		73.88	0.96	52.4

$$\beta_{u,im} = 2 \frac{n}{m(1+\frac{d_w}{d_n})} \left[ 1 - \left( 1 + \frac{n}{m} \frac{d_w}{d_n} \right) \right]$$

b) Determinación de la capacidad a tracción del perno B<sub>u</sub>

A <sub>b</sub>	B <sub>u</sub>
[mm <sup>2</sup> ]	[N]
958.0	1193660

c) Determinación del Momento de fluencia M<sub>y</sub>

b <sub>eff</sub>	M <sub>y</sub>
[mm]	[N-mm]
200	13835059

$$M_y = \frac{b_{eff}^2 f_y}{6}$$

$$b_{eff} = \min(d_h + 2m; b)$$

d) Determinación del Momento Ultimo M<sub>u</sub>

ε <sub>y</sub>	ε <sub>u</sub>	ε <sub>h</sub>	ε <sub>m</sub>	E <sub>h</sub>	E <sub>u</sub>	χ <sub>y</sub>	χ <sub>u</sub>	χ <sub>h</sub>	χ <sub>m</sub>	M <sub>u</sub>	
				[Mpa]	[Mpa]					[N-mm]	
0.0016		0.3	0.0122	0.0660	2975	435	0.0001	0.0167	0.0007	0.0037	34733110

$$M_u = \left( \frac{1}{2} \left[ 3 - \left( \frac{\chi_y}{\chi_u} \right)^2 \right] + \frac{1}{2} \frac{E_h}{E} \left( \frac{\chi_u - \chi_h}{\chi_y} \right) \left( 1 - \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) - \frac{1}{2} \frac{E_h - E_u}{E} \frac{\chi_u - \chi_m}{\chi_y} \left( 1 - \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \right) M_y$$

$$\epsilon_h = \epsilon_u \left( \frac{t_f}{b} \right)$$

$$\chi_i = \frac{2\epsilon_i}{\epsilon_f}$$

e) Determinación de β<sub>u</sub>

β <sub>u</sub>	OBS
	0.79 flexion alay fractura perno

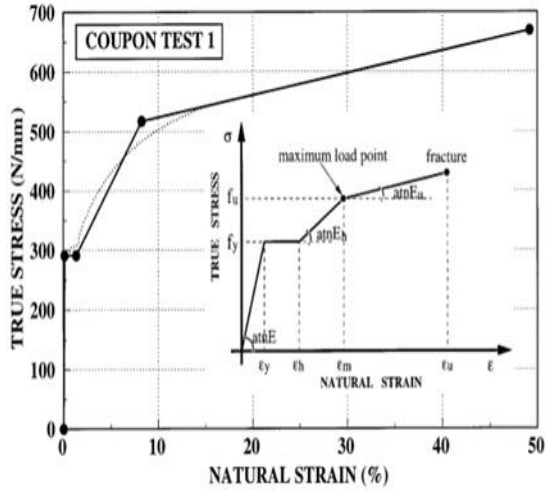
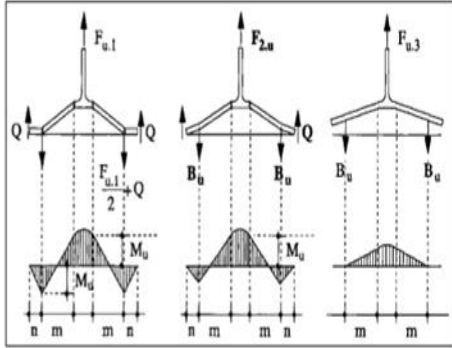
$$\beta_u = \frac{4M_u}{2B_u m}$$

Espejimen DBT7

Datos Geométricos Conexión	
H=	32 [cm]
t <sub>razm</sub> =	1 [cm]
a=	2.8 [in]
soldadura=	1 [cm]
φ <sub>st</sub> =	1.375 [in]
b	44 [cm]
t <sub>r</sub> =	3.6 [cm]

Material ASTM A490	
F <sub>uT</sub> =	1246 [MPa]

Material TStub	
F <sub>y</sub> =	320 [MPa]
E=	200000 [MPa]
F <sub>u</sub> =	480 [MPa]



a) Determinación de β<sub>u,im</sub>

n	m	λ	d <sub>w</sub> , d <sub>c</sub>	β <sub>u,im</sub>
[mm]	[mm]		[mm]	
71.12		73.88	0.96	52.4

$$\beta_{u,im} = 2 \frac{n}{m(1+\lambda)} \left[ 1 - \left( 1 + \frac{n}{m} \right) \frac{d_w}{2n} \right]$$

b) Determinación de la capacidad a tracción del perno B<sub>u</sub>

A <sub>b</sub>	B <sub>u</sub>
[mm <sup>2</sup> ]	[N]
958.0	1193660

c) Determinación del Momento de fluencia M<sub>y</sub>

b <sub>eff</sub>	M <sub>y</sub>
[mm]	[N-mm]
200	13835059

$$M_y = \frac{b_{eff}^2 t_f^2}{6} f_y$$

$$b_{eff} = \min[d_w + 2m; b]$$

d) Determinación del Momento Ultimo M<sub>u</sub>

ε <sub>y</sub>	ε <sub>u</sub>	ε <sub>h</sub>	ε <sub>m</sub>	E <sub>s</sub>	E <sub>u</sub>	χ <sub>1</sub>	χ <sub>u</sub>	χ <sub>h</sub>	χ <sub>m</sub>	M <sub>u</sub>	
				[Mpa]	[Mpa]					[N-mm]	
0.0016		0.3	0.0122	0.0660	2975	435	0.0001	0.0167	0.0007	0.0037	34733110

$$M_u = \left( \frac{1}{2} \left[ 3 - \left( \frac{\chi_y}{\chi_u} \right)^2 \right] + \frac{1 E_s}{2 E} \left( \frac{\chi_u - \chi_h}{\chi_y} \right) \left( 1 - \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) - \frac{1 E_h - E_u}{2 E} \frac{\chi_u - \chi_m}{\chi_y} \left( 1 - \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \right) M_y$$

$$t_u = t_f + \frac{(t_c - t_f)}{b}$$

$$\chi_i = \frac{2z_i}{t_f}$$

e) Determinación de β<sub>u</sub>

β <sub>u</sub>	OBS
	0.79 flexion ala y fractura perno

$$\beta_u = \frac{4M_u}{28z_u m}$$

Especimen DBT 8

Datos Geométricos Conexión

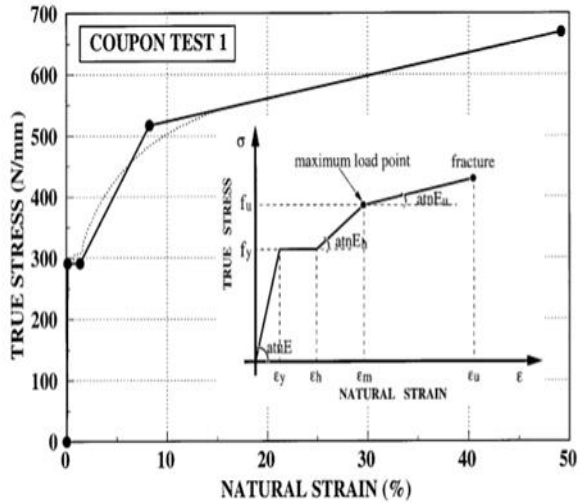
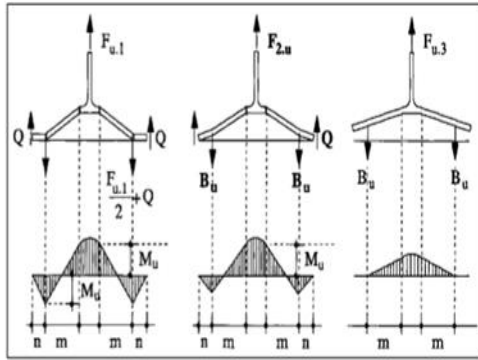
H=	32 [cm]
t <sub>tem</sub> =	2.2 [cm]
a=	2.8 [in]
soldadura=	1.4 [cm]
φ <sub>u</sub> =	1.375 [in]
b	44 [cm]
t <sub>r</sub> =	2.3 [cm]

Material ASTM A490

F <sub>nc</sub> =	1246 [MPa]
-------------------	------------

Material T Stub

F <sub>y</sub> =	320 [MPa]
E=	200000 [MPa]
F <sub>u</sub> =	480 [MPa]



a) Determinación de β<sub>u,lim</sub>

n [mm]	m [mm]	λ	d <sub>u</sub> d <sub>n</sub> [mm]	β <sub>u,lim</sub>
71.12	63.88	1.11	52.4	0.56

$$\beta_{u,lim} = 2 \frac{n}{m(1+\lambda)} \left[ 1 - \left( 1 + \frac{n}{m} \frac{d_u}{8n} \right) \right]$$

b) Determinación de la capacidad a tracción del perno B<sub>u</sub>

A <sub>b</sub> [mm²]	B <sub>u</sub> [N]
958.0	1193660

c) Determinación del Momento de fluencia M<sub>y</sub>

b <sub>eff</sub> [mm]	M <sub>y</sub> [N-mm]
180	5082914

$$M_y = \frac{b_{eff} t_f^2}{6} f_y$$

$$b_{eff} = \min[d_n + 2m; b]$$

d) Determinación del Momento Ultimo M<sub>u</sub>

ε <sub>y</sub>	ε <sub>u</sub>	ε <sub>n</sub>	ε <sub>m</sub>	E <sub>n</sub> [Mpa]	E <sub>u</sub> [Mpa]	χ <sub>y</sub>	χ <sub>u</sub>	χ <sub>n</sub>	χ <sub>m</sub>	M <sub>u</sub> [N-mm]
0.0016	0.3	0.0122	0.0660	2975	435	0.0001	0.0261	0.0011	0.0057	12760727

$$M_u = \left[ \frac{1}{2} \left( 3 - \frac{\chi_y}{\chi_u} \right)^2 + \frac{1 E_n}{2 E} \left( \frac{\chi_u - \chi_n}{\chi_y} \right) \left( 1 - \frac{\chi_n}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_n}{\chi_u} \right) - \frac{1 E_n - E_u \chi_u - \chi_m}{2 E} \left( 1 - \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \right] M_y$$

$$\epsilon_u = \epsilon_y + \frac{(\epsilon_y - \epsilon_n)}{\lambda}$$

$$\chi_i = \frac{2 \epsilon_i}{\epsilon_f}$$

e) Determinación de β<sub>u</sub>

β <sub>u</sub>	OBS
	0.33 flexión plástica ala

$$\beta_u = \frac{4 M_u}{2 B_u m}$$

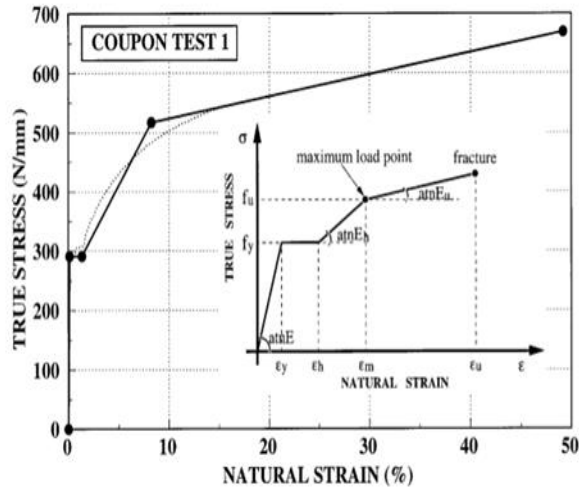
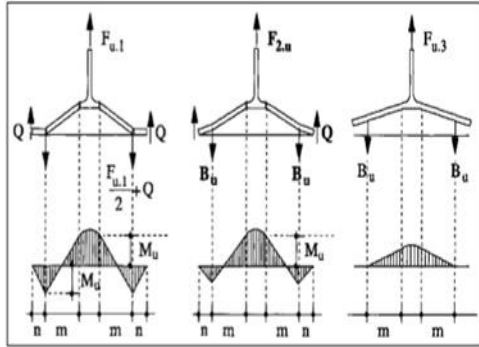


**Especimen DBT 9**

Datos Geométricos Conexión	
H=	25.5 [cm]
t <sub>stem</sub> =	2.2 [cm]
a=	2.7 [in]
soldadura=	1.4 [cm]
φ <sub>u</sub> =	1.375 [in]
b	44 [cm]
t <sub>f</sub> =	2.4 [cm]

Material ASTM A490	
F <sub>m</sub> =	1246 [MPa]

