



UNIVERSIDAD DE CHILE

FACULTAD DE CIENCIAS FÍSICAS Y MATEMÁTICAS

DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA CIVIL

**RECOMENDACIONES DE DISEÑO PARA UNA CONEXIÓN DE MOMENTO  
VIGA-COLUMNA USANDO PERFILES T SOLDADOS**

**MEMORIA PARA OPTAR AL TÍTULO DE INGENIERO CIVIL**

LEONARDO FRANCISCO MUÑOZ ROCA

**PROFESOR GUÍA:**

RICARDO ANTONIO HERRERA MARDONES

**MIEMBROS DE LA COMISIÓN:**

JUAN FELIPE BELTRÁN MORALES

CARLOS MAXIMILIANO AGUIRRE AHUMADA

SANTIAGO DE CHILE

DICIEMBRE 2012

## Resumen

RESUMEN DE LA MEMORIA PARA OPTAR  
AL TÍTULO DE INGENIERO CIVIL:  
POR: LEONARDO MUÑOZ ROCA  
FECHA: DICIEMBRE DE 2012  
PROFESOR GUÍA:  
RICARDO HERRERA MARDONES

### “RECOMENDACIONES DE DISEÑO PARA UNA CONEXIÓN DE MOMENTO VIGA-COLUMNA USANDO PERFILES T SOLDADOS”

El presente trabajo es de carácter analítico y tiene como objetivo entregar recomendaciones de diseño para una conexión de momento viga-columna que usa perfiles T soldados, como parte del proyecto Fondecyt de Iniciación en Investigación 11090196.

Para lograr este propósito se realiza un modelo 3D de elementos finitos sometido a desplazamientos controlados, realizado en Ansys 14, el cual entrega las deformaciones y tensiones en las zonas de interés del perfil T soldado.

Se modelan diez configuraciones geométricas diferentes, con la idea de reproducir los modos de falla predichos por FEMA 350. Se compara los valores del modelo 3D con las ecuaciones vistas en FEMA 350 y con ensayos cíclicos realizados en paralelo en el marco de una tesis de magíster en ingeniería sísmica de la Facultad. En adición a los diez modelos, se replica la geometría de un ensayo monotónico realizado en la Facultad, entregando valores y modo de falla similares.

Los modelos realizados en Ansys 14, representan adecuadamente el valor último de los modos de falla asociados al alma, no así los que tienen que ver con los pernos a tracción. Los valores entregados por FEMA 350 subestiman la capacidad de los perfiles sometidos a cargas cíclicas que fallan por fractura de pernos a tracción.

En ningún modelo se observa fallas en las soldaduras, y los pernos a corte del alma se encuentran dentro de los rangos esperados de tensiones.

Como recomendaciones de diseño se tiene que la T debe tener relaciones de espesor entre ala y alma bajas, esto permite que el ala trabaje y disipe energía, permita grandes rotaciones y así hacer trabajar al perfil completo.

Finalmente, se recomienda refinar el modelo por el lado de las leyes constitutivas de los materiales y el protocolo de carga utilizado.

Con mucho cariño.

A mi familia, Ana, Karen y Pamela.

A mi novia Javiera y a su familia.

A La Asociación de Profesores Jubilados de Linares, en especial a Pilar Soto.

## Agradecimientos

En primer lugar quiero agradecer a los integrantes de mi familia, los que con su cariño y apoyo de distintas índoles, lograron que me encuentre en este punto cúlmine. Agradezco a mis padres, Ana y Francisco; a mis hermanas, Pamela y Karen; a la familia Gonzales-Roca en su totalidad, que han sido como una segunda familia para mí; a mi tío Jano y mi tía Elda; a mis padrinos; a mis Abuelos y a mi sobrina Monserrat.

Agradezco a mi novia, Javiera, quien no dejó de creer en mí nunca y con su amor siempre supo cómo alegrarme y darme fuerzas en momentos complicados, gracias siempre. Agradezco a su familia, que me hizo parte de ellos como uno más, en especial agradezco a la Sra. Gladys, a Cristian, Almendra y la Sra. María.

Agradezco con todo el corazón a la Asociación de profesores jubilados de Linares, quienes me brindaron su apoyo y confianza prácticamente desde que empecé esta carrera. Gracias por confiar en mí, no los defraudaré. A Pilar Soto, gracias por su cariño y preocupación todo este tiempo. También muchas gracias a don Sebastián Morales.

Agradezco a la Universidad de Chile y a su gente. Gracias al Profesor Ricardo Herrera por guiarme en el proceso de la memoria, así como también agradezco a los demás integrantes de mi comisión: Profesor Juan F. Beltrán y Profesor Carlos Aguirre, por ayudarme y dedicar parte de su tiempo a la revisión de esta memoria. Agradezco de manera especial a Miguel Bravo, quien me ayudó bastante para poder orientarme en mi trabajo. A los “chiquillos” de la pecera, por ayudarme y hacer más llevaderos los días de trabajo allá, en especial a Cristian Maldonado, Enzo de Vico, Hermo Roa, Pablo León, Juan Pablo Oyarzún y Leandro Lastra. A mis amigos de la Universidad, esos que hicieron que el estudio fuese menos tortuoso, gracias Tomás Vallejos, Jorge Mella e Iván Roldán.

A mis compañeros de departamento, por acompañarme y compartir su vida conmigo durante este tiempo, gracias Carlos Tapia y Pía Hernández. Gracias Miguel Santos y Paroy Yévenes, por ser mis amigos en todas.

A mis amigos “Ruccanos”, con los que primero compartí un hogar, y luego una muy buena amistad. Gracias Guillermo Alcaíno, Jimmy Madariaga y Jorge Albornoz, y en especial a David Fuentes.

A mi amigo de infancia, Cristian Retamal, porque no importan los años, la amistad no muere.

A aquellas personas anónimas, que me convencieron que esta sociedad puede ser mejor, gracias a los estudiantes que luchan por mejorar nuestro país, dejando de lado ambiciones personales.

## Tabla de contenidos

<i>Resumen</i> .....	<i>ii</i>
<i>Agradecimientos</i> .....	<i>iv</i>
<i>Tabla de contenidos</i> .....	<i>v</i>
<i>Listado de Tabla</i> .....	<i>ix</i>
<i>Listado de Figuras</i> .....	<i>x</i>
<i>Capítulo 1: Introducción</i> .....	<i>1</i>
1.1 Motivación.....	1
1.2 Antecedentes generales.....	2
1.3 Objetivos.....	6
1.3.1 Objetivo General .....	6
1.3.2 Objetivos específicos.....	6
1.4 Organización de la memoria.....	6
1.4.1 Capítulo 2: Antecedentes .....	6
1.4.2 Capítulo 3: Modelo elementos finitos .....	6
1.4.3 Capítulo 4: Resultados .....	7
1.4.4 Capítulo 5: Análisis de resultados .....	7
1.4.5 Capítulo 6: Conclusiones, Recomendaciones y Limitaciones .....	7
<i>Capítulo 2: Antecedentes</i> .....	<i>8</i>
2.1 Swanson y Leon (2000).....	8
2.2 Coelho et al (2004) .....	9
2.3 Desjouis (2006) .....	10
2.4 Gómez (2008).....	10
2.5 Aedo (2009).....	11
2.6 Bravo (2012).....	11
2.7 Modos de Falla .....	14
2.7.1 Fractura de pernos a tracción. ....	16
2.7.2 Levantamiento del ala .....	17

2.7.3	Fractura por corte de los pernos .....	17
2.7.4	Fluencia de área bruta .....	18
2.7.5	Fractura área neta .....	18
2.7.6	Bloque de corte.....	19
2.7.7	Aplastamiento.....	20
<i>Capítulo 3: Modelo elementos finitos .....</i>		<i>21</i>
3.1	Geometría de probeta.....	21
3.2	Sistemas de coordenadas .....	23
3.3	Elementos finitos utilizados .....	23
3.4	Contacto de caras.....	24
3.4.1	Bonded .....	25
3.4.2	Frictionless .....	25
3.4.3	Frictional .....	25
3.5	Historia de carga.....	26
3.6	Tipo de elementos.....	27
3.7	Pretensión de los pernos .....	27
3.8	Leyes constitutivas de los materiales .....	28
3.9	Condiciones de apoyo.....	29
3.9.1	Viga.....	29
3.9.2	Ala.....	29
3.9.3	Tuercas en columna.....	30
3.9.4	Pernos a corte .....	30
3.9.5	Eje de simetría.....	30
3.10	Mallado.....	30
3.10.1	<i>Element Size</i> .....	31
3.10.2	<i>Sphere of Influence</i> .....	31
3.10.3	<i>Mapped face meshing</i> .....	31
3.10.4	<i>Contact Sizing</i> .....	31
3.11	Tiempo de procesamiento.....	32
<i>Capítulo 4: Resultados .....</i>		<i>33</i>
4.1.1	Comportamiento global.....	33
4.1.2	Falla en elemento .....	33

