



**UNIVERSIDAD DE CHILE**

FACULTAD DE CIENCIAS FISICAS Y MATEMATICAS

DEPARTAMENTO DE INGENIERIA CIVIL

**Estudio analítico de conexiones de momento viga-columna  
usando perfiles t soldados**

Memoria para optar al título de **Ingeniero Civil**

Por:

Guillaume Desjouis

Profesor Guía:

Ricardo Herrera Mardones

Miembros de la Comisión:  
Alejandro Verdugo Palma y Ruben Boroschek Krauskopf

**Santiago de Chile – Diciembre 2006**

Texto completo en : [www.cybertesis.cl/tesis/uchile/2006/desjouis\\_g/sources/desjouis\\_g.pdf](http://www.cybertesis.cl/tesis/uchile/2006/desjouis_g/sources/desjouis_g.pdf)

# Resumen

El objetivo general del presente trabajo de título es evaluar la influencia de parámetros geométricos relevantes sobre el comportamiento de conexiones usando perfiles T (*Tstub*) soldados. El estudio es de carácter teórico y pretende proveer información sobre el comportamiento último de los elementos de conexión. Anteriormente, se han llevado a cabo estudios similares en los que, sin embargo, se utilizaron perfiles laminados, poco comunes en Chile, donde la mayoría son elementos soldados.

Se realizaron varios modelos de elementos finitos mediante el programa computacional ANSYS, entre los cuales se hicieron variar los parámetros elegidos. El estudio se centró en tres parámetros: la distancia entre líneas de pernos a tracción, la disposición de los pernos a tracción y el espesor relativo del alma del perfil T con respecto al espesor del ala del perfil T. Después de una pretensión de los pernos, cada modelo fue sometido a una carga estática que se aumentó hasta lograr la falla de uno de los elementos de la conexión, ya sea perno o perfil.

La comparación de los diferentes modelos permitió determinar la fuerza de tracción máxima aplicada al momento de la falla, el desplazamiento máximo obtenido, así como la distribución de esfuerzos en la soldadura.

Los perfiles T se obtuvieron a partir de perfiles soldados existentes (IN o HN) y por lo tanto consideran soldaduras de filete y no de penetración. En este caso, puesto que la soldadura es el elemento sobre el cual se tiene el menor control, se recomienda un diseño que favorezca una distribución de tensión lo más uniforme posible en la soldadura y a este efecto limitar la fluencia parcial del alma de la T. Para poder aprovechar la ductilidad que puede proveer el alma se recomienda usar soldaduras más resistentes.

# TABLA DE CONTENIDO

I	INTRODUCCIÓN.....	1
II	ANTECEDENTES .....	8
II.1	Ensayos: Mecanismos de Rotura.....	8
II.2	Modelos teóricos.....	10
II.3	Modelos de elementos finitos.....	12
III	METODOLOGÍA .....	15
III.1	Diseño previo de la conexión según FEMA 350 (detalle en anexos)....	15
III.2	Diseño de la soldadura según AISC-2005 .....	18
III.3	Materiales: modelación del comportamiento y ley constitutiva .....	18
III.4	Parámetros en estudio .....	21
III.5	Modelo de elementos finitos.....	23
IV	RESULTADOS Y DISCUSIÓN.....	35
IV.1	Criterios de falla .....	35
IV.2	Validación del modelo .....	36
IV.3	Influencia de la distancia entre pernos a tracción .....	36
IV.4	Influencia de la disposición de los pernos .....	42
IV.5	Influencia del espesor del alma.....	47
V	CONCLUSIONES Y LIMITACIONES .....	51
V.1	Conclusiones.....	51
V.2	Limitaciones .....	52
VI	BIBLIOGRAFÍA Y REFERENCIAS .....	53
	ANEXO 1 DISEÑO PREVIO DE LA CONEXIÓN SEGÚN FEMA-350.....	56
	ANEXO 2 RESUMEN DE MODELOS .....	61
	ANEXO 3 ARCHIVO DE ENTRADA COMENTADO .....	62

## INDICE DE TABLAS Y FIGURAS

TABLA 1 DIMENSIONES DE LA VIGA IN 30X45,8 .....	15
TABLA 2 DISEÑO SEGÚN FEMA350 (FEMA 2000) .....	17
TABLA 3 RESUMEN DE LOS MODELOS .....	23
TABLA 4 COMPARACIÓN TSD150 TA-07 .....	36
FIGURA 1 COMPORTAMIENTO DÚCTIL: ROTULACIÓN PLÁSTICA DE LA VIGA .....	1
FIGURA 2 (A) CONEXIÓN TÍPICA PRE-NORTHRIDGE (B) DETALLE DE LA GRIETA..	2
FIGURA 3 CONEXIÓN USANDO PERFILES T .....	5
FIGURA 4 PERFIL T EN ESTUDIO.....	7
FIGURA 5 FLUENCIA POR “PRYING EFFECT”.....	9
FIGURA 6 MECANISMO DE ROTURA SEGÚN PILUSO ET AL. (2001) .....	11
FIGURA 7 MODELO DE RIGIDEZ SEGÚN SWANSON Y LEON (2000) .....	12
FIGURA 8 COMPORTAMIENTO DE LOS MATERIALES (SHERBOURNE Y BAHARI 1996) .....	13
FIGURA 9 PERFIL T USADO PARA LA CONEXIÓN .....	16
FIGURA 10 ZONA DE ROTULACIÓN PLÁSTICA DE LA CONEXIÓN.....	17
FIGURA 11 LEY DE COMPORTAMIENTO ACERO BASE A572-50 (SWANSON Y LEON 2001) .....	19
FIGURA 12 LEY DE COMPORTAMIENTO ACERO PERNOS A490 (SWANSON Y LEON 2001) .....	19
FIGURA 13 LEY DE COMPORTAMIENTO E7010-A1.....	20
FIGURA 14 DISTANCIA ENTRE PERNOS A TRACCIÓN .....	21
FIGURA 15 DISTINTAS DISPOSICIONES DE PERNOS A TRACCIÓN .....	22
FIGURA 16 PLANO DE SIMETRÍA TSTUB .....	24
FIGURA 17 TUERCA Y PERNO .....	24
FIGURA 18 NUMERACIÓN DE LOS PERNOS .....	25
FIGURA 19 PERFIL DE LA SOLDADURA.....	25
FIGURA 20 COMPORTAMIENTO DE CONTACTOS.....	26
FIGURA 21 LEY DE COULOMB (ANSYS THEORY REFERENCE 2005) .....	27
FIGURA 22 CONCENTRACIÓN DE TENSIONES ENTRE ALMA, ALA Y SOLDADURA....	27
FIGURA 23 SEPARACIÓN ENTRE ALMA Y ALA.....	28
FIGURA 24 GEOMETRÍA DEL ELEMENTO SOLID186 (ANSYS ELEMENT REFERENCE 2005) .....	28
FIGURA 25 GEOMETRÍA DEL ELEMENTO SOLID187 (ANSYS ELEMENT REFERENCE 2005) .....	29

FIGURA 26 MALLA MODELO TSD140 .....	30
FIGURA 27 DETALLE MALLA PERNO .....	30
FIGURA 28 DETALLE MALLA SOLDADURA .....	31
FIGURA 29 CONDICIONES DE APOYO .....	32
FIGURA 30 SUPERFICIE DE CARGA .....	33
FIGURA 31 HISTORIA DE CARGA EN EL CASO TSD140.....	34
FIGURA 32 PUNTOS DE CONTROL.....	36
FIGURA 33 DEFORMACIÓN DE LOS PERNOS .....	37
FIGURA 34 DEFORMACIÓN PLÁSTICA DEL PERNO A ROTURA (TSD180) ( $10^{-1}$ MM/MM) .....	37
FIGURA 35 COMPARACIÓN FEMA-350 Y MODELO .....	38
FIGURA 36 DEFORMACIÓN ÚLTIMA (TSD180): LEVANTAMIENTO DEL ALA .....	39
FIGURA 37 LEVANTAMIENTO DEL ALA .....	40
FIGURA 38 ALARGAMIENTO DEL ALMA .....	40
FIGURA 39 DEFORMACIÓN DE LA SOLDADURA .....	42
FIGURA 40 DEFORMACIÓN PERNOS (MM/MM).....	43
FIGURA 41 ALARGAMIENTO MÁXIMO DE LA CONEXIÓN (MM).....	44
FIGURA 42 DISTRIBUCIÓN DE DEFORMACIONES DE TSDD2.....	45
FIGURA 43 DISTRIBUCIÓN DE DEFORMACIONES DE TSDD1.....	45
FIGURA 44 ALARGAMIENTO DEL ALMA .....	46
FIGURA 45 DEFORMACIÓN DE LA SOLDADURA .....	46
FIGURA 46 DEFORMACIÓN DEL ALMA.....	47
FIGURA 47 DEFORMACIÓN DE LOS PERNOS .....	48
FIGURA 48 ALARGAMIENTO DE LA CONEXIÓN .....	49
FIGURA 49 DEFORMACIÓN DE LA SOLDADURA .....	50
FIGURA 50 DISPOSICIÓN ÓPTIMA DE PERNOS.....	52

## “ESTUDIO ANALÍTICO DE CONEXIONES DE MOMENTO VIGA-COLUMNA USANDO PERFILES T SOLDADOS”

El objetivo general del presente trabajo de título es evaluar la influencia de parámetros geométricos relevantes sobre el comportamiento de conexiones usando perfiles T (*Tstub*) soldados. El estudio es de carácter teórico y pretende proveer información sobre el comportamiento último de los elementos de conexión. Anteriormente, se han llevado a cabo estudios similares, sin embargo, se utilizaban perfiles laminados, poco comunes en Chile, donde la mayoría son elementos soldados.

Se realizaron varios modelos de elementos finitos mediante ANSYS, entre los cuales se hicieron variar los parámetros elegidos. El estudio se centró en tres parámetros: la distancia entre líneas de pernos a tracción, la disposición de los pernos a tracción y el espesor relativo del alma del perfil T con respecto al espesor del ala del perfil T. Después de una pretensión de los pernos, cada modelo fue sometido a una carga estática que se aumentó hasta lograr la falla de uno de los elementos de la conexión, ya sea perno o perfil.

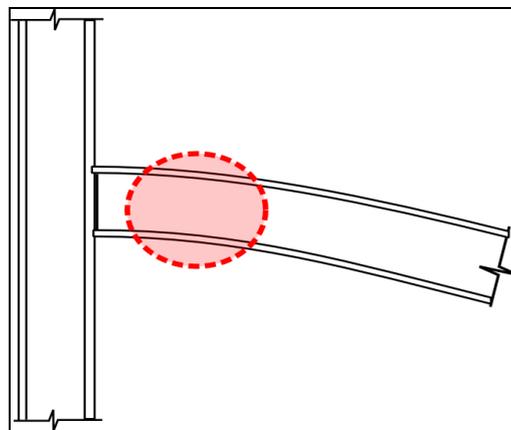
La comparación de los diferentes modelos permitió determinar la fuerza de tracción máxima aplicada al momento de la falla, el desplazamiento máximo obtenido, así como la distribución de esfuerzos en la soldadura. A partir de estos resultados, se evaluó que configuración sería la más adecuada al diseño sísmico.

Se concluye que el diseño debe favorecer una distribución de tensión lo más uniforme posible en la soldadura y limitar la fluencia en el alma, puesto que la soldadura es el elemento sobre el cual se tiene el menor control.

## I INTRODUCCIÓN

Cualquiera sea el código considerado, una de las constantes del diseño estructural es la voluntad de tener un comportamiento dúctil de la estructura, es decir grandes deformaciones antes del colapso. Este comportamiento no solamente permite una fácil inspección visual del daño, sino sobre todo permite disipar parte de la energía liberada por el terremoto mediante el mecanismo de histéresis (momento-rotación o fuerza-desplazamiento).

Una de las maneras establecidas de lograr este comportamiento dúctil es a través del concepto columna fuerte-viga débil. En este tipo de marco la ductilidad se produce por rotulación plástica de la viga (Figura 1). Para asegurar tal comportamiento, las conexiones tienen que ser capaces de transmitir todos los momentos, incluso después de grandes deformaciones de la viga. Por lo tanto es necesario que la capacidad de la conexión sea mayor a la de la viga.



**Figura 1 Comportamiento dúctil: rotulación plástica de la viga**

En base a esto, durante los años 70 se llevaron a cabo varios programas de investigación (Popov y Stephen 1970; Krawinkler et al. 1972) para verificar el comportamiento dúctil de las conexiones en su globalidad (viga-conexión-columna) más comunes en ese momento. Las configuraciones más comunes eran entonces conexiones parcial o totalmente soldadas. En la Figura 2a se puede apreciar una conexión típica en la cual las alas de la viga se encuentran soldadas a la columna mediante soldaduras de penetración completa y el alma se conecta mediante una

plancha apernada para transmitir los esfuerzos de corte. Estas conexiones fueron entonces consideradas como suficientemente dúctiles pero se concluyó a la importancia de una muy buena ejecución y un muy buen control para asegurar el buen comportamiento de conjunto.

Sin embargo el 17 de Enero de 1994 ocurrió uno de los terremotos más costosos de la historia en Northridge ( $M_w=6,7$  California, USA), el cual puso en tela de juicio el buen comportamiento de estas conexiones.

Justo después del terremoto no se constataron mayores daños estructurales. Sin embargo, durante los meses que siguieron, surgieron muchos problemas y se descubrieron en particular fracturas frágiles en las conexiones de momento. Los daños se encontraban en edificios de todas alturas y edades, a veces alejados de la zona epicentral. La fractura típica era una grieta que se iniciaba en la soldadura, a nivel de la barra de apoyo del ala inferior de la viga y se propagaba en la columna y/o en la viga, atravesando a veces toda el alma de la columna (Figura 2b). Frente a este hecho se sospechó que daños similares podrían haber ocurrido durante terremotos anteriores después de los cuales no se habían observados mayores daños (en particular Loma Prieta 10/1989  $M_w=7.0$ ). Por lo tanto se revisaron edificios de la zona y de la misma manera se descubrieron varios edificios presentando el mismo tipo de rotura frágil de las uniones viga-columna.

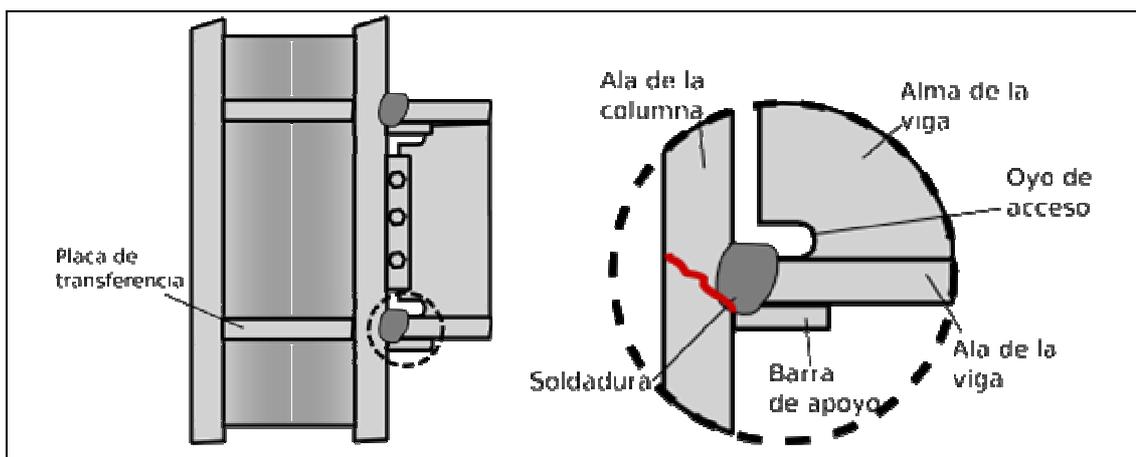


Figura 2 (a) Conexión típica pre-Northridge

(b) detalle de la grieta

Este comportamiento estaba muy alejado de lo esperado. En algunos casos la viga ni siquiera entró en el rango plástico, y no se observaron las grandes deformaciones esperadas. Frente a esto se llevó a cabo un extenso programa de investigación para determinar las causas de estas fallas. Este programa permitió identificar varias posibles causas de fallas pero ninguna pudo lograr un consenso dentro de los investigadores:

- En varios casos se observó que las soldaduras no tenían la calidad de realización requerida a pesar del control de ejecución.
- La presencia del alma obliga a interrumpir el cordón de soldadura a nivel de ala inferior lo que aumenta la probabilidad de defecto en esta zona.
- La barra de apoyo que se usa para facilitar la soldadura a menudo no fue removida, lo que pudo conducir a una concentración de tensiones. El pequeño espacio dejado entre la barra y la columna pudo comportarse como un inicio de grieta
- Se comprobó que los elementos estructurales tenían tensiones de fluencia mucho más altas que lo esperado. Por lo tanto, la capacidad de la viga era mucho mayor y la soldadura siendo diseñada por capacidad resultó subdimensionada.
- Si se quiere que la rotura de las alas ocurra después que fluya la sección completa de la viga, se tiene que asegurar que:

$$A_f F_u (d - t_f) \geq 1.2 Z F_y$$

donde  $A_f$  es la superficie del ala,  $d$  es el altura de la viga,  $t_f$  es el espesor del ala  $Z$  es el modulo plástico de la sección,  $F_y$  es la tensión de fluencia real del acero y  $F_u$  la tensión de rotura real del acero. Con una

relación  $\frac{A_f (d - t_f)}{Z} \approx 0.7$  como era el caso para la mayoría de los perfiles se

debía tener que  $\frac{F_u}{F_y} \leq 0.6$ . Sin embargo estos valores varían entre 0.72 y

0.76 para los aceros comunes A36 y A572Gr50. Por lo tanto, incluso con soldaduras perfectas no resultaría posible lograr la deformación plástica deseada en las vigas.

- En algunos casos la ausencia de placa de transferencia (Figura 2a) aumentó las tensiones en el ala de la viga.
- El efecto triaxial, efecto del arrostramiento a nivel de la soldadura, condujo a una tensión principal mayor en la zona restringida (i.e. cerca de la soldadura), para una deformación equivalente.
- Todos los ensayos antes del terremoto se realizaron de manera cuasiestática, por lo que el comportamiento dinámico de las conexiones no se apreciaba. Se sabe que la tensión de fluencia de la viga aumenta con la velocidad de carga con lo que también aumentan las tensiones en la soldadura.
- El comportamiento como elemento compuesto en presencia de losas de hormigón no se tomó en cuenta. El desplazamiento de la línea neutra entre el caso compuesto y no compuesto aumenta la demanda de tracción en el ala inferior.

Este comportamiento, completamente en contradicción con lo esperado, llevó a una gran campaña de investigación. Primero se revisó la literatura para definir los problemas en la metodología de ensayos y en la interpretación de los datos. De esto resultó que se habían observado comportamientos frágiles de este tipo en varios casos pero que la mayoría de los especímenes se habían comportado de manera satisfactoria. En general se había culpado a la fabricación de la pieza por este comportamiento defectuoso. Para verificar el comportamiento de estas conexiones supuestamente dúctiles se realizaron ensayos con uniones típicas. Aunque hubo un control escrupuloso de las soldaduras, todas las conexiones fallaron de manera frágil sin desarrollar mayor deformación plástica. Esto enseñó claramente que los requisitos de las conexiones precalificadas anteriores a 1994 no permitían asegurar un comportamiento satisfactorio frente a un terremoto.

De este dramático hecho surgió la necesidad de proponer alternativas a las conexiones soldadas típicas anteriores a 1994. Extensivos programas de

investigación patrocinados por el SAC<sup>1</sup> permitieron la redacción de recomendaciones de diseño para conexiones precalificadas en un documento editado por la Federal Emergency Management Agency de Estados Unidos, el FEMA 350 (FEMA 2000a). Los estudios hicieron surgir un interés nuevo por las conexiones apernadas que permiten un buen comportamiento dúctil de la conexión.

Una de estas conexiones a la cual se dedica este estudio se denomina T-Stub o double split T. Se trata de una conexión usando perfiles T apernados a la columna y a las alas de la viga (Figura 3).

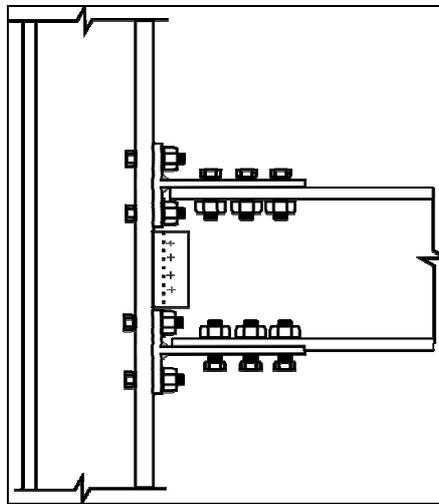


Figura 3 Conexión usando perfiles T

La precalificación de la FEMA350 (FEMA 2000a) la describe como conexión semi-rígida por lo tanto se tiene que incluir esta rigidez del elemento de conexión en

el diseño estructural a través de una rigidez de referencia  $k_s = \frac{d_b M_{fail}}{0.375} [kip.in / rad]$

donde  $d_b$  es la altura de la viga y  $M_{fail}$  el momento en la cara de la columna a la falla de la conexión. Conduce a un diseño con elementos estructurales más gruesos pero las grandes rotaciones que otorga justifican su uso en el caso de construcción sísmica. Su comportamiento último puede ser controlado por múltiples factores lo

<sup>1</sup> SAC es una "joint-venture" compuesta por la Structural Engineers Association of California (SEAOC), el Applied Technology Council (ATC) y el Consortium of Universities for Research in Earthquake Engineering (CUREe). SAC fue financiada por el Federal Emergency Management Association (FEMA).

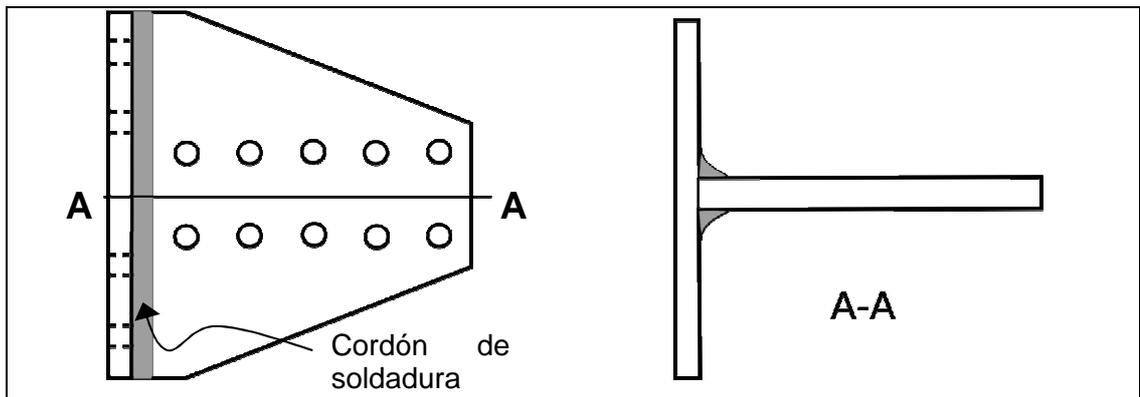
que hace su diseño bastante complejo. Los comportamientos últimos considerados por la recomendación son:

- Falla por corte de los pernos.
- Falla por rotura frágil del alma de la T.
- Falla por deformación plástica de las alas de la T.
- Falla por rotura plástica de los pernos de la viga debido al apalancamiento de las alas de la T ("*prying action*").
- Falla por rotura frágil del ala de la viga.
- Falla por bloque de corte en el alma de la T.