Material T Stub	
F <sub>y</sub> =	320 [MPa]
E=	200000 [MPa]
F <sub>u</sub> =	480 [MPa]



a) Determinación de β<sub>u,lm</sub>

n	m	λ	d <sub>w</sub> d <sub>h</sub>	β <sub>u,lm</sub>
[mm]	[mm]		[mm]	
68.58	33.92	2.02	52.4	0.57

$$\beta_{u,lm} = 2 \frac{n}{m(1+\lambda)} \left[ 1 - \left( 1 + \frac{n}{m} \right) \frac{d_w}{d_h} \right]$$

b) Determinación de la capacidad a tracción del perno B<sub>u</sub>

A <sub>b</sub>	B <sub>u</sub>
[mm <sup>2</sup> ]	[N]
958.0	1193660

c) Determinación del Momento de fluencia M<sub>y</sub>

b <sub>eff</sub>	M <sub>y</sub>
[mm]	[N-mm]
120	3693773

$$M_y = \frac{b_{eff} t_f^2}{6} f_y$$

$$b_{eff} = \min(d_u + 2m; b)$$

d) Determinación del Momento Ultimo M<sub>u</sub>

ε <sub>y</sub>	ε <sub>u</sub>	ε <sub>h</sub>	ε <sub>m</sub>	E <sub>h</sub>	E <sub>u</sub>	χ <sub>y</sub>	χ <sub>u</sub>	χ <sub>h</sub>	χ <sub>m</sub>	M <sub>u</sub>	
				[Mpa]	[Mpa]					[N-mm]	
0.0016		0.3	0.0122	0.0660	2975	435	0.0001	0.0250	0.0010	0.0055	9273268

$$M_u = \left( \frac{1}{2} \left[ 3 - \left( \frac{\chi_y}{\chi_u} \right)^2 \right] + \frac{1}{2} \frac{E_h}{E} \left( \frac{\chi_u - \chi_h}{\chi_y} \right) \left( 1 - \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) - \frac{1}{2} \frac{E_h - E_u}{E} \frac{\chi_u - \chi_m}{\chi_y} \left( 1 - \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \right) M_y$$

$$\epsilon_u = \epsilon_1 + \frac{(\epsilon_1 - \epsilon_2)}{h}$$

$$\chi_i = \frac{2\epsilon_i}{t_f}$$

e) Determinación de β<sub>u</sub>

β <sub>u</sub>	OBS
	0.46 flexión plastica ala

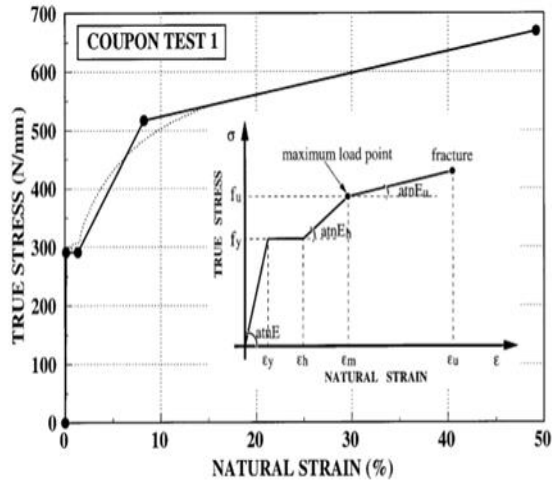
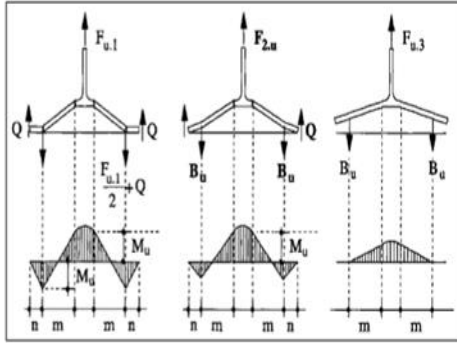
$$\beta_u = \frac{4M_u}{2B_u m}$$

Specimen DBT 10

Datos Geométricos Conexión	
H=	26.5 [cm]
t <sub>stem</sub> =	1.4 [cm]
a=	2.7 [in]
soldadura=	1.4 [cm]
φ <sub>st</sub> =	1.375 [in]
b	44 [cm]
t <sub>f</sub> =	3 [cm]

Material ASTM A490	
F <sub>u</sub> =	1246 [MPa]

Material T Stub	
F <sub>y</sub> =	320 [MPa]
E=	200000 [MPa]
F <sub>u</sub> =	480 [MPa]



a) Determinación de β<sub>u,im</sub>

n	m	λ	d <sub>w</sub> d <sub>s</sub>	β <sub>u,im</sub>
[mm]	[mm]		[mm]	
68.58		42.92	1.60	52.4

$$\beta_{u,im} = 2 \frac{n}{m(1+\frac{\lambda}{n})} \left[ 1 - \left( 1 + \frac{n}{m} \frac{d_w}{d_s} \right) \right]$$

b) Determinación de la capacidad a tracción del perno B<sub>u</sub>

A <sub>b</sub>	B <sub>u</sub>
[mm <sup>2</sup> ]	[N]
958.0	1193660

c) Determinación del Momento de fluencia M<sub>y</sub>

b <sub>eff</sub>	M <sub>y</sub>
[mm]	[N-mm]
138	6635520

$$M_y = \frac{b_{eff} f_y^2}{6}$$

$$b_{eff} = \min(d_s + 2m; b)$$

d) Determinación del Momento Ultimo M<sub>u</sub>

ε <sub>y</sub>	ε <sub>u</sub>	ε <sub>h</sub>	ε <sub>m</sub>	E <sub>h</sub>	E <sub>u</sub>	χ <sub>y</sub>	χ <sub>u</sub>	χ <sub>h</sub>	χ <sub>m</sub>	M <sub>u</sub>	
				[Mpa]	[Mpa]					[N-mm]	
0.0016		0.3	0.0122	0.0660	2975	435	0.0001	0.0200	0.0008	0.0044	16658566

$$M_u = \left( \frac{1}{2} \left[ 3 - \left( \frac{\chi_y}{\chi_u} \right)^2 \right] + \frac{1 E_h}{2 E} \left( \frac{\chi_u - \chi_h}{\chi_y} \right) \right) \left( 1 - \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) - \frac{1 E_h - E_u \chi_u - \chi_m}{2 E} \left( 1 - \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) M_y$$

$$t_n = t_s + \frac{(h-t)}{h}$$

$$\chi_i = \frac{2 \epsilon_i}{\epsilon_f}$$

e) Determinación de β<sub>u</sub>

β <sub>u</sub>	OBS
	0.65 flexion ala y fractura perno

$$\beta_u = \frac{4 M_u}{28_{u,m}}$$

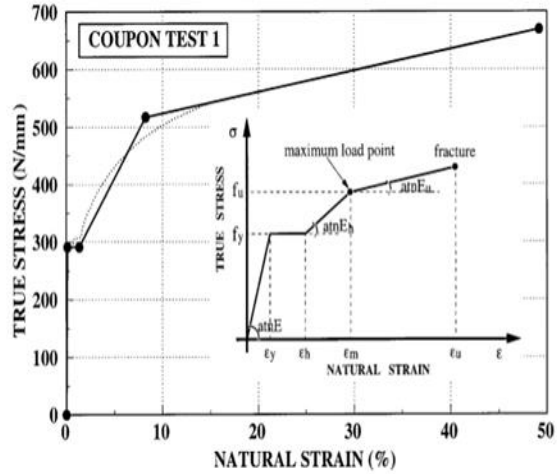
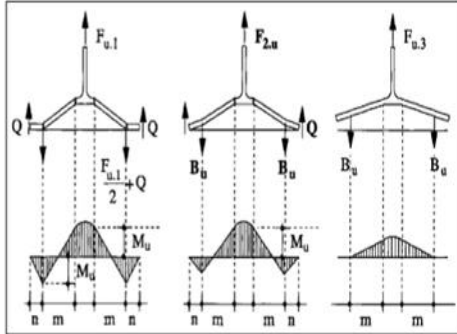


Especimen DBT 11

Datos Geométricos Conexión	
H=	26.5 [cm]
t <sub>pez</sub> =	1.4 [cm]
a=	2.7 [in]
soldadura=	1.4 [cm]
φ <sub>st</sub> =	1.375 [in]
b	44 [cm]
t <sub>f</sub> =	3 [cm]

Material ASTM A490	
F <sub>m</sub> =	1246 [MPa]

Material T Stub	
F <sub>y</sub> =	320 [MPa]
E=	200000 [MPa]
F <sub>u</sub> =	480 [MPa]



a) Determinación de β<sub>u,lm</sub>

n	m	λ	d <sub>no</sub> d <sub>h</sub>	β <sub>u,lm</sub>
[mm]	[mm]		[mm]	
68.58	42.92	1.60	52.4	0.57

$$\beta_{u,lm} = 2 \frac{n}{m(1+\frac{n}{m})} \left[ 1 - \left( 1 + \frac{n}{m} \right) \frac{d_u}{2n} \right]$$

b) Determinación de la capacidad a tracción del perno B<sub>u</sub>

A <sub>b</sub>	B <sub>u</sub>
[mm <sup>2</sup> ]	[N]
958.0	1193660

c) Determinación del Momento de fluencia M<sub>y</sub>

b <sub>eff</sub>	M <sub>y</sub>
[mm]	[N-mm]
138	6635520

$$M_y = \frac{b_{eff} f_y^2}{6}$$

$$b_{eff} = \min[d_h + 2m; b]$$

d) Determinación del Momento Ultimo M<sub>u</sub>

ε <sub>f</sub>	ε <sub>u</sub>	ε <sub>h</sub>	ε <sub>m</sub>	E <sub>n</sub>	E <sub>u</sub>	λ <sub>f</sub>	λ <sub>u</sub>	λ <sub>h</sub>	λ <sub>m</sub>	M <sub>u</sub>	
				[Mpa]	[Mpa]					[N-mm]	
0.0016		0.3	0.0122	0.0660	2975	435	0.0001	0.0200	0.0008	0.0044	16658566

$$M_u = \left( \frac{1}{2} \left[ 3 - \left( \frac{\lambda_y}{\lambda_u} \right)^2 \right] + \frac{1}{2} \frac{E_h}{E} \left( \frac{\lambda_u - \lambda_h}{\lambda_y} \right) \left( 1 - \frac{\lambda_h}{\lambda_u} \right) \left( 2 + \frac{\lambda_h}{\lambda_u} \right) - \frac{1}{2} \frac{E_h - E_u}{E} \frac{\lambda_u - \lambda_m}{\lambda_y} \left( 1 - \frac{\lambda_m}{\lambda_u} \right) \left( 2 + \frac{\lambda_m}{\lambda_u} \right) \right) M_y$$

$$\epsilon_h = \epsilon_1 \left( \frac{h-t_f}{h} \right)$$

$$\lambda_i = \frac{2\epsilon_i}{t_f}$$

e) Determinación de β<sub>u</sub>

β <sub>u</sub>	OBS
0.65	flexión al a y fractura perno

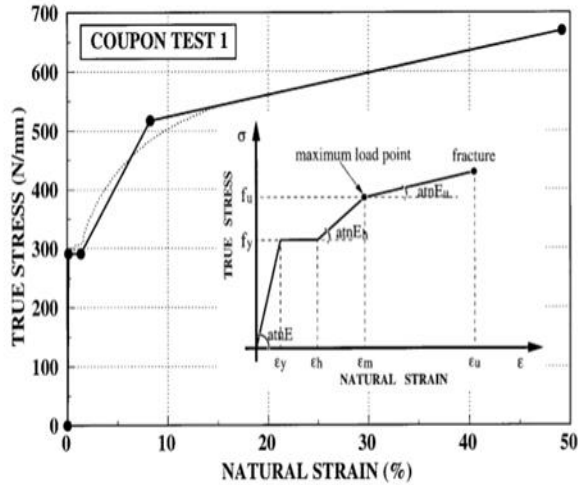
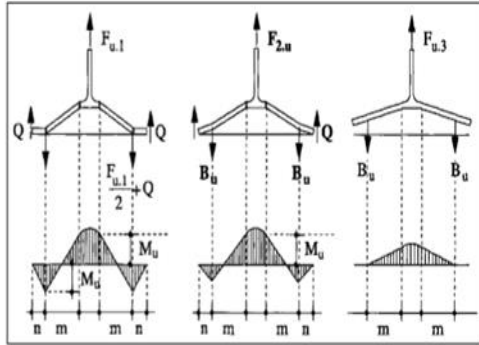
$$\beta_u = \frac{4M_u}{2B_u m}$$

Especimen DBT 12

Datos Geométricos Conexión	
H=	26.5 [cm]
t <sub>stom</sub> =	2 [cm]
a=	2.7 [in]
soldadura=	1.4 [cm]
φ <sub>u</sub> =	1.375 [in]
b	44 [cm]
t <sub>f</sub> =	2.1 [cm]

Material ASTM A490	
F <sub>m</sub> =	1246 [MPa]