4.1.3	Comportamiento alma.....	33
4.1.4	Deslizamiento Crítico viga-alma.....	33
4.1.5	Levantamiento de ala .....	34
4.1.6	Tensión Pernos a tracción .....	34
4.1.7	Corte Pernos a corte .....	34
4.1.8	Tensión Soldadura.....	34
4.2	Criterio de Falla para Modelos .....	34
4.3	TSM-1.....	34
4.4	TSM-2.....	36
4.5	TSM-3.....	38
4.6	TSM-4.....	39
4.7	TSM-5.....	41
4.8	TSM-6.....	43
4.9	TSM-7.....	44
4.10	TSM-8.....	46
4.11	TSM-9.....	48
4.12	TSM-10.....	49
<i>Capítulo 5: Análisis de resultados .....</i>		<i>52</i>
5.1	Validación del modelo.....	52
5.1.1	Modelo vs Ensayo monotónico .....	52
5.2	Comparación de configuraciones geométricas .....	53
5.2.1	Fallas por bloque de corte .....	53
5.2.2	Fallas por fractura de área neta .....	58
5.2.3	Fallas Por rotura de pernos a tracción .....	61
5.2.4	Falla por fluencia de área bruta.....	66
5.2.5	Soldaduras ER-60S-6 .....	66
5.2.6	Deformación de todos los modelos .....	68
5.3	Comparación con FEMA 350 (2000) .....	74
5.4	Comparación con Bravo (2012) .....	75
5.5	Capacidad de rotación de probetas modeladas .....	77
<i>Capítulo 6: Conclusiones, Recomendaciones y Limitaciones.....</i>		<i>80</i>
6.1	Conclusiones.....	80

6.2	Recomendaciones de diseño.....	81
6.3	Limitaciones .....	82
	<i>Referencias</i> .....	<i>83</i>

## **Listado de Tabla**

Tabla 2.1: Modos de falla conexiones DST (Bravo, 2012). .....	14
Tabla 3.1: Valores de parámetros geométricos de probetas. ....	22
Tabla 3.2: Protocolo de carga recomendado para precalificación (FEMA 350, 2000). ....	26
Tabla 3.3: Propiedades físicas de materiales. ....	28
Tabla 5.1: Comparación valores teóricos vs valores modelo EE.FF. ....	74
Tabla 5.2: Comparación valores ensayos cíclicos vs valores modelo EE.FF. ....	76
Tabla 5.3: Comparación de ks según FEMA 350 (2000) vs Modelo 3D. ....	78
Tabla 5.4: Relación espesor Ala-Alma .....	79

## Listado de Figuras

Figura 1.1: Esquema de posición de perfil T soldado en la conexión (Bravo, 2012).....	2
Figura 1.2: Modelo de elementos finitos del perfil (Bravo, 2012). .....	2
Figura 1.3: Conexión típica Pre-Northridge (FEMA 350, 2000). .....	3
Figura 1.4: Supuesto comportamiento de conexión Pre-Northridge (Desjouis, 2006).....	3
Figura 1.5: Falla típica presentada en conexiones luego de Northridge (FEMA 350, 2000). ..	4
Figura 1.6: Esquema de conexión de perfil DST (Swanson y León, 2000). .....	5
Figura 2.1: Modelo de resortes para T-Stub aislados (Swanson y Leon, 2000). .....	8
Figura 2.2: Comparación de carga monotónica v/s carga cíclica (Swanson y León, 2000).....	9
Figura 2.3: Modelo de EE.FF. en Ansys (Desjouis, 2006). .....	10
Figura 2.4: Probeta ensayada (Gómez, 2008). .....	11
Figura 2.5: Probeta de sacrificio utilizada para calibrar ensayos (Bravo, 2012). .....	12
Figura 2.6: Probeta instrumentada (Bravo, 2012). .....	13
Figura 2.7: Marco hidráulico en proceso de montaje y calibración.....	13
Figura 2.8: Parámetros geométricos de conexión DST (FEMA 350, 2000).....	15
Figura 2.9: Esquema de pernos a tracción (Bravo, 2012). .....	16
Figura 2.10: Levantamiento del ala y distribución de presión en pernos (Bravo, 2012). .....	17
Figura 2.11: Esquema de fluencia en el área bruta (Bravo, 2012). .....	18
Figura 2.12: Ancho efectivo según Whitmore (Bravo, 2012). .....	19
Figura 2.13: Esquema de bloque de corte (Bravo, 2012). .....	19
Figura 2.14: Esquema de aplastamiento de orificios (Bravo, 2012). .....	20
Figura 3.1: Parámetros geométricos de perfiles en estudio (Herrera et al, 2009). .....	21
Figura 3.2: Detalle de conexión ala-almá-soldadura .....	22
Figura 3.3: Sistemas de coordenadas definidos en el modelo. ....	23
Figura 3.4: Elemento 3D SOLID186. (Ansys Inc, 2011). .....	24
Figura 3.5: Elemento 3D SOLID187. (Ansys Inc, 2011). .....	24
Figura 3.6: Comportamiento de contactos (Ansys Inc, 2011). .....	25
Figura 3.7: Ciclos de carga utilizados.....	26
Figura 3.8: Deformación elástica producto de pre-tensión de pernos. ....	28
Figura 3.9: Curva bilineal tensión-deformación Acero ASTM A36 .....	29
Figura 3.10: Condiciones de apoyo en el modelo.....	30
Figura 3.11: Mallado de modelo desde distintos planos.....	31
Figura 4.1: Puntos de medición. ....	33
Figura 4.2: Resultados TSM-1.....	36
Figura 4.3: Resultados TSM-2.....	37
Figura 4.4: Resultados TSM-3.....	39
Figura 4.5: Resultados TSM-4.....	41
Figura 4.6: Resultados TSM-5.....	42
Figura 4.7: Resultados TSM-6.....	44

Figura 4.8: Resultados TSM-7.....	46
Figura 4.9: Resultados TSM-8.....	47
Figura 4.10: Resultados TSM-9.....	49
Figura 4.11: Resultados TSM-10.....	51
Figura 5.1: <i>Peaks</i> máximos Protocolo de carga.....	52
Figura 5.2: Modelo cíclico vs Ensayo monotónico TSE-8.....	53
Figura 5.3: Fuerza externa vs deformación aplicada. TSM 1, 2 y 3.....	54
Figura 5.4: Fuerza externa vs Deformación axial en alma. TSM 1, 2 y 3.....	55
Figura 5.5: Fuerza externa vs Deslizamiento Viga-Alma. TSM 1, 2 y 3.....	55
Figura 5.6: Fuerza externa vs Levantamiento del ala. TSM 1, 2 y 3.....	56
Figura 5.7: Fuerza externa vs Fuerza axial en Pernos a tracción. TSM 1, 2 y 3.....	56
Figura 5.8: Fuerza externa vs Fuerza de Corte en Pernos a corte. TSM 1, 2 y 3.....	56
Figura 5.9: Fuerza externa vs Deformación unitaria total en soldadura. TSM 1, 2 y 3.....	57
Figura 5.10: Fuerza externa vs deformación aplicada. TSM 4 y 5.....	58
Figura 5.11: Fuerza externa vs Deformación axial en alma. TSM 4 y 5.....	59
Figura 5.12: Fuerza externa vs Deslizamiento Viga-Alma. TSM 4 y 5.....	59
Figura 5.13: Fuerza externa vs Levantamiento del ala. TSM 4 y 5.....	60
Figura 5.14: Fuerza externa vs Fuerza axial en Pernos a tracción. TSM 4 y 5.....	60
Figura 5.15: Fuerza externa vs Fuerza de Corte en Pernos a corte. TSM 4 y 5.....	61
Figura 5.16: Fuerza externa vs Deformación unitaria total en soldadura. TSM 4 y 5.....	61
Figura 5.17: Fuerza externa vs deformación aplicada. TSM 6 y 7.....	62
Figura 5.18: Fuerza externa vs Deformación axial en alma. TSM 6 y 7.....	63
Figura 5.19: Fuerza externa vs Deslizamiento Viga-Alma. TSM 6 y 7.....	63
Figura 5.20: Fuerza externa vs Levantamiento del ala. TSM 6 y 7.....	64
Figura 5.21: Fuerza externa vs Fuerza axial en Pernos a tracción. TSM 6 y 7.....	64
Figura 5.22: Fuerza externa vs Fuerza de Corte en Pernos a corte. TSM 6 y 7.....	65
Figura 5.23: Fuerza externa vs Deformación unitaria total en soldadura. TSM 6 y 7.....	65
Figura 5.24: Fallas locales en soldaduras TSM-6 y TSM-7.....	66
Figura 5.25: Fuerza externa vs deformación aplicada. TSM 8 y 9.....	67
Figura 5.26: Fuerza externa vs Deformación unitaria soldadura. TSM 8 y 9.....	67
Figura 5.27: Deformacion unitaria en soldaduras. TSM-9.....	68
Figura 5.28: Fuerza externa vs Deformación de Alma. TSM 8 y 9.....	68
Figura 5.29: Fuerza externa vs deformación aplicada de todos los modelos.....	69
Figura 5.30: Fuerza externa vs Deformación axial en alma de todos los modelos.....	70
Figura 5.31: Fuerza externa vs Deslizamiento viga-alma de todos los modelos.....	71
Figura 5.32: Fuerza externa vs Levantamiento del ala de todos los modelos.....	72
Figura 5.33: Fuerza externa vs Def. unitaria total en soldadura en todos los modelos.....	73
Figura 5.34: Comparación entre valores últimos teóricos vs modelo.....	75
Figura 5.35: Diferencia porcentual entre modelo y FEMA 350 (2000). .....	75
Figura 5.36: Comparación entre valore últimos empíricos vs modelos.....	77
Figura 5.37: Diferencia porcentual entre modelo y ensayos de Bravo (2012). .....	77
Figura 5.38: Relación entre $M_{fail}$ y $k_s$ , según FEMA 350 (2000). .....	78