Sin embargo esta recomendación presenta un gran límite en el caso de su uso para diseño de conexiones dúctiles en Chile: todos los estudios que se realizaron para la elaboración de estos criterios se hicieron a partir de perfiles laminados y estos perfiles son poco comunes en Chile donde la mayoría de los perfiles disponibles son perfiles soldados.

El objetivo principal de este trabajo es definir los parámetros que controlan el comportamiento de una conexión viga-columna usando perfiles T soldados (Figura 4). Este trabajo se realizará a través de un modelo de elementos finitos considerando variaciones de los parámetros geométricos relevantes de la conexión, tales como la distancia entre pernos a tracción y su disposición, el tamaño de los elementos de acero (razón entre el espesor de las alas y el espesor del alma y largo del alma). De manera más precisa se busca:

- crear un modelo de elementos finitos
- verificar el modelo con datos experimentales obtenidos de la literatura
- usar el modelo para estudiar paramétricamente este tipo de conexión



**Figura 4 Perfil T en estudio**

El modelo de elementos finitos es un modelo 3D realizado con el programa ANSYS® multiphysics. Este programa permite modelar el comportamiento no-lineal de los materiales y de los contactos entre los elementos de la conexión.

No se consideran las tensiones residuales de soldaduras pues el modelo resultaría muy pesado. La conexión se cargará de manera estática con incrementos de carga para apreciar de mejor manera la secuencia de falla. Por lo tanto, no se consideran cargas cíclicas en este estudio.

## II ANTECEDENTES

Después del terremoto de Northridge en 1994 surgió un gran interés por las alternativas a las conexiones soldadas. La falta de datos y de conocimientos sobre el comportamiento de estas conexiones, y en particular en este caso de las conexiones usando T-stub, condujeron a llevar a cabo programas de investigaciones sobre el tema.

En Estados Unidos gran parte de los estudios fueron realizados bajo el patrocinio de SAC. Los resultados de estos numerosos estudios fueron recopilados por la Federal Emergency Management Agency (FEMA) en varios documentos ofreciendo pautas de diseño para estas conexiones.

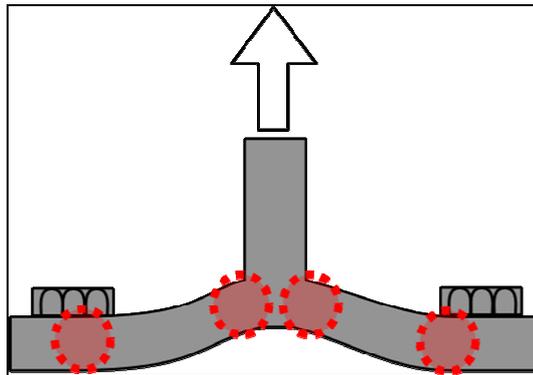
### II.1 Ensayos: Mecanismos de Rotura

#### II.1.1 Perfiles laminados

En el caso de conexiones usando T-stub, estudios del mecanismo de rotura aparecen en los trabajos de Swanson y Leon (2000). Este estudio fue realizado para el elemento T aislado, usando perfiles laminados. Las cargas usadas fueron con cargas cíclicas y monotonica pues los datos de ensayos cíclicos de este tipo de conexión eran bastante escasos. El amplio número (48) de ejemplares ensayados cíclicamente permitió destacar las causas mayores de ruptura de la conexión:

- Ruptura neta del alma de la T (24 ejemplares)
- Ruptura de los pernos a tensión (pernos entre las alas y la columna) (21 ejemplares)
- Bloque de corte en el alma de la T (1 ejemplar).
- Falla a corte de los pernos de corte (2 ejemplares).

La mayor deformación fue obtenida por elongación de los pernos a tensión, por deformación de las alas (efecto de apalancamiento de las alas o "*prying effect*") (Figura 5) y deslizamiento relativo del alma con respecto a la viga. De estos tres efectos la deformación de las alas y el deslizamiento del alma con respecto a la viga son los que permiten disipar mayor cantidad de energía a lo largo de los ciclos.



**Figura 5** Fluencia por “*prying effect*”

Para comprobar el comportamiento global de la conexión se ensayaron 6 uniones columna-viga usando T-Stub. Se vio que los mecanismos de ruptura de los perfiles T en la conexión son similares a los ensayados solos pero que estas fallas frágiles ocurrieron después de grandes deformaciones plásticas en las vigas.

El comportamiento de los elementos de conexión fue confirmado por los ensayos que Piluso et al. (2001) realizaron para comprobar su modelo analítico de comportamiento último. Estos ensayos fueron también realizados con perfiles laminados. Este estudio no considera la conexión a la viga, por lo tanto destaca tres tipos de falla:

- Fluencia de las alas (“*prying effect*”)
- Fluencia de las alas combinada con rotura de los pernos a tracción
- Rotura simple de los pernos a tracción

### **II.1.2 Perfiles soldados**

Por otra parte Coelho et al. (2004) realizaron ensayos para definir las particularidades del comportamiento de los T-Stubs realizados con perfiles soldados. El número de ensayos (32) permitió además determinar la influencia de algunos parámetros sobre el comportamiento de los perfiles.

En este caso también la causa más común de falla fue una ruptura frágil de los pernos a tracción después de una fluencia de las alas por apalancamiento de estas (“*prying effect*”). Sin embargo algunos tipos de soldaduras no permitieron desarrollar un comportamiento dúctil de la T. En estos casos, el ala se agrietó en la

zona afectada por la soldadura. Según los autores, esto se puede solucionar imponiendo ciertos requerimientos mínimos de la calidad de la soldadura.

Los parámetros que estudiaron los autores fueron el espesor y el tipo de la soldadura, el ancho de la T, el tipo de acero y el tipo de pernos. Según el estudio, tanto el aumento del espesor de las soldaduras como del ancho de la T aumenta sensiblemente la rigidez y la resistencia pero disminuye la capacidad de deformación. Pero Coelho et al. (2004) insisten en el hecho de que la fisuración asociada a la deformación plástica del ala depende de las propiedades mecánicas de la zona afectada por la temperatura (HAZ) y que, por lo tanto, un buen control del tipo y de la ejecución de la soldadura es necesario para prevenir una fisuración prematura. Los pernos y los perfiles de mayores resistencias permiten menos deformación global antes de la rotura.

## II.2 Modelos teóricos

Para facilitar el diseño se desarrollaron varios modelos de la rigidez efectiva de estas conexiones. Los modelos tienen como objetivo la modelación del comportamiento último de los elementos de conexión. Los numerosos modos de falla y las posibilidades de interacción entre ellos hacen que los modelos sean bastante complicados analíticamente pero en general permiten una fácil implementación numérica.

En su estudio, Piluso et al. (2001) se enfocan en el comportamiento de la conexión propiamente tal y los mecanismos de rotura que consideran son los tres observados en su estudio experimental citado previamente como se puede apreciar en la Figura 6

- Fluencia de las alas ("*prying effect*") (tipo 1)
- Fluencia de las alas combinado a una rotura de los pernos a tracción (tipo 2)
- Rotura simple de los pernos a tracción (tipo 3)

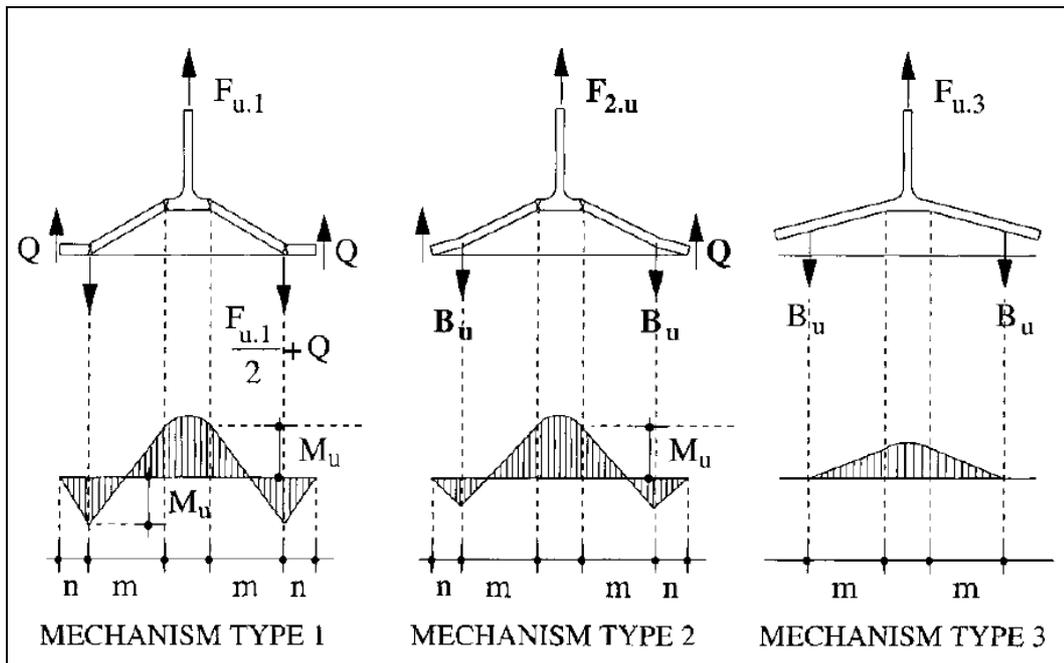


Figura 6 Mecanismo de rotura según Piluso et al. (2001)

Definen un factor  $\beta_u$  función de la capacidad última  $B_u$  de cada perno y del momento último  $M_u$  que aguanta el perfil. En función de los valores de este factor se puede determinar el tipo de mecanismo, y por cada uno la resistencia última de la pieza y la capacidad de deformación de esta.

Este modelo fue comprobado con los datos de una campaña de ensayos (Piluso et al. 2001) con errores del orden de 5% para la evaluación de los desplazamientos y del orden de 3% para la evaluación de las resistencias últimas. Este modelo por lo tanto permite una buena evaluación del comportamiento pero no ofrece una herramienta muy útil para el diseño, ya que desprecia la influencia de la resistencia última del alma que puede controlar el estado último del perfil (Swanson y Leon 2000).

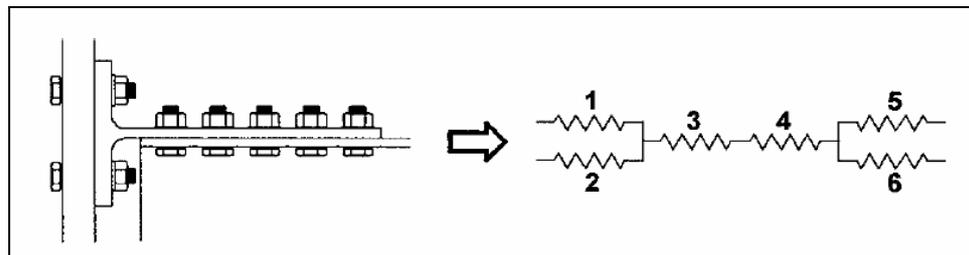
Swanson y Leon (2001) proponen por otra parte un modelo más global de la conexión, incorporando:

- Las deformaciones de los pernos a tensión.
- La flexión de las alas de la T.
- La elongación del alma de la T.

- El deslizamiento relativo del alma de la T con respecto a la viga.
- El aplastamiento de la T y de la viga por los pernos (“*bearing effect*”).

El desarrollo del modelo se basa en una simple teoría de resortes pero la complicación viene de las interacciones entre elementos y de que se considere que los materiales tienen comportamientos no lineales. Las interacciones se tratan como tres grupos en serie:

- Primer grupo compuesto por (1) la flexión de las alas de la viga y (2) la elongación de los pernos pues estos dos comportamientos son controlados por el mismo fenómeno de “*prying effect*”.
- Segundo grupo limitado a (3) la deformación no lineal del alma de la T y (4) los pernos a corte.
- El último grupo trata el (5) deslizamiento entre viga y alma de la T y (6) las deformaciones de rodamiento entre la viga y la T.



**Figura 7 Modelo de rigidez según Swanson y Leon (2000)**

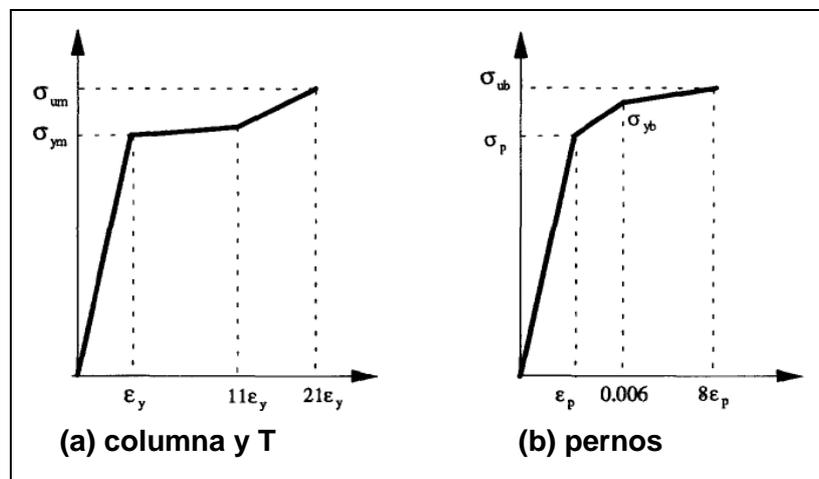
Comprobado con los datos de los ensayos de Swanson y Leon (2000), este modelo dio resultados satisfactorios. Sin embargo, los autores advierten que por configuraciones fuera de las probadas, el modelo puede perder su validez. Especialmente en el caso de escalas muy grandes en las cuales los comportamientos que controlan la falla pueden cambiar radicalmente.

### II.3 Modelos de elementos finitos

La necesidad de tener un conocimiento de las distribuciones de tensiones en los elementos de conexión y las dificultades para poner en marcha extensivos programas de ensayos llevaron a realizar varios modelos de elementos finitos para tener una herramienta que permita hacer estudios paramétricos de los elementos T. La mayoría de los modelos de elementos finitos que fueron realizados fueron

modelos en dos dimensiones por las limitaciones computacionales engendradas por la necesidad de tener un modelo bastante detallado.

Sherbourne y Bahaari (1996) insisten sobre la necesidad de un modelo 3D para evaluar efectos de flexión biaxial del ala de la T. Sin embargo la falta de recursos informáticos hizo que realizaran un modelo 2D de la conexión con el programa ANSYS 4.4 para evaluar de manera simple el apalancamiento de las alas de la T (*"prying effect"*) y la plastificación gradual de los elementos. El comportamiento de los materiales se consideró como multilíneal (Figura 8).



**Figura 8 Comportamiento de los materiales (Sherbourne y Bahaari 1996)**

Estos comportamientos son parecidos a los usados por Swanson et al. (2001) y obtenidos a partir de los datos experimentales de la campaña de ensayos hecha por SAC. El modelo que propusieron es uno de los más complejos, considerando no solamente el comportamiento del perfil T, sino también la interacción con los otros elementos (viga y columna). Los contactos también fueron modelados de manera no lineal para dar cuenta del comportamiento friccional entre viga y alma de la T. La complejidad del modelo y el tiempo necesario para correrlo (36 horas) no permitieron usarlo para un estudio paramétrico completo. Pero este modelo confirmó las aseveraciones de Sherbourne y Bahaari según las cuales la flexión en las alas era bidireccional.

Para permitir un estudio más amplio se desarrolló entonces un modelo 2D. Este modelo es mucho más sencillo y por lo tanto no reproduce con exactitud el comportamiento del perfil T. En efecto, si bien el modelo provee una buena

aproximación de la carga última, las deformaciones son bastante alejadas del comportamiento real de los elementos.

Más recientemente Coelho et al. (2006) desarrollaron un modelo 3D para completar un programa de investigación acerca de Tstub, en particular soldados. Para aliviar aun más el modelo consideraron solamente un cuarto de la conexión despreciando la disimetría que resulta de cargar la conexión a través de pernos a corte. El modelo de elementos finitos considerado era continuo y la única diferencia que hicieron entre elementos soldados y laminados fue reemplazar el radio de laminación por un filete de soldadura a 45°. No se consideró la discontinuidad que aparece entre alma y ala al usar perfiles soldados con soldaduras de filete, y tampoco se consideró una discontinuidad en el tipo de materiales.

### III METODOLOGÍA

#### III.1 Diseño previo de la conexión según FEMA 350 (detalle en anexos)

Para tener un modelo inicial se realizó un diseño previo de la conexión según las recomendaciones del FEMA 350 Recommended Seismic Design for New Steel Moment-Frame Capítulo 3.7 que provee una pauta de diseño para conexiones usando perfiles T laminado.

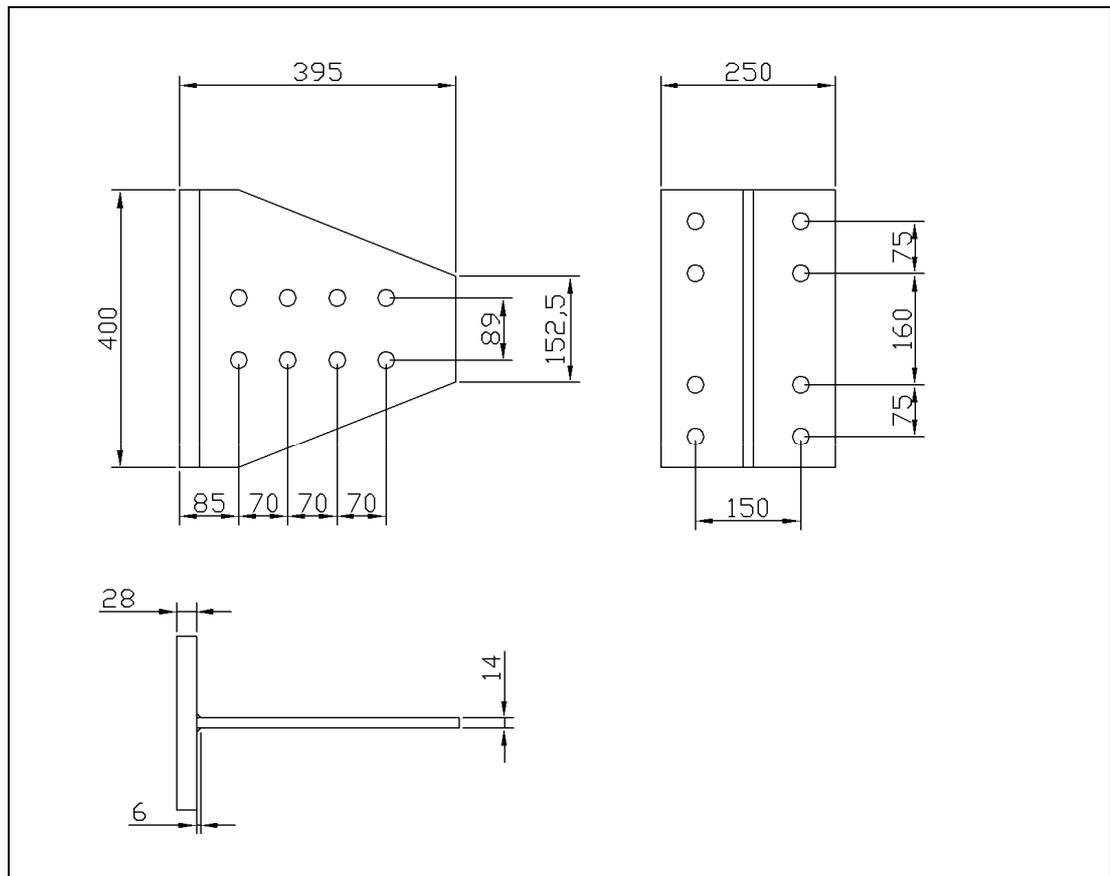
Se diseñó la conexión para una viga de tipo IN 30x45,8 de acero A42-27 ( $F_u=420\text{MPa}$ ,  $F_y=270\text{MPa}$ ,  $E=210\text{GPa}$ ). Sus propiedades se presentan a continuación en la Tabla 1.

H[cm]	B[cm]	e[cm]	t[cm]	A[cm <sup>2</sup> ]	I <sub>xx</sub> [cm <sup>4</sup> ]	S <sub>xx</sub> [cm <sup>3</sup> ]	r <sub>x</sub> [cm]	I <sub>yy</sub> [cm <sup>4</sup> ]	S <sub>yy</sub> [cm <sup>3</sup> ]	r <sub>y</sub> [cm]
30	15	1,4	0,6	58,3	9600	640	12,8	788	105	3,68

**Tabla 1 Dimensiones de la viga IN 30x45,8**

La conexión está compuesta de dos perfiles T soldados cuya geometría se presenta en la Figura 9. El acero de la T es de tipo A572 Gr50 ( $F_y=350\text{MPa}/50\text{ksi}$ ,  $F_u=450\text{MPa}/65\text{ksi}$ ).

Los cálculos de prediseño se hicieron con pernos de tipo A490, de diámetro 7/8" ( $F_y=520\text{MPa}$ ,  $F_u=780\text{MPa}$ ) ya que los ensayos de conexiones de este tipo fueron realizados con pernos de este tipo. Así se pudo comparar los resultados obtenidos con trabajos anteriores.



**Figura 9 Perfil T usado para la conexión**

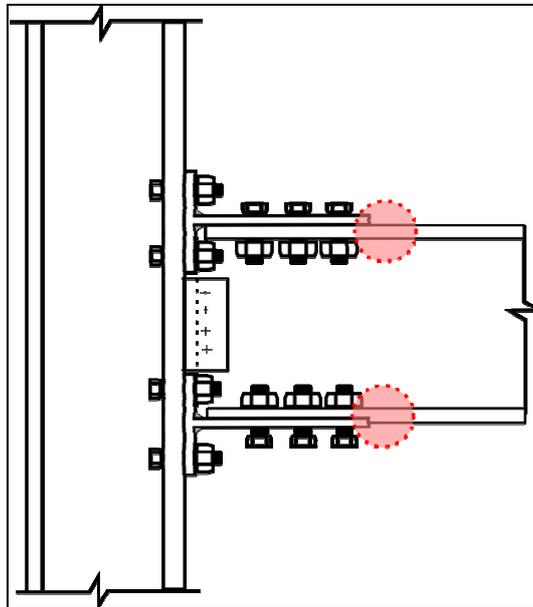
En el cálculo de la conexión se hizo la aproximación siguiente: la recomendación considera un radio de laminación  $r$  lo que fue considerado en el caso de esta conexión soldada como el tamaño del cordón de soldadura.