Material T Stub	
F <sub>y</sub> =	320 [MPa]
E=	200000 [MPa]
F <sub>u</sub> =	480 [MPa]



a) Determinación de β<sub>u,im</sub>

n [mm]	m [mm]	λ	d <sub>u</sub> , d <sub>h</sub> [mm]	β <sub>u,im</sub>
68.58	39.92	1.72	52.4	0.57

$$\beta_{u,im} = 2 \frac{n}{m(1 + \frac{\lambda}{m})} \left[ 1 - \left( 1 + \frac{n}{m} \right) \frac{\lambda}{8n} \right]$$

b) Determinación de la capacidad a tracción del perno B<sub>u</sub>

A <sub>b</sub> [mm <sup>2</sup> ]	B <sub>u</sub> [N]
958.0	1193660

c) Determinación del Momento de fluencia M<sub>y</sub>

b <sub>eff</sub> [mm]	M <sub>y</sub> [N-mm]
132	3110285

$$M_y = \frac{b_{eff} t_f^2}{6} f_y$$

$$b_{eff} = \min[d_x + 2m; b]$$

d) Determinación del Momento Ultimo M<sub>u</sub>

ε <sub>y</sub>	ε <sub>u</sub>	ε <sub>h</sub>	ε <sub>m</sub>	E <sub>h</sub> [Mpa]	E <sub>u</sub> [Mpa]	χ <sub>y</sub>	χ <sub>u</sub>	χ <sub>h</sub>	χ <sub>m</sub>	M <sub>u</sub> [N-mm]	
0.0016		0.3	0.0122	0.0660	2975	435	0.0002	0.0286	0.0012	0.0063	7808414

$$M_u = \left( \frac{1}{2} \left[ 3 - \left( \frac{\chi_y}{\chi_u} \right)^2 \right] + \frac{1}{2} \frac{E_h}{E} \left( \frac{\chi_u - \chi_h}{\chi_y} \right) \left( 1 - \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) - \frac{1}{2} \frac{E_h - E_u}{E} \frac{\chi_u - \chi_m}{\chi_y} \left( 1 - \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \right) M_y$$

$$\epsilon_h = \epsilon_y + \frac{(\epsilon_u - \epsilon_y)}{h}$$

$$\chi_i = \frac{2\epsilon_i}{t_f}$$

e) Determinación de β<sub>u</sub>

β <sub>u</sub>	OBS
	0.33 flexión plastica ala

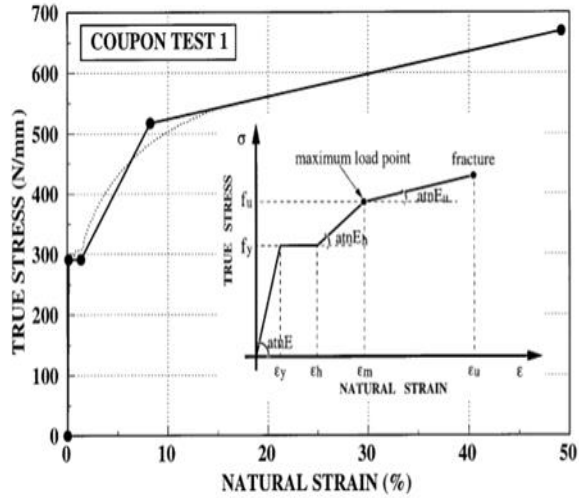
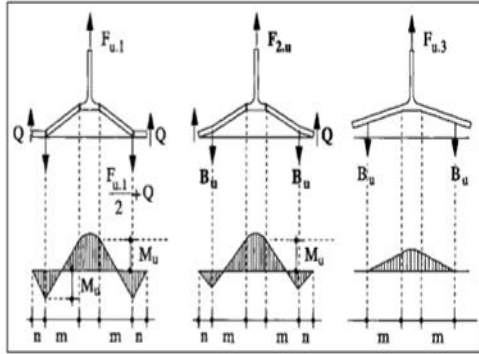
$$\beta_u = \frac{4M_u}{2B_u m}$$

Especimen DBT 13

Datos Geométricos Conexión	
H=	30 [cm]
t <sub>te,m</sub> =	2.8 [cm]
a=	3 [in]
soldadura=	2 [cm]
ϕ <sub>u</sub> =	1.5 [in]
b	54 [cm]
t <sub>t</sub> =	2.8 [cm]

Material ASTM A490	
F <sub>nc</sub> =	1246 [MPa]

Material T Stub	
F <sub>y</sub> =	320 [MPa]
E=	200000 [MPa]
F <sub>u</sub> =	480 [MPa]



a) Determinación de  $\beta_{u,im}$

n	m	λ	d <sub>u</sub> d <sub>h</sub>	β <sub>u,im</sub>
[mm]	[mm]		[mm]	
76.2	39.8	1.91	57.2	0.58

$$\beta_{u,im} = 2 \frac{n}{m} \left[ 1 - \left( 1 + \frac{n}{m} \right) \frac{d_u}{d_h} \right]$$

b) Determinación de la capacidad a tracción del perno B<sub>u</sub>

A <sub>b</sub>	B <sub>u</sub>
[mm <sup>2</sup> ]	[N]
1140.1	142054

c) Determinación del Momento de fluencia M<sub>y</sub>

b <sub>eff</sub>	M <sub>y</sub>
[mm]	[N-mm]
137	5720064

$$M_y = \frac{b_{eff} t_f^2}{6} f_y$$

$$b_{eff} = \min[d_x + 2m; b]$$

d) Determinación del Momento Ultimo M<sub>u</sub>

ε <sub>y</sub>	ε <sub>u</sub>	ε <sub>h</sub>	ε <sub>m</sub>	E <sub>h</sub>	E <sub>u</sub>	χ <sub>y</sub>	χ <sub>u</sub>	χ <sub>h</sub>	χ <sub>m</sub>	M <sub>u</sub>
				[Mpa]	[Mpa]					[N-mm]
0.0016	0.3	0.0122	0.0660	2975	435	0.0001	0.0214	0.0009	0.0047	14360301

$$M_u = \left( \frac{1}{2} \left[ 3 - \left( \frac{\chi_y}{\chi_u} \right)^2 \right] + \frac{1}{2} \frac{E_h}{E} \left( \frac{\chi_u - \chi_h}{\chi_y} \right) \left( 1 - \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) - \frac{1}{2} \frac{E_h - E_u}{E} \frac{\chi_u - \chi_m}{\chi_y} \left( 1 - \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \right) M_y$$

$$t_e = t_f + \frac{(t_f - t_f)}{t_f}$$

$$\chi_i = \frac{2t_i}{t_f}$$

e) Determinación de β<sub>u</sub>

β <sub>u</sub>	OBS
0.51	flexión plastica ala

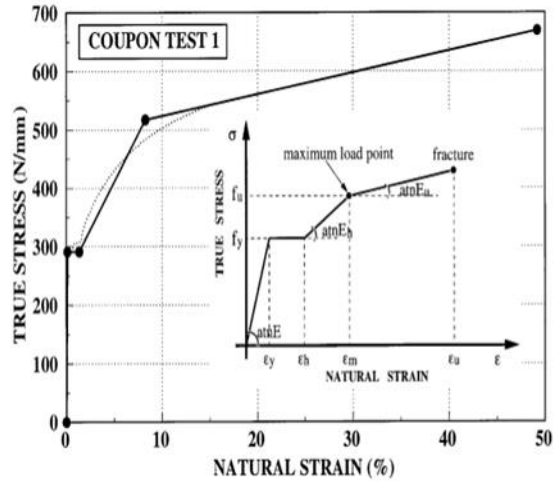
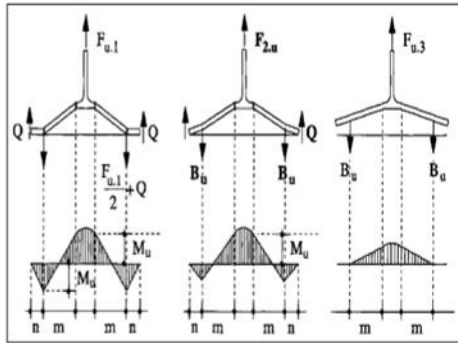
$$\beta_u = \frac{4M_u}{28_u m}$$

Especimen DBT 14

Datos Geométricos Conexión	
H=	31 [cm]
t <sub>stap</sub> =	2 [cm]
a=	3 [in]
soldadura=	2 [cm]
φ <sub>st</sub> =	1.5 [in]
b	54 [cm]
t <sub>f</sub> =	3.4 [cm]

Material ASTM A490	
F <sub>m</sub> =	1246 [MPa]

Material T Stub	
F <sub>y</sub> =	320 [MPa]
E=	200000 [MPa]
F <sub>u</sub> =	480 [MPa]



a) Determinación de β<sub>u,lm</sub>

n	m	λ	d <sub>w</sub> , d <sub>h</sub>	β <sub>u,lm</sub>
[mm]	[mm]		[mm]	
76.2		48.8	1.56	57.2

$$\beta_{u,lm} = 2 \frac{n}{m(1+\frac{n}{m})} \left[ 1 - \left( 1 + \frac{n}{m} \right) \frac{d_w}{b_n} \right]$$

b) Determinación de la capacidad a tracción del perno B<sub>u</sub>

A <sub>b</sub>	B <sub>u</sub>
[mm <sup>2</sup> ]	[N]
1140.1	1420554

c) Determinación del Momento de fluencia M<sub>y</sub>

b <sub>eff</sub>	M <sub>y</sub>
[mm]	[N-mm]
155	9543936

$$M_y = \frac{b_{eff}^2 f_y}{6}$$

$$b_{eff} = \min(d_h + 2m; b)$$

d) Determinación del Momento Ultimo M<sub>u</sub>

ε <sub>y</sub>	ε <sub>u</sub>	ε <sub>h</sub>	ε <sub>m</sub>	E <sub>h</sub>	E <sub>u</sub>	χ <sub>y</sub>	χ <sub>u</sub>	χ <sub>h</sub>	χ <sub>m</sub>	M <sub>u</sub>	
				[Mpa]	[Mpa]					[N-mm]	
0.0016		0.3	0.0122	0.0660	2975	435	0.0001	0.0176	0.0007	0.0039	23960185

$$M_u = \left\{ \frac{1}{2} \left[ 3 - \left( \frac{\chi_y}{\chi_u} \right)^2 \right] + \frac{1}{2} \frac{E_h}{E} \left( \frac{\chi_u - \chi_h}{\chi_y} \right) \left( 1 - \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) - \frac{1}{2} \frac{E_h - E_u}{E} \frac{\chi_u - \chi_m}{\chi_y} \left( 1 - \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \right\} M_y$$

$$\epsilon_h = \epsilon_y + \frac{(\chi_h - \chi_y)}{h}$$

$$\chi_i = \frac{2\epsilon_i}{\epsilon_f}$$

e) Determinación de β<sub>y</sub>

β <sub>y</sub>	OBS
	0.69 flexion ala y fractura perno

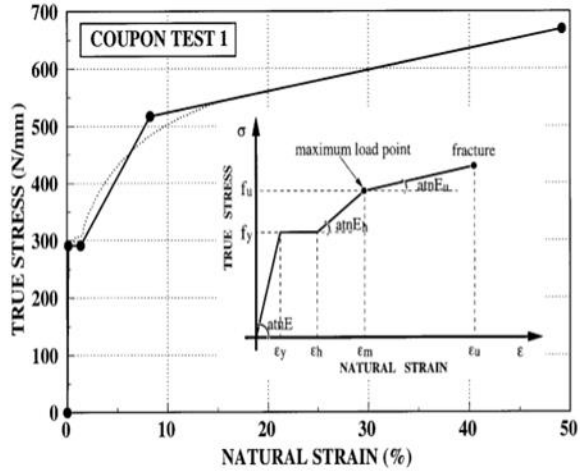
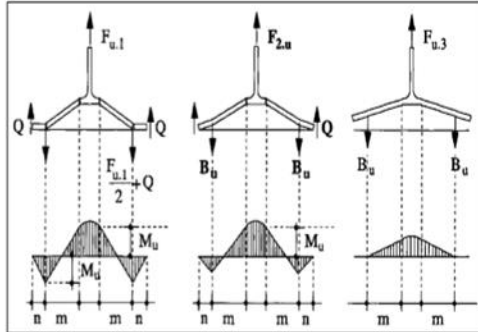
$$\beta_y = \frac{4M_u}{2B_{u,m}}$$

**Especimen DBT 16**

Datos Geométricos Conexión	
H=	31 [cm]
t <sub>stem</sub> =	2.4 [cm]
a=	3 [in]
soldadura=	2 [cm]
φ <sub>u</sub> =	1.5 [in]
b	54 [cm]
t <sub>f</sub> =	2.4 [cm]

Material ASTM A490	
F <sub>nc</sub> =	1246 [MPa]

Material T Stub	
F <sub>y</sub> =	320 [MPa]
E=	200000 [MPa]
F <sub>u</sub> =	480 [MPa]



a) Determinación de β<sub>u,lm</sub>

n	m	λ	d <sub>w</sub>	d <sub>h</sub>	β <sub>u,lm</sub>
[mm]	[mm]		[mm]	[mm]	
76.2	46.8	1.63	57.2	0.58	

$$\beta_{u,lm} = 2 \frac{n}{m(1+\frac{n}{m})} \left[ 1 - \left( 1 + \frac{n}{m} \right) \frac{d_w}{8n} \right]$$

b) Determinación de la capacidad a tracción del perno B<sub>u</sub>

A <sub>b</sub>	B <sub>u</sub>
[mm <sup>2</sup> ]	[N]
1140.1	1420554

c) Determinación del Momento de fluencia M<sub>y</sub>

b <sub>eff</sub>	M <sub>y</sub>
[mm]	[N-mm]
151	4632576

$$M_y = \frac{b_{eff} t_f^2}{6} f_y$$

$$b_{eff} = \min[d_w + 2m; b]$$

d) Determinación del Momento Ultimo M<sub>u</sub>

ε <sub>y</sub>	ε <sub>u</sub>	ε <sub>n</sub>	ε <sub>m</sub>	E <sub>h</sub>	E <sub>u</sub>	χ <sub>y</sub>	χ <sub>u</sub>	χ <sub>h</sub>	χ <sub>m</sub>	M <sub>u</sub>
				[Mpa]	[Mpa]					[N-mm]
0.0016	0.3	0.0122	0.0660	2975	435	0.0001	0.0250	0.0010	0.0055	11630147

$$M_u = \left( \frac{1}{2} \left[ 3 - \left( \frac{\chi_y}{\chi_u} \right)^2 \right] + \frac{1}{2} \frac{E_h}{E} \left( \frac{\chi_u - \chi_h}{\chi_y} \right) \left( 1 - \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) - \frac{1}{2} \frac{E_h - E_u}{E} \frac{\chi_u - \chi_m}{\chi_y} \left( 1 - \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \right) M_y$$

$$\epsilon_n = \epsilon_y + \frac{(\epsilon_u - \epsilon_y)}{b_i} \chi_i \quad \chi_i = \frac{2\epsilon_i}{\epsilon_f}$$

e) Determinación de β<sub>u</sub>

β <sub>u</sub>	OBS
	0.35 flexión plástica ala

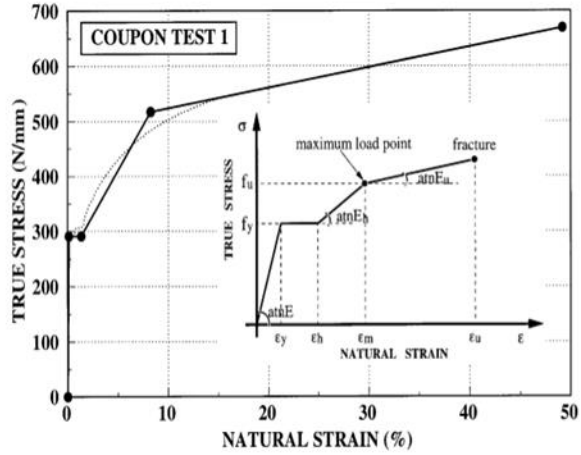
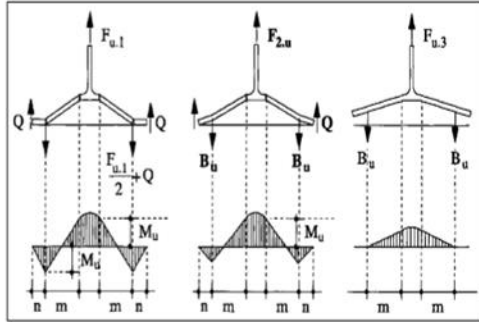
$$\beta_u = \frac{4M_u}{2B_u m}$$