Figura 5.39: Relación entre peso y  $k_s$  de probetas modeladas..... 79

# Capítulo 1: Introducción

## 1.1 Motivación

En Chile, las estructuras de acero se encuentran concentradas principalmente en el sector industrial, esto debido a la rapidez de construcción con respecto a las estructuras de hormigón armado. Por esto, el avance en el conocimiento de las estructuras de acero repercute en el sector industrial productivo del país, y por ende, en el desarrollo económico chileno. Luego del terremoto del 27 de Febrero de 2010, vuelve a estar en la agenda nacional el cómo conseguir el mejor desempeño de las estructuras frente a cargas sísmicas.

En la actualidad existen diversas formas para conectar los elementos estructurales de acero, donde cada conexión según su materialidad y geometría, aporta al traspaso de esfuerzos de corte, momento y/o esfuerzo axial. Se tiene que tener en consideración que cualquier tipo de diseño busca generar estructuras dúctiles, esto quiere decir, estructuras que presenten deformaciones notorias antes del colapso. En particular, el criterio de diseño para marcos estructurales es el de columna fuerte-viga débil, el cual permite que la estructura disipe energía por medio de las rótulas plásticas en las vigas, idealmente alejadas de los elementos conectores. Esto permite que la estructura se mantenga en pie frente a altas solicitaciones sísmicas.

En este contexto, se quiere introducir en Chile un tipo de conexión de momento viga-columna precalificada (certificación de cumplimiento de desempeño) por FEMA 350 (2000): La conexión de momento con perfiles T (Figura 1). En EE.UU. esta conexión se materializa con perfiles T laminados, y es para este tipo de perfiles que existe la precalificación. En Chile los perfiles laminados aún son escasos, y en su mayoría importados. Es por esto que desde hace varios años en la Facultad se están realizando las experiencias necesarias para poder obtener la precalificación de conexiones de momento con perfiles T soldados.

Desde el año 2006 a la fecha, se han realizado tres memorias de estudiantes de la Facultad que avanzan en el tema (Desjouis 2006, Gómez 2008 y Aedo 2009), además del trabajo en curso de un tesista de magíster (Bravo 2012). Esta última tesis entregará los datos esenciales para comenzar el presente trabajo de título, pues engloba las anteriores experiencias; realiza ensayos de las piezas sometidos a carga cíclica y elabora un modelo 3D de elementos finitos en *Ansys V14.0 (ANSYS Inc. 2011)* mostrado en la Figura 1.2. Con todo esto, se busca estudiar distintas configuraciones de algunos parámetros geométricos que influyen sobre su comportamiento, tales como número de líneas de pernos, espaciamiento entre pernos a tracción y razón entre espesor de ala y espesor de alma.

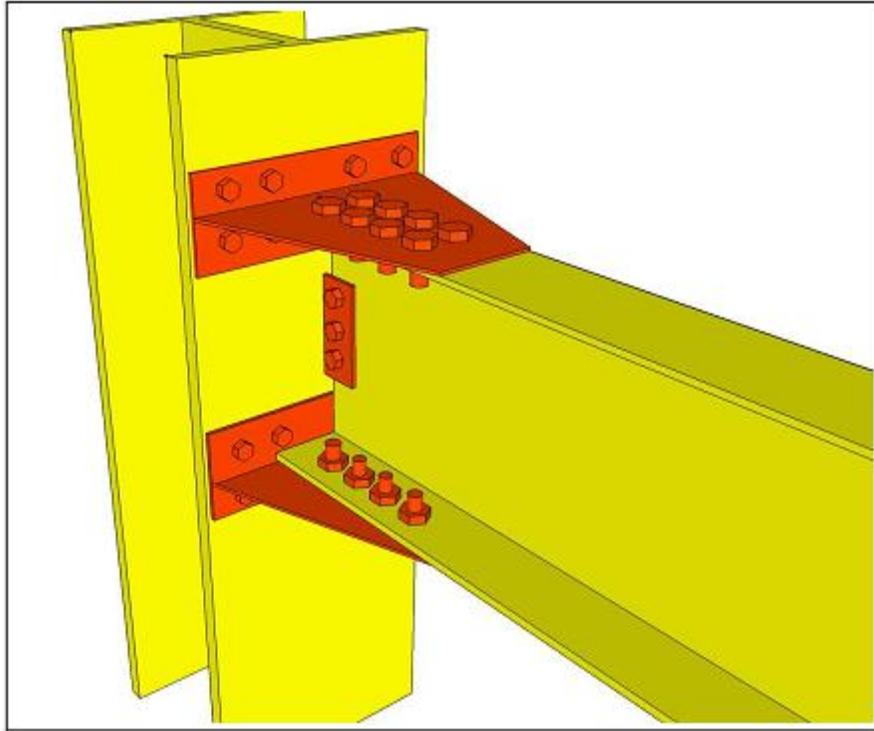


Figura 1.1: Esquema de posición de perfil T soldado en la conexión (Bravo, 2012).

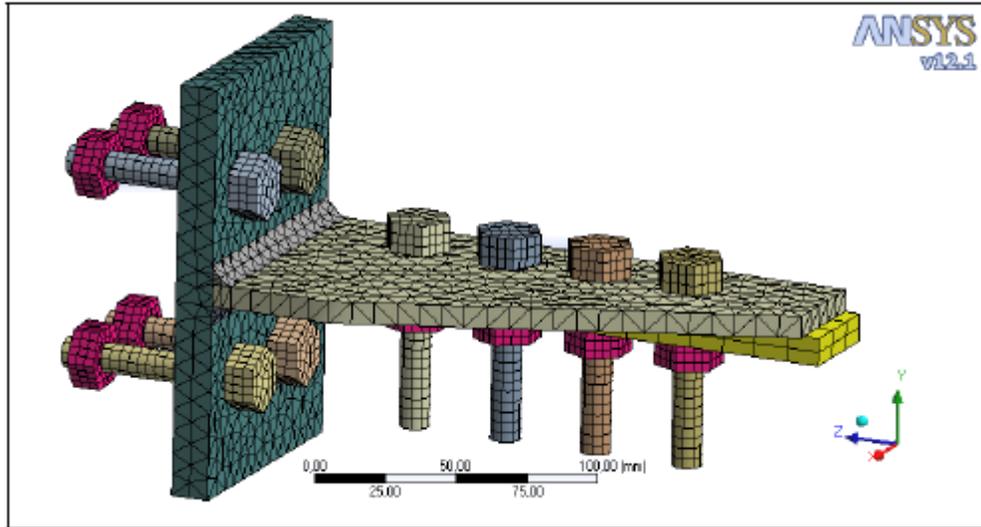


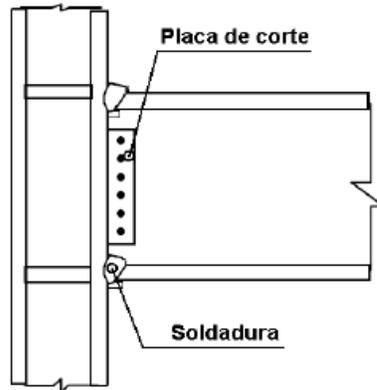
Figura 1.2: Modelo de elementos finitos del perfil (Bravo, 2012).

Con esta información, se buscará entregar las recomendaciones de diseño necesarias para llegar a precalificar las conexiones de momento con perfiles T soldados frente a cargas cíclicas.