El diseño busca asegurar una falla del marco por rotulación plástica de la viga. Por lo tanto tenemos que asegurar que los distintos modos de falla de la conexión ocurren por valores de momentos superiores al momento que conduce a esta rotulación plástica. Esta condición se da por la relación:

$$1,2M_{yf} < M_{fail}$$

Donde  $M_{yf}$  es el momento en la cara de la columna al instante de la rotulación plástica de la viga y  $M_{fail}$  es el momento en la cara de la columna por cada caso de falla de la conexión.

En el caso de la conexión mediante Tstub, la rotulación plástica suele ocurrir en la extremidad del perfil T. Por lo tanto, para poder comparar los valores se trasladan todos los momentos a la cara de la columna.



**Figura 10 Zona de rotulación plástica de la conexión**

La capacidad de la viga en estudio es  $M_{yf}=190$  [kN.m]

### III.1.1 Modos de falla

Los diversos modos de falla considerados por la recomendación se presentan en la Tabla 2. Se puede apreciar que todos los modos de falla ocurren para valores de momento superior a  $1,2M_{yf}=228$  [kN.m]

Tipo de falla	$M_{fail}$ [kN.m]
Pernos a corte	726
Rotura fragil del alma de la T	687
Rotulacion plastica del alma de la T	309
Pernos a tension	553
Fractura del ala de la viga	263
Bloque de corte en el alma de la T	399

**Tabla 2 Diseño según FEMA350 (FEMA 2000)**

### III.2 Diseño de la soldadura según AISC-2005

Se hizo el diseño de las soldaduras siguiendo los requerimientos de la norma AISC-2005.

La soldadura se diseña por capacidad. La fuerza que se aplica en la soldadura a la falla de la T es  $R_u = \frac{M_u}{d_b}$  donde  $M_u$  es el momento máximo que resiste la T y  $d_b$  es la altura de la viga. La capacidad de la soldadura es el mínimo entre  $F_{adm} = 0,7e \times L \times 0,6 \times F_{EXX}$  y  $F_{adm} = e \times L \times 0,6 \times F_y$  donde  $e$  es el ancho de la soldadura,  $F_{EXX}$  es la resistencia del electrodo de soldadura,  $F_y$  la tensión de fluencia del material base y  $L$  es el largo total de soldadura igual a 800mm. En el caso de este estudio se considera un electrodo de tipo INDURA E7010A1. INDURA asegura  $F_{EXX} = 551\text{MPa}$  (80ksi). La resistencia de la soldadura controla frente a la resistencia del material base. Lo que da un espesor del filete de soldadura:

$$e = 4[\text{mm}]$$

El espesor del elemento más delgado es de 15mm por lo tanto el ancho mínimo de la soldadura es de 6mm y el ancho máximo es de 13mm. Se ocupa entonces los requerimientos mínimos de la norma:

### III.3 Materiales: modelación del comportamiento y ley constitutiva

Los materiales elegidos para el perfil T de la conexión son los materiales recomendados por FEMA 350 (FEMA 2000). Las leyes de comportamiento son leyes reales obtenidas a partir de ensayos por Swanson y Leon (2001).

#### III.3.1 Acero Base

El acero recomendado por FEMA 350 (FEMA 2000) es el acero de alta resistencia A572-50 cuyas tensiones nominales de fluencia y de rotura valen respectivamente  $F_y = 350\text{MPa}$  (50ksi),  $F_u = 450\text{MPa}$  (65ksi). Los ensayos realizados por Swanson y Leon (2001) enseñan que el acero real supera estos valores y que el comportamiento es muy dúctil, llegando a deformaciones de casi 22% a la rotura.

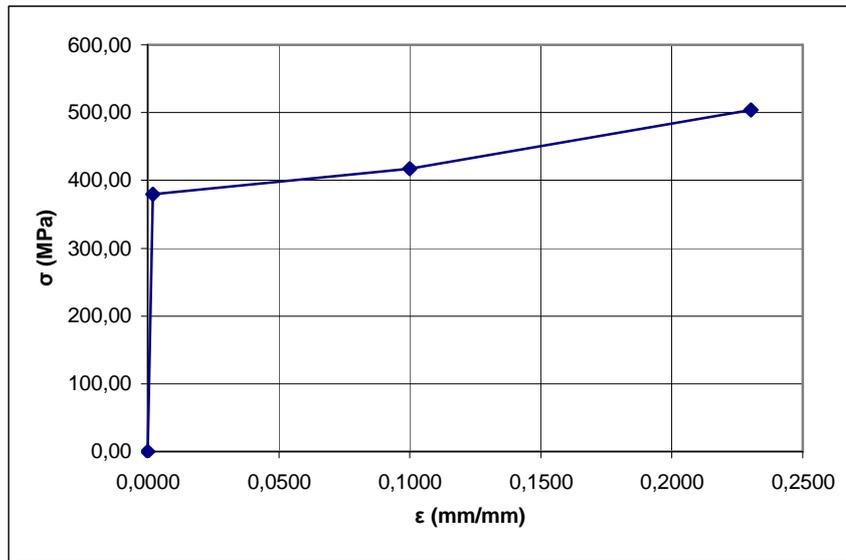


Figura 11 Ley de comportamiento acero base A572-50 (Swanson y Leon 2001)

### III.3.2 Pernos

Los pernos considerados son pernos alta resistencia A490 de características nominales  $F_y=520\text{MPa}$ ,  $F_u=780\text{MPa}$ .

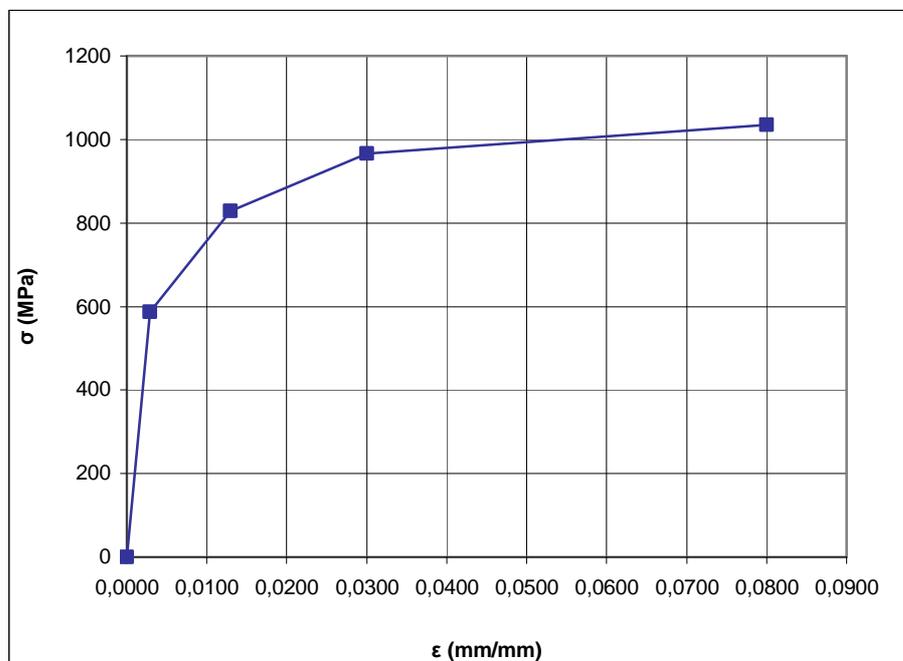


Figura 12 Ley de comportamiento acero pernos A490 (Swanson y Leon 2001)

### III.3.3 Soldaduras

Las soldaduras que se ocupan son de tipo E7010A1 recomendadas por INDURA en el caso de acero A572 Gr50. La ley de comportamiento no-lineal fue deducida de los datos que INDURA entrega a partir de los ensayos según la norma AWS5.5-96. El comportamiento asumido es bilineal con  $F_y=462\text{MPa}$  y  $F_u=551\text{MPa}$  y un alargamiento a rotura de 29% (Figura 13)

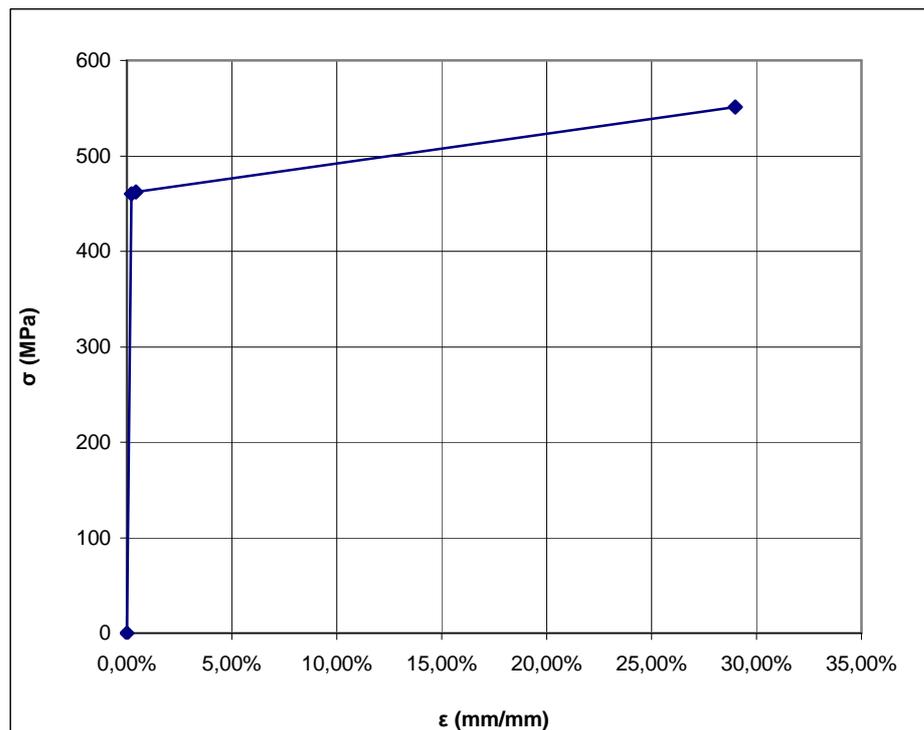


Figura 13 Ley de comportamiento E7010-A1

### III.3.4 Elemento de viga

El modelo no busca mostrar el comportamiento de la viga sino del elemento de conexión T. La necesidad de tener datos del comportamiento de los pernos a corte hace necesario la modelación del ala de la viga conectada a la T. Para que el comportamiento de este elemento influya lo menos posible en los resultados se considera que esta plancha tiene un comportamiento elástico con un modulo de Young 10 veces superior al de los otros elementos ( $E_{viga}=2000\text{GPa}$  y  $F_y=5\text{GPa}$ )

### III.4 Parámetros en estudio

A partir de la geometría base definida previamente se escogieron las variables de estudio: el número de líneas de pernos, el espaciamiento entre los pernos a tracción y la razón entre el espesor del ala y el espesor del alma.

#### III.4.1 Número de pernos a tracción.

Uno de los efectos más relevantes en el comportamiento de este tipo de conexión es su capacidad de deformación por efecto del apalancamiento del ala ("*prying effect*"). Esta capacidad de deformarse genera momentos a nivel de la unión entre ala y alma. Cuanto mayor es la distancia entre los pernos, mayor es dicho momento. Por lo tanto, se quiso comprobar la influencia de la distancia entre los pernos (Figura 14) sobre la resistencia de la conexión en particular a nivel de las soldaduras. Se definieron cinco espaciamientos  $d$ : 140, 150, 160, 170 y 180mm.

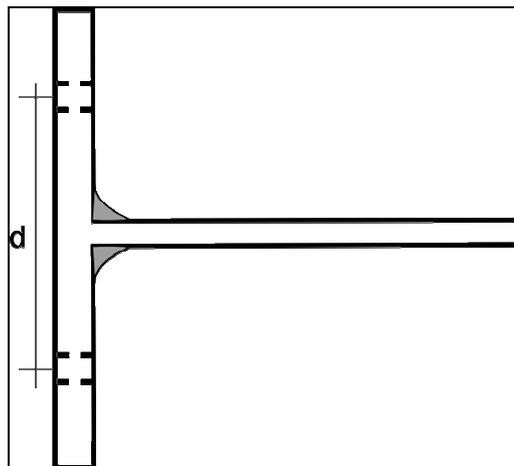


Figura 14 Distancia entre pernos a tracción

#### III.4.2 Disposición de los pernos a tracción

Como la carga se traspa a partir del eje central de la conexión se quiso comprobar si se podía distribuir los pernos de manera de optimizar el uso de la conexión evitando concentraciones de tensión.

A este efecto se realizaron dos modelos, TSDD1 (Figura 15a) y TSDD2 (Figura 15b). Los elementos representados en las figuras son los modelos

geométricos utilizados para la modelación de elementos finitos. Por lo tanto se representa solamente la mitad de la conexión usada.

Los dos modelos presentan dos líneas de pernos: una línea cuyos pernos se ubican a 70mm del plano de simetría del alma ( $d=140\text{mm}$ ) y una línea cuyos pernos se encuentran a una distancia 90mm del plano de simetría del alma ( $d=180\text{mm}$ ). El modelo TSDD1 tiene sus pernos mas cercanos ( $d=140\text{mm}$ ) ubicados en el exterior de la conexión y sus pernos mas alejados ( $d=180\text{mm}$ ) cerca al plano de simetría. El modelo TSDD2 considera la situación inversa, con los pernos más cercanos en el centro de la conexión y los pernos mas alejados en los bordes.

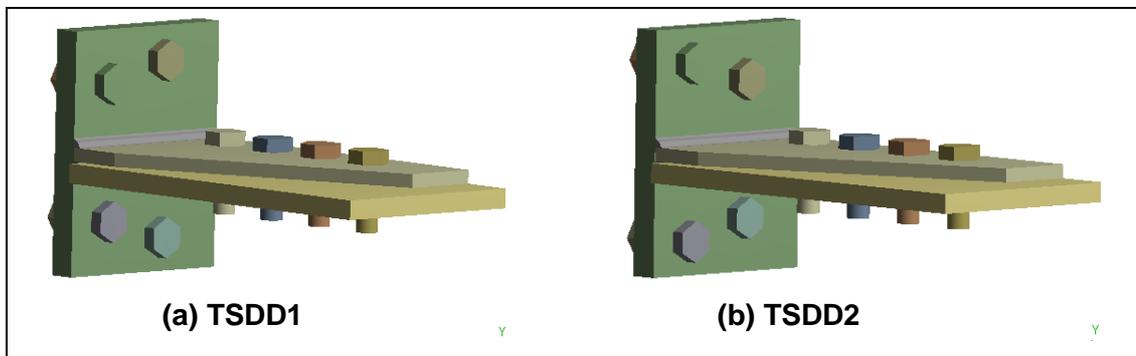


Figura 15 Distintas disposiciones de pernos a tracción

### III.4.3 Razones de espesor alma/ala

Se quiso comprobar la importancia de las variaciones de los espesores relativos entre alma y ala de la T. Los elementos T de conexión se obtienen a partir de perfiles existentes en el caso laminado. Si en el caso soldados más configuraciones son posibles el estudio se limitó a elementos T fabricados a partir de perfiles IN y HN de ancho 250mm y de espesor de ala 24mm. Estos presentan razones de espesor entre 1.8 y 3.4. Se definieron entonces cuatro espesores: 8, 10, 14 y 16mm.

Nombre	espesor alma (mm)	distancia entre pernos a tracción (mm)
TSD140	14	140
TSD150	14	150
TSD160	14	160
TSD170	14	170
TSD180	14	180
TSE8	8	150
TSE10	10	150
TSE14	14	150
TSE16	16	150
TSDD1	14	140-180
TSDD2	14	180-140

**Tabla 3 Resumen de los modelos**

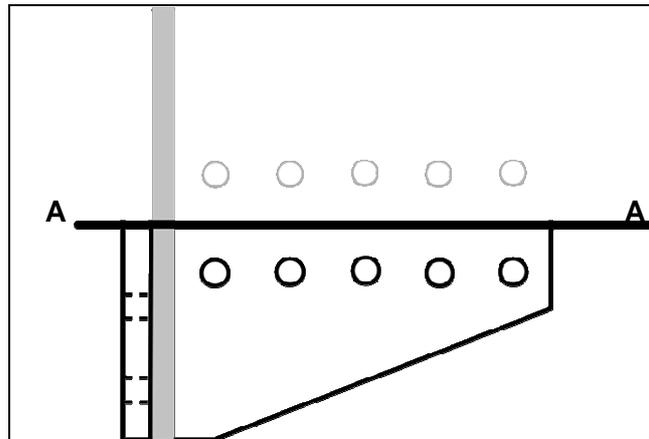
### **III.5 Modelo de elementos finitos**

#### **III.5.1 Geometría**

La geometría base es la geometría definida previamente, la cual fue modelada con un modulo de diseño asistido por computador, la que luego fue importada al programa de elementos finitos ANSYS.

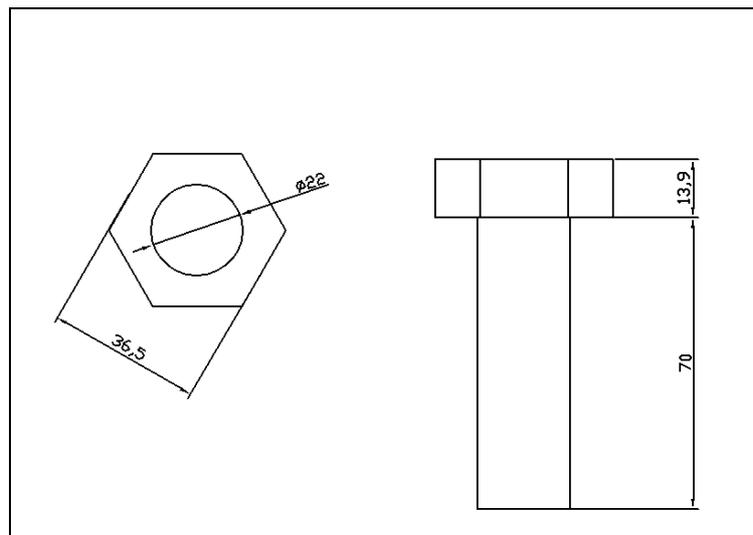
La definición de la geometría a través de un programa de diseño asistido por computador no permite un control de la geometría de los elementos finitos tan preciso como una modelación directa de cada elemento. Sin embargo la necesidad de poder modificar fácilmente la geometría del modelo lo hace necesario.

El primer paso fue definir los planos de simetría permitiendo la modelación de la mitad de la conexión solamente (Figura 16).



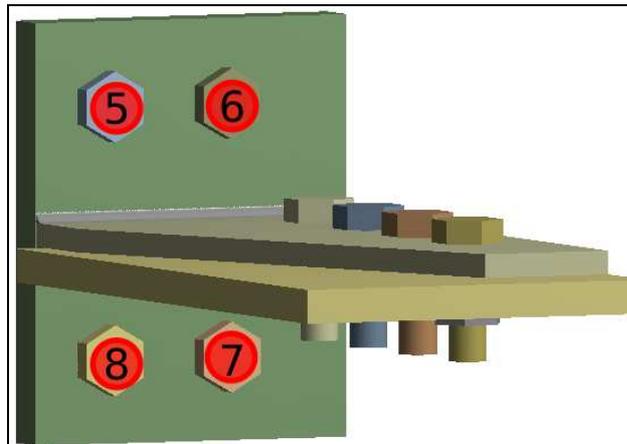
**Figura 16 Plano de simetría Tstub**

Los pernos fueron modelados como una extrusión de un hexágono de 36.5mm de diámetro interior con un espesor de 13.9mm para la cabeza y un cilindro de 22mm de diámetro y 70mm de alto para el cuerpo.



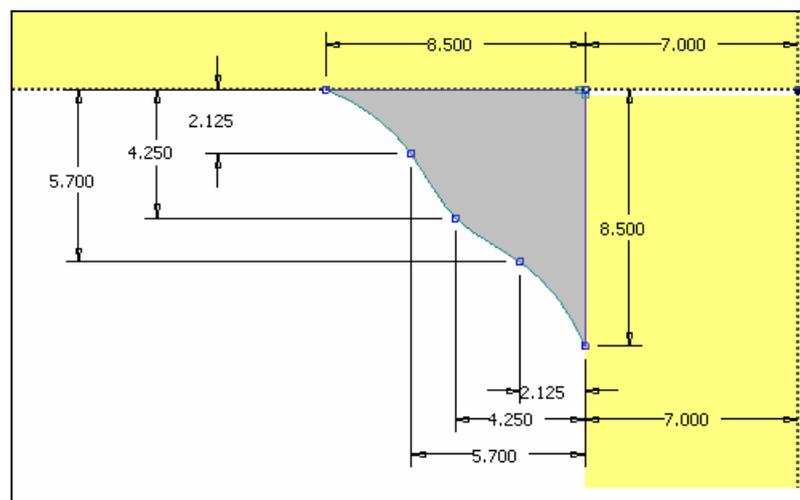
**Figura 17 Tuerca y Perno**

Las tuercas se modelaron como un prisma de base hexagonal de 36.5mm de diámetro interior con una perforación de 22mm. Para poder identificar los pernos, se numeraron según lo presentado en la Figura 18.



**Figura 18 Numeración de los pernos**

Las soldaduras se definieron de manera tal que sus extremos fueran tangentes a las almas y alas para que no produzcan concentraciones de tensiones en los pies de la soldadura (Figura 19).