Especimen DBT 17

Datos Geométricos Conexión	
H=	29 [cm]
t <sub>tabm</sub> =	2.8 [cm]
a=	3 [in]
soldadura=	1.6 [cm]
φ <sub>u</sub> =	1.5 [in]
b	54 [cm]
t <sub>i</sub> =	2.8 [cm]

Material ASTM A490	
F <sub>nc</sub> =	1246 [MPa]

Material T Stub	
F <sub>y</sub> =	320 [MPa]
E=	200000 [MPa]
F <sub>u</sub> =	480 [MPa]



a) Determinación de β<sub>u, tm</sub>

n	m	λ	d <sub>so</sub> d <sub>h</sub>	β <sub>u, tm</sub>
[mm]	[mm]		[mm]	
76.2	38.8	1.96	57.2	0.58

$$\beta_{u, tm} = 2 \frac{n}{m(1+\lambda)} \left[ 1 - \left( 1 + \frac{n}{m} \frac{d_u}{8n} \right) \right]$$

b) Determinación de la capacidad a tracción del perno B<sub>u</sub>

A <sub>b</sub>	B <sub>u</sub>
[mm <sup>2</sup> ]	[N]
1140.1	1420554

c) Determinación del Momento de fluencia M<sub>y</sub>

b <sub>eff</sub>	M <sub>y</sub>
[mm]	[N-mm]
135	5636437

$$M_y = \frac{b_{eff} f_y^2}{6}$$

$$b_{eff} = \min[d_n + 2m; b]$$

d) Determinación del Momento Ultimo M<sub>u</sub>

ε <sub>y</sub>	ε <sub>u</sub>	ε <sub>h</sub>	ε <sub>m</sub>	E <sub>h</sub>	E <sub>u</sub>	χ <sub>y</sub>	χ <sub>u</sub>	χ <sub>h</sub>	χ <sub>m</sub>	M <sub>u</sub>	
				[Mpa]	[Mpa]					[N-mm]	
0.0016		0.3	0.0122	0.0660	2975	435	0.0001	0.0214	0.0009	0.0047	14150355

$$M_u = \left( \frac{1}{2} \left[ 3 - \left( \frac{\chi_y}{\chi_u} \right)^2 \right] + \frac{1}{2} \frac{E_h}{E} \left( \frac{\chi_u - \chi_h}{\chi_y} \right) \left( 1 - \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) - \frac{1}{2} \frac{E_h - E_u}{E} \frac{\chi_u - \chi_m}{\chi_y} \left( 1 - \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \right) M_y$$

$$\epsilon_n = \epsilon_i + \frac{(\epsilon_i - \epsilon_h)}{h}$$

$$\chi_i = \frac{2\epsilon_i}{\epsilon_f}$$

e) Determinación de β<sub>u</sub>

β <sub>u</sub>	OBS
	0.51 flexión plastica ala

$$\beta_u = \frac{4M_u}{2B_u m}$$

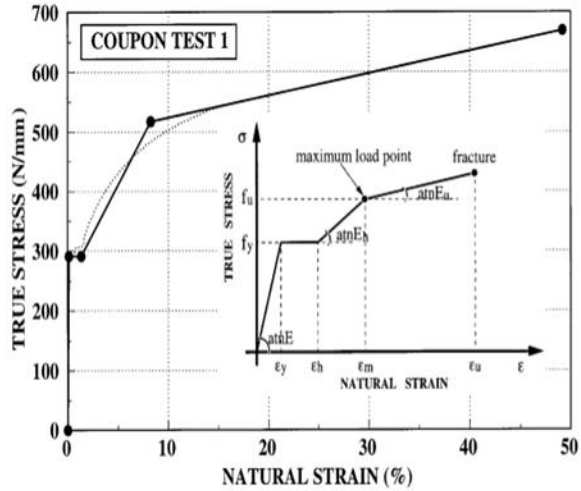
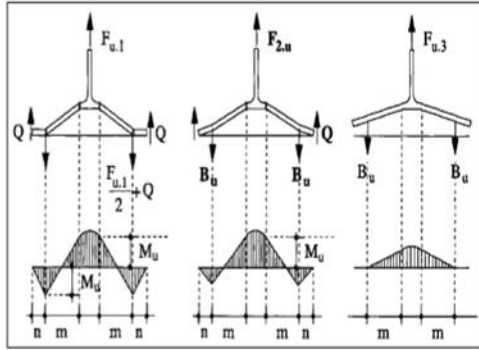


Especimen DBT 18

Datos Geométricos Conexión	
H=	30 [cm]
t <sub>tabm</sub> =	1.8 [cm]
a=	3 [in]
soldadura=	1.6 [cm]
ψ <sub>u</sub> =	1.5 [in]
b	54 [cm]
t <sub>t</sub> =	3 [cm]

Material ASTM A490	
F <sub>m</sub> =	1246 [MPa]

Material T Stub	
F <sub>y</sub> =	320 [MPa]
E=	200000 [MPa]
F <sub>u</sub> =	480 [MPa]



a) Determinación de β<sub>u,im</sub>

n	m	λ	d <sub>w</sub> d <sub>h</sub>	β <sub>u,im</sub>
[mm]	[mm]		[mm]	
76.2	48.8	1.56	57.2	0.58

$$\beta_{u,im} = 2 \frac{n}{m(1+\frac{n}{m})} \left[ 1 - \left( 1 + \frac{n}{m} \right) \frac{d_w}{8n} \right]$$

b) Determinación de la capacidad a tracción del perno B<sub>u</sub>

A <sub>b</sub>	B <sub>u</sub>
[mm <sup>2</sup> ]	[N]
1140.1	1420554

c) Determinación del Momento de fluencia M<sub>y</sub>

b <sub>eff</sub>	M <sub>y</sub>
[mm]	[N-mm]
155	7430400

$$M_y = \frac{b_{eff}^2}{6} f_y$$

$$b_{eff} = \min[d_x + 2m; b]$$

d) Determinación del Momento Ultimo M<sub>u</sub>

ε <sub>y</sub>	ε <sub>u</sub>	ε <sub>h</sub>	ε <sub>m</sub>	E <sub>h</sub>	E <sub>u</sub>	χ <sub>y</sub>	χ <sub>u</sub>	χ <sub>h</sub>	χ <sub>m</sub>	M <sub>u</sub>	
				[Mpa]	[Mpa]					[N-mm]	
0.0016		0.3	0.0122	0.0660	2975	435	0.0001	0.0200	0.0008	0.0044	18654123

$$M_u = \left( \frac{1}{2} \left[ 3 - \left( \frac{\chi_y}{\chi_u} \right)^2 \right] + \frac{1 E_h}{2 E} \left( \frac{\chi_u - \chi_h}{\chi_y} \right) \left( 1 - \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) - \frac{1 E_h - E_u \chi_u - \chi_m}{2 E} \left( 1 - \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \right) M_y$$

$$\epsilon_h = \epsilon_y \left( \frac{\chi_u - \chi_h}{\chi_u} \right)$$

$$\chi_i = \frac{2\epsilon_i}{\epsilon_f}$$

e) Determinación de β<sub>u</sub>

β <sub>u</sub>	OBS
	0.54 flexión plastica ala

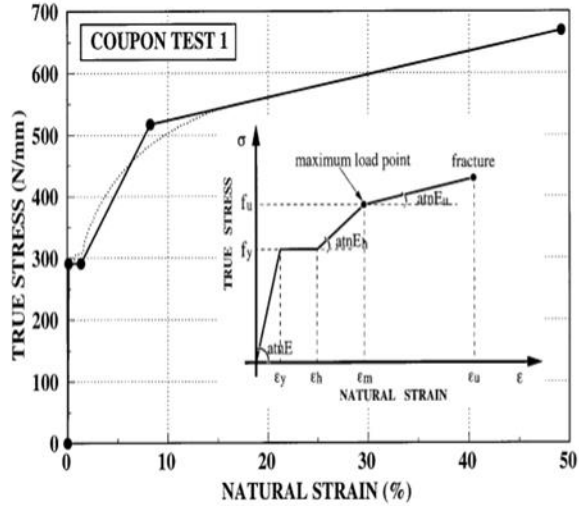
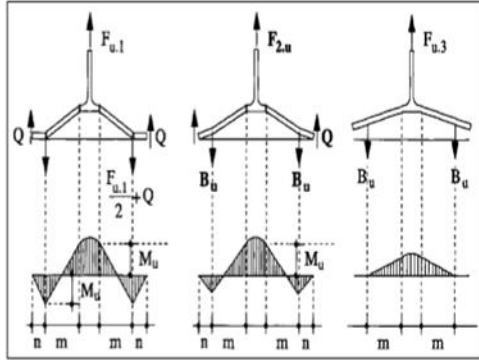
$$\beta_u = \frac{4M_u}{2B_u m}$$

Especimen DBT 19

Datos Geométricos Conexión	
H=	30 [cm]
t <sub>stom</sub> =	1.8 [cm]
a=	3 [in]
soldadura=	1.6 [cm]
φ <sub>u</sub> =	1.5 [in]
b	54 [cm]
t <sub>i</sub> =	3 [cm]

Material ASTM A490	
F <sub>m</sub> =	1246 [MPa]

Material T Stub	
F <sub>y</sub> =	320 [MPa]
E=	200000 [MPa]
F <sub>u</sub> =	480 [MPa]



a) Determinación de β<sub>u,lm</sub>

n	m	λ	d <sub>u</sub> , d <sub>h</sub>	β <sub>u,lm</sub>
[mm]	[mm]		[mm]	
76.2	48.8	1.56	57.2	0.58

$$\beta_{u,lm} = 2 \frac{n}{m(1+\frac{2n}{m})} \left[ 1 - \left( 1 + \frac{n}{m} \right) \frac{d_u}{8n} \right]$$

b) Determinación de la capacidad a tracción del perno B<sub>u</sub>

A <sub>b</sub>	B <sub>u</sub>
[mm <sup>2</sup> ]	[N]
1140.1	142054

c) Determinación del Momento de fluencia M<sub>y</sub>

b <sub>eff</sub>	M <sub>y</sub>
[mm]	[N-mm]
155	7430400

$$M_y = \frac{b_{eff} t_f^2}{6} f_y$$

$$b_{eff} = \min[d_u + 2m; b]$$

d) Determinación del Momento Ultimo M<sub>u</sub>

ε <sub>y</sub>	ε <sub>u</sub>	ε <sub>n</sub>	ε <sub>m</sub>	E <sub>h</sub>	E <sub>u</sub>	χ <sub>y</sub>	χ <sub>u</sub>	χ <sub>h</sub>	χ <sub>m</sub>	M <sub>u</sub>	
				[Mpa]	[Mpa]					[N-mm]	
0.0016		0.3	0.0122	0.0660	2975	435	0.0001	0.0200	0.0008	0.0044	18654123

$$M_u = \left( \frac{1}{2} \left[ 3 - \frac{\chi_y}{\chi_u} \right]^2 + \frac{1}{2} \frac{E_h}{E} \left( \frac{\chi_u - \chi_h}{\chi_y} \right) \left( 1 - \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) - \frac{1}{2} \frac{E_h - E_u}{E} \frac{\chi_u - \chi_m}{\chi_y} \left( 1 - \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \right) M_y$$

$$\epsilon_u = \epsilon_y + \frac{(\epsilon_u - \epsilon_y)}{b_i}$$

$$\chi_i = \frac{2\epsilon_i}{\epsilon_f}$$

e) Determinación de β<sub>u</sub>

β <sub>u</sub>	OBS
	0.54 flexión plastica ala

$$\beta_u = \frac{4M_u}{2B_u m}$$

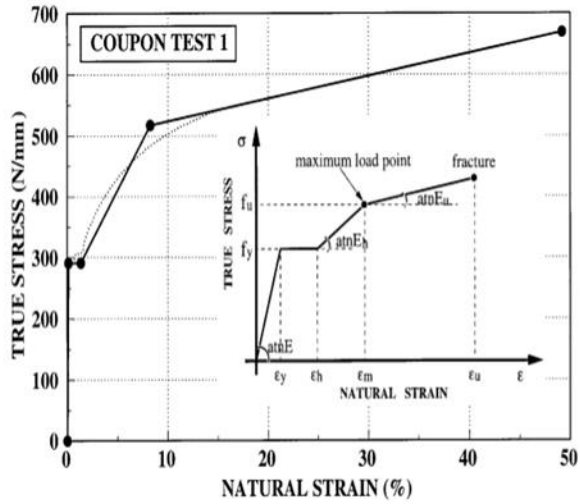
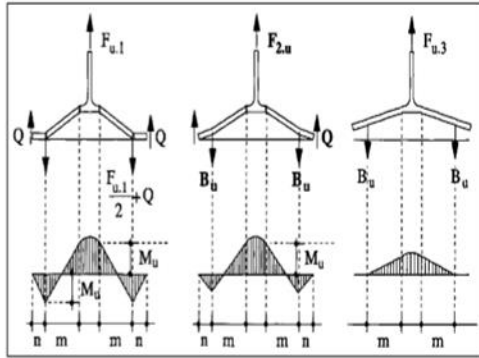