## 1.2 Antecedentes generales

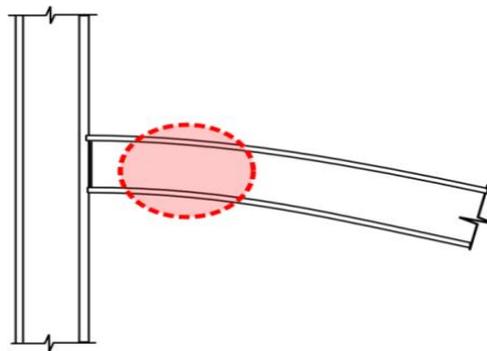
El terremoto de Northridge, el 17 de enero de 1994 ( $M_w = 6.7$  California, USA) dejó al descubierto la falencia de conexiones de momento, las cuales se comportaron de manera frágil, pese a estudios anteriores (Popov y Stephen 1970; Krawinkler et al. 1972) que aseguraban su

correcto desempeño en cuanto a ductilidad. Las configuraciones más comunes entonces eran conexiones parciales o totalmente soldadas (Figura 1.3).



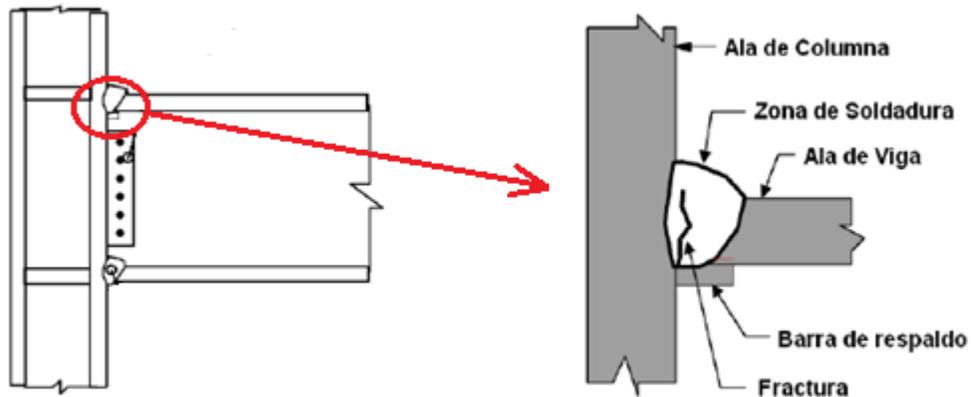
**Figura 1.3: Conexión típica Pre-Northridge (FEMA 350, 2000).**

En la Figura 1.4 se esquematiza el supuesto comportamiento dúctil de estas conexiones, el cual hasta esa fecha suponía una plastificación de la viga en una zona alejada de la conexión viga-columna. .



**Figura 1.4: Supuesto comportamiento de conexión Pre-Northridge (Desjouis, 2006).**

La Figura 1.5 muestra la falla más típica observada luego del terremoto, en la zona de conexión viga-columna



**Figura 1.5: Falla típica presentada en conexiones luego de Northridge (FEMA 350, 2000).**

Este comportamiento estaba muy alejado de lo esperado; es más, en algunos casos la viga ni siquiera alcanzó el rango plástico. Frente a esto, se llevó a cabo un extenso programa de investigación para determinar las causas de las fallas y encontrar soluciones adecuadas a éstos. El programa arrojó varias posibles causas, pero no se llegó a consenso entre los expertos:

1. La industria del acero privilegió la alta tensión de fluencia, por sobre la ductilidad de los elementos, lo que hacía que el criterio de diseño por capacidad no se cumpliera y las conexiones quedaran sub-dimensionadas.
2. Los electrodos utilizados para las soldaduras mostraron ser deficientes en rango plástico.
3. 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.
4. La placa de respaldo 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 placa y la columna pudo comportarse como un inicio de grieta.
5. Debido a la nula separación entre viga y columna, se produjo una concentración de tensiones triaxial en la soldadura. El diseño consideraba que el corte lo transmitiría el alma de la viga, y el momento las alas, no obstante, debido a condiciones de borde impuestas por la columna, las alas de la viga traspasaban una cantidad importante de corte a las soldaduras.
6. Todos los ensayos antes del terremoto se realizaron de manera cuasi estática, 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.

7. 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.

La campaña de investigación concluyó en la redacción del FEMA 350 (2000), editado por la Federal Management Agency de EE.UU (FEMA), en el cual se entregan las nuevas recomendaciones de diseño y la precalificación de conexiones para el diseño sísmico de marcos rígidos de acero.

Dentro de las conexiones estudiadas en este manual se encuentra la T-Stub o *double Split T* (DST), la cual consta de un par de perfiles T apernados a las alas de columna y viga, y una llave de corte (Figura 1.6).

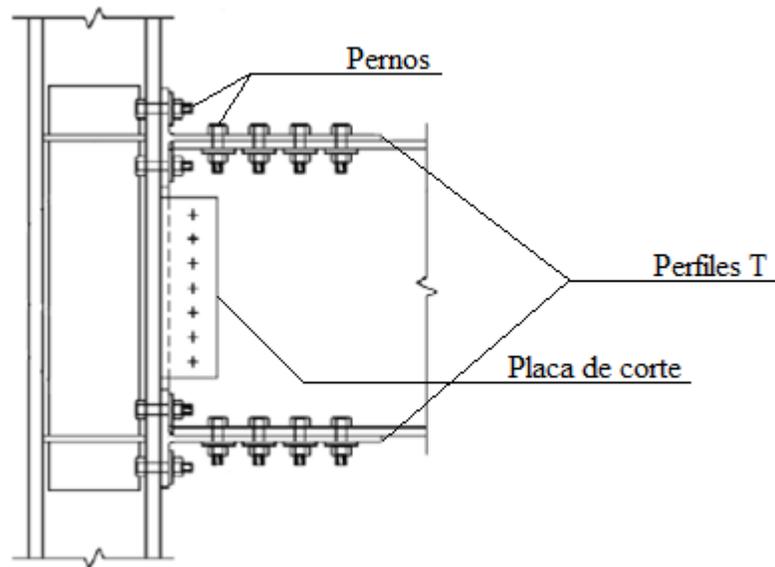


Figura 1.6: Esquema de conexión de perfil DST (Swanson y León, 2000).

La precalificación de FEMA 350 (2000) presenta esta conexión como semi-rígida, por lo que es necesario incluir la rigidez torsional de la conexión en el modelo. Esta rigidez está dada por:

$$k_s = \frac{d_b M_{fail}}{0.375} \left[ \text{kip} \frac{\text{in}}{\text{rad}} \right] \quad (1.1)$$

Donde:

$d_b$  : Altura de la viga  
 $M_{fail}$  : Momento en la cara de la columna a la falla de la conexión

La obtención de  $M_{fail}$  se explica en el capítulo 2.7.

Los comportamientos últimos identificados en FEMA 350 (2000) son los siguientes:

- 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 a 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.

## **1.3 Objetivos**

### **1.3.1 Objetivo General**

Elaborar recomendaciones de diseño necesarias para precalificar las conexiones de momento con perfiles T soldados frente a cargas cíclicas.

### **1.3.2 Objetivos específicos**

1. Calibrar el modelo de elementos finitos realizado en *Ansys V14.0 (2011)*, para que se ajuste al comportamiento visto en ensayos experimentales.
2. Determinar las configuraciones de parámetros geométricos que entreguen el mejor desempeño de la pieza, tanto en resistencia como en ductilidad.

## **1.4 Organización de la memoria**

El presente trabajo de título consta de los siguientes capítulos, que pasan a explicarse brevemente:

### **1.4.1 Capítulo 2: Antecedentes**

Se presentan los trabajos anteriores relevantes para esta memoria, además de mostrarse los modos de falla predichos por FEMA 350 (2000) para las conexiones DST.

### **1.4.2 Capítulo 3: Modelo elementos finitos**

Se exponen las hipótesis y parámetros utilizados para elaborar el modelo de EE.FF. (Elementos Finitos) tales como, geometrías, simplificaciones, leyes constitutivas y resistencias de los materiales, protocolo de carga, etc.

### **1.4.3 Capítulo 4: Resultados**

En este capítulo se presenta cada modelo analizado, con los valores teóricos a los que debería fallar y los datos relevantes obtenidos por medio de *Ansys VI4.0* (2011).

### **1.4.4 Capítulo 5: Análisis de resultados**

Aquí se comparan los valores obtenidos por el modelo de EE.FF. con los esperados teóricamente, valores últimos para configuraciones geométricas similares, y se enfrenta los valores empíricos de ensayos de conexiones DST con los obtenidos en esta memoria.