**Figura 19 Perfil de la soldadura**

### III.5.2 Contactos

Todos los contactos se modelaron a través de pares CONTA174-TARGE170. Los elementos de tipo contact (CONTA174) no pueden penetrar a los elementos de tipo target (TARGE170). Para un comportamiento simétrico las superficies de contacto tienen ambas formulación, contact y target (Figura 20). Los distintos tipos de contactos (con o sin fricción, sin separación, pegado) se definen a través de juegos de variables de los pares CONTA174-TARGE170

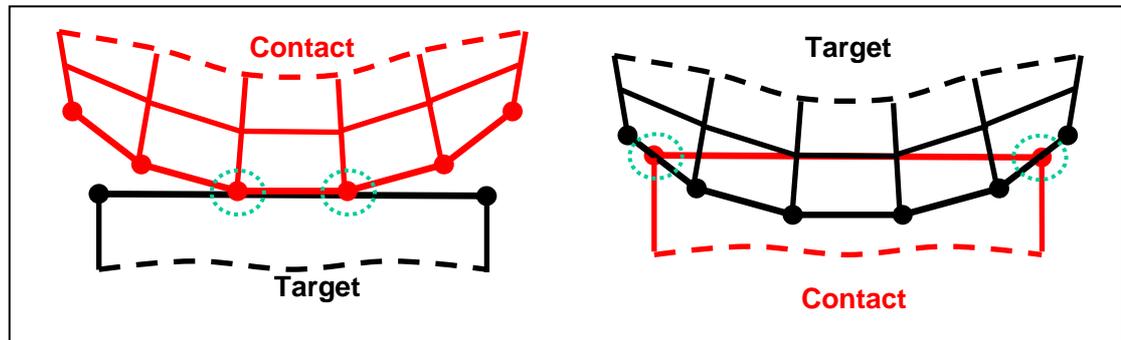
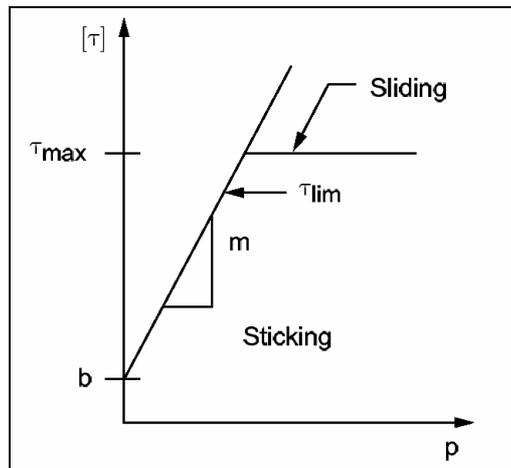


Figura 20 Comportamiento de contactos

Una de las limitaciones del programa ANSYS es la imposibilidad de tomar en cuenta los movimientos de cuerpos rígidos. Por lo tanto no se pudo modelar de espaciamiento existente entre las paredes del mandrilado y el perno (1/16"). En la definición de dicho contacto se usó la formulación lineal "no separation" permitiendo el desplazamiento longitudinal del perno solamente (no se transmite corte a nivel del contacto al pretensar los pernos). La imposibilidad de representar movimiento de cuerpos rígido no hizo necesario una formulación no lineal del contacto pues la separación tuvo que ser considerada nula.

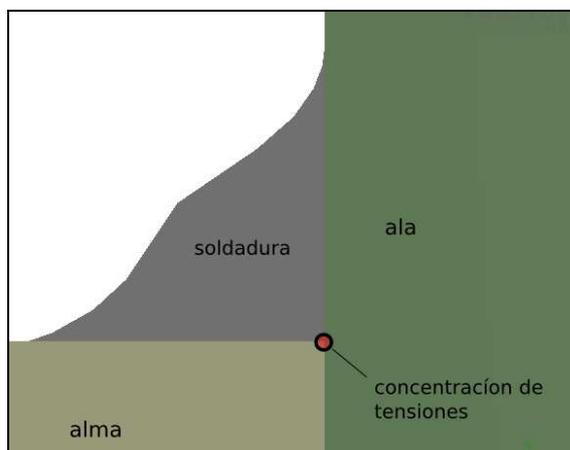
El contacto entre pernos y tuercas se definió como "bonded". No permite ningún desplazamiento relativo de un elemento con respecto al otro.

La interacción entre la viga y la alma de la T fue considerada como *slip-critical* por lo tanto la transmisión de la carga entre estos dos elementos se hace principalmente a través del roce entre ambos elementos. La definición del contacto es un contacto "standard". Se considera un contacto con un coeficiente de fricción  $\mu=0,33$  en acuerdo con las recomendaciones del *Research Council on Structural Connections* (RCSC-2004) para elementos conectados de clase A. La modelación de la fricción en los elementos de conexión se hace mediante una curva de tipo ley de Coulomb.



**Figura 21 Ley de Coulomb (ANSYS Theory Reference 2005)**

La interacción entre ala, alma de la T y soldaduras resultó problemática. Los perfiles soldados son compuestos por dos planchas unidas a través de una soldadura de filete. Esta soldadura no penetra entre los dos perfiles y por lo tanto el contacto entre ala y alma actúa como zona de inicio de fractura con una concentración de tensión infinita en el nodo común a los tres elementos alma-soldadura-ala. Esta concentración impide la convergencia de las iteraciones del cálculo.



**Figura 22 Concentración de tensiones entre alma, ala y soldadura**

La solución utilizada fue la separación del alma y del alma la cual hace que no hay nodo en común.



Figura 23 Separación entre alma y ala

### III.5.3 Malla-elementos

Los elementos usados para mallar la geometría son elementos volumétricos de tipo SOLID186 y SOLID187.

SOLID186 es un elemento tridimensional con tres grados de libertad por nodo (traslación según X, Y e Z). Permite formulación de materiales con plasticidad, endurecimiento, fluencia y capacidad de grandes deformaciones. Esta compuesto por 20 nodos distribuidos según el esquema presentado en la Figura 24. Además de su configuración base hexaédrica puede tener una configuración piramidal, prismática o tetraédrica lo que le permite adaptarse a la geometría de la pieza. Este elemento se usó para modelar los pernos y la viga.

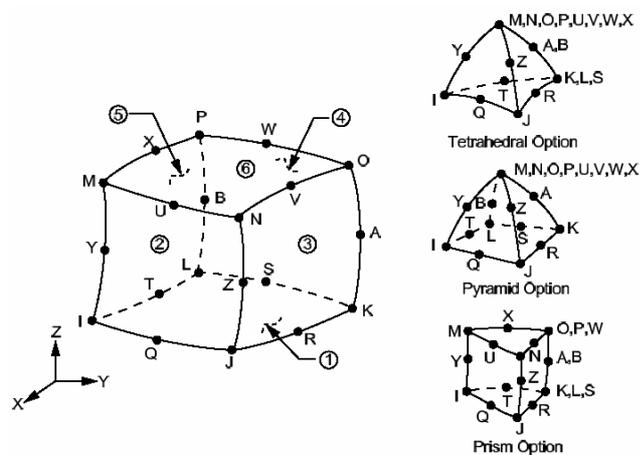
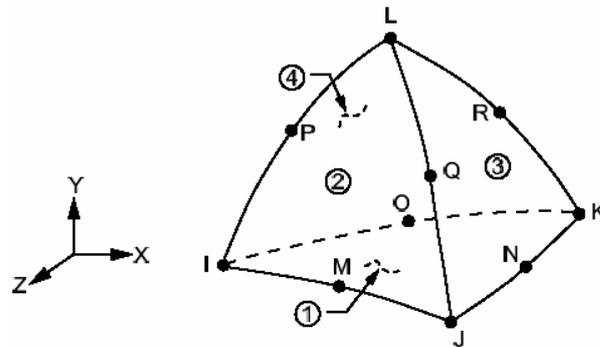


Figura 24 Geometría del elemento SOLID186 (ANSYS Element Reference 2005)

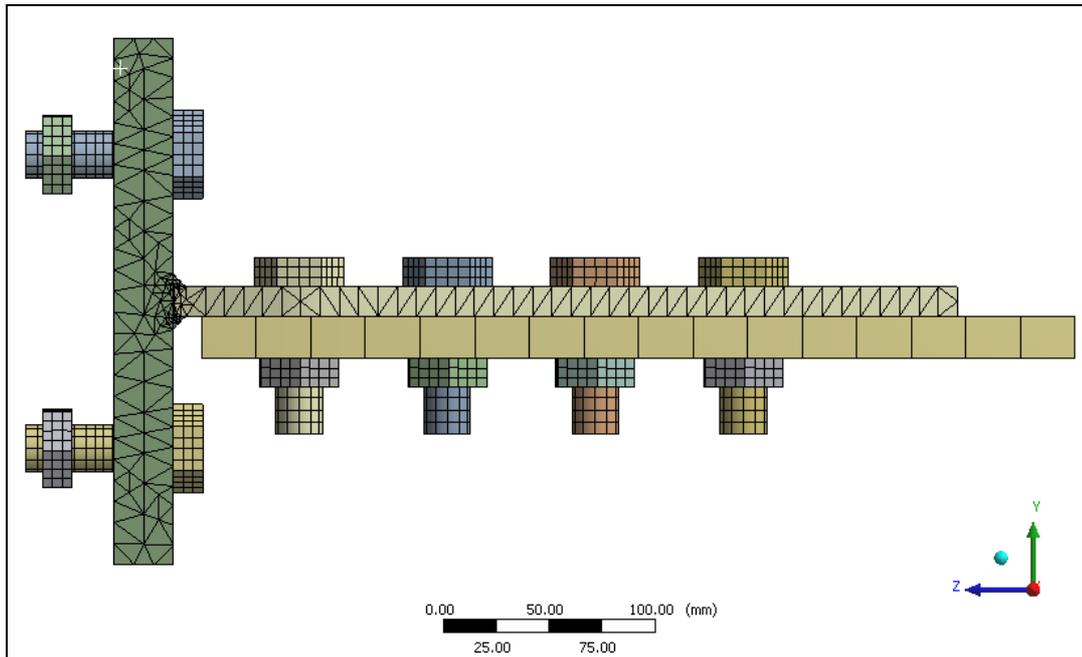
SOLID187 es un elemento similar en su comportamiento pero tetraédrico y con 10 nodos (Figura 25). Este elemento se usó para la modelación de la T propiamente tal.



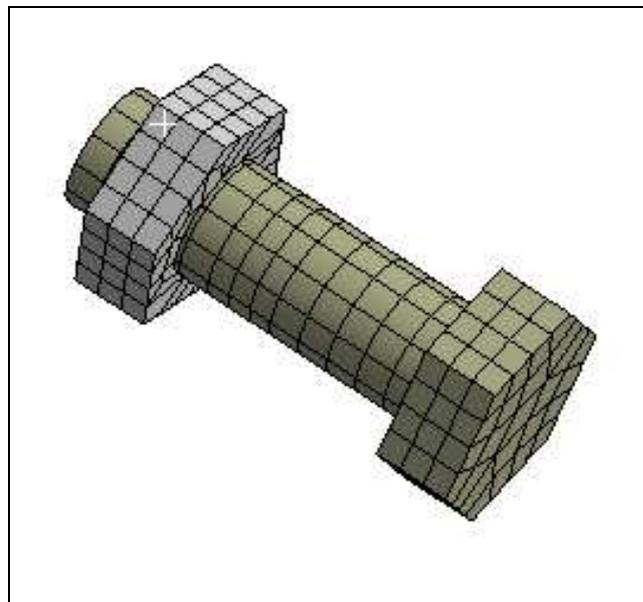
**Figura 25 Geometría del elemento SOLID187 (ANSYS Element Reference 2005)**

La malla del modelo base (TSD150) se muestra en las Figura 26 aFigura 28. El número de elementos de los modelos varia entre 15951 (TSE10) y 17819 (TSE16) (detalle de todos los modelos en anexo):

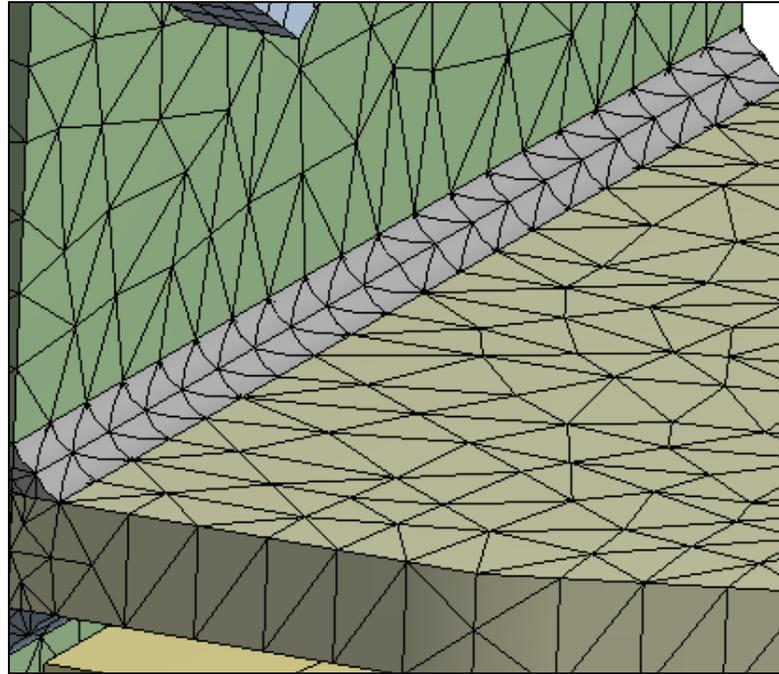
- Viga: 173 elementos
- Pernos: 654 elementos
- Tuercas: 126 elementos
- Soldadura: 144 elementos
- Alma: 3810 elementos
- Ala: 6161 elementos



**Figura 26 Malla modelo TSD140**



**Figura 27 Detalle Malla Perno**



**Figura 28 Detalle malla soldadura**

### **III.5.4 Condiciones de apoyo**

#### **III.5.4.1 Apoyo en la columna**

Para no tener que modelar un elemento columna se buscó representarla mediante un apoyo a compresión solamente para la cara exterior del ala de la T y un empotramiento para las tuercas de los pernos a tracción (Figura 29):

- El apoyo a compresión (“*compression only support*”) es un apoyo no lineal que restringe los movimientos de los nodos que se encuentran en el plano original.
- El empotramiento (“*fixed support*”) es un contacto lineal que restringe todo movimiento de los nodos de la superficie.

#### **III.5.4.2 Plano de simetría**

El plano de simetría de la T fue modelado como un apoyo deslizante (“*sliding support*”). Este tipo de condición de borde restringe los desplazamientos de los nodos en el plano de simetría. Además, como la carga de la conexión es simétrica también, este tipo de apoyo modela bien el comportamiento del plano de simetría pues no permite que la cara gire o se traslade fuera de dicho plano.

Los elementos restringidos en el plano de simetría son la viga, el alma, el ala y las soldaduras (Figura 29).

### III.5.4.3 Viga

Para la cara inferior de la viga se utilizó un apoyo deslizante pues la rotación de la viga se consideró despreciable dada la longitud de la conexión.

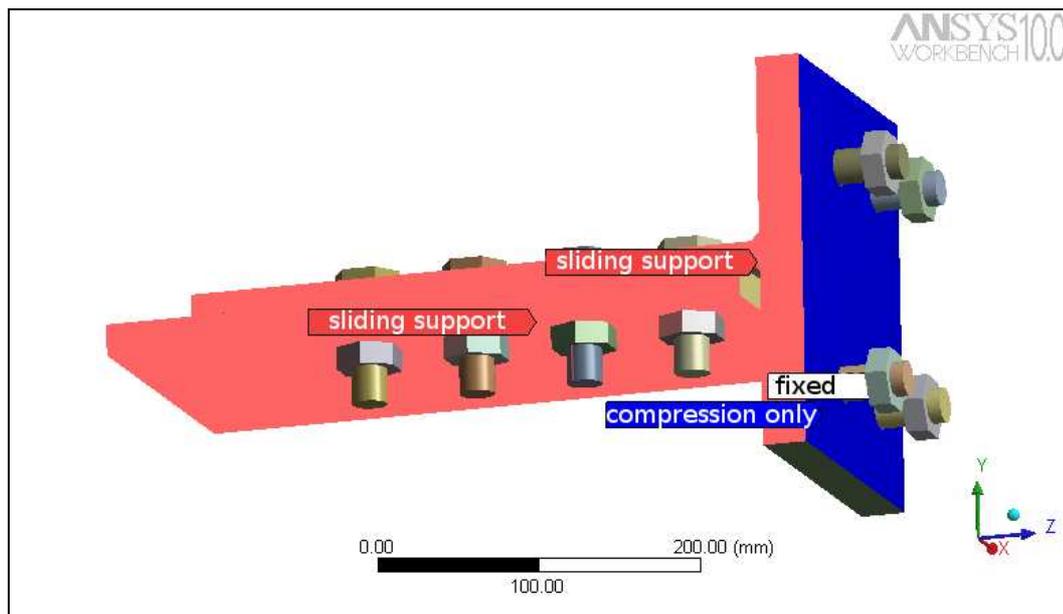


Figura 29 Condiciones de apoyo

### III.5.5 Cargas

La carga se realizó en dos etapas: primero una pretensión de los pernos, la cual se mantiene todo el tiempo y luego una carga de tracción aplicada de manera cuasi-estática en el extremo del ala de la viga.

#### III.5.5.1 Pretensión de los pernos

Los pernos se pretensaron según las recomendaciones del AISC 2005 sección J3. Los pernos A490 con un diámetro de 7/8" deben ser pretensados a una tensión de 220kN (49kips). La carga se impone a través de un elemento PRETS179 al cual se aplica la fuerza. Esta etapa de pretensión es previa a todas las otras cargas y se mantiene bloqueada en el tiempo.

### III.5.5.2 Transmisión del momento

El momento  $M$  transmitido se modela como un par que actúa a nivel de las alas. Por lo tanto la conexión propiamente tal trabaja a tracción sometida a  $R = \frac{M}{H}$  donde  $H$  es la altura de la viga. La carga se transmite a través de la superficie libre en la extremidad del ala de la viga (Figura 30). El ala de la viga se cargó de manera estática con incrementos de modo que la última etapa corresponda a la resistencia última del elemento más resistente de la conexión. Los dos últimos modelos realizados (TSDD1 y TSDD2) se cargaron con incrementos de 25kN al acercarse al estado último para tener una mayor precisión. La Figura 31 muestra la historia de carga para el espécimen TSD140

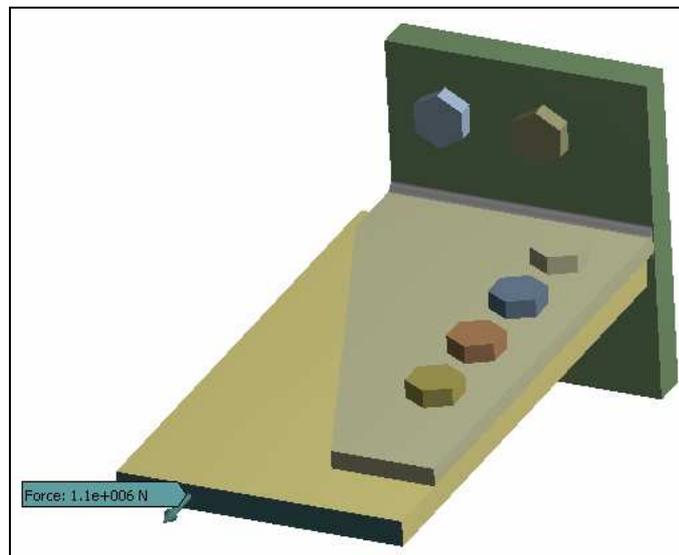


Figura 30 Superficie de carga

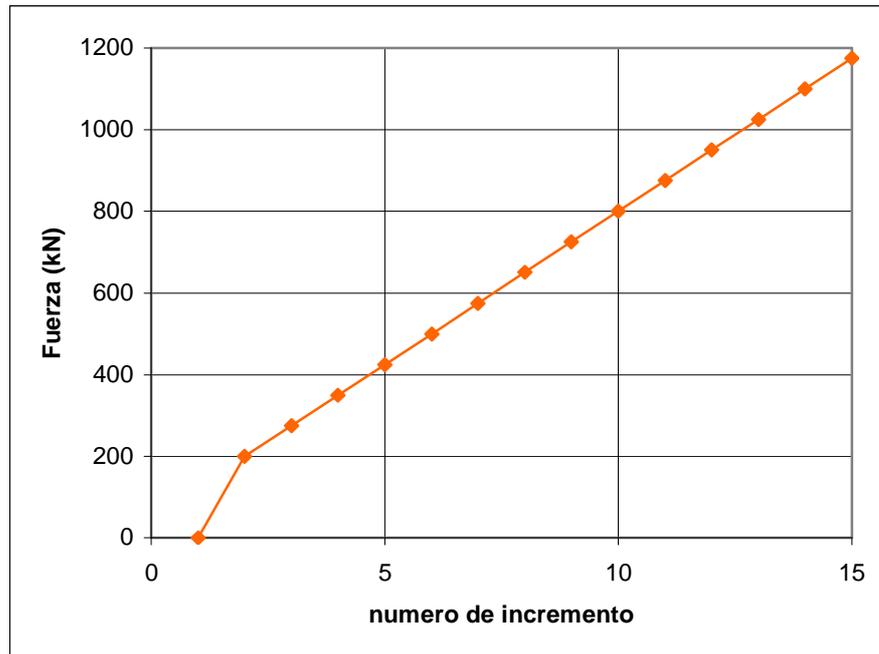


Figura 31 Historia de carga en el caso TSD140

### III.5.6 Tiempo de resolución

Una resolución típica tomaba alrededor de 12 horas para 120 iteraciones usando un PC equipado de un procesador Intel Celeron 2,2MHz y 1Gb de memoria RAM.

## IV RESULTADOS Y DISCUSIÓN

### IV.1 Criterios de falla

La capacidad de deformación es controlada por la posibilidad de fractura en las placas de la T (ala y alma), en la soldadura y falla de los pernos. Las posibles fallas de los pernos a tracción son (1) la fractura a tensión, (2) el arranque de la rosca del perno y (3) el arranque de la rosca de la tuerca. Sin embargo los pernos se diseñan para que la fractura a tensión ocurra antes del arranque de las roscas. Entonces se consideró que la resistencia última de los pernos a tracción era controlada por la fractura de éstos.

Así que por los tres elementos una condición de fractura puede ser considerada siempre cuando la deformación última es alcanzada en las secciones críticas de los distintos elementos. Dada la naturaleza de los materiales, la deformación última de los pernos es mucho menor que la del acero base y de las soldaduras. Mientras la deformación última de los pernos de alta resistencia A490 apenas logra valores de 8%, se esperan valores de 23% para el acero A572Gr50 (Swanson et al. 2000) y 29% para la soldadura E7010 según los datos entregados por Indura (2005) a partir de ensayos de probetas de soldadura según AWS A5.5 (1996).

Por lo tanto se consideró que la falla de la pieza ocurría cuando la deformación total máxima  $\epsilon_{total} = \epsilon_{elastica} + \epsilon_{plastica}$  de uno de los elementos llegase a la deformación última  $\epsilon_u$  del material considerado. El punto considerado para la evaluación de la deformación total máxima es el punto de mayor deformación a tracción. En el caso de los pernos este punto se encuentra en la zona más traccionada del perno 7 (Figura 34). En el caso de las soldaduras el punto de mayor deformación variaba dependiendo de la deformación plástica del alma de la T y de las redistribuciones de tensiones en esta.