Especimen DBT 20

Datos Geométricos Conexión	
H=	30 [cm]
t <sub>stem</sub> =	1.8 [cm]
a=	3 [in]
soldadura=	1.6 [cm]
ψ <sub>u</sub> =	1.5 [in]
b	54 [cm]
t <sub>f</sub> =	2.3 [cm]

Material ASTM A490	
F <sub>m</sub> =	1246 [MPa]

Material T Stub	
F <sub>y</sub> =	320 [MPa]
E=	200000 [MPa]
F <sub>u</sub> =	480 [MPa]



a) Determinación de β<sub>u,im</sub>

n [mm]	m [mm]	λ	d <sub>u</sub> , d <sub>h</sub> [mm]	β <sub>u,im</sub>
76.2	48.8	1.56	57.2	0.58

$$\beta_{u,im} = 2 \frac{n}{m(1+\lambda)} \left[ 1 - \left( 1 + \frac{n}{m} \frac{\lambda}{8n} \right) \right]$$

b) Determinación de la capacidad a tracción del perno B<sub>u</sub>

A <sub>b</sub> [mm <sup>2</sup> ]	B <sub>u</sub> [N]
1140.1	142054

c) Determinación del Momento de fluencia M<sub>y</sub>

b <sub>eff</sub> [mm]	M <sub>y</sub> [N-mm]
155	4367424

$$M_y = \frac{b_{eff}^2 f_y}{6}$$

$$b_{eff} = \min[d_h + 2m; b]$$

d) Determinación del Momento Ultimo M<sub>u</sub>

ε <sub>y</sub>	ε <sub>u</sub>	ε <sub>h</sub>	ε <sub>m</sub>	E <sub>h</sub> [Mpa]	E <sub>u</sub> [Mpa]	χ <sub>y</sub>	χ <sub>u</sub>	χ <sub>h</sub>	χ <sub>m</sub>	M <sub>u</sub> [N-mm]
0.0016	0.3	0.0122	0.0660	2975	435	0.0001	0.0261	0.0011	0.0057	10964479

$$M_u = \left( \frac{1}{2} \left[ 3 - \left( \frac{\chi_y}{\chi_u} \right)^2 \right] + \frac{1}{2} \frac{E_h}{E} \left( \frac{\chi_u - \chi_h}{\chi_y} \right) \left( 1 - \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) - \frac{1}{2} \frac{E_h - E_u}{E} \frac{\chi_u - \chi_m}{\chi_y} \left( 1 - \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \right) M_y$$

$$\epsilon_u = \epsilon_h + \frac{(\epsilon_u - \epsilon_h)}{b}$$

$$\chi_i = \frac{2\epsilon_i}{\epsilon_f}$$

e) Determinación de β<sub>u</sub>

β <sub>u</sub>	OBS
	0.32 flexión plastica ala

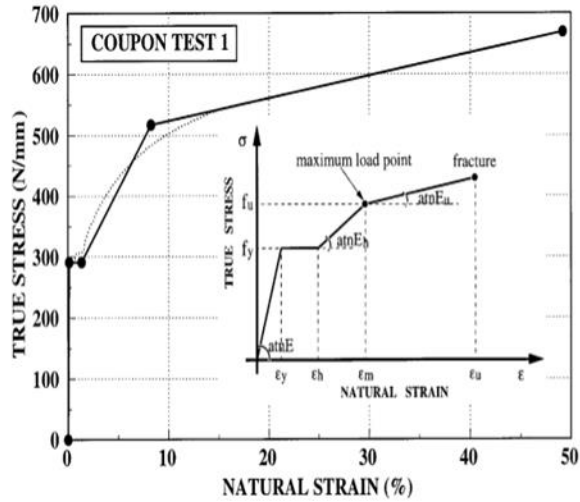
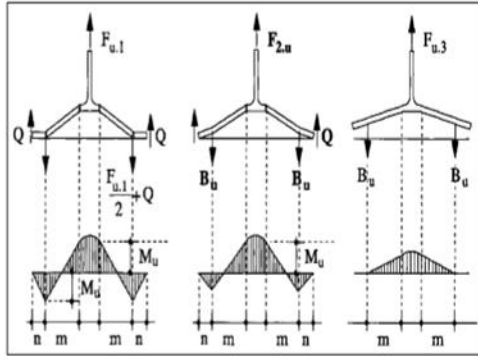
$$\beta_u = \frac{4M_u}{2B_u m}$$

Especimen DBT 21

Datos Geométricos Conexión	
H=	28 [cm]
t <sub>stem</sub> =	2 [cm]
a=	3 [in]
soldadura=	1.2 [cm]
ψ <sub>u</sub> =	1.5 [in]
b	54 [cm]
t <sub>f</sub> =	2.6 [cm]

Material ASTM A490	
F <sub>u</sub> =	1246 [MPa]

Material T Stub	
F <sub>y</sub> =	320 [MPa]
E=	200000 [MPa]
F <sub>u</sub> =	480 [MPa]



a) Determinación de β<sub>u,im</sub>

n [mm]	m [mm]	λ	d <sub>u</sub> , d <sub>h</sub> [mm]	β <sub>u,im</sub>
76.2	41.8	1.82	57.2	0.58

$$\beta_{u,im} = 2 \frac{n}{m(1 + \frac{2n}{m})} \left[ 1 - \left( 1 + \frac{n}{m} \right) \frac{d_u}{2n} \right]$$

b) Determinación de la capacidad a tracción del perno B<sub>u</sub>

A <sub>b</sub> [mm <sup>2</sup> ]	B <sub>u</sub> [N]
1140.1	1420554

c) Determinación del Momento de fluencia M<sub>y</sub>

b <sub>eff</sub> [mm]	M <sub>y</sub> [N-mm]
141	5076309

$$M_y = \frac{b_{eff} t_f^2}{6} f_y$$

$$b_{eff} = \min[d_u + 2m; b]$$

d) Determinación del Momento Ultimo M<sub>u</sub>

ε <sub>y</sub>	ε <sub>u</sub>	ε <sub>n</sub>	ε <sub>m</sub>	E <sub>n</sub> [Mpa]	E <sub>u</sub> [Mpa]	χ <sub>y</sub>	χ <sub>u</sub>	χ <sub>n</sub>	χ <sub>m</sub>	M <sub>u</sub> [N-mm]
0.0016	0.3	0.0122	0.0660	2975	435	0.0001	0.0231	0.0009	0.0051	12744148

$$M_u = \left( \frac{1}{2} \left[ 3 - \left( \frac{\chi_y}{\chi_u} \right)^2 \right] + \frac{1}{2} \frac{E_n}{E} \left( \frac{\chi_u - \chi_n}{\chi_y} \right) \left( 1 - \frac{\chi_n}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_n}{\chi_u} \right) - \frac{1}{2} \frac{E_n - E_u}{E} \frac{\chi_u - \chi_m}{\chi_y} \left( 1 - \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \right) M_y$$

$$\epsilon_n = \epsilon_y + \frac{(\chi_n - \chi_y)}{\lambda}$$

$$\chi_i = \frac{2\epsilon_i}{t_f}$$

e) Determinación de β<sub>u</sub>

β <sub>u</sub>	OBS
	0.43 flexión plastica ala

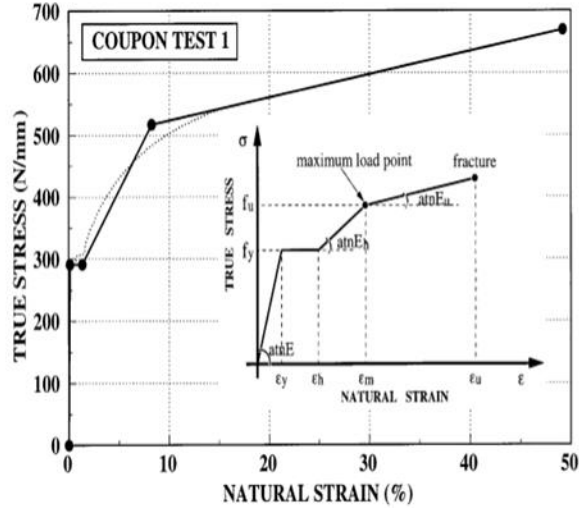
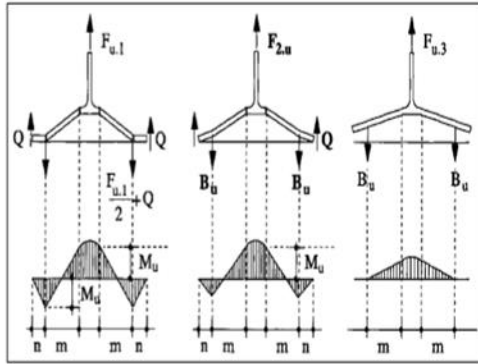
$$\beta_u = \frac{4M_u}{2B_u m}$$

Especimen DBT 22

Datos Geométricos Conexión	
H=	29 [cm]
t <sub>tab</sub> =	1.2 [cm]
a=	3 [in]
soldadura=	1.2 [cm]
φ <sub>u</sub> =	1.5 [in]
b	54 [cm]
t <sub>i</sub> =	3 [cm]

Material ASTM A490	
F <sub>nc</sub> =	1246 [MPa]

Material T Stub	
F <sub>y</sub> =	320 [MPa]
E=	200000 [MPa]
F <sub>u</sub> =	480 [MPa]



a) Determinación de β<sub>u,im</sub>

n [mm]	m [mm]	λ	d <sub>so</sub> , d <sub>h</sub> [mm]	β <sub>u,im</sub>
76.2	50.8	1.50	57.2	0.57

$$\beta_{u,im} = 2 \frac{n}{m(1+\frac{d_w}{m})} \left[ 1 - \left( 1 + \frac{n}{m} \frac{d_w}{8n} \right) \right]$$

b) Determinación de la capacidad a tracción del perno B<sub>u</sub>

A <sub>b</sub> [mm <sup>2</sup> ]	B <sub>u</sub> [N]
1140.1	142054

c) Determinación del Momento de fluencia M<sub>y</sub>

b <sub>eff</sub> [mm]	M <sub>y</sub> [N-mm]
159	7622400

$$M_y = \frac{b_{eff} t_f^2}{6} f_y$$

$$b_{eff} = \min[d_n + 2m; b]$$

d) Determinación del Momento Ultimo M<sub>u</sub>

ε <sub>y</sub>	ε <sub>u</sub>	ε <sub>h</sub>	ε <sub>m</sub>	E <sub>h</sub> [Mpa]	E <sub>u</sub> [Mpa]	χ <sub>y</sub>	χ <sub>u</sub>	χ <sub>h</sub>	χ <sub>m</sub>	M <sub>u</sub> [N-mm]	
0.0016		0.3	0.0122	0.0660	2975	435	0.0001	0.0200	0.0008	0.0044	19136142

$$M_u = \left( \frac{1}{2} \left[ 3 - \left( \frac{\chi_y}{\chi_u} \right)^2 \right] + \frac{1 E_h (\chi_u - \chi_h)}{2 E (\chi_y)} \right) \left( 1 - \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) - \frac{1 E_h - E_u \chi_u - \chi_m}{2 E (\chi_y)} \left( 1 - \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) M_y$$

$$\epsilon_n = \epsilon_i + \frac{(t-t_i)}{t_i}$$

$$\chi_i = \frac{2\epsilon_i}{\epsilon_f}$$

e) Determinación de β<sub>u</sub>

β <sub>u</sub>	OBS
	0.53 flexión plastica ala

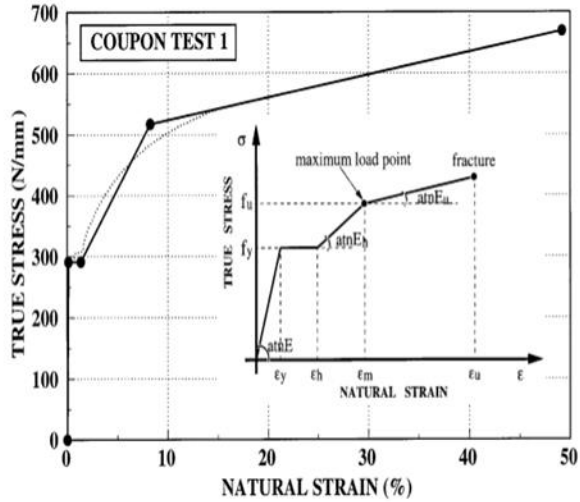
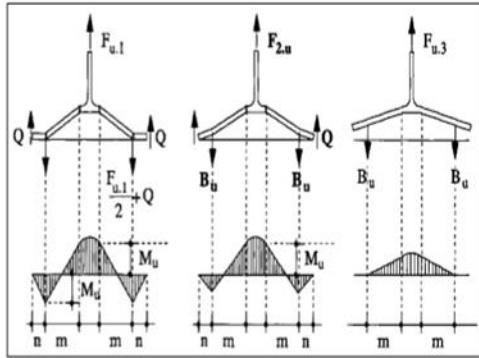
$$\beta_u = \frac{4M_u}{2B_u m}$$