### **1.4.5 Capítulo 6: Conclusiones, Recomendaciones y Limitaciones**

Finalmente, en este capítulo se presentan los principales comentarios, limitaciones y conclusiones del presente trabajo; así como las recomendaciones de diseño y futuras líneas de trabajo.

## Capítulo 2: Antecedentes

### 2.1 Swanson y Leon (2000)

Este estudio consiste en el ensayo de conexiones DST y perfiles T-Stub aislados, sometidos a cargas monotónicas y cíclicas.

Swanson y Leon utilizan un modelo analítico de resortes en serie y en paralelo (Figura 2.1) de carácter lineal y no-lineal que representa las distintas componentes del perfil. Este método está descrito anteriormente en el Eurocode (1993). Con el uso de esta configuración, se construye una curva momento-rotación que describe el comportamiento de la pieza y que sirve de base para la elaboración de la geometría de las piezas ensayadas.

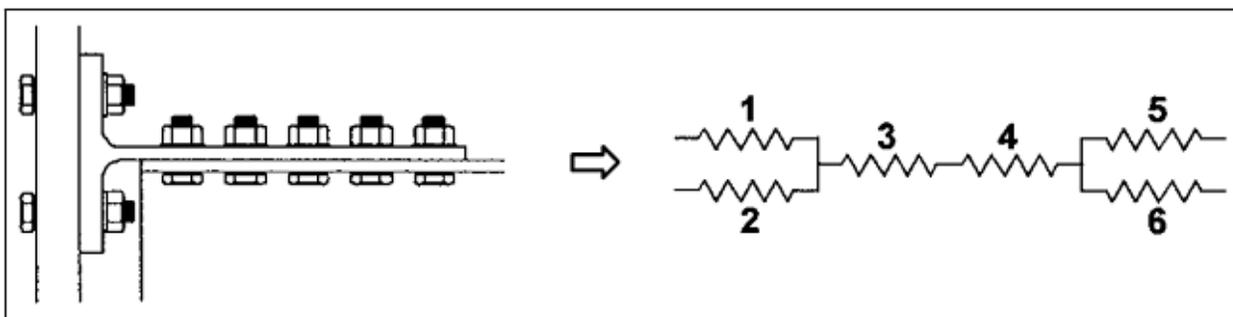


Figura 2.1: Modelo de resortes para T-Stub aislados (Swanson y Leon, 2000).

Se ensayan 48 probetas de conexiones aisladas y 6 conexiones a escala real. Las probetas construidas se dividieron en diez grupos, dependiendo de las variables a estudiar. Se quiere observar principalmente el apalancamiento de alas y aplastamiento de alma producida por los pernos de corte.

El protocolo de carga utilizado es el que se ve en FEMA 350 (2000), el cual entrega deformaciones a alcanzar para la pieza para cada ciclo.

Finalmente se llega a las siguientes conclusiones:

- Se observa que las principales causas de ruptura de la conexión fue la ruptura de área neta del alma y luego la ruptura de los pernos a tracción.
- Se logra visualizar que los ensayos realizados con carga monotónica entregan una respuesta similar a la obtenida por cargas cíclicas. (Figura 2.2).
- La fluencia de las alas, producto del apalancamiento es el mecanismo que más energía disipa dentro de la conexión.
- Al aumentar el espesor de las alas, se aumenta considerablemente la rigidez de la pieza, lo que contribuye a disminuir la tensión de los pernos de corte.

- Al aumentar la separación entre las filas de pernos de corte, se aumenta la capacidad del alma al reducirse el alargamiento de esta e incrementar la sección efectiva dada por Whitmore (1952).

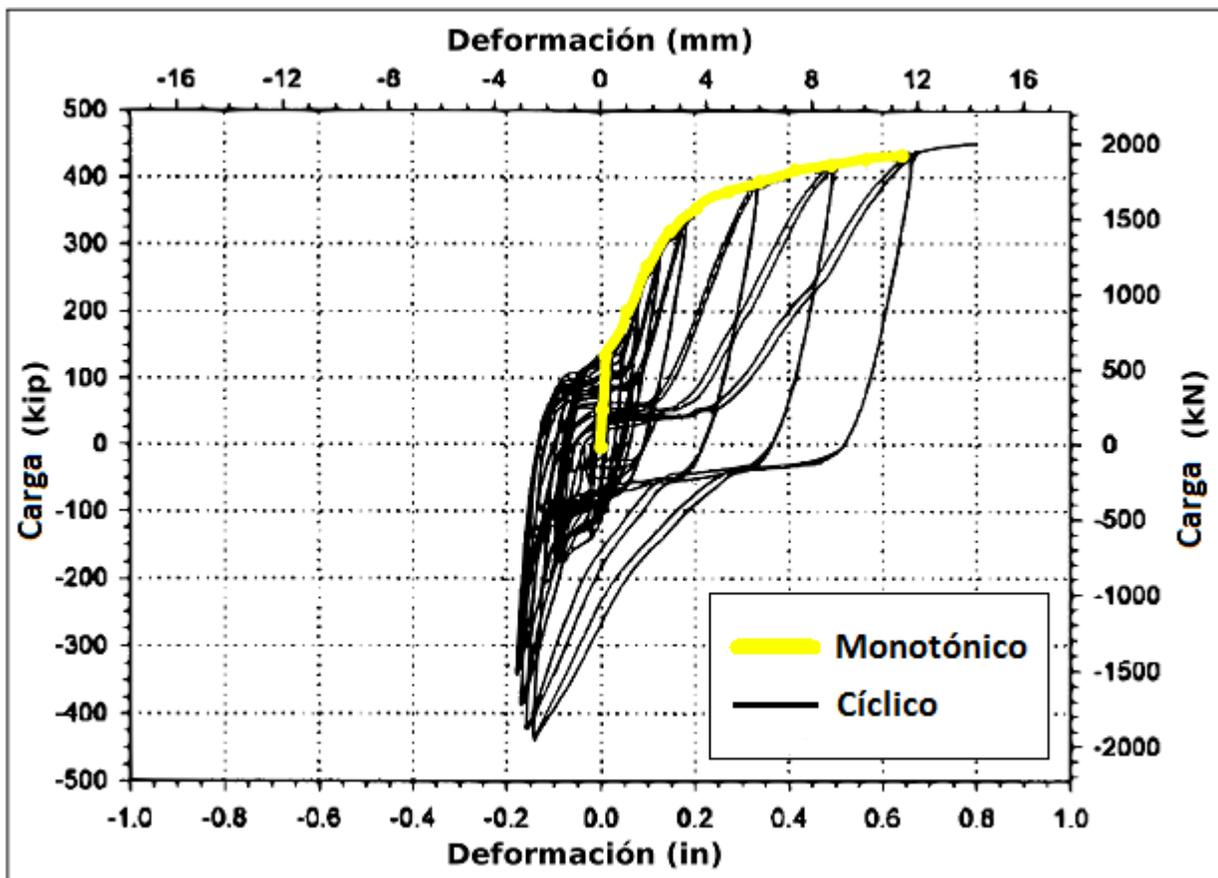


Figura 2.2: Comparación de carga monotónica v/s carga cíclica (Swanson y León, 2000)

Swanson y León (2000) ensayan perfiles laminados, por lo que sería interesante ver si estos resultados se asemejan a los perfiles armados.

## 2.2 Coelho et al (2004)

Coelho et al. (2004) realizan ensayos para definir particularidades del comportamiento de las conexiones DST fabricadas con perfiles soldados. Se ensaya 32 perfiles diferentes, con lo que se puede determinar la influencia de algunos parámetros sobre el comportamiento de los perfiles. En este caso también la causa más común de falla es una ruptura frágil de los pernos a tracción después de una fluencia de las alas por apalancamiento de éstas (“*prying effect*”). Sin embargo, algunos tipos de soldaduras no permiten desarrollar un comportamiento dúctil de la T. En estos casos, el ala se agrieta en la zona afectada por la soldadura. Según los autores, esto se puede solucionar imponiendo ciertos requerimientos mínimos en 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. Además, determinan que con un buen control de la ejecución de la soldadura se previene la fisuración prematura del ala. Como era de esperar, los perfiles de mayores resistencias permiten menores deformaciones globales.

### 2.3 Desjouis (2006)

Elabora un modelo 3D de elementos finitos de perfiles sometidos a cargas monotónicas (Figura 2.3), el cual da por resultado la necesidad de favorecer una distribución de tensión lo más homogénea posible en la soldadura y limitar la fluencia del ala para que la soldadura no controle. El modelo realizado en Ansys V10.0 sirve de base para este trabajo.