En cuanto a la determinación del levantamiento del ala  $u_1$  por *prying effect* se midió en la cara interior del ala, en el eje de simetría de la pieza. El alargamiento del alma se determinó como  $\Delta u = u_2 - u_1$  donde  $u_1$  es el desplazamiento del alma a nivel del ala y  $u_2$  es el desplazamiento del extremo libre del alma en el eje de simetría de la pieza (Figura 32).

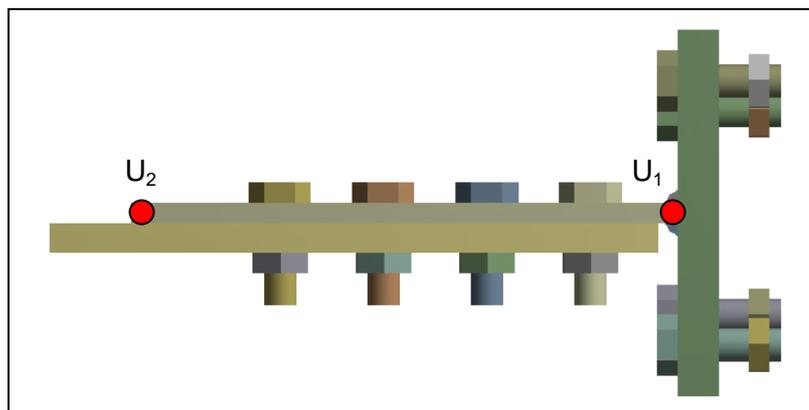


Figura 32 Puntos de control

## IV.2 Validación del modelo

Para poder validar el modelo de elementos finitos, el modelo TSD150 se construyó con parámetros similares al espécimen TA-07 ensayado por Swanson y Leon (2000) a fin de poder comparar los dos (Tabla 4). Este modelo se cargó de manera monótonica al igual que el espécimen.

El mecanismo de falla por rotura de pernos es similar al modelo de Swanson y Leon, y la falla ocurre para niveles de carga similares: 2060kN en el caso del modelo TSD150 y 1930kN en el caso de los ensayos de Swanson y Leon. La diferencia del orden de 6% permite considerar el modelo como válido.

	perfil				pernos a traccion			Carga	Modo de falla	Carga Maxima
	tipo	esp. ala	esp. alma	acero	#	diametro	acero			
TSD150	soldado	28mm	14mm	A572Gr50	8	7/8"	A490	Monotonica	pernos a traccion	2060kN
TA-07	laminado	25,4mm	14,3mm	A572Gr50	8	7/8"	A490	Monotonica	pernos a traccion	1930kN

Tabla 4 Comparación TSD150 TA-07

## IV.3 Influencia de la distancia entre pernos a tracción

### IV.3.1 Mecanismo de falla

La nomenclatura TSDXXX fue usada donde XXX representa la separación entre líneas de pernos en milímetros. Los seis modelos de esta sección tenían distancia entre pernos a tracción variando entre 140mm y 180mm con un incremento de 10mm. Todos fallaron por fractura de los pernos a tensión para niveles de fuerza aplicada de 1100kN, 1030kN, 957kN, 886kN, 818kN respectivamente (ver Figura 33). El perno que falló fue el perno 7, es decir el perno

mas cerca del eje de los pernos a corte por donde se transmite la carga (ver Figura 34).

La deformación inicial de los pernos está dada por la pretensión de éstos antes de aplicar la carga axial. Se puede comprobar que el aumento de la distancia entre pernos disminuye la resistencia última de la conexión.

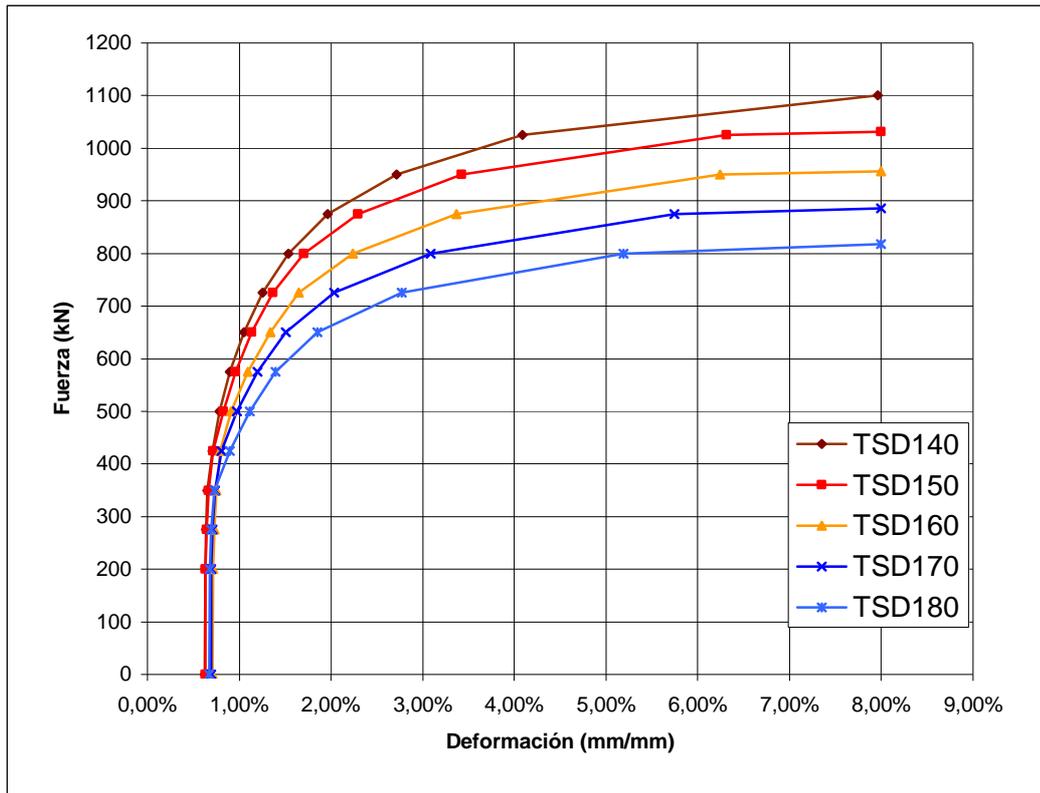


Figura 33 Deformación de los pernos

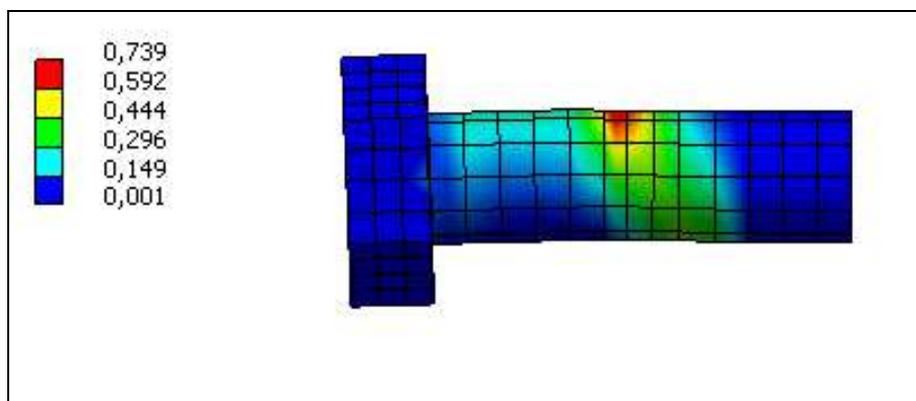


Figura 34 deformación plástica del perno a rotura (TSD180) ( $10^{-1}$  mm/mm)

Este decrecimiento es lineal en el rango de elementos evaluados como se puede apreciar en la Esto corresponde a la formula (3-64) de FEMA-350 (2000) relativa a la falla de los pernos a tracción:

$$M_{fail} = (d_b + t_{stem}) \left[ T_{ub} + \frac{wF_y t_f^2}{16a'} \right] \frac{a'}{a'+b'}$$

Si se compara la fuerza a tracción equivalente a este momento

$$R_{fail} = \frac{M_{fail}}{d_b + t_{stem}}$$

y usando los valores de ensayos de materiales (Swanson 2000)

en la formula (3-64) en lugar de valores nominales, obtenemos una buena correlación entre el modelo de elementos finitos y la previsión de la FEMA-350 (2000) (ver Figura 35).

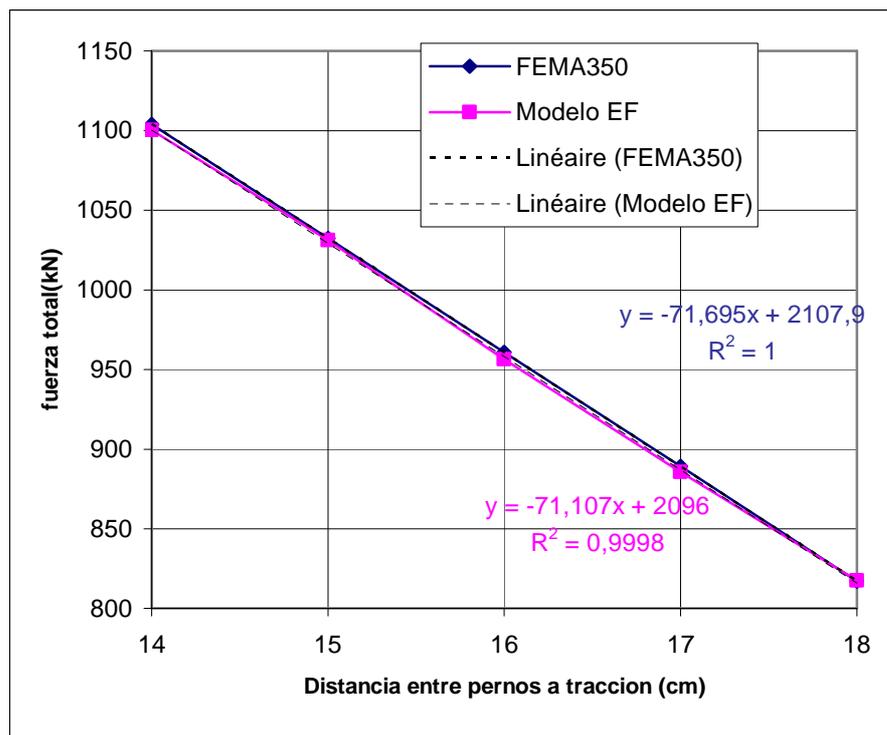
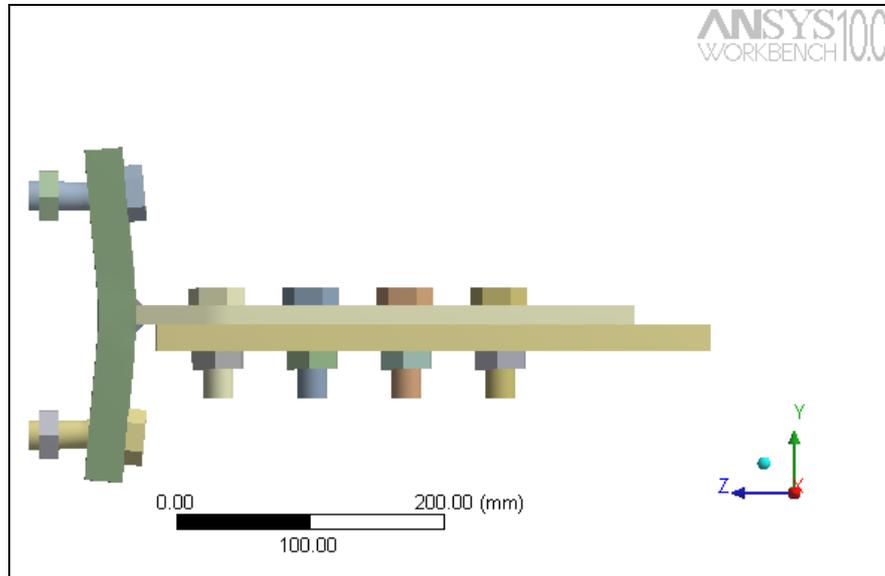


Figura 35 Comparación FEMA-350 y modelo

### IV.3.2 Comportamiento de la conexión

La deformación última de la conexión es producto de dos causas principales: la deformación del ala y de los pernos a tracción por levantamiento del ala (*prying*)

effect), y la deformación por fluencia del alma de la T como se muestra en la Figura 36.



**Figura 36 Deformación última (TSD180): Levantamiento del ala**

El incremento de la distancia entre los pernos a tracción disminuye la rigidez del ala (Figura 37). El modelo TD180, de mayor distancia entre pernos se reveló como el de ala más flexible con una deformación plástica del ala por apalancamiento del ala en el estado limite último.

En los casos de los elementos TD140 y TD150 este incremento condujo a una alta rigidez de la conexión con un apalancamiento menor del ala pero el aumento de la fuerza última aplicada produjo un principio de fluencia del alma de la T (Figura 38).

Este comportamiento corresponde al comportamiento descrito por Swanson et al. (2000) y Coelho et al. (2004) y nos indica que en el caso de que los pernos controlen la falla de la pieza una mayor ductilidad se puede lograr alejando los pernos siempre que no entre en fluencia el alma de la T.

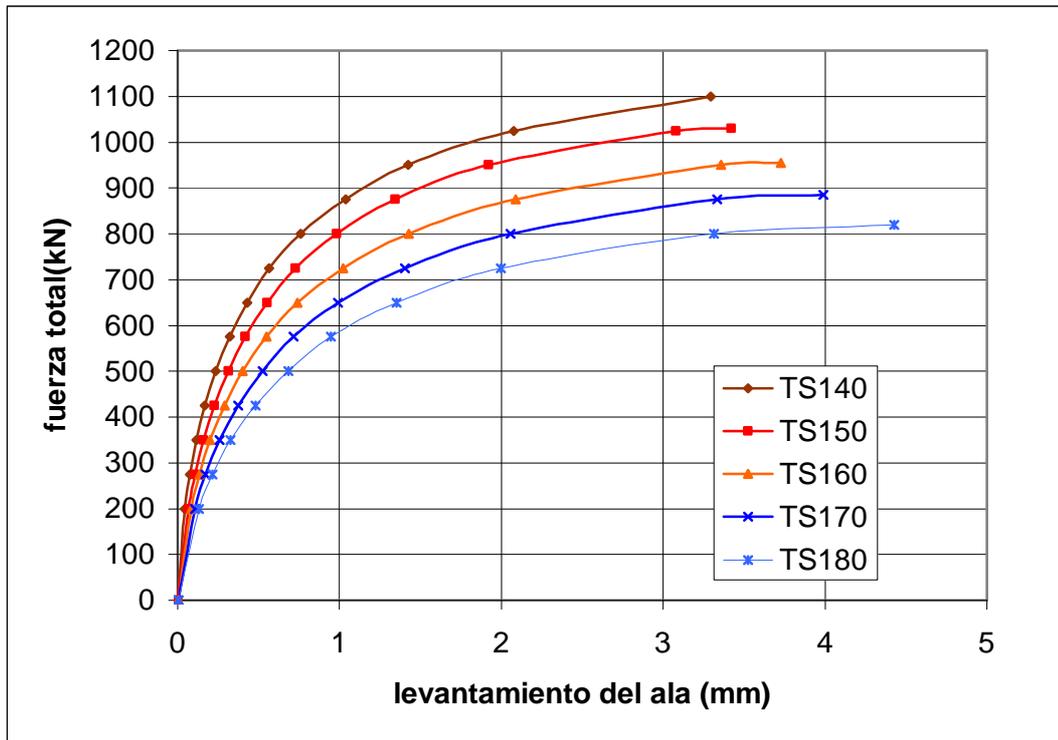


Figura 37 Levantamiento del ala

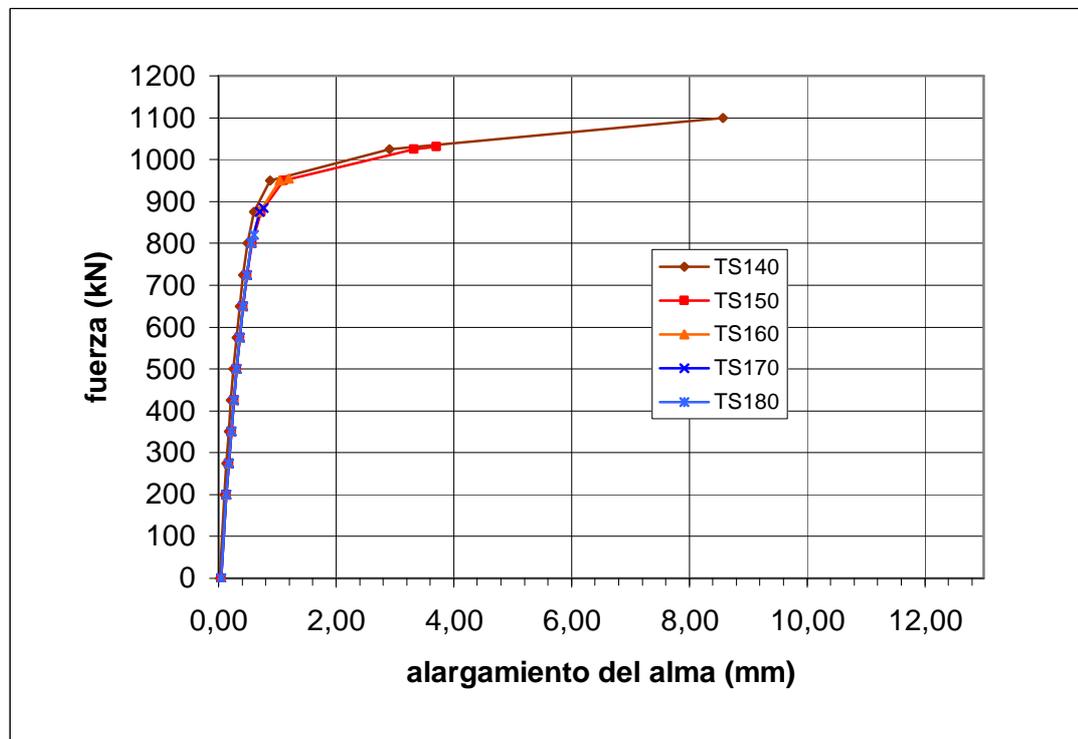


Figura 38 Alargamiento del alma

### **IV.3.3 Influencia sobre la soldadura**

En cuanto a la soldadura, el aumento de la fuerza en el estado último, al disminuir la distancia entre pernos, hace que en el caso TD150 y aun más en el caso TD140 la soldadura presente una deformación plástica que se acerca a la tensión de rotura (Figura 39).

Algunos autores ya han destacado a través de ensayos (Piluso et al. 2001, Coelho et al. 2004) que el comportamiento de la conexión y la fractura del material está influenciado por la presencia de tensiones residuales y modificación de la microestructura en la zona afectada por el calor (HAZ) del proceso de soldadura. En general esto se caracteriza por el desarrollo de una fisura en la soldadura, la cual se propaga hacia las alas. La dificultad de cuantificar estos efectos y de modelarlos hizo que no se consideraron en la modelación de la conexión. Sin embargo hay que tener en mente que estos efectos pueden conducir a una reducción significativa de la tensión de resistencia última con respecto a las zonas no afectadas por el calor.

Por lo tanto, en el caso de perfiles soldados, una conexión cuyos pernos se encuentran muy cercanos entre ellos podría perjudicar la resistencia última de la conexión, con la posibilidad de una falla frágil a nivel de la soldadura.

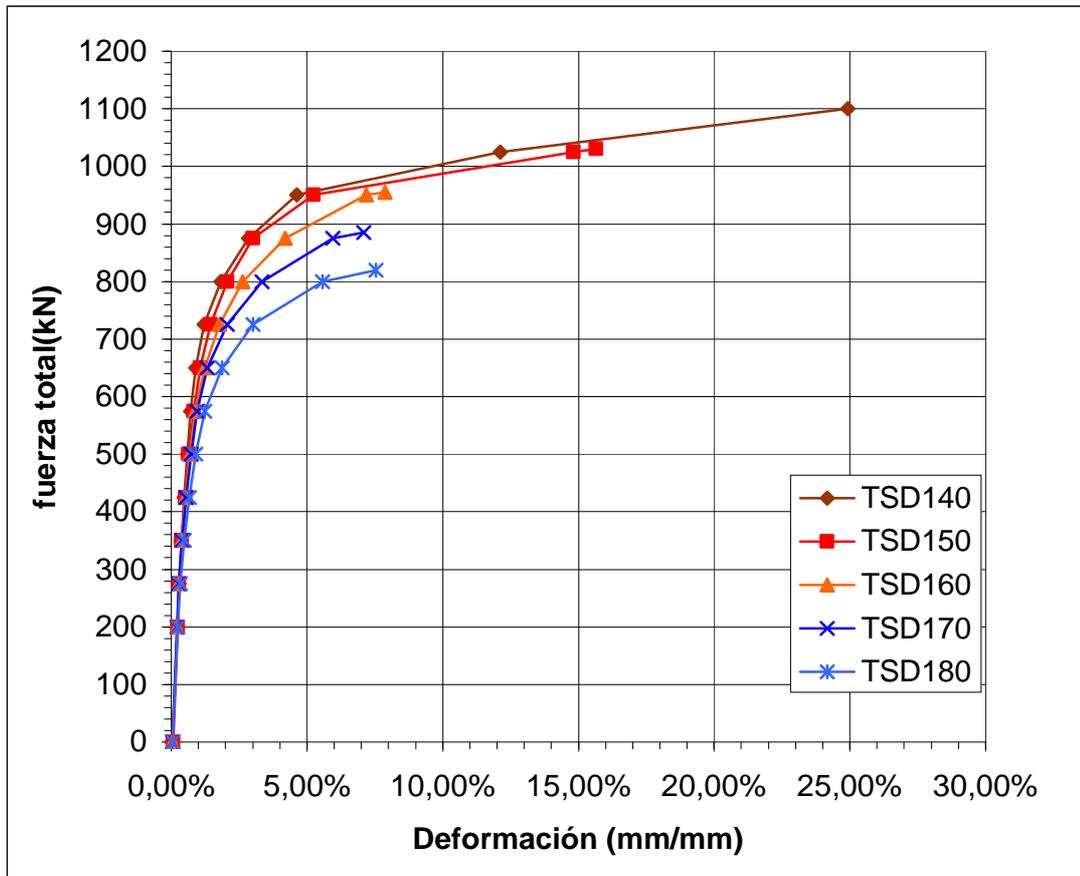


Figura 39 Deformación de la soldadura

## IV.4 Influencia de la disposición de los pernos

### IV.4.1 Mecanismo de falla

Los dos modelos (TSDD1 TSDD2 Figura 15) fallan por rotura de los pernos para valores de resistencia última de 994kN y 1001kN. La falla ocurre en los pernos mas cercanos entre ellos ( $d=140\text{mm}$ ), independientemente de la ubicación de estos. Es decir que en el caso de TSDD1 el perno que falla es el perno exterior (perno 8).