Especimen DBT 23

Datos Geométricos Conexión	
H=	29 [cm]
t <sub>stem</sub> =	1.4 [cm]
a=	3 [in]
soldadura=	1.2 [cm]
ψ <sub>u</sub> =	1.5 [in]
b	54 [cm]
t <sub>z</sub> =	3 [cm]

Material ASTM A490	
F <sub>u</sub> =	1246 [MPa]

Material T Stub	
F <sub>y</sub> =	320 [MPa]
E=	200000 [MPa]
F <sub>u</sub> =	480 [MPa]



a) Determinación de β<sub>u,im</sub>

n [mm]	m [mm]	λ	d <sub>no</sub> , d <sub>h</sub> [mm]	β <sub>u,im</sub>
76.2	49.8	1.53	57.2	0.57

$$\beta_{u,im} = 2 \frac{n}{m(1+\lambda \frac{d_u}{m})} \left[ 1 - \left( 1 + \frac{n}{m} \frac{d_u}{8m} \right) \right]$$

b) Determinación de la capacidad a tracción del perno B<sub>u</sub>

A <sub>b</sub> [mm <sup>2</sup> ]	B <sub>u</sub> [N]
1140.1	142054

c) Determinación del Momento de fluencia M<sub>y</sub>

b <sub>eff</sub> [mm]	M <sub>y</sub> [N-mm]
157	7526400

$$M_y = \frac{b_{eff}^2 t_f^2}{6} f_y$$

$$b_{eff} = \min[d_n + 2m; b]$$

d) Determinación del Momento Ultimo M<sub>u</sub>

ε <sub>y</sub>	ε <sub>u</sub>	ε <sub>n</sub>	ε <sub>m</sub>	E <sub>n</sub> [Mpa]	E <sub>u</sub> [Mpa]	χ <sub>y</sub>	χ <sub>u</sub>	χ <sub>n</sub>	χ <sub>m</sub>	M <sub>u</sub> [N-mm]
0.0016	0.3	0.0122	0.0660	2975	435	0.0001	0.0200	0.0008	0.0044	18895133

$$M_u = \left( \frac{1}{2} \left[ 3 - \left( \frac{\chi_y}{\chi_u} \right)^2 \right] + \frac{1}{2} \frac{E_n}{E} \left( \frac{\chi_u - \chi_n}{\chi_y} \right) \left( 1 - \frac{\chi_n}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_n}{\chi_u} \right) - \frac{1}{2} \frac{E_n - E_u}{E} \frac{\chi_u - \chi_m}{\chi_y} \left( 1 - \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \right) M_y$$

$$\epsilon_u = \epsilon_y + \frac{(\epsilon_u - \epsilon_y)}{b_i}$$

$$\chi_i = \frac{2\epsilon_i}{z_f}$$

e) Determinación de β<sub>u</sub>

β <sub>u</sub>	OBS
	0.53 flexión plastica ala

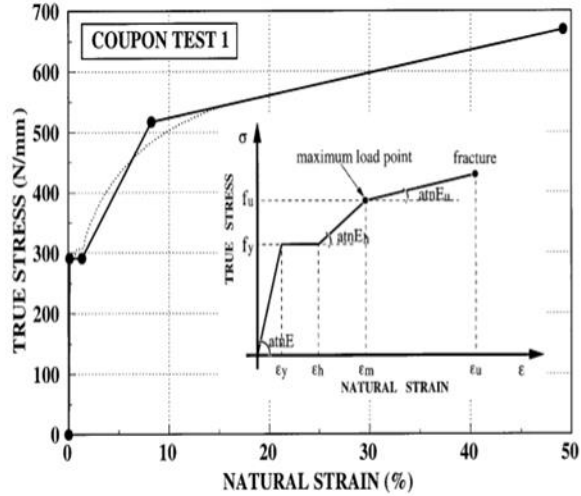
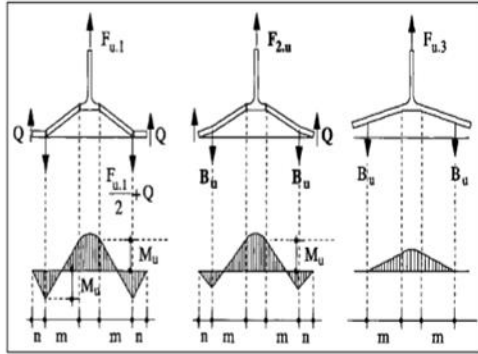
$$\beta_u = \frac{4M_u}{2B_u m}$$

Especimen DBT 24

Datos Geométricos Conexión	
H=	29 [cm]
t <sub>stem</sub> =	1.6 [cm]
a=	3 [in]
soldadura=	1.2 [cm]
φ <sub>u</sub> =	1.5 [in]
b	54 [cm]
t <sub>f</sub> =	1.8 [cm]

Material ASTM A490	
F <sub>u</sub> =	1246 [MPa]

Material T Stub	
F <sub>y</sub> =	320 [MPa]
E=	200000 [MPa]
F <sub>u</sub> =	480 [MPa]



a) Determinación de β<sub>u,lm</sub>

n	m	λ	d <sub>u</sub> d <sub>h</sub>	β <sub>u,lm</sub>
[mm]	[mm]		[mm]	
76.2	48.8	1.56	57.2	0.58

$$\beta_{u,lm} = 2 \frac{n}{m(1+\frac{n}{m})} \left[ 1 - \left( 1 + \frac{n}{m} \right) \frac{d_u}{d_h} \right]$$

b) Determinación de la capacidad a tracción del perno B<sub>u</sub>

A <sub>b</sub>	B <sub>u</sub>
[mm <sup>2</sup> ]	[N]
1140.1	142054

c) Determinación del Momento de fluencia M<sub>y</sub>

b <sub>eff</sub>	M <sub>y</sub>
[mm]	[N-mm]
155	2674944

$$M_y = \frac{b_{eff} t_f^2}{6} f_y$$

$$b_{eff} = \min[d_x + 2m; b]$$

d) Determinación del Momento Ultimo M<sub>u</sub>

ε <sub>y</sub>	ε <sub>u</sub>	ε <sub>h</sub>	ε <sub>m</sub>	E <sub>h</sub>	E <sub>u</sub>	χ <sub>y</sub>	χ <sub>u</sub>	χ <sub>h</sub>	χ <sub>m</sub>	M <sub>u</sub>	
				[Mpa]	[Mpa]					[N-mm]	
0.0016		0.3	0.0122	0.0660	2975	435	0.0002	0.0333	0.0014	0.0073	6715484

$$M_u = \left( \frac{1}{2} \left[ 3 - \left( \frac{\chi_y}{\chi_u} \right)^2 \right] + \frac{1}{2} \frac{E_h}{E} \left( \frac{\chi_u - \chi_h}{\chi_y} \right) \left( 1 - \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) - \frac{1}{2} \frac{E_h - E_u}{E} \frac{\chi_u - \chi_m}{\chi_y} \left( 1 - \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \right) M_y$$

$$t_a = t_f + \frac{(t_f - t_b)}{b}$$

$$\chi_i = \frac{2x_i}{t_f}$$

e) Determinación de β<sub>u</sub>

β <sub>u</sub>	OBS
	0.19 flexión plastica ala

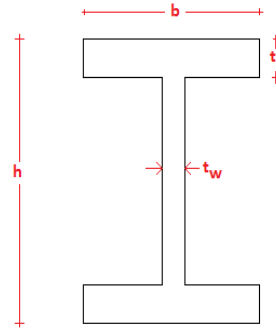
$$\beta_u = \frac{4M_u}{28_u m}$$

## **Anexo A: Verificación del diseño de vigas y columnas**

**Diseño Viga W24x94**

Datos Geométricos	
h=	61.7 [cm]
b=	23 [cm]
t <sub>f</sub> =	2.22 [cm]
t <sub>w</sub> =	1.31 [cm]
Z <sub>x</sub> =	4111 [cm <sup>3</sup> ]

Datos Material	
E=	2000000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>y</sub> =	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]



**a) Capacidad a la Flexión**

ala	Compacidad Sísmica Ala OBS	alma	Compacidad Sísmica Alma OBS	φ	M <sub>n</sub> =F <sub>y</sub> *Z <sub>x</sub>	φ*M <sub>n</sub>
b/(2*t <sub>f</sub> )	λ <sub>p</sub> =0.3*raiz(E/F <sub>y</sub> )	(h-2*t <sub>f</sub> )/t <sub>w</sub>	λ <sub>p</sub> =2.45*raiz(E/F <sub>y</sub> )		[tonf-m]	[tonf-m]
5.18	8.49 Compacta	43.71	69.30 Compacta	0.9	103	92.5

**b) Capacidad al Corte**

ala	Si (h-2*t <sub>f</sub> )/t <sub>w</sub> <260	Si (h-2*t <sub>f</sub> )/t <sub>w</sub> <1.1*raiz(K <sub>v</sub> *E/F <sub>y</sub> )	A <sub>w</sub> =(h-2*t <sub>f</sub> )*t <sub>w</sub>	V <sub>n</sub> =0.6*F <sub>y</sub> *A <sub>w</sub> *C <sub>v</sub>	φ	φ*V <sub>n</sub>
(h-2*t <sub>f</sub> )/t <sub>w</sub>	K <sub>v</sub>	C <sub>v</sub>	[cm <sup>2</sup> ]	[tonf]		[tonf]
43.71	5	1	75	112.5	0.9	101.3

**c) Factor de Utilización Gravitacional**

M <sub>ug</sub>	φ*M <sub>n</sub>	FU <sub>g</sub>	OBS
[tonf-m]	[tonf-m]		
19.9	92.5	0.22	RP fin T Stub

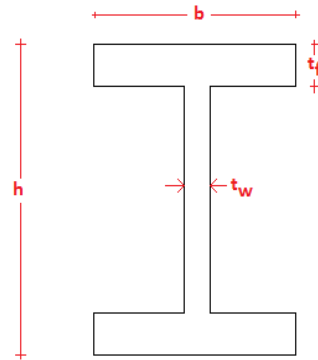
**d) Factor de Utilización**

Mu	φ*M <sub>n</sub>	FU <sub>flexión</sub>	Vu	φ*V <sub>n</sub>	FU <sub>corte</sub>
[tonf-m]	[tonf-m]		[tonf]	[tonf]	
19.9	92.5	0.22	18.9	101.3	0.19

**Diseño Viga W24x84**

Datos Geométricos	
h=	61.2 [cm]
b=	22.9 [cm]
t <sub>f</sub> =	1.96 [cm]
t <sub>w</sub> =	1.19 [cm]
Z <sub>x</sub> =	3635 [cm <sup>3</sup> ]

Datos Material	
E=	2000000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>y</sub> =	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]



**a) Capacidad a la Flexión**

ala	Compacidad Sísmica Ala OBS	alma	Compacidad Sísmica Alma OBS	$\phi$	$M_n = F_y * Z_x$	$\phi * M_n$
$b/(2*t_f)$	$\lambda_p = 0.3 * \text{raiz}(E/F_y)$	$(h-2*t_f)/t_w$	$\lambda_p = 2.45 * \text{raiz}(E/F_y)$		[tonf-m]	[tonf-m]
5.84	8.49 Compacta	48.13	69.30 Compacta	0.9	91	81.8

**b) Capacidad al Corte**

ala	Si $(h-2*t_f)/t_w < 260$	Si $(h-2*t_f)/t_w < 1.1 * \text{raiz}(K_v * E/F_y)$	$A_w = (h-2*t_f) * t_w$	$V_n = 0.6 * F_y * A_w * C_v$	$\phi$	$\phi * V_n$
$(h-2*t_f)/t_w$	K <sub>v</sub>	C <sub>v</sub>	[cm <sup>2</sup> ]	[tonf]		[tonf]
48.13	5	1	68	102.2	0.9	92.0

**c) Factor de Utilización Gravitacional**

M <sub>ug</sub>	$\phi * M_n$	FU <sub>g</sub>	OBS
[tonf-m]	[tonf-m]		
19.9	81.8	0.24	RP fin T Stub

**d) Factor de Utilización**

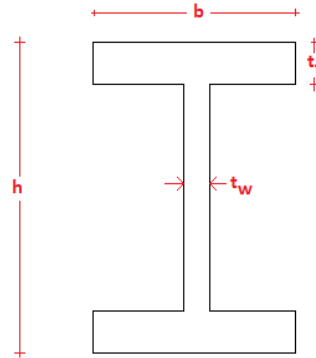
Mu	$\phi * M_n$	FU <sub>flexión</sub>	Vu	$\phi * V_n$	FU <sub>corte</sub>
[tonf-m]	[tonf-m]		[tonf]	[tonf]	
19.9	81.8	0.24	19.3	92.0	0.21



**Diseño Viga W21x101**

Datos Geométricos	
h=	54.3 [cm]
b=	31.2 [cm]
t <sub>f</sub> =	2.03 [cm]
t <sub>w</sub> =	1.27 [cm]
Z <sub>x</sub> =	4112 [cm <sup>3</sup> ]

Datos Material	
E=	2000000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>y</sub> =	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]



**a) Capacidad a la Flexión**

ala	Compacidad Sísmica Ala OBS	alma	Compacidad Sísmica Alma OBS	$\phi$	$M_n = F_y * Z_x$	$\phi * M_n$
b/(2*t <sub>f</sub> )	$\lambda_p = 0.3 * \text{raiz}(E/F_y)$	(h-2*t <sub>f</sub> )/t <sub>w</sub>	$\lambda_p = 2.45 * \text{raiz}(E/F_y)$		[tonf-m]	[tonf-m]
7.68	8.49 Compacta	39.56	69.30 Compacta	0.9	103	92.5