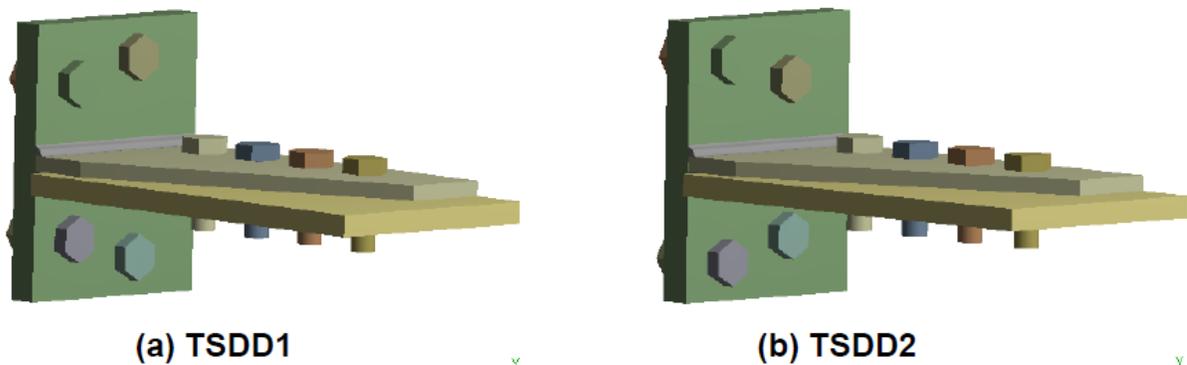


Figura 2.3: Modelo de EE.FF. en Ansys (Desjouis, 2006).

### 2.4 Gómez (2008)

Se realiza en la Facultad ensayos de 11 configuraciones de perfiles armados sometidos a cargas monotónicas (Figura 2.4). Se determina que el ala del perfil soldado de sección T, es el elemento que más contribuye a la deformación total y a la resistencia última de la conexión. La separación entre líneas de pernos a tracción respecto al alma, en conjunto con el espesor del ala, determinan la rigidez y resistencia global del conector. La soldadura es un elemento que bien diseñado y materializado, no afecta al comportamiento global. La razón recomendada entre espesores de ala y alma es de 1.75, para el rango de distancias entre líneas de pernos a tracción estudiados.



**Figura 2.4: Probeta ensayada (Gómez, 2008).**

## **2.5 Aedo (2009)**

Realiza un estudio de la factibilidad estructural del uso de las DST en estructuras tipo marco en Chile. Sus resultados arrojan que dada la actual normativa, las conexiones de momento con perfiles T armados (conexión semi-rígida), necesitan perfiles de gran tamaño, lo que dificulta su aplicación.

## **2.6 Bravo (2012)**

A la fecha, se encuentra realizando ensayos de perfiles DST soldados sometidos a cargas cíclicas. Al comienzo de su trabajo retoma el modelo de EE.FF. de Desjouis (2006), introduciendo nuevos tipos de contactos que Ansys V12.1 (2009) permite.

Ansys V12.1 (2009) ofrece una gran cantidad de contactos entre diferentes tipos de elementos, un modelo 3D como el que se estudia en este trabajo consta de diferentes superficies diferentes que interactúan, por lo que la introducción de nuevos tipos de contactos resulta de gran importancia para representar adecuadamente el comportamiento real de la probeta.



**Figura 2.5: Probeta de sacrificio utilizada para calibrar ensayos (Bravo, 2012).**

En la Figura 2.5 se aprecia una probeta de sacrificio utilizada por Bravo para calibrar su sistema de ensaye. Se ensayan 20 probetas en total, con diez configuraciones diferentes y un duplicado de cada una.

El marco de reacción, junto al actuador hidráulico (Figura 2.7) Tiene una capacidad efectiva de 100 [ton] en compresión y tracción. El diseño del marco es obra de Bravo y está enmarcado dentro de los objetivos de su memoria.



**Figura 2.6: Probeta instrumentada (Bravo, 2012).**



**Figura 2.7: Marco hidráulico en proceso de montaje y calibración.**

## 2.7 Modos de Falla

La conexión de tipo DST presenta diferentes modos de falla que son predichos por FEMA 350 (2000). Este ofrece algunos estados asociados a estados de límite último, o a condiciones de diseño para mantener el estado límite de servicio. Las ecuaciones para los diferentes modos de falla son determinadas mediante recopilaciones de trabajos analíticos y experimentales.

La Tabla 2.1 resume los tipos de falla y sus características.

**Tabla 2.1: Modos de falla conexiones DST (Bravo, 2012).**

<b>MODOS DE FALLA</b>	<b>TIPO DE FALLA</b>	<b>ESTADO</b>
Fractura de pernos a tracción	Frágil	Último
Levantamiento de ala	Dúctil	Diseño
Fractura por corte de pernos	Frágil	Último
Fluencia de área bruta	Dúctil	Diseño
Fractura de área neta	Frágil	Último
Bloque de corte	Dúctil	Último
Aplastamiento de orificios	Dúctil	Diseño

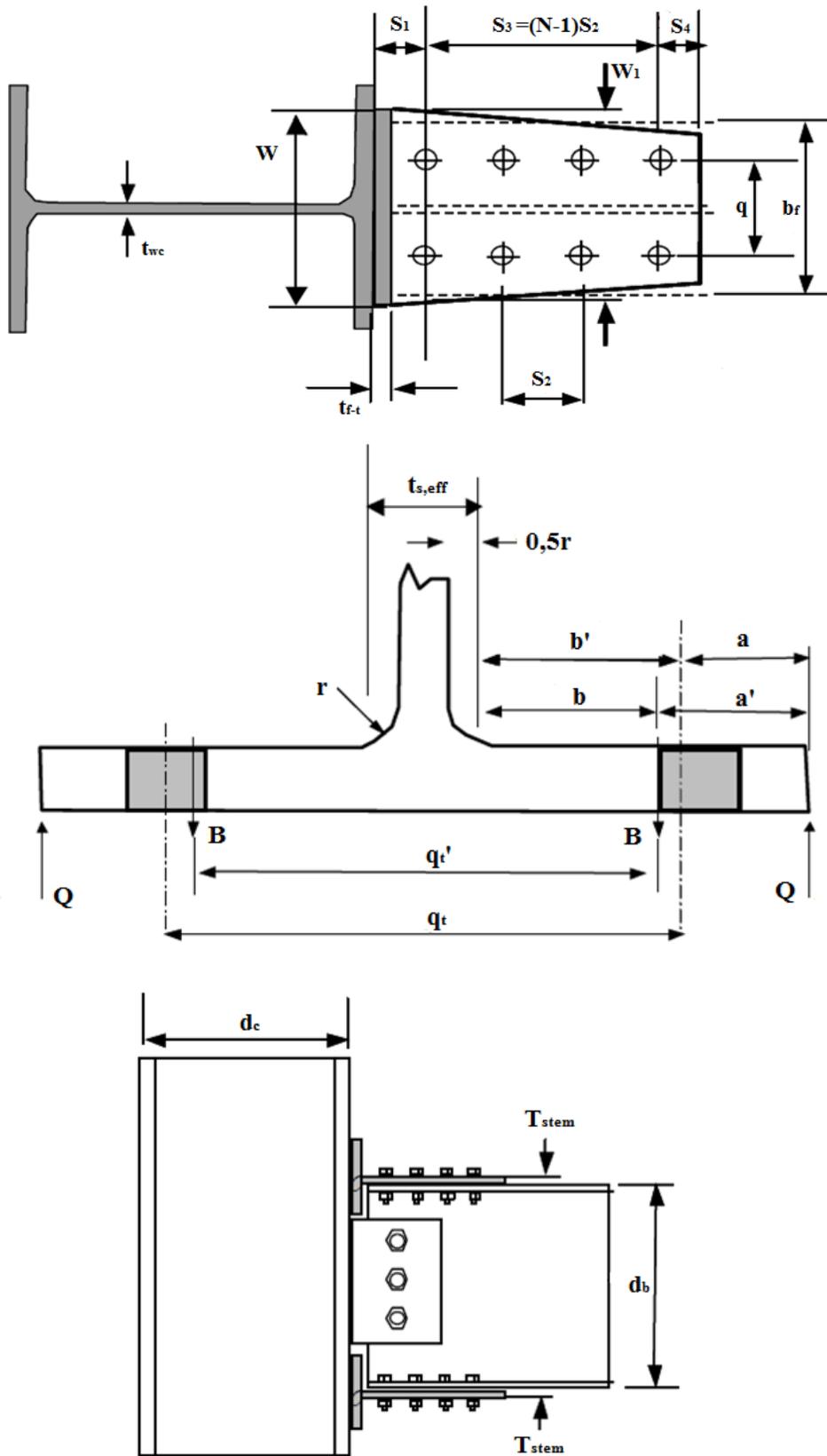


Figura 2.8: Parámetros geométricos de conexión DST (FEMA 350, 2000).

A continuación se presenta los modos de falla para la conexión, los parámetros geométricos esenciales se muestran en la Figura 2.8.