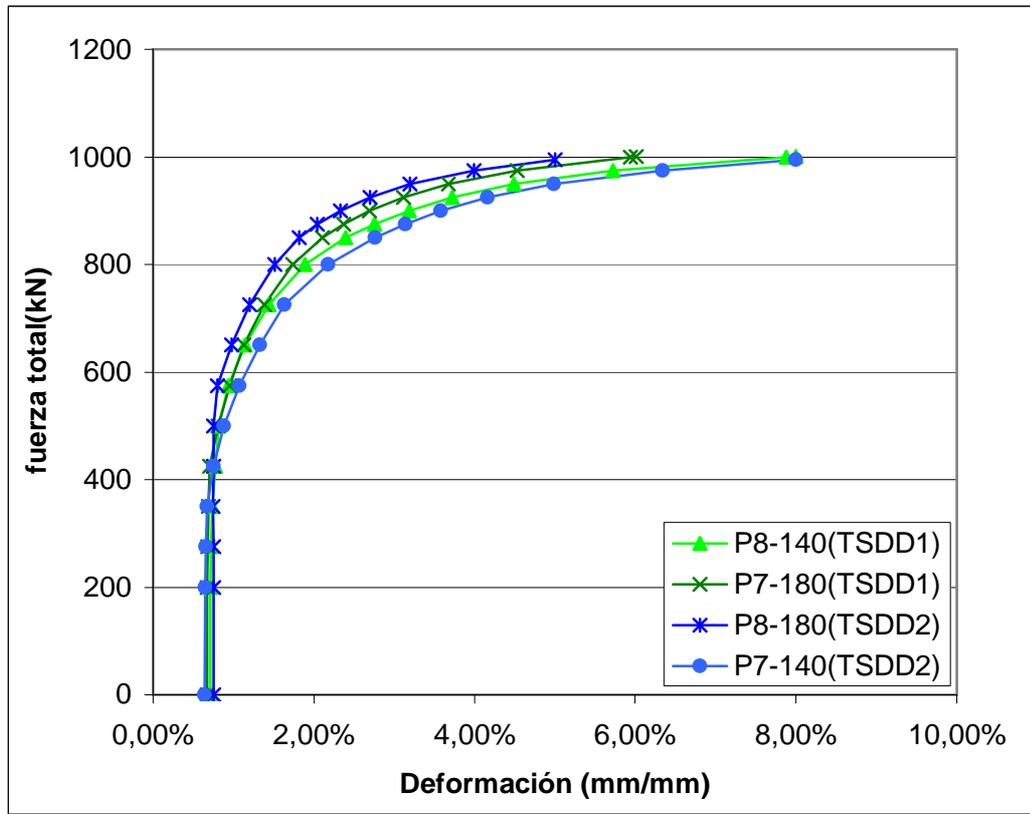
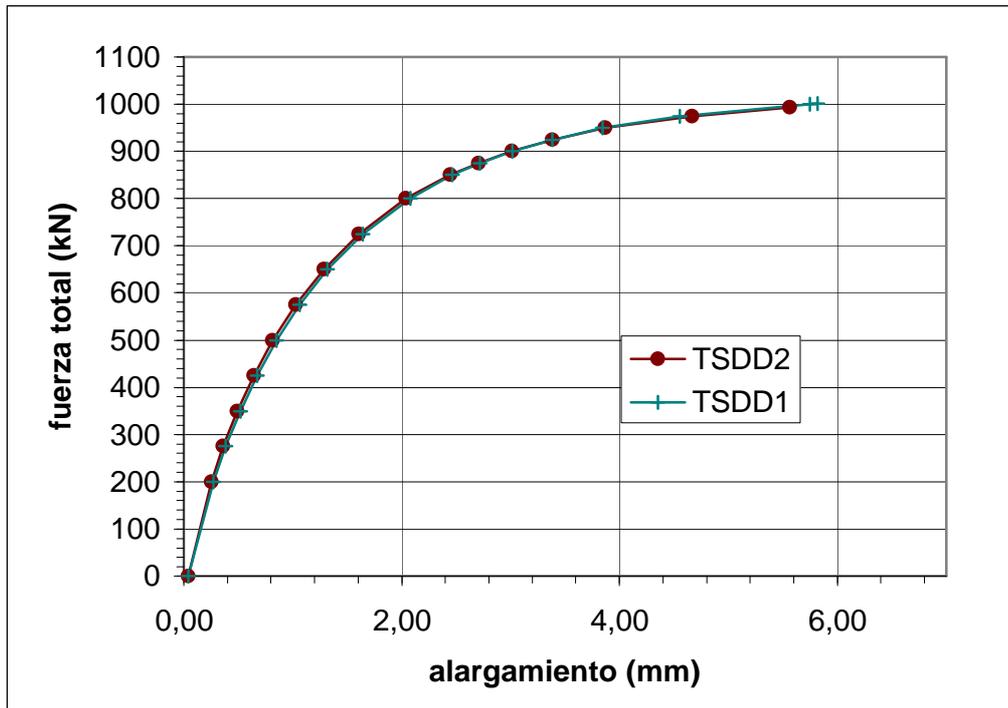


Figura 40 Deformación pernos (mm/mm)

#### IV.4.2 Comportamiento de la conexión

La deformación total de la conexión es muy similar en ambos casos TSDD1 y TSDD2 (Figura 41) pero detallando los distintos aportes de los elementos a la deformación total de la conexión se pueden notar diferencias significativas en el comportamiento global.



**Figura 41 alargamiento máximo de la conexión (mm)**

En el caso en que la zona central de la T está más rigidizada, debido a la colocación de los pernos más cercanos en esta zona (TSDD2), el flujo de tensión se concentra en la parte central del alma y se distribuye menos en los bordes. Esto conduce a un mayor alargamiento del alma y una mayor sollicitación de la soldadura (Figura 44 y Figura 45). En el caso contrario, cuando los pernos mas cercanos se encuentran en los bordes (TSDD1), la distribución de tensión se hace a todo lo largo de la sección del alma (Figura 42 y Figura 43). El alargamiento del alma es entonces menor y la sollicitación de la soldadura también. Por lo tanto, para el caso de conexiones soldadas se puede obtener una distribución de tensión óptima acercando los pernos exteriores.

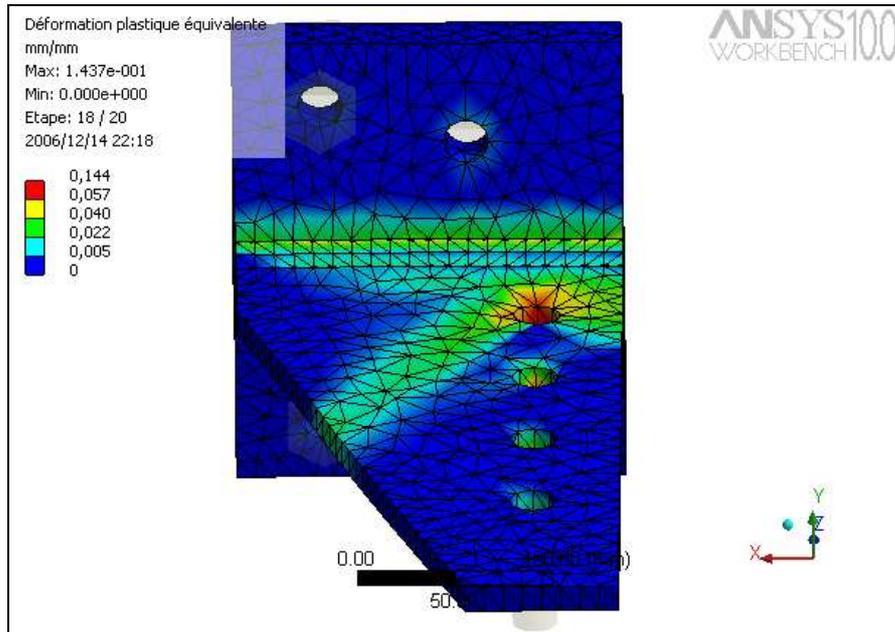


Figura 42 Distribución de deformaciones de TSDD2

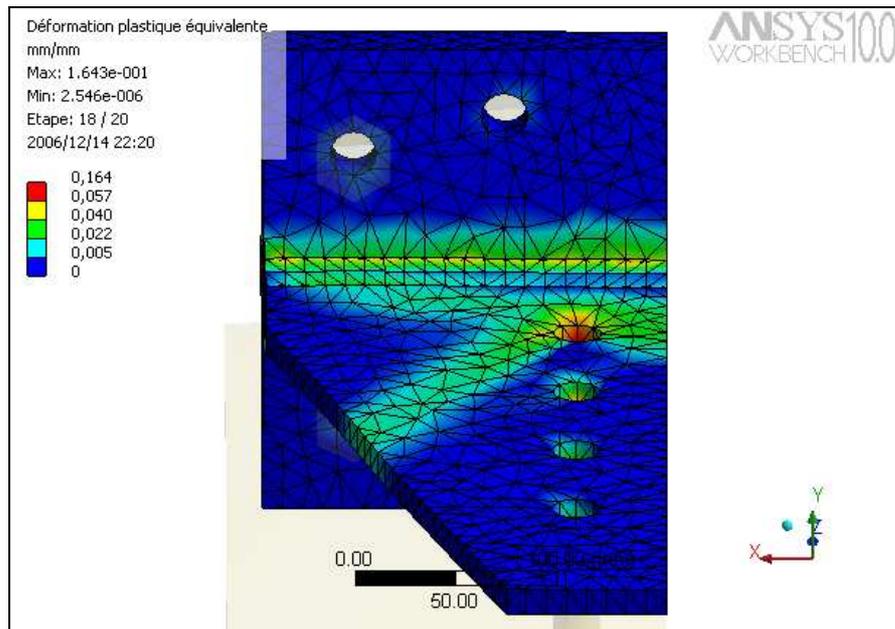


Figura 43 Distribución de deformaciones de TSDD1

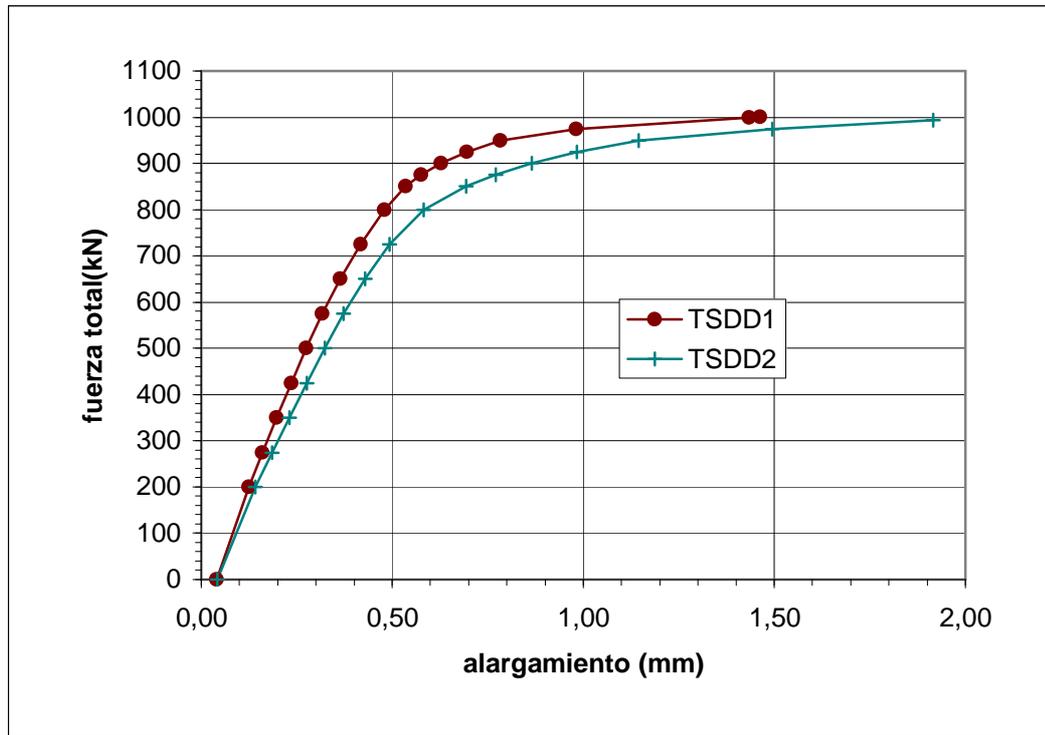


Figura 44 Alargamiento del alma

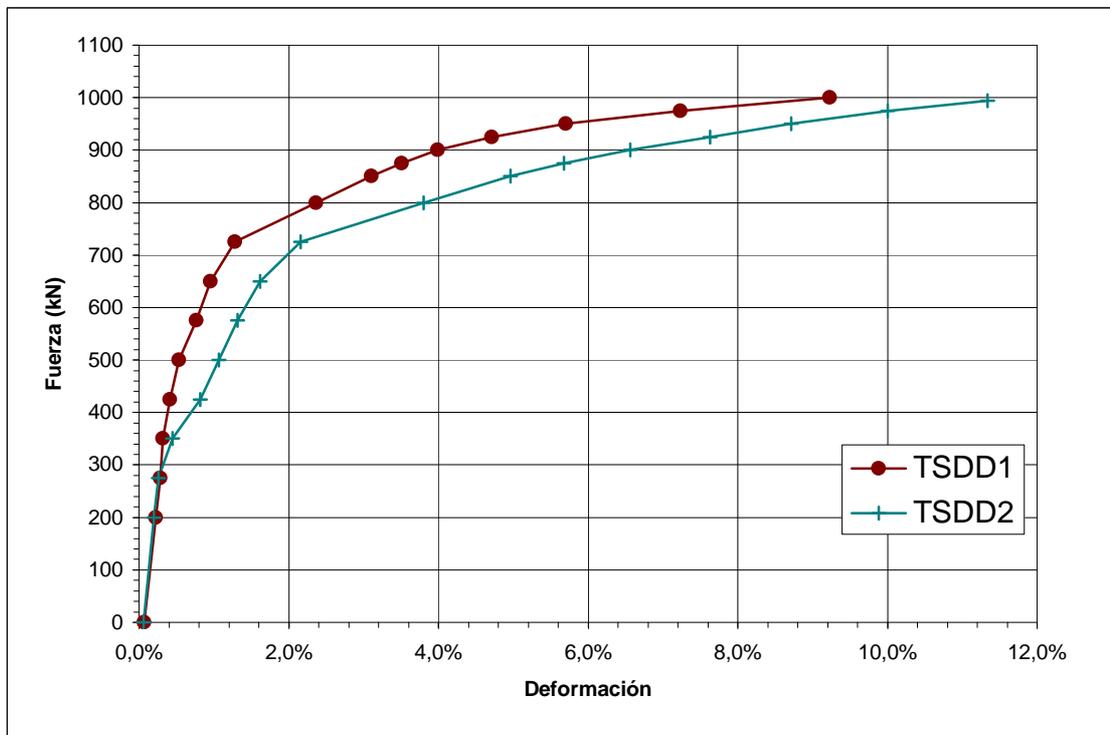


Figura 45 Deformación de la soldadura

## IV.5 Influencia del espesor del alma

Los cuatro modelos se dividen en dos categorías: TSE08 y TSE10 corresponden a perfiles de tipo IN, y TSE14 y TSE16 a perfiles de tipo HN.

### IV.5.1 Mecanismo de falla

Los mecanismos de falla en este caso dependen del tipo de perfiles usado. En el caso de perfiles tipo IN (TSE08 y TSE10), la conexión falla por fractura del alma de la T (Figura 46). En el caso de los perfiles HN (TSE14 y TSE16) la deformación plástica del alma es menor o inexistente a la rotura de los pernos (Figura 46). En este caso lo que controla es la deformación última de los pernos (Figura 47).

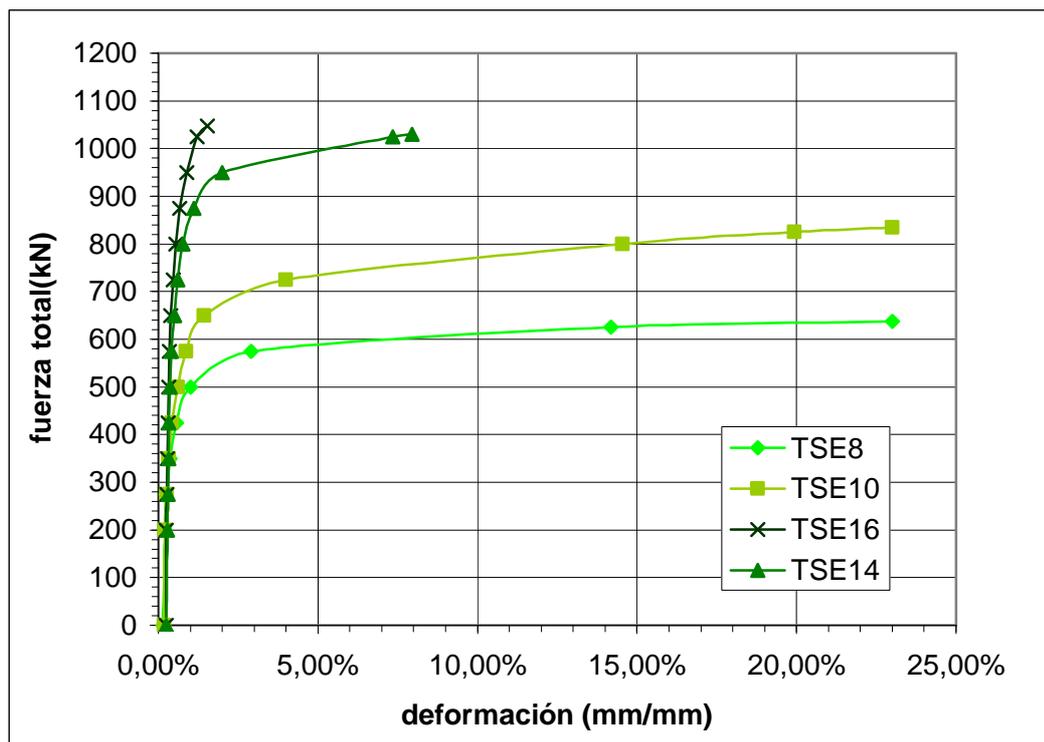


Figura 46 Deformación del alma

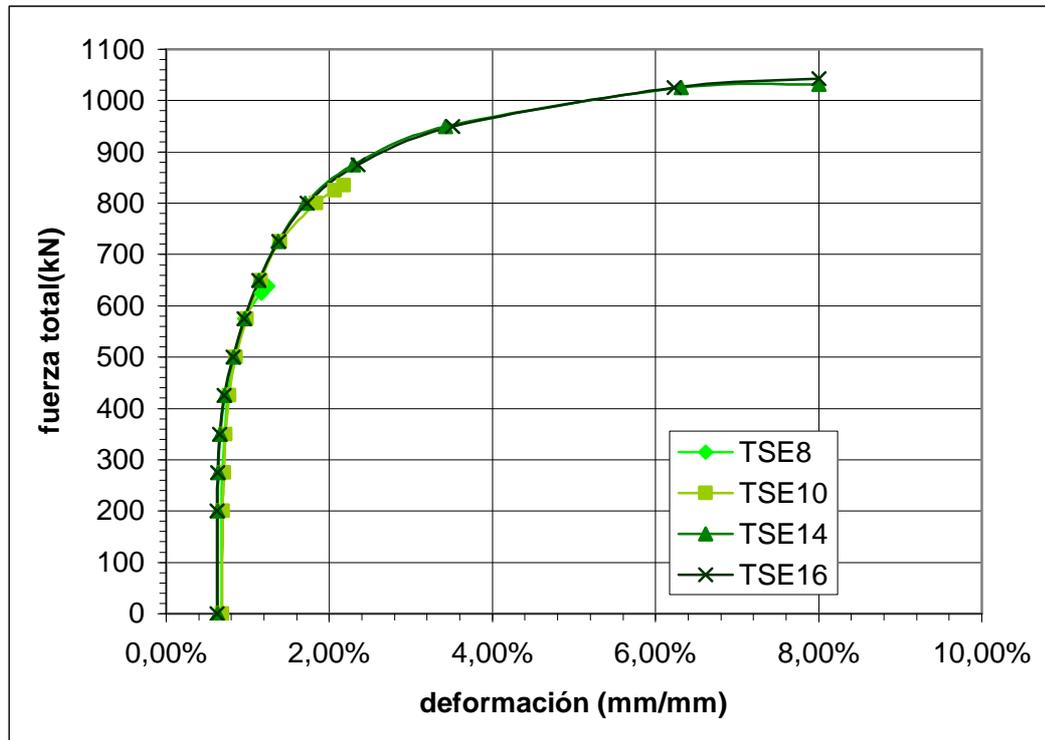


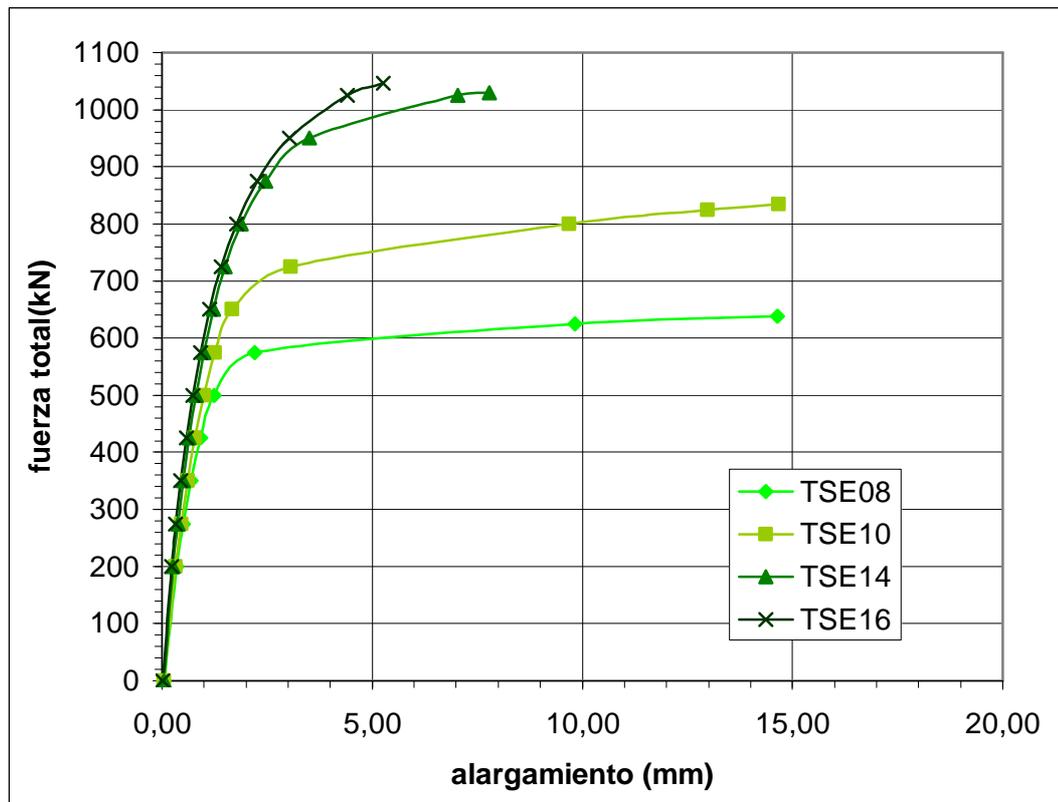
Figura 47 Deformación de los pernos

#### IV.5.2 Comportamiento de la conexión

Los elementos obtenidos a partir de perfil IN fallan por fractura del alma. Este tipo de falla permite grandes alargamientos de la conexión pero no optimiza el uso del acero, ya que la resistencia de los pernos y del ala es mucho mayor.