**b) Capacidad al Corte**

ala	Si (h-2*t <sub>f</sub> )/t <sub>w</sub> < 260	Si (h-2*t <sub>f</sub> )/t <sub>w</sub> < 1.1*raiz(K <sub>v</sub> *E/F <sub>y</sub> )	A <sub>w</sub> =(h-2*t <sub>f</sub> )*t <sub>w</sub>	V <sub>n</sub> =0.6*F <sub>y</sub> *A <sub>w</sub> *C <sub>v</sub>	$\phi$	$\phi * V_n$
(h-2*t <sub>f</sub> )/t <sub>w</sub>	K <sub>v</sub>	C <sub>v</sub>	[cm <sup>2</sup> ]	[tonf]		[tonf]
39.56	5	1	64	95.7	0.9	86.1

**c) Factor de Utilización Gravitacional**

M <sub>ug</sub>	$\phi * M_n$	FU <sub>g</sub>	OBS
[tonf-m]	[tonf-m]		
28.3	92.5	0.30	RP fin T Stub

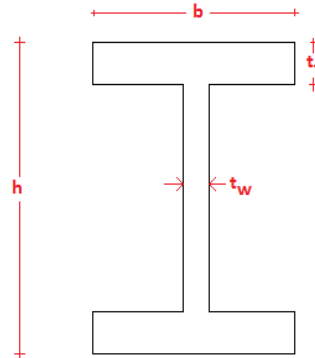
**d) Factor de Utilización**

Mu	$\phi * M_n$	FU <sub>flexión</sub>	Vu	$\phi * V_n$	FU <sub>corte</sub>
[tonf-m]	[tonf-m]		[tonf]	[tonf]	
30.2	92.5	0.33	18.7	86.1	0.22

**Diseño Viga W33x118**

Datos Geométricos	
h=	83.5 [cm]
b=	29.2 [cm]
t <sub>f</sub> =	1.88 [cm]
t <sub>w</sub> =	1.4 [cm]
Z <sub>x</sub> =	6706 [cm <sup>3</sup> ]

Datos Material	
E=	2000000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>y</sub> =	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]



**a) Capacidad a la Flexión**

ala	Compacidad Sísmica Ala OBS	alma	Compacidad Sísmica Alma OBS	$\phi$	$M_n = F_y * Z_x$	$\phi * M_n$
$b/(2*t_f)$	$\lambda_p = 0.3 * \text{raiz}(E/F_y)$	$(h-2*t_f)/t_w$	$\lambda_p = 2.45 * \text{raiz}(E/F_y)$		[tonf-m]	[tonf-m]
7.77	8.49 Compacta	56.96	69.30 Compacta	0.9	168	150.9

**b) Capacidad al Corte**

alma	Si $(h-2*t_f)/t_w < 260$	Si $(h-2*t_f)/t_w < 1.1 * \text{raiz}(K_v * E/F_y)$	$A_w = (h-2*t_f) * t_w$	$V_n = 0.6 * F_y * A_w * C_v$	$\phi$	$\phi * V_n$
$(h-2*t_f)/t_w$	K <sub>v</sub>	C <sub>v</sub>	[cm <sup>2</sup> ]	[tonf]		[tonf]
56.96	5	1	112	167.5	0.9	150.7

**c) Factor de Utilización Gravitacional**

M <sub>ug</sub>	$\phi * M_n$	FU <sub>g</sub>	OBS
[tonf-m]	[tonf-m]		
20.2	150.9	0.13	RP fin T Stub

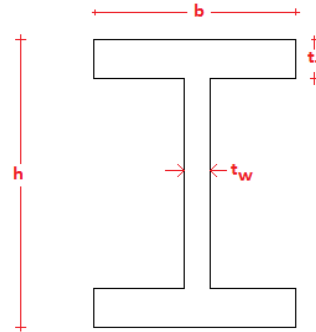
**d) Factor de Utilización**

Mu	$\phi * M_n$	FU <sub>flexión</sub>	Vu	$\phi * V_n$	FU <sub>corte</sub>
[tonf-m]	[tonf-m]		[tonf]	[tonf]	
47.2	150.9	0.31	21.4	150.7	0.14

**Diseño Viga W36x182**

Datos Geométricos	
h=	92.3 [cm]
b=	30.7 [cm]
t <sub>f</sub> =	3 [cm]
t <sub>w</sub> =	1.84 [cm]
Z <sub>x</sub> =	11650 [cm <sup>3</sup> ]

Datos Material	
E=	2000000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>y</sub> =	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]



**a) Capacidad a la Flexión**

ala	Compacidad Sísmica Ala OBS	alma	Compacidad Sísmica Alma OBS	$\phi$	$M_n = F_y * Z_x$	$\phi * M_n$
$b/(2*t_f)$	$\lambda_p = 0.3 * \text{raiz}(E/F_y)$	$(h-2*t_f)/t_w$	$\lambda_p = 2.45 * \text{raiz}(E/F_y)$		[tonf-m]	[tonf-m]
5.12	8.49 Compacta	46.90	69.30 Compacta	0.9	291	262.1

**b) Capacidad al Corte**

ala	Si $(h-2*t_f)/t_w < 260$	Si $(h-2*t_f)/t_w < 1.1 * \text{raiz}(K_v * E/F_y)$	$A_w = (h-2*t_f) * t_w$	$V_n = 0.6 * F_y * A_w * C_v$	$\phi$	$\phi * V_n$
$(h-2*t_f)/t_w$	K <sub>v</sub>	C <sub>v</sub>	[cm <sup>2</sup> ]	[tonf]		[tonf]
46.90	5	1	159	238.2	0.9	214.4

**c) Factor de Utilización Gravitacional**

M <sub>ug</sub>	$\phi * M_n$	FU <sub>g</sub>	OBS
[tonf-m]	[tonf-m]		
20.7	262.1	0.08	RP fin T Stub

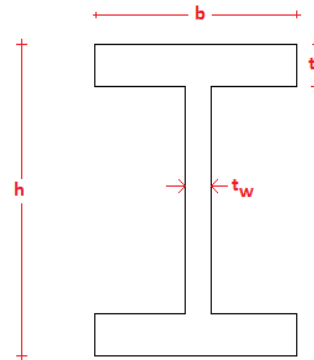
**d) Factor de Utilización**

Mu	$\phi * M_n$	FU <sub>flexión</sub>	Vu	$\phi * V_n$	FU <sub>corte</sub>
[tonf-m]	[tonf-m]		[tonf]	[tonf]	
79.3	262.1	0.30	28.8	214.4	0.13

**Diseño Viga W36x194**

Datos Geométricos	
h=	92.7 [cm]
b=	30.8 [cm]
t <sub>f</sub> =	3.2 [cm]
t <sub>w</sub> =	1.94 [cm]
Z <sub>x</sub> =	12433 [cm <sup>3</sup> ]

Datos Material	
E=	2000000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>y</sub> =	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]



**a) Capacidad a la Flexión**

ala	Compacidad Sísmica Ala OBS	alma	Compacidad Sísmica Alma OBS	$\phi$	$M_n = F_y \cdot Z_x$	$\phi \cdot M_n$
$b/(2 \cdot t_f)$	$\lambda_p = 0.3 \cdot \text{raiz}(E/F_y)$	$(h - 2 \cdot t_f)/t_w$	$\lambda_p = 2.45 \cdot \text{raiz}(E/F_y)$		[tonf-m]	[tonf-m]
4.81	8.49 Compacta	44.48	69.30 Compacta	0.9	311	279.7

**b) Capacidad al Corte**

ala	Si $(h - 2 \cdot t_f)/t_w < 260$	Si $(h - 2 \cdot t_f)/t_w < 1.1 \cdot \text{raiz}(K_v \cdot E/F_y)$	$A_w = (h - 2 \cdot t_f) \cdot t_w$	$V_n = 0.6 \cdot F_y \cdot A_w \cdot C_v$	$\phi$	$\phi \cdot V_n$
$(h - 2 \cdot t_f)/t_w$	K <sub>v</sub>	C <sub>v</sub>	[cm <sup>2</sup> ]	[tonf]		[tonf]
44.48	5	1	167	251.1	0.9	226.0

**c) Factor de Utilización Gravitacional**

M <sub>ug</sub>	$\phi \cdot M_n$	FU <sub>g</sub>	OBS
[tonf-m]	[tonf-m]		
31.7	279.7	0.11	RP fin T Stub

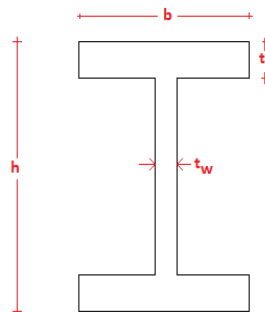
**d) Factor de Utilización**

Mu	$\phi \cdot M_n$	FU <sub>flexión</sub>	Vu	$\phi \cdot V_n$	FU <sub>corte</sub>
[tonf-m]	[tonf-m]		[tonf]	[tonf]	
119.6	279.7	0.43	37.8	226.0	0.17

Diseño Columna W36x848

Datos Geométricos	
h=	90 [cm]
b=	54 [cm]
t <sub>f</sub> =	11 [cm]
t <sub>w</sub> =	9 [cm]
Z <sub>x</sub> =	57330 [cm <sup>3</sup> ]
A <sub>g</sub> =	1800 [cm <sup>2</sup> ]
I <sub>x</sub> =	2101380 [cm <sup>4</sup> ]
I <sub>y</sub> =	292815 [cm <sup>4</sup> ]
C <sub>w</sub> =	450419211 [cm <sup>6</sup> ]
J=	67113 [cm <sup>4</sup> ]
r <sub>x</sub> =	34.16772356 [cm]
L	350 [cm]
K <sub>x</sub> =	1.8
F <sub>e</sub> =	52739.78495 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>cr</sub> =	2450.887933 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Datos Material	
E=	200000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>y</sub> =	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]



a) Capacidad a la Flexión

ala	Compacidad Sísmica Ala OBS	ala	Compacidad Sísmica Alma	OBS	$\phi$	$M_n = F_y * Z_x$	$\phi * M_n$	
b/(2*t <sub>f</sub> )	$\lambda_p = 0.3 * \text{raiz}(E/F_y)$	(h-2*t <sub>f</sub> )/t <sub>w</sub>	$\lambda_p = 2.45 * \text{raiz}(E/F_y) * (1 - 0.93 * P_u / (0.9 * A_g * F_y))$			[tonf-m]	[tonf-m]	
2.45	8.49	Compacta	7.56	62.22	Compacta	0.9	1433	1289.9

b) Capacidad Axial

ala	Esbeltez	Qs	ala	Esbeltez	Qa	Q	$\phi * P_n$	
b/(2*t <sub>f</sub> )	K <sub>c</sub>	$\lambda_c = 0.64 * \text{raiz}(K_c * E/F_y)$	(h-2*t <sub>f</sub> )/t <sub>w</sub>	$\lambda_c = 1.49 * \text{raiz}(E/F_y)$			[tonf]	
2.45	0.76	15.78	1.00	7.56	42.14	1.00	1	3970.4

c) Capacidad al Corte

ala	Si (h-2*t <sub>f</sub> )/t <sub>w</sub> < 260	Si (h-2*t <sub>f</sub> )/t <sub>w</sub> < 1.1 * raiz(K <sub>v</sub> * E/F <sub>y</sub> )	A <sub>w</sub> = (h-2*t <sub>f</sub> ) * t <sub>w</sub>	V <sub>n</sub> = 0.6 * F <sub>y</sub> * A <sub>w</sub> * C <sub>v</sub>	$\phi$	$\phi * V_n$
(h-2*t <sub>f</sub> )/t <sub>w</sub>	K <sub>v</sub>	C <sub>v</sub>	[cm <sup>2</sup> ]	[tonf]		[tonf]
7.56	5	1	612	918.0	0.9	826.2

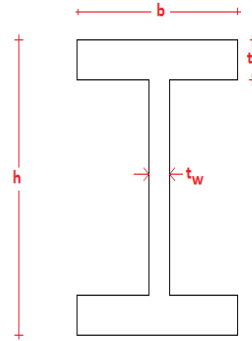
d) Factor de Utilización

Pu	Mu	$\phi * M_n$	$\phi * P_n$	FU <sub>flexión+axial</sub>	Vu	$\phi * V_n$	FU <sub>corte</sub>
[tonf]	[tonf-m]	[tonf-m]	[tonf]		[tonf]	[tonf]	
444.8	306.7	1289.9	3970.4	0.29	64.9	826.2	0.08