### 2.7.1 Fractura de pernos a tracción.

$$R_1 = 2n \left[ F_{ub} A_b + \frac{w F_{yt} t_f^2}{16a'} \right] \frac{a'}{a' + b'} \quad (2.1)$$

Donde:

$F_{ub}$	:	Tensión última de los pernos
$A_b$	:	Área de los pernos a tracción
$n$	:	Número de pernos a tracción por fila
$w$	:	Ancho del alma
$F_{yt}$	:	Tensión de fluencia del acero
$t_f$	:	Espesor del ala

En la conexión los pernos del ala están sometidos a una mezcla de tracción y flexión. La capacidad queda determinada por la deformación del ala y la geometría o disposición de los pernos en el ala. En Figura 2.9 se muestra el esquema de falla.

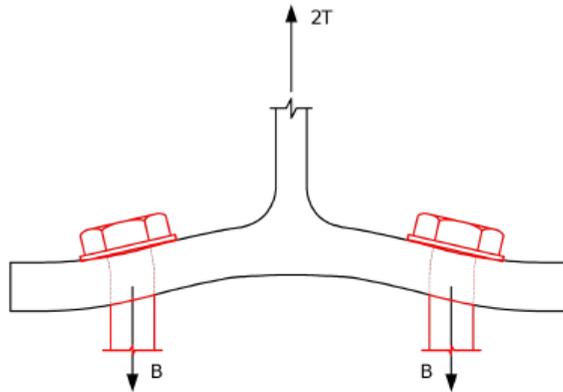


Figura 2.9: Esquema de pernos a tracción (Bravo, 2012).

### 2.7.2 Levantamiento del ala

$$R_2 = \frac{\left(2a' - \frac{d_{bt}}{4}\right) w F_{yt} t_f^2}{4a'b' - d_{bt}(b' + a')} \quad (2.2)$$

Donde:

$$\begin{aligned} d_{bt} & : \quad \text{Diámetro pernos a tracción} \\ a' & = a + \frac{d_{bt}}{2} \\ b & = b - \frac{d_{bt}}{2} \end{aligned}$$

El efecto de apalancamiento o “*prying effect*”, que corresponde a una fuerza adicional a la tensión directa en los pernos que induce esfuerzos de flexión, es causante de disminuir la magnitud de la fuerza que es seguro aplicar a la conexión. En la Figura 2.10 se muestra el esquema de falla.

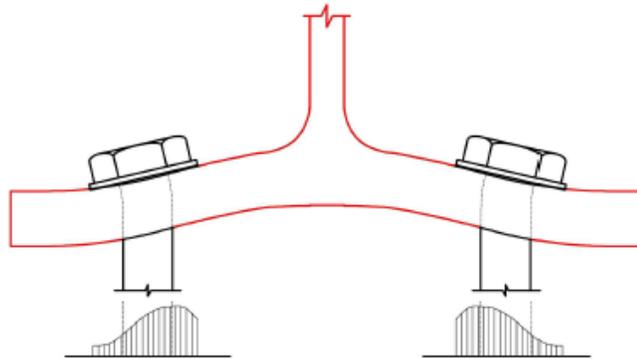


Figura 2.10: Levantamiento del ala y distribución de presión en pernos (Bravo, 2012).

### 2.7.3 Fractura por corte de los pernos

$$R_3 = 2nA_b F_{vb} \quad (2.3)$$

Donde:

$$F_{vb} \quad : \quad \text{Capacidad nominal de corte de los pernos, según AISC LRFD.}$$

Este modo de falla es frágil, por ende no deseable. Al ser de tipo frágil es riesgoso verlo de forma experimental, por lo que se vuelve de gran utilidad estudiarlo con modelos basados en elementos finitos.

### 2.7.4 Fluencia de área bruta

$$R_4 = wt_s F_y \quad (2.4)$$

Donde:

$t_s$  : Espesor del alma

Este modo de falla lo entrega la norma AISC (2005b). Corresponde a la fluencia del área bruta existente entre la última fila de pernos y el ala del perfil de la conexión, como se muestra en la Figura 2.11.

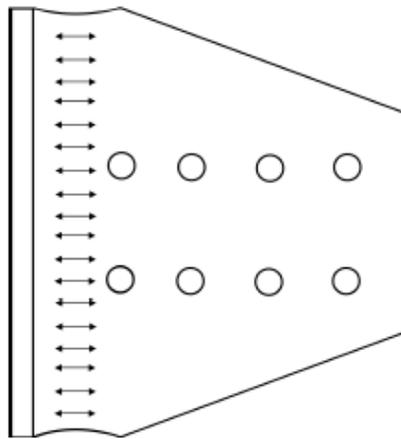


Figura 2.11: Esquema de fluencia en el área bruta (Bravo, 2012).

### 2.7.5 Fractura área neta

$$R_5 = F_{uT}(w - 2(d_{bt} + 0,125))t_s \quad (2.5)$$

A partir de los ensayos de Whitmore (1952) en conexiones de placa tipo *gusset*, se concluyó que existe un solo largo efectivo en el cual se desarrolla la fuerza de tensión en el área bruta. La Figura 2.12 muestra el largo efectivo considerado para realizar el cálculo de la fractura del alma de la conexión. El ángulo  $\theta_{eff}$  depende del espesor del alma (FEMA 350, 2000).

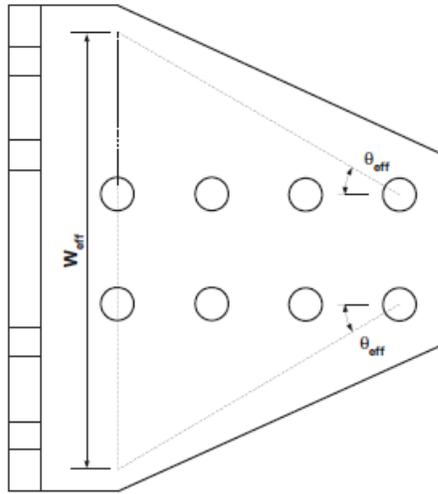


Figura 2.12: Ancho efectivo según Whitmore (Bravo, 2012).

### 2.7.6 Bloque de corte

$$R_{6a} = 0,6F_y A_{gv} + F_u A_{nt} \quad (2.6)$$

$$R_{6b} = 0,6F_u A_{nv} + F_u A_{nt} \quad (2.7)$$

Para caso de bloque de corte se tienen dos posible modos de falla y se debe escoger el menor de estos valores. En la Figura 2.13 se representa este modo de falla.

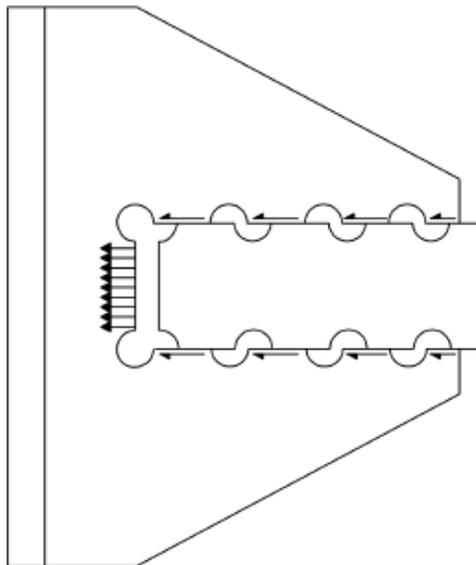


Figura 2.13: Esquema de bloque de corte (Bravo, 2012).

### 2.7.7 Aplastamiento

$$R_{7a} = 1,2s_4t_sF_u \quad (2.8)$$

$$R_{7b} = 2,4d_{bt}t_sF_u \quad (2.9)$$

La Figura 2.14 muestra la deformación esperada en los modelos, teniéndose el mayor valor en los orificios cercanos a las alas. Esto se debe a que el perno más cercano al alma es el más solicitado al ser el más alejado de la zona de aplicación de la carga.

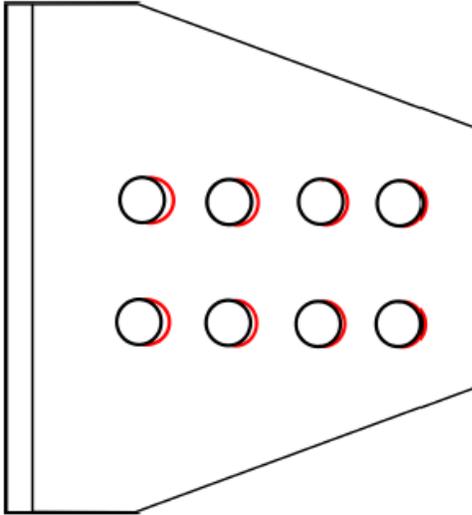


Figura 2.14: Esquema de aplastamiento de orificios (Bravo, 2012).

### Capítulo 3: Modelo elementos finitos

Desjouis (2006) elabora un modelo de elementos finitos en Ansys V10.0 con perfiles sometidos a cargas monotónicas. Bravo (2012) toma dicho modelo e introduce nuevos tipos de contactos, valiéndose de Ansys V12.1 (2009). En este trabajo se revisan las hipótesis vistas por Bravo (2012) y se modifican en pro de buscar el óptimo comportamiento real y velocidad de procesamiento.

#### 3.1 Geometría de probeta

En la Figura 3.1 se aprecia la geometría utilizada por Bravo (2012) en sus ensayos, la cual es replicada, tomando la mitad del perfil, en los modelos de elementos finitos.

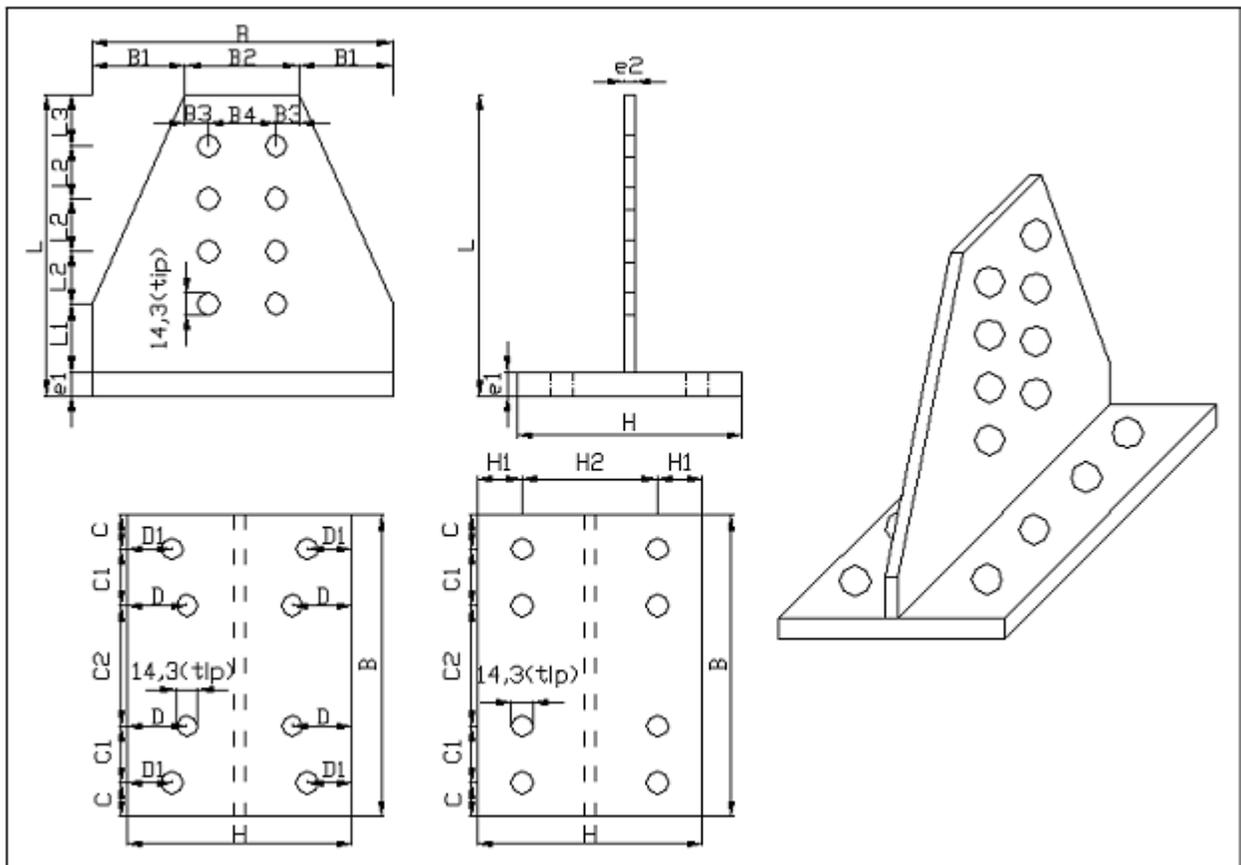


Figura 3.1: Parámetros geométricos de perfiles en estudio (Herrera et al, 2009).

En la Tabla 3.1 se muestra los valores de los parámetros utilizados (dimensiones en milímetros)

Tabla 3.1: Valores de parámetros geométricos de probetas.

Probeta	e1	e2	B	B1	B2	B3	B4	C	C1	C2	L	L1	L2	L3	H	H1	H2
TSM-1	12	4	200	62	76	62	40	22,5	37,5	80	200	62	32	30	150	40	70
TSM-2	12	4	200	62	76	62	40	22,5	37,5	80	200	53	35	30	150	40	70
TSM-3	12	4	200	62	76	62	40	22,5	37,5	80	200	44	38	30	150	40	70
TSM-4	12	5	200	62	76	62	45	22,5	37,5	80	200	47	35	36	150	37,5	75
TSM-5	12	4	200	62	76	62	45	22,5	37,5	80	200	47	35	36	150	37,5	75
TSM-6	10	8	200	62	76	62	45	22,5	37,5	80	200	49	35	36	150	30	90
TSM-7	10	8	200	62	76	62	45	22,5	37,5	80	200	49	35	36	150	40	70
TSM-8	12	6	200	62	76	62	45	22,5	37,5	80	200	47	35	36	150	37,5	75
TSM-9	12	5	200	62	76	62	45	22,5	37,5	80	200	47	35	36	150	37,5	75
TSM-10	12	4	200	62	76	62	40	22,5	37,5	80	200	34	38	40	150	40	70

El diámetro de los pernos utilizados es el del área efectiva de cada uno, correspondiente a  $91,6[\text{cm}^2]$ , o sea  $5,4[\text{mm}]$  de diámetro ingresado en el modelo. Con el fin de mantener la misma separación inicial entre los pernos y el borde del orificio de la probeta, es que esta se redujo de  $14,6[\text{mm}]$  de diámetro a  $12,4[\text{mm}]$ .

Entre el ala y el alma se deja un espacio de  $0,1[\text{mm}]$  para evidenciar que la carga se transmite íntegramente por la soldadura desde el alma a las alas. Con el fin de evitar la excesiva concentración de tensiones en un punto de triple contacto (ala-alma-soldadura), es que se redondea los bordes del filete de soldadura, como se muestra en la Figura 3.2.

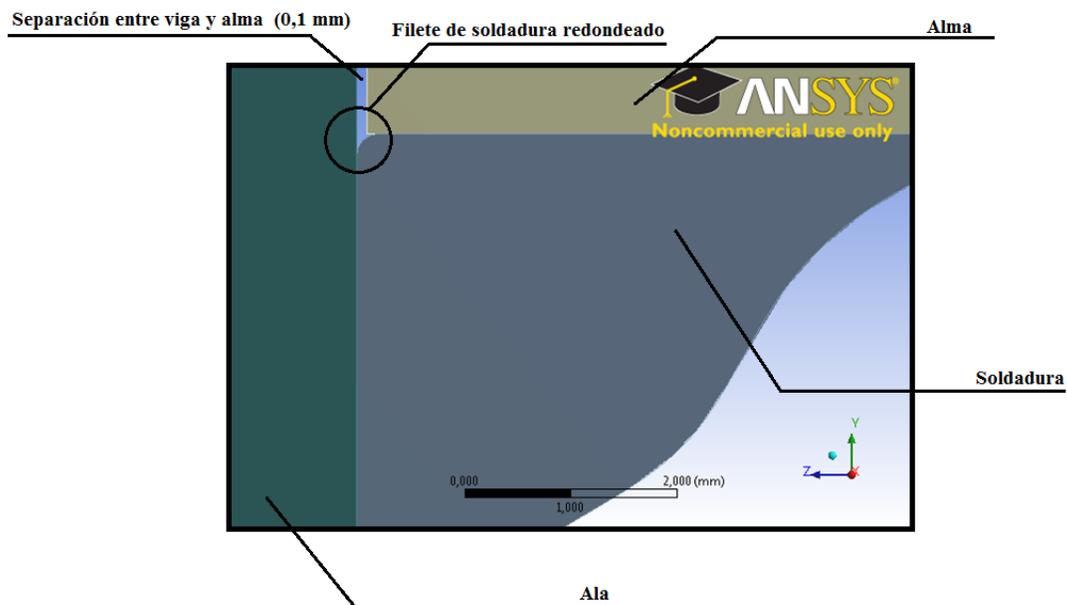


Figura 3.2: Detalle de conexión ala-alma-soldadura

### 3.2 Sistemas de coordenadas

Se define un sistema de coordenadas global ubicado en un extremo de