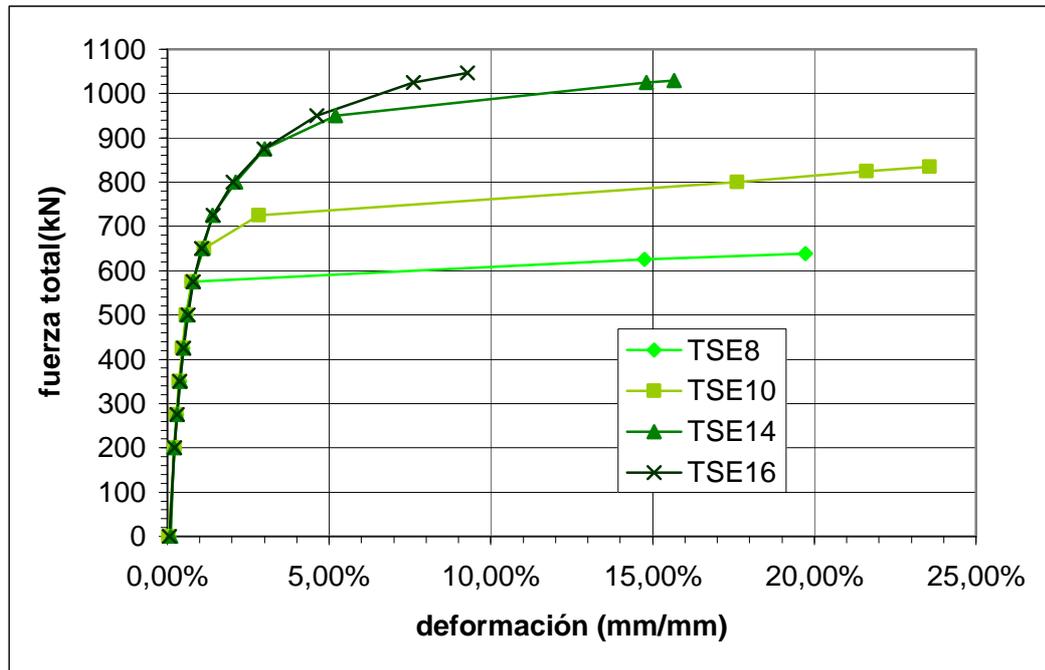
Además el alargamiento y la reducción de sección del alma de la T solicitan de manera intensa la soldadura lo que no es recomendable como fue comentado en el caso de los modelos TSD en la sección IV.3.3.

Por lo tanto, el pequeño espesor del alma con respecto al espesor del ala de los perfiles IN no los hace aptos para trabajar a tracción como resulta en este tipo de conexión, especialmente en el caso de perfiles soldados.



**Figura 48 Alargamiento de la conexión**

En el caso de los perfiles HN, el mayor espesor trasladó la falla del alma hacia los pernos a tracción. Además, al aumentar el espesor aumentó la rigidez total de la pieza. En este caso la deformación total de la conexión provista por los pernos disminuye significativamente (Figura 48). Como la plastificación del alma del modelo TSE16 es muy reducida, no hay redistribución de tensión en el alma lo que permite tener un nivel de tensiones menor en la soldadura (Figura 49).



**Figura 49 Deformación de la soldadura**

Por lo tanto es recomendable usar perfiles HN de mayor espesor de alma posible, considerando que la mayor incógnita en la resistencia de la conexión suele ser la posibilidad de fractura frágil de la soldadura.

## V CONCLUSIONES Y LIMITACIONES

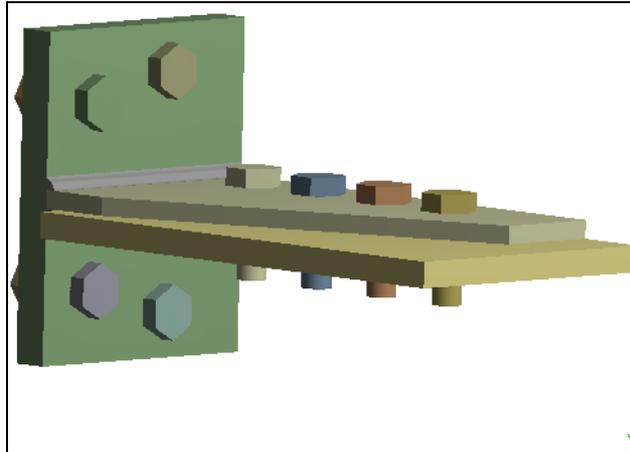
### V.1 Conclusiones

Los estudios de conexiones de tipo *Tstub* que se encuentran en la literatura no consideraban la discontinuidad geométrica y material que representa la soldadura entre alma y ala del perfil T. El presente estudio tenía como objetivo estudiar algunos parámetros geométricos que influyan sobre el comportamiento de las conexiones tipo usando perfiles T soldados. Este estudio analítico se llevo a cabo mediante modelos de elementos finitos.

De los modelos realizados se concluye que la incursión de la soldadura en el rango plástico debe ser la menor posible y que a este efecto una distribución de tensión regular en toda la sección es recomendable, ya que el comportamiento de la soldadura es el elemento sobre el cual se tiene el menor control. Por lo tanto, se buscan configuraciones tales que la falla ocurra antes de todo en los pernos, con una deformación plástica menor del alma y de la soldadura.

Los modelos TSDXXX enseñaron que al acercar los pernos a tracción la resistencia última aumenta pero se desarrolla una mayor fluencia en el alma de la T lo que conduce a una concentración de tensiones en la soldadura. Por lo tanto es más recomendable alejar los pernos para limitar las posibles fallas frágiles en las soldaduras.

Los modelos TSDD1 y TSDD2 enseñaron que se podía lograr una distribución de tensión más uniforme a lo largo de la soldadura rigidizando los bordes de la T. Esto se puede lograr acercando los pernos a tracción en los bordes y alejándolos en el centro de la T.



**Figura 50 Disposición óptima de pernos**

Los modelos TSEXX enseñaron que el uso de perfiles tipo IN no era adecuado para realizar conexiones de este tipo ya que la resistencia del alma es significativamente menor a la del ala. Por otra parte almas de mayores espesores proveen mayor rigidez lo que permite una mejor distribución de las tensiones a lo largo de la soldadura. Para la realización de Tstub se recomienda entonces el uso de perfiles tipo HN con razones de espesor ala/alma menor a 2.

## V.2 Limitaciones

Dos aspectos han quedado fuera durante la realización de este estudio. Se quiso evaluar la secuencia de falla con precisión y por lo tanto se consideró una carga incremental estática y no se estudió la respuesta dinámica de la conexión. El comportamiento dinámico de los materiales suele ser distinto del comportamiento estático y por lo tanto podría afectar la resistencia última de la conexión.

Por otra parte no se consideraron los mecanismos de fractura en la soldadura por las dificultades de implementarlas en el modelo de elementos finitos. Los mecanismos de fractura podrían afectar la resistencia última de la conexión en caso de una mayor incursión en el dominio plástico.

Además, los recursos computacionales limitados no permiten por ahora un estudio paramétrico detallado de las conexiones, considerando estos dos aspectos. Por lo tanto un estudio experimental complementario permitiría comprobar los resultados obtenidos y completar el presente estudio.

## VI BIBLIOGRAFÍA Y REFERENCIAS

AISC, Specification for Structural Steel Buildings, ANSI/AISC 360-05, Chicago, Illinois, USA, American Institute Of Steel Construction, 2005, 198p.

ANSI/AWS B4.0-98, Standard Methods for Mechanical Testing of Welds, Miami, Florida, USA, American Welding Society, 1998, 98p.

ANSI/AWS A5.5-96, Specification For Low-Alloy Steel Electrodes For Shielded Metal Arc Welding, Miami, Florida, USA, American Welding Society, 1996, 46p.

ANSYS, Element Reference, Canonsburg, PA, USA, ANSYS Inc., 2005, 1401p.

ANSYS, Theory Reference, Canonsburg, PA, USA, ANSYS Inc., 2005, 1085p.

ASTM, Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials [Metric], West Conshohocken, PA, USA, ASTM International, 2004, 24p.

BRUNEAU, M. UANG C-M Y WHITTAKER A. Ductile Design of Steel Structure., Boston, Massachusetts, USA, McGraw-Hill Professional., 1998, 485p.

FEMA, FEMA 350 Recommended Seismic Design Criteria for New Steel Moment-Frame Buildings, Washington DC, USA, Federal Emergency Management Association, 2000a, 224p.

FEMA, FEMA 355D State of the Art Report on Connection Performance, Washington DC, USA, Federal Emergency Management Association, 2000, 305p.

COELHO A., BILJAARD F. GRESNIGT N., SIMOES DA SILVA L. "Experimental assessment of the behaviour of bolted T-stub connections made up of welded plates", Journal of Constructional Steel Research, 60:269-311, 2004.

COELHO, A. BILJAARD, F. SIMOES DA SILVA, L. "Characterization of the Nonlinear Behaviour of Single Bolted T-Stub Connections", Journal of Structural Engineering, 132( 6):918-928, 2006.

GREEN, P. S. SPUTO, T. VELTRI, P. Connections Teaching Toolkit, Chicago, Illinois, USA, American Institute Of Steel Construction, 2003, 85p.

KRAWINKLER, H. BERTERO, V.V. Inelastic behaviour of steel beam-to-column subassemblies, Berkeley, California, USA, EERC - University of California College of Engineering, University of California, 1971, 1v.

KULAK, G.L. FISHER, J. W. STRUIK, J. H. A. Guide to Design Criteria for Bolted and Riveted Joints, 2<sup>nd</sup> ed., Chicago, Illinois, USA, Research Council On Structural Connections c/o American Institute Of Steel Construction, 2005, 81p.

MAGGI, Y.I. GONÇALVES, R.M. LEON, R.T. Y RIBEIRO, L.F.L “Parametric analysis of steel bolted end plate connections using finite element modelling”, Journal of Constructional Steel Research, 61:689–708, 2005.

Manual de Soldadura INDURA [en línea] <[http://www.indura.cl/html/biblioteca/pdf/manual\\_soldadura.pdf](http://www.indura.cl/html/biblioteca/pdf/manual_soldadura.pdf)> [consulta: 29 junio 2006], 2005.

MISTAKIDIS, E. S.. BANIOTOPOULOS, C. C BISBOS C. D. Y PANAGIOTOPOULOS, P. D. “Steel T-Stub Connections Under Static Loading: an Effective 2-D Numerical Model”, Journal of Constructional Steel Research, 44(1):51-67, 1997.

PILUSO V., FAELLA C. y Rizzano G. “Ultimate Behaviour of Bolted T-Stubs. II: Model Validation”, Journal of Structural Engineering. 127(6):686-693, 2001.

PILUSO, V. FAELLA C. y Rizzano G. “Ultimate Behaviour of Bolted T-Stubs. I: Theoretical Model”, Journal of Structural Engineering. 127(6):694-704, 2001.

POPOV, E. P. STEPHEN, R. M. Cyclic loading of full-size steel connections, Berkeley, California, USA, EERC - University of California College of Engineering, University of California, 1970, 22 p.

POPOV, E. P. BERTERO, V. V. y KRAWINKLER, H. Cyclic behaviour of three R.C. flexural members with high shear, Berkeley, California, USA, EERC - University of California College of Engineering, University of California, 1972, 78 p.

RCSC, Specification for Structural Joints Using ASTM A325 or A490 Bolts, Chicago, Illinois, USA, Research Council On Structural Connections c/o American Institute Of Steel Construction, 2005, 81p.

SHERBOURNE A.N., BAHARI M.R. “3D Simulation of Bolted Connections to Unstiffened Columns-I. T-stub Connections”, Journal of Constructional Steel Research, 40:169-187, 1996.

SWANSON J.A., KOKAN D.S., LEON R.T. "Advanced finite element modelling of bolted T-Stub connections components", Journal of Constructional Steel Research, 58:1015-1031, 2002.

SWANSON, J.A., LEON, R.T. "Bolted Steel Connections: Tests On T-Stub Components". Journal of Structural Engineering. 126(1):50-56, 2000.

SWANSON, J.A., LEON, R.T. "Stiffness modelling of bolted t-stub connection components", Journal of Structural Engineering, 127(5):498-505, 2001.

SPYROU, S. DAVISON, J.B. "Displacement measurement in studies of steel T-stub connections", Journal of Constructional Steel Research, 57:647-659, 2001.

# ANEXO 1 DISEÑO PREVIO DE LA CONEXIÓN SEGÚN FEMA-350

**Viga: A42-27ES:**

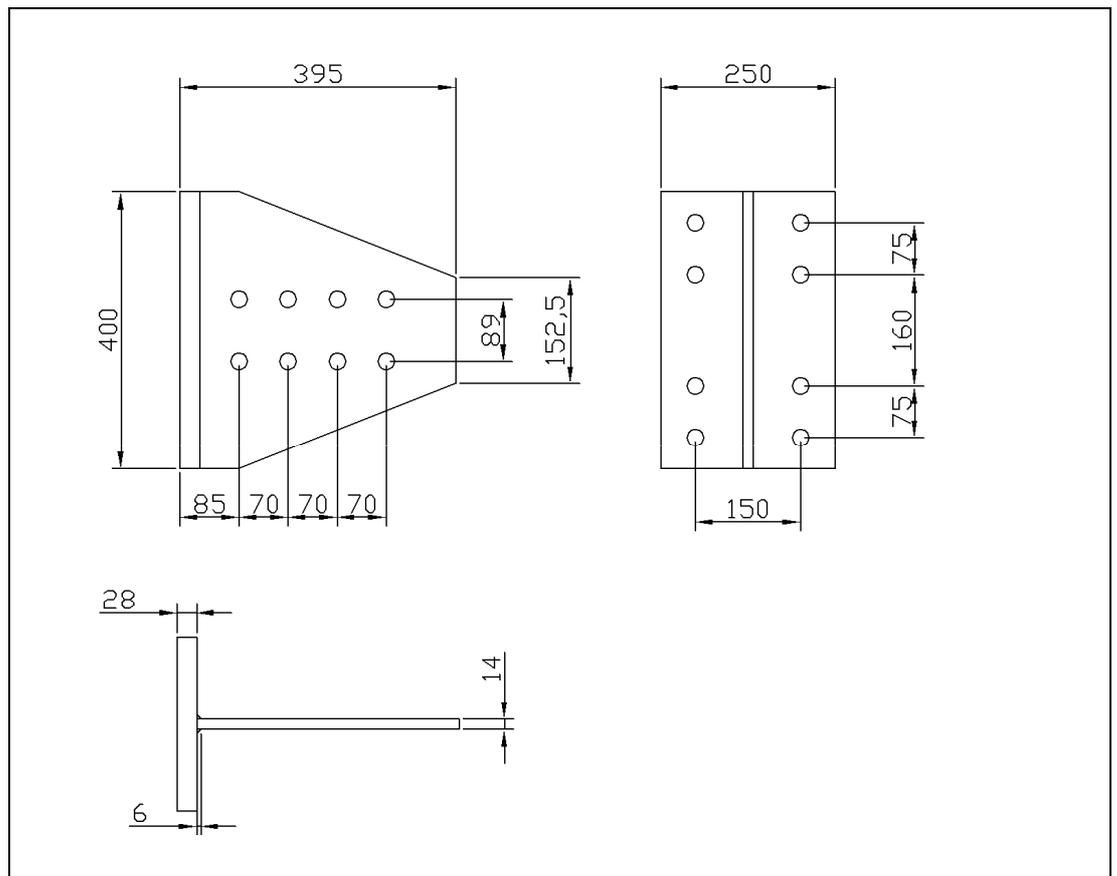
$$F_{uv} := 420\text{MPa} \quad F_{yv} := 270\text{MPa} \quad E := 21010^3\text{MPa}$$

$$H_v := 30\text{cm} \quad B_v := 15\text{cm} \quad e_v := 1.4\text{cm} \quad t_v := 0.6\text{cm} \quad A_v := 58.3\text{cm}^2$$

$$I_{xxv} := 9600\text{cm}^4 \quad S_{xxv} := 640\text{cm}^3 \quad r_{xv} := 12.8\text{cm} \quad I_{yy} := 788\text{cm}^4 \quad S_{yyv} := 105\text{cm}^3$$
$$r_{yv} := 3.68\text{cm}$$

**Perfil T**

La conexión es compuesta de dos perfiles T soldados cuya geometría es la siguiente:



$t_{ft} := 28\text{mm}$       $N := 4$  Numero de pernos en una línea

$t_{st} := 14\text{mm}$       $wt := 40\text{cm}$       $ht := 25\text{cm}$

S1 := 8.5cm      S4 := 10cm      S2 := 21cm      S3 := 10cm       $\frac{gt}{AAA} := 15\text{cm}$

r := 2cm      Ntb := 8      abt := 8.5cm

El acero de la T es de tipo A572 Gr50 (Fy=50ksi/350MPa, Fu=65ksi/450MPa).

Fut := 65ksi      Fyt := 50ksi

### Pernos

Los pernos son de tipo A490, de diámetro 7/8" (Fy=520MPa, Fu=780MPa)

$db := \frac{7}{8}\text{in}$

Fyb := 520MPa      Fvb := 780MPa

### Diseño

El diseño de esta conexión se hizo según las recomendaciones del FEMA 350 Recommended Seismic Design for New Steel Moment-Frame Capítulo 3.7 que provee una pauta de diseño para conexión usando perfiles T laminado.

En el cálculo de la conexión se hizo la aproximación siguiente: la recomendación considera un radio de laminación r lo que fue considerado en el caso de esta conexión soldada como el ancho del cordón de soldadura.

El diseño busca asegurar una falla del marco por rotulación plástica de la viga. Por lo tanto tenemos que asegurar que los distintos modos de falla de la conexión ocurren por valores de momentos superiores al momento que conduce a esta rotulación plástica. Esta condición se da por la relación:

$$1.2M_{yf} < M_{fail}$$

Donde:

$M_{yf}$  es el momento en la cara de la columna al instante de la rotulación plástica de la viga

$M_{fail}$  es el momento en la cara de la columna por cada caso de falla de la conexión.

En el caso de la conexión mediante perfiles T, la rotulación suele ocurrir en la extremidad del perfil. Por lo tanto, para poder comparar los valores se trasladan todos los momentos en la cara de la columna.

**Capacidad de la viga (FEMA-350 3.2):**

$$C_{pr} := \frac{F_{yv} + F_{uv}}{2 \cdot F_{yv}}$$

R<sub>y</sub> := 1.1      según AISC Seismic provision 1997

$$y := \frac{2}{A_v} \cdot \left[ B_v \cdot e_v \cdot \left( \frac{H_v}{2} - \frac{e_v}{2} \right) + \left( \frac{H_v}{2} - e_v \right) \cdot t_v \cdot \left( \frac{H_v}{2} - e_v \right) \cdot \frac{1}{2} \right]$$

Z<sub>e</sub> := A<sub>v</sub> · y      M<sub>pr</sub> = 270.043kN·m

$$C_y := \frac{1}{C_{pr} \cdot \frac{Z_e}{S_{xxv}}}$$

M<sub>yf</sub> := C<sub>y</sub> · M<sub>pr</sub>    M<sub>yf</sub> = 190.08kN·m

**Diseño de la conexión:**

**Corte en los pernos:**

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

M<sub>f1</sub> := 2 · N · A<sub>b</sub> · F<sub>vb</sub> · H<sub>v</sub>

M<sub>f1</sub> = 726.238kN·m

**Fractura neta de las alas:**

$$Mf2 := Fut \cdot [wt - 2(db + .125in)] \cdot tst \cdot (Hv + tst)$$

$$Mf2 = 687.962 \text{ kN}\cdot\text{m}$$

### Falla por deformación plástica de las alas de la T:

$$teffs := tst + r$$

$$a := \frac{ht - qt}{2}$$

$$a = 5 \text{ cm}$$

$$b1 := \frac{ht - teffs}{2} - a$$

$$a1 := a + \frac{15}{16} \text{ in}$$

$$a1 = 7.381 \text{ cm}$$

$$b := b1 - \frac{15}{16} \text{ in}$$

$$Mf3 := \frac{\left(2 \cdot a1 - \frac{db}{4}\right) \cdot wt \cdot Fyt \cdot tft^2 \cdot (Hv - tst)}{4 \cdot a1 \cdot b1 - db \cdot (b1 + a1)}$$

$$Mf3 = 309.453 \text{ kN}\cdot\text{m}$$

### Falla por rotura plástica de los pernos de la viga dado al levantar de las alas de la T

$$Tub := 11310^3 \text{ psi} \cdot Ab$$

$$Tub = 3.023 \times 10^5 \text{ N}$$

### Falla por rotura del alma de la viga

$$Mf4 := Ntb \cdot (Hv + tst) \cdot \left( Tub + \frac{wt \cdot Fyt \cdot tft^2}{16 \cdot a1} \right) \cdot \frac{a1}{a1 + b1}$$

$$Mf4 = 553.939 \text{ kN}\cdot\text{m}$$

$$Mf5 := Fuv \cdot [Ze - 2 \cdot (db + 2mm) \cdot tv \cdot (Hv - tst)]$$

$$Mf5 = 263.943 \text{ kN}\cdot\text{m}$$

### Bloque de corte en la T

$$Ant1 := (abt - db) \cdot tst$$

$$Anv := 2 \left[ S3 + S4 - (N - 1) \cdot \left( db + \frac{1}{16} \text{ in} \right) \right] \cdot tst$$

$$Agt1 := (abt) \cdot tst$$

$$Agv := 2 \cdot (S3 + S4) \cdot tst$$

$$Ant2 := (wt - abt - db) \cdot tst$$

$$Agt2 := (wt - abt) \cdot tst$$

$$Rn1 := \begin{cases} \min[(0.6 \text{ Fut} \cdot Anv + \text{Fut} \cdot Ant1), (0.6 \text{ Fyt} \cdot Agv + \text{Fut} \cdot Ant1)] & \text{if } \text{Fut} \cdot Ant1 \geq 0.6 \text{ Fut} \cdot Anv \\ \min[(0.6 \text{ Fut} \cdot Anv + \text{Fut} \cdot Ant1), (0.6 \text{ Fut} \cdot Anv + \text{Fyt} \cdot Ant1)] & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$Rn2 := \begin{cases} \min[(0.6 \text{ Fut} \cdot Anv + \text{Fut} \cdot Ant2), (0.6 \text{ Fyt} \cdot Agv + \text{Fut} \cdot Ant2)] & \text{if } \text{Fut} \cdot Ant2 \geq 0.6 \text{ Fut} \cdot Anv \\ \min[(0.6 \text{ Fut} \cdot Anv + \text{Fut} \cdot Ant2), (0.6 \text{ Fut} \cdot Anv + \text{Fyt} \cdot Ant2)] & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$Rn := \min(Rn1, Rn2)$$

$$Rn = 1.271 \times 10^6 \text{ N}$$

$$Mf6 := Rn \cdot (Hv + tst)$$

$$Mf6 = 399.072 \text{ kN}\cdot\text{m}$$

$$Mf := \min(Mf1, Mf2, Mf3, Mf4, Mf5, Mf6)$$

$$Mu := 1.2 \cdot Myf$$

$$Mu = 228.096 \text{ kN}\cdot\text{m}$$

$$Mf = 263.943 \text{ kN}\cdot\text{m}$$

$$\boxed{Mf > Mu}$$

$$Rf := \frac{\min(Mf1, Mf2, Mf3, Mf4, Mf6)}{Hv + tst}$$

$$Rf = 9.855 \times 10^5 \text{ N}$$

## ANEXO 2 RESUMEN DE MODELOS

Nombre del cuerpo	Tipo de elemento	TSD140	TSD150	TSD160	TSD170	TSD180	TSDD	TSDD2	TSE8	TSE10	TSE14	TSE16
		Elementos										
beam	SOLID186	206	173	173	173	173	185	185	173	173	173	173
bolt1	SOLID186	654	654	654	654	654	681	681	667	689	654	678
wash1	SOLID186	126	126	126	126	126	127	127	122	127	126	127
bolt2	SOLID186	632	632	632	632	632	653	653	631	645	632	657
wash2	SOLID186	131	131	131	131	131	144	144	116	128	131	121
bolt3	SOLID186	679	679	679	679	679	673	673	699	697	679	688
wash3	SOLID186	125	125	125	125	125	121	121	123	130	126	121
bolt4	SOLID186	684	684	684	684	684	639	639	719	672	684	707
wash4	SOLID186	128	128	128	128	128	121	121	132	122	128	124
bolt5	SOLID186	662	689	724	724	674	674	662	689	689	689	689
wash5	SOLID186	130	122	121	128	126	126	130	122	122	122	122
bolt6	SOLID186	693	763	713	701	681	693	681	763	763	763	763
wash6	SOLID186	130	126	155	169	122	130	122	126	126	126	126
bolt7	SOLID186	675	680	691	682	712	712	675	680	680	680	680
wash7	SOLID186	126	158	126	126	122	122	126	158	158	158	158
bolt8	SOLID186	676	706	702	715	706	676	706	706	706	706	706
wash8	SOLID186	126	160	166	156	126	122	122	160	160	160	160
Stem	SOLID187	4454	3810	3821	3796	3810	4236	4137	3004	2854	3810	4788
Weldsup	SOLID187	144	144	144	144	144	144	144	142	142	144	144
Weldinf	SOLID187	142	142	142	142	142	142	142	142	142	142	144
Flange	SOLID187	6023	6161	5806	5999	6249	6389	6490	6254	6026	6161	5943
TOTAL		17346	16993	16643	16814	16946	17510	17481	16328	15951	16993	17819

## ANEXO 3 ARCHIVO DE ENTRADA COMENTADO

```

/batch
! ANSYS input file written by Workbench version 10.0
/config,nproc,1
/config,noelddb,0 ! force off not writing results to database
*get,wallstrt,active,,time,wall

/units,MPA !Unidades metrica N mm
/nopr
/track,-1
/prep7
! Turn off shape checking because checks already performed inside WB mesher.
! See help syalma for more information.
SHPP,OFF,,NOWARN
fcum,add ! add nodal forces up (needed in case have loads on the same edge,vertex
etcon,set ! allow ANSYS to choose best KEYOP's for 180x elements
    
```

```

nblock,3
(1i8,3e20.9e3)
  1 1.357098568E+001 -7.000000000E+000 -1.432445141E+002
[...]
  44392 -1.000000000E+002 -9.450000000E+000 0.000000000E+000
! end of nblock command
    
```

Definición de los nodos

```

/com,*****Definicion de los nodos que pertenecen a la viga*****
et,1,186 ! tipo de elemento 186
keyo,1,2,1
eblock,10
(15i8)
  1 [...] 1386
-1
    
```

```

/com,***** Definicion de los nodos que pertenecen al perno 1 *****
et,2,187 ! tipo de elemento 186
eblock,10
(15i8)
  174 [...] 2770
-1
et,3,186 ! tipo de elemento 187
keyo,3,2,1
eblock,10
(15i8)
  251 [...] 3244
-1
    
```

Asignación de los nodos a cada elemento

```

/com,***** Definicion de los nodos que pertenecen al perno 2 *****
et,4,187
eblock,10
(15i8)
  828 [...] 4301
-1
et,5,186
keyo,5,2,1
eblock,10
(15i8)
  842 [...] 4168
-1
    
```

```

/com,***** Definicion de los nodos que pertenecen al perno 3 *****
et,6,187
eblock,10
(15i8)
  954 [...] 5557
-1
    
```

```
et,7,186
keyo,7,2,1
eblock,10
(15i8)
  1017 [...] 5699
-1

/com,***** Definicion de los nodos que pertenecen al perno 4 *****
et,8,187
eblock,10
(15i8)
  1586 [...] 7231
-1
et,9,186
keyo,9,2,1
eblock,10
(15i8)
  1598 [...] 7232
-1

/com,***** Definicion de los nodos que pertenecen al perno 5 *****
et,10,187
eblock,10
(15i8)
  1717 [...] 8642
-1
et,11,186
keyo,11,2,1
eblock,10
(15i8)
  1831 [...] 8836
-1

/com,***** Definicion de los nodos que pertenecen al perno 6 *****
et,12,187
eblock,10
(15i8)
  2396 [...] 10351
-1
et,13,186
keyo,13,2,1
eblock,10
(15i8)
  2408 [...] 10349
-1

/com,***** Definicion de los nodos que pertenecen al perno 7 *****
et,14,187
eblock,10
(15i8)
  2521 [...] 11825
-1
et,15,186
keyo,15,2,1
eblock,10
(15i8)
  2607 [...] 12588
-1

/com,***** Definicion de los nodos que pertenecen al perno 8 *****
et,16,187
eblock,10
(15i8)
  3205 [...] 13425
-1
et,17,186
keyo,17,2,1
eblock,10
(15i8)
  3213 [...] 13513
```

Asignación de los nodos a cada elemento

-1

```
/com,***** Definicion de los nodos que pertenecen a la tuerca 1 *****  
et,18,187  
eblock,10  
(15i8)  
  3333 [...] 14853  
-1  
et,19,186  
keyo,19,2,1  
eblock,10  
(15i8)  
  3411 [...] 15178  
-1
```

```
/com,***** Definicion de los nodos que pertenecen a la tuerca 2 *****  
et,20,187  
eblock,10  
(15i8)  
  4022 [...] 16700  
-1  
et,21,186  
keyo,21,2,1  
eblock,10  
(15i8)  
  4034 [...] 16722  
-1
```

```
/com,***** Definicion de los nodos que pertenecen a la tuerca 3 *****  
et,22,187  
eblock,10  
(15i8)  
  4144 [...] 18221  
-1  
et,23,186  
keyo,23,2,1  
eblock,10  
(15i8)  
  4273 [...] 18461  
-1
```

```
/com,***** Definicion de los nodos que pertenecen a la tuerca 4 *****  
et,24,187  
eblock,10  
(15i8)  
  4907 [...] 19988  
-1  
et,25,186  
keyo,25,2,1  
eblock,10  
(15i8)  
  4921 [...] 20015  
-1
```

```
/com,***** Definicion de los nodos que pertenecen a la tuerca 5 *****  
et,26,187  
eblock,10  
(15i8)  
  5033 [...] 21768  
-1  
et,27,186  
keyo,27,2,1  
eblock,10  
(15i8)  
  5119 [...] 21595  
-1
```

```
/com,***** Definicion de los nodos que pertenecen a la tuerca 6 *****  
et,28,187  
eblock,10  
(15i8)
```

Asignación de los nodos a cada elemento

```
5713 [...] 23060
-1
et,29,186
keyo,29,2,1
eblock,10
(15i8)
5742 [...] 23137
-1

/com,***** Definicion de los nodos que pertenecen a la tuerca 7 *****
et,30,187
eblock,10
(15i8)
5871 [...] 24742
-1
et,31,186
keyo,31,2,1
eblock,10
(15i8)
5961 [...] 24820
-1

/com,***** Definicion de los nodos que pertenecen a la tuerca 8 *****
et,32,187
eblock,10
(15i8)
6577 [...] 26360
-1
et,33,186
keyo,33,2,1
eblock,10
(15i8)
6604 [...] 26430
-1

/com,***** Definicion de los nodos que pertenecen al alma *****
et,34,187
eblock,10
(15i8) [...] 32078
-1

/com,***** Definicion de los nodos que pertenecen a la soldadura inferior *****
et,35,187
eblock,10
(15i8)
10547 [...] 35359
-1

/com,***** Definicion de los nodos que pertenecen a la soldadura superior *****
et,36,187
eblock,10
(15i8)
15999 [...] 35494
-1

/com,***** Definicion de los nodos que pertenecen al ala *****
et,37,187
eblock,10
(15i8)
37 [...] 38393
-1
```

Asignación de los nodos a cada elemento

/com,\*\*\*\*\* Definicion de los materiales \*\*\*\*\*

/com,\*\*\*\*\* MAteriale infinitamente Rigido Viga \*\*\*\*\*

MP,DENS,1,7.85e-009, ! ton/mm<sup>3</sup>  
 MP,NUXY,1,0.3, !  
 MP,EX,1,200000., ! ton/s<sup>2</sup>-mm !Modulo de Young 2000GPa  
 MP,ALPX,1,1.2e-005, ! 1/°C  
 MP,C,1,434000000., ! mm<sup>2</sup>/s<sup>2</sup>-°C  
 MP,KXX,1,60.5, ! ton·mm/s<sup>3</sup>-°C  
 MP,MURX,1,10000.,!  
 MP,RSVX,1,1.7e-004, ! Ohm·mm

/com,\*\*\*\*\* A490 \*\*\*\*\*

MP,DENS,2,7.85e-009, ! ton/mm<sup>3</sup>  
 MP,NUXY,2,0.3, !  
 MP,EX,2,200000., ! ton/s<sup>2</sup>-mm  
 MP,ALPX,2,1.2e-005, ! 1/°C  
 MP,C,2,434000000., ! mm<sup>2</sup>/s<sup>2</sup>-°C  
 MP,KXX,2,60.5, ! ton·mm/s<sup>3</sup>-°C  
 MP,MURX,2,10000.,!  
 MP,RSVX,2,1.7e-004, ! Ohm·mm  
 TB,PLAS,2,,5,MISO !Comportamiento multilinear  
 TBPT,,0.,0.  
 TBPT,,2.9e-003,586.5  
 TBPT,,1.3e-002,828.  
 TBPT,,3.e-002,966.  
 TBPT,,8.e-002,1035.

[...] !Se repite por cada perno y tuerca

/com,\*\*\*\*\* A572Gr50 ALMA \*\*\*\*\*

MP,DENS,34,7.85e-009, ! ton/mm<sup>3</sup>  
 MP,NUXY,34,0.3, !  
 MP,EX,34,200000., ! ton/s<sup>2</sup>-mm  
 MP,ALPX,34,1.2e-005, ! 1/°C  
 MP,C,34,434000000., ! mm<sup>2</sup>/s<sup>2</sup>-°C  
 MP,KXX,34,60.5, ! ton·mm/s<sup>3</sup>-°C  
 MP,MURX,34,10000.,!  
 MP,RSVX,34,1.7e-004, ! Ohm·mm  
 TB,PLAS,34,,4,MISO !Comportamiento multilinear  
 TBPT,,0.,0.  
 TBPT,,1.9e-003,379.5  
 TBPT,,0.1,417.45  
 TBPT,,0.23,503.7

/com,\*\*\*\*\* E7010A1 Soldaduras \*\*\*\*\*

MP,DENS,35,7.85e-009, ! ton/mm<sup>3</sup>  
 MP,NUXY,35,0.3, !  
 MP,EX,35,200000., ! ton/s<sup>2</sup>-mm  
 MP,ALPX,35,1.2e-005, ! 1/°C  
 MP,C,35,434000000., ! mm<sup>2</sup>/s<sup>2</sup>-°C  
 MP,KXX,35,60.5, ! ton·mm/s<sup>3</sup>-°C  
 MP,MURX,35,10000.,!  
 MP,RSVX,35,1.7e-004, ! Ohm·mm  
 TB,BISO,35,1, !Comportamiento bilinear  
 TBDATA,,462.,1900.,

MP,DENS,36,7.85e-009, ! ton/mm<sup>3</sup>  
 MP,NUXY,36,0.3, !  
 MP,EX,36,200000., ! ton/s<sup>2</sup>-mm  
 MP,ALPX,36,1.2e-005, ! 1/°C  
 MP,C,36,434000000., ! mm<sup>2</sup>/s<sup>2</sup>-°C  
 MP,KXX,36,60.5, ! ton·mm/s<sup>3</sup>-°C  
 MP,MURX,36,10000.,!  
 MP,RSVX,36,1.7e-004, ! Ohm·mm  
 TB,BISO,36,1,  
 TBDATA,,462.,1900.,

Definición y asignación de los materiales

```

/com,***** A572Gr50 ALA *****
MP,DENS,37,7.85e-009, ! ton/mm3
MP,NUXY,37,0.3, !
MP,EX,37,200000., ! ton/s2·mm
MP,ALPX,37,1.2e-005, ! 1/°C
MP,C,37,434000000., ! mm2/s2·°C
MP,KXX,37,60.5, ! ton·mm/s3·°C
MP,MURX,37,10000., !
MP,RSVX,37,1.7e-004, ! Ohm·mm
TB,PLAS,37,,4,MISO
TBPT,,0.,0.
TBPT,,1.9e-003,379.5
TBPT,,0.1,417.45
TBPT,,0.23,503.7
    
```

Definición y asignación de los materiales

```

/com,***** Create Contact "viga A perno1" *****
/com, Real Contact Set For Above Contact Is 39 & 38
*set,tid,39 !cada nodo es a la vez conta174 y targe170
*set,cid,38
r,tid
r,cid
et,tid,170
et,cid,174
eblock,10
(15i8)
16994 [...] 3562
-1

keyo,cid,12,4 ! no seperation always
keyo,cid,2,1 ! penalty function only
keyo,cid,9,1 ! ignore initial gaps/penetration
    
```

```

/com,***** Create Contact "viga A tuerca1" *****
/com, Real Contact Set For Above Contact Is 41 & 40
*set,tid,41
*set,cid,40
r,tid
r,cid
et,tid,170
et,cid,174
eblock,10
(15i8)
17154 [...] 4197
-1

keyo,cid,12,4 ! no seperation always
keyo,cid,2,1 ! penalty function only
keyo,cid,9,1 ! ignore initial gaps/penetration
    
```

Definición de los contactos

```

/com,***** Create Contact "perno1 A tuerca1" *****
/com, Real Contact Set For Above Contact Is 55 & 54
*set,tid,55
*set,cid,54
r,tid
r,cid
et,tid,170
et,cid,174
eblock,10
(15i8)
17988 [...] 4351
-1

keyo,cid,12,5 ! bonded always
keyo,cid,2,1 ! penalty function only
keyo,cid,9,1 ! ignore initial gaps/penetration
    
```

```

/com,***** Create Contact "perno1 A alma" *****
/com, Real Contact Set For Above Contact Is 57 & 56
*set,tid,57
*set,cid,56
r,tid
    
```

```

r,cid
et,tid,170
et,cid,174
eblock,10
(15i8)
  18156 [...] 30752
-1
keyo,cid,12,4 ! no separation always
keyo,cid,2,1 ! penalty function only
keyo,cid,9,1 ! ignore initial gaps/penetration

```

```

/com,***** Create Contact "alma A ala" *****
/com,      Real Contact Set For Above Contact Is 87 & 86
*set,tid,87
*set,cid,86
r,tid
r,cid
et,tid,170
et,cid,174
eblock,10
(15i8)
  21745 [...] 35729
-1
keyo,cid,12,0 ! standard contact
keyo,cid,2,1 ! penalty function only
keyo,cid,9,2 ! use real geometry with ramped effects

```

```

/com,***** Create Contact "viga a alma" *****
/com,      Real Contact Set For Above Contact Is 89 & 88
*set,tid,89
*set,cid,88
r,tid
r,cid
et,tid,170
et,cid,174
eblock,10
(15i8)
  22038 [...] 31793
-1
keyo,cid,12,0 ! standard contact
mp,mu,cid,0.33 ! unitless
keyo,cid,2,1 ! penalty function only
keyo,cid,9,2 ! use real geometry with ramped effects

```

```

nset,all
esel,all

/com,***** Fixed Supports *****
CMBLOCK,FIXEDSU ,NODE,  465
(8i10)
  16444 [...] 26677
  26678
cmsel,s,FIXEDSU
d,all,all
nset,all

```

```

/com,***** Frictionless Supports X *****
CMBLOCK,FRICSUX ,NODE,  1278
(8i10)
  129 [...] 44392
cmsel,s,FRICSUX
d,all,ux,0
nset,all

```

```

/com,***** Frictionless Supports Y *****
CMBLOCK,FRICSUY ,NODE,  33
(8i10)
  395 [...] 1228
cmsel,s,FRICSUY

```

Definición de los contactos

Definición del coeficiente de fricción

Definición de los apoyos

```
d,all,uy,0
nset,all
nset,all
/com,***** Send Compression Only Support *****
*get,ndmx,ndmx
*set,tid,98
*set,cid,97
et,cid,174
et,tid,170
type,cid
mat ,cid
real,cid
CMBLOCK,C1 ,NODE, 1367
(8i10)
27855 [...] 36823
cmsgel,s,C1
esurf
esel,s,type,,cid
ngen,2,ndmx,all,,0,0,0
egen,2,ndmx,all,,0,1,0
esel,s,type,,tid
esurf,,reverse
alls
numc,node
rmod,cid,3,0. ! FKN
keyo,cid,10,0
esel,s,type,,tid
nele
*get,nlow,node,0,num,min
d,nlow,all
npilot231=nlow
eall
nall
```



Definición de los apoyos

```

/com,***** Create Pressure Vector for Surface Force(s) *****
CMBLOCK,C0,NODE,48
(8i10)
    282 [...] 1307

cmsel,s,C0
et,88,154
type,88
real,88
mat,88
esurf
esel,s,type,,88
keyop,88,11,2
nset,all
esel,all

/com,***** Create Pretension perno Load *****
local,11,1,-55.,-7.,-269.2,0.,-90.,-7.5262924742794e-015
*set,tid,89
et,tid,179
type,tid
real,tid
mat,tid
*get,nperno,node,,num,max ! get highest node number and add 1
nperno=nperno+1 ! that will be the pretension node number
_nperno1=nperno
esel,none
esel,a,mat,,14
*get,echck1,elem,,num,max ! make sure psmesh command was successful
psmesh,tid,,all,,11,z,0.0,,tid,cmeperno,cmnperno
*get,echck2,elem,,num,max ! make sure psmesh command was successful
*if,echck1,eq,echck2,then
    *msg,error
    THE PRETENSION LOAD WAS NOT ABLE TO BE APPLIED. &
    MAKE SURE THE LOAD WAS NOT APPLIED TO A HOLE AND THAT &
    THE LOAD IS NOT APPLIED MORE THAN ONCE PER SURFACE
*endif
esel,all
csys,0
    
```

Definición de los tipos de carga:  
Pretensión de los pernos y tracción

```

/com,*****
/com,***** SOLVE FOR LS 1 *****
autots,on
nsub,5,50,5.
/nopr
/gopr
nset,s,node,,_nperno1 !pretension de los pernos 220kN
f,_nperno1,fx,220000.
nset,s,node,,_nperno2
f,_nperno2,fx,220000.
nset,s,node,,_nperno3
f,_nperno3,fx,220000.
nset,s,node,,_nperno4
f,_nperno4,fx,220000.
nset,s,node,,_nperno5
f,_nperno5,fx,220000.
nset,s,node,,_nperno6
f,_nperno6,fx,220000.
nset,s,node,,_nperno7
f,_nperno7,fx,220000.
nset,s,node,,_nperno8
f,_nperno8,fx,220000.
nset,all
esel,all
/eof
solve
/com,*****
/com,***** FINISHED SOLVE FOR LS 1 *****
    
```

Resolución por el paso 1: se pretensan todos los pernos

```

/com,*****
/com,***** SOLVE FOR LS 2 *****
autots,on
nsub,5,1000,1
esel,s,type,,88
nsle
sfe,all,5,pres,0,45.8177280912278,0.,0.,-200000.    !traccion de 200kN
nset,all
esel,all
/nopr
/gopr
nset,s,node,,_nperno1
d,_nperno1,ux,%_FIX%                                !bloqueo de perno
fdel,_nperno1,all
nset,s,node,,_nperno2
d,_nperno2,ux,%_FIX%
fdel,_nperno2,all
nset,s,node,,_nperno3
d,_nperno3,ux,%_FIX%
fdel,_nperno3,all
nset,s,node,,_nperno4
d,_nperno4,ux,%_FIX%
fdel,_nperno4,all
nset,s,node,,_nperno5
d,_nperno5,ux,%_FIX%
fdel,_nperno5,all
nset,s,node,,_nperno6
d,_nperno6,ux,%_FIX%
fdel,_nperno6,all
nset,s,node,,_nperno7
d,_nperno7,ux,%_FIX%
fdel,_nperno7,all
nset,s,node,,_nperno8
d,_nperno8,ux,%_FIX%
fdel,_nperno8,all
nset,all
esel,all
/eof
solve
/com,*****
/com,***** FINISHED SOLVE FOR LS 2 *****
/com,*****

```

Resolución por el paso 2: se bloquean todos los pernos y se aplica la fuerza de tracción

Por cada uno de los siguientes pasos se aumenta la carga aplicada en la viga y se mantiene bloqueados los pernos.