Diseño Columna 3 pisos

Datos Geométricos	
h=	80 [cm]
b=	44 [cm]
t <sub>f</sub> =	6 [cm]
t <sub>w</sub> =	1.7 [cm]
Z <sub>x</sub> =	21501.2 [cm <sup>3</sup> ]
A <sub>g</sub> =	643.6 [cm <sup>2</sup> ]
I <sub>x</sub> =	768960.5333 [cm <sup>4</sup> ]
I <sub>y</sub> =	85211.84033 [cm <sup>4</sup> ]
C <sub>w</sub> =	116616896 [cm <sup>6</sup> ]
J=	6457.187333 [cm <sup>4</sup> ]
r <sub>x</sub> =	34.56559264 [cm]
L	350 [cm]
K <sub>x</sub> =	7
F <sub>e</sub> =	3929.032193 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>cr</sub> =	1915.486708 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Datos Material	
E=	2000000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>y</sub> =	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]



a) Capacidad a la Flexión

ala	Compacidad Sísmica Ala	OBS	alma	Compacidad Sísmica Alma	OBS	$\phi$	M <sub>n</sub> =F <sub>y</sub> *Z <sub>x</sub>	$\phi$ *M <sub>n</sub>
b/(2*t <sub>f</sub> )	$\lambda_p=0.3*\text{raiz}(E/F_y)$		(h-2*t <sub>f</sub> )/t <sub>w</sub>	$\lambda_p=2.45*\text{raiz}(E/F_y)*(1-0.93*P_u/(0.9*Ag*F_y))$			[tonf-m]	[tonf-m]
3.67		8.49 Compacta		40.00	68.02 Compacta	0.9	538	483.8

b) Capacidad Axial

ala	Esbeltez	Qs	alma	Esbeltez	Qa	Q	$\phi$ *P <sub>n</sub>
b/(2*t <sub>f</sub> )	K <sub>c</sub>	$\lambda_c=0.64*\text{raiz}(K_c*E/F_y)$	(h-2*t <sub>f</sub> )/t <sub>w</sub>	$\lambda_c=1.49*\text{raiz}(E/F_y)$			[tonf]
3.67	0.63	14.40	1.00	40.00	42.14	1.00	1109.5

c) Capacidad al Corte

ala	Si (h-2*t <sub>f</sub> )/t <sub>w</sub> <260	Si (h-2*t <sub>f</sub> )/t <sub>w</sub> <1.1*raiz(K <sub>v</sub> *E/F <sub>y</sub> )	A <sub>w</sub> =(h-2*t <sub>f</sub> )*t <sub>w</sub>	V <sub>n</sub> =0.6*F <sub>y</sub> *A <sub>w</sub> *C <sub>v</sub>	$\phi$	$\phi$ *V <sub>n</sub>
(h-2*t <sub>f</sub> )/t <sub>w</sub>	K <sub>v</sub>	C <sub>v</sub>	[cm <sup>2</sup> ]	[tonf]		[tonf]
40.00	5	1	116	173.4	0.9	156.1

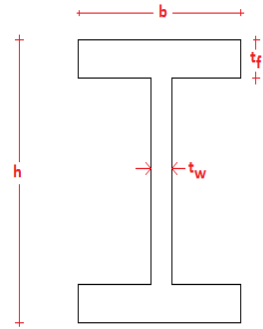
d) Factor de Utilización

P <sub>u</sub>	M <sub>u</sub>	$\phi$ *M <sub>n</sub>	$\phi$ *P <sub>n</sub>	FU <sub>flexión+axial</sub>	V <sub>u</sub>	$\phi$ *V <sub>n</sub>	FU <sub>corte</sub>
[tonf]	[tonf-m]	[tonf-m]	[tonf]		[tonf]	[tonf]	
28.6		34.1	483.8	1109.5	0.08	13.9	156.1
							0.09

Diseño Columna 6 pisos

Datos Geométricos	
h=	80 [cm]
b=	44 [cm]
t <sub>f</sub> =	6 [cm]
t <sub>w</sub> =	1.5 [cm]
Z <sub>x</sub> =	21270 [cm <sup>3</sup> ]
A <sub>s</sub> =	630 [cm <sup>2</sup> ]
I <sub>x</sub> =	763720 [cm <sup>4</sup> ]
I <sub>y</sub> =	85203.125 [cm <sup>4</sup> ]
C <sub>w</sub> =	116616896 [cm <sup>6</sup> ]
J=	6419.25 [cm <sup>4</sup> ]
r <sub>x</sub> =	34.8174377 [cm]
L	350 [cm]
K <sub>x</sub> =	5.5
F <sub>e</sub> =	6457.462426 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>cr</sub> =	2126.015119 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Datos Material	
E=	2000000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>y</sub> =	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]



a) Capacidad a la Flexión

ala	Compacidad Sísmica Ala	OBS	alma	Compacidad Sísmica Alma	OBS	$\phi$	M <sub>n</sub> =F <sub>y</sub> *Z <sub>x</sub>	$\phi$ *M <sub>n</sub>
b/(2*t <sub>f</sub> )	$\lambda_p=0.3*\text{raiz}(E/F_y)$		(h-2*t <sub>f</sub> )/t <sub>w</sub>	$\lambda_p=2.45*\text{raiz}(E/F_y)*(1-0.93*Pu/(0.9*Ag*F_y))$			[tonf-m]	[tonf-m]
3.67	8.49	Compacta	45.33	67.10	Compacta	0.9	532	478.6

b) Capacidad Axial

ala	K <sub>c</sub>	Esbeltez	Q <sub>s</sub>	alma	Esbeltez	Q <sub>a</sub>	Q	$\phi$ *P <sub>n</sub>
b/(2*t <sub>f</sub> )		$\lambda_c=0.64*\text{raiz}(K_c*E/F_y)$		(h-2*t <sub>f</sub> )/t <sub>w</sub>	$\lambda_c=1.49*\text{raiz}(E/F_y)$			[tonf]
3.67	0.59	13.95	1.00	45.33	42.14	1.00	1	1205.5

c) Capacidad al Corte

ala	Si (h-2*t <sub>f</sub> )/t <sub>w</sub> <260	Si (h-2*t <sub>f</sub> )/t <sub>w</sub> <1.1*raiz(K <sub>c</sub> *E/F <sub>y</sub> )	A <sub>w</sub> =(h-2*t <sub>f</sub> )*t <sub>w</sub>	V <sub>n</sub> =0.6*F <sub>y</sub> *A <sub>w</sub> *C <sub>v</sub>	$\phi$	$\phi$ *V <sub>n</sub>
(h-2*t <sub>f</sub> )/t <sub>w</sub>	K <sub>v</sub>	C <sub>v</sub>	[cm <sup>2</sup> ]	[tonf]		[tonf]
45.33	5	1	102	153.0	0.9	137.7

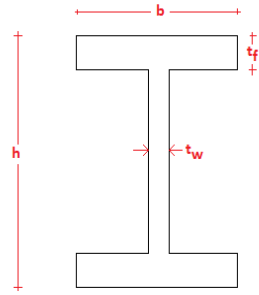
d) Factor de Utilización

Pu	Mu	$\phi$ *M <sub>n</sub>	$\phi$ *P <sub>n</sub>	FU <sub>flexión+axial</sub>	Vu	$\phi$ *V <sub>n</sub>	FU <sub>corte</sub>
[tonf]	[tonf-m]	[tonf-m]	[tonf]		[tonf]	[tonf]	
48.4	44.8	478.6	1205.5	0.11	17.1	137.7	0.12

Diseño Columna 9 pisos

Datos Geométricos	
h=	80 [cm]
b=	44 [cm]
t <sub>f</sub> =	6 [cm]
t <sub>w</sub> =	1.5 [cm]
Z <sub>x</sub> =	21270 [cm <sup>3</sup> ]
A <sub>g</sub> =	630 [cm <sup>2</sup> ]
I <sub>x</sub> =	763720 [cm <sup>4</sup> ]
I <sub>y</sub> =	85203.125 [cm <sup>4</sup> ]
C <sub>w</sub> =	116616896 [cm <sup>6</sup> ]
J=	6419.25 [cm <sup>4</sup> ]
r <sub>x</sub> =	34.8174377 [cm]
L	350 [cm]
K <sub>c</sub> =	4.3
F <sub>e</sub> =	10564.53425 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>cr</sub> =	2264.252396 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Datos Material	
E=	200000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>y</sub> =	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]



a) Capacidad a la Flexión

ala	Compacidad Sísmica Ala	OBS	alma	Compacidad Sísmica Alma	OBS	$\phi$	M <sub>x</sub> =F <sub>y</sub> *Z <sub>x</sub>	$\phi$ *M <sub>n</sub>
b/(2*t <sub>f</sub> )	$\lambda_p=0.3*\text{raiz}(E/F_y)$		(h-2*t <sub>f</sub> )/t <sub>w</sub>	$\lambda_p=2.45*\text{raiz}(E/F_y)*(1-0.93*P_u/(0.9*Ag*F_y))$			[tonf-m]	[tonf-m]
3.67		8.49 Compacta	45.33		67.10 Compacta	0.9	532	478.6

b) Capacidad Axial

ala	Esbeltez	Qs	alma	Esbeltez	Qa	Q	$\phi$ *P <sub>n</sub>		
b/(2*t <sub>f</sub> )	K <sub>c</sub>	$\lambda_r=0.64*\text{raiz}(K_c*E/F_y)$	(h-2*t <sub>f</sub> )/t <sub>w</sub>	$\lambda_r=1.49*\text{raiz}(E/F_y)$			[tonf]		
3.67		0.59	13.95	1.00	45.33	42.14	1.00	1	1279.7

c) Capacidad al Corte

ala	Si (h-2*t <sub>f</sub> )/t <sub>w</sub> <260	Si (h-2*t <sub>f</sub> )/t <sub>w</sub> <1.1*raiz(K <sub>c</sub> *E/F <sub>y</sub> )	A <sub>w</sub> =(h-2*t <sub>f</sub> )*t <sub>w</sub>	V <sub>n</sub> =0.6*F <sub>y</sub> *A <sub>w</sub> *C <sub>v</sub>	$\phi$	$\phi$ *V <sub>n</sub>	
(h-2*t <sub>f</sub> )/t <sub>w</sub>	K <sub>v</sub>	C <sub>v</sub>	[cm <sup>2</sup> ]	[tonf]		[tonf]	
45.33		5	1	102	153.0	0.9	137.7

d) Factor de Utilización

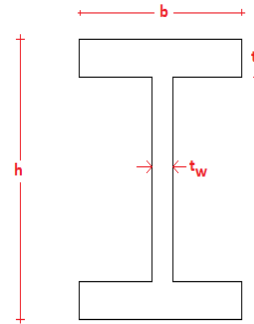
P <sub>u</sub>	M <sub>u</sub>	$\phi$ *M <sub>n</sub>	$\phi$ *P <sub>n</sub>	FU flexión+axial	V <sub>u</sub>	$\phi$ *V <sub>n</sub>	FU corte	
[tonf]	[tonf-m]	[tonf-m]	[tonf]		[tonf]	[tonf]		
48.4		62.3	478.6	1279.7	0.15	20.5	137.7	0.15



Diseño Columna 12 pisos

Datos Geométricos	
h=	80 [cm]
b=	44 [cm]
t <sub>f</sub> =	6 [cm]
t <sub>w</sub> =	1.3 [cm]
Z <sub>x</sub> =	21039 [cm <sup>3</sup> ]
A <sub>g</sub> =	616.4 [cm <sup>2</sup> ]
I <sub>x</sub> =	758479.4667 [cm <sup>4</sup> ]
I <sub>y</sub> =	85196.44967 [cm <sup>4</sup> ]
C <sub>w</sub> =	116616896 [cm <sup>6</sup> ]
J=	6390.192667 [cm <sup>4</sup> ]
r <sub>x</sub> =	35.07846648 [cm]
L	350 [cm]
K <sub>x</sub> =	4.5
F <sub>e</sub> =	9791.513408 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>w</sub> =	2246.616127 [kgf/cm <sup>2</sup> ]

Datos Material	
E=	2000000 [kgf/cm <sup>2</sup> ]
F <sub>y</sub> =	2500 [kgf/cm <sup>2</sup> ]



a) Capacidad a la Flexión

ala	Compacidad Sísmica Ala	OBS	ala	Compacidad Sísmica Alma	OBS	$\phi$	M <sub>n</sub> =F <sub>y</sub> *Z <sub>x</sub>	$\phi$ *M <sub>n</sub>
b/(2*t <sub>f</sub> )	$\lambda_p=0.3*\text{raiz}(E/F_y)$		(h-2*t <sub>f</sub> )/t <sub>w</sub>	$\lambda_p=2.45*\text{raiz}(E/F_y)*(1-0.93*Pu/(0.9*Ag*F_y))$			[tonf-m]	[tonf-m]
3.67	8.49	Compacta	52.31	67.08	Compacta	0.9	526	473.4

b) Capacidad Axial

ala	Esbeltez	Qs	ala	Esbeltez	Qa	Q	$\phi$ *P <sub>n</sub>
b/(2*t <sub>f</sub> )	K <sub>c</sub>	$\lambda_c=0.64*\text{raiz}(K_c*E/F_y)$	(h-2*t <sub>f</sub> )/t <sub>w</sub>	$\lambda_c=1.49*\text{raiz}(E/F_y)$			[tonf]
3.67	0.55	13.46	1.00	52.31	42.14	0.98	0.98
							1227.6

c) Capacidad al Corte

ala	Si (h-2*t <sub>f</sub> )/t <sub>w</sub> <260	Si (h-2*t <sub>f</sub> )/t <sub>w</sub> <1.1*raiz(K <sub>c</sub> *E/F <sub>y</sub> )	A <sub>w</sub> =(h-2*t <sub>f</sub> )*t <sub>w</sub>	V <sub>n</sub> =0.6*F <sub>y</sub> *A <sub>w</sub> *C <sub>v</sub>	$\phi$	$\phi$ *V <sub>n</sub>
(h-2*t <sub>f</sub> )/t <sub>w</sub>	K <sub>v</sub>	C <sub>v</sub>	[cm <sup>2</sup> ]	[tonf]		[tonf]
52.31	5	1	88	132.6	0.9	119.3

d) Factor de Utilización

Pu	Mu	$\phi$ *M <sub>n</sub>	$\phi$ *P <sub>n</sub>	FU <sub>flexión+axial</sub>	Vu	$\phi$ *V <sub>n</sub>	FU <sub>corte</sub>
[tonf]	[tonf-m]	[tonf-m]	[tonf]		[tonf]	[tonf]	
47.8	80.7	473.4	1227.6	0.19	24.5	119.3	0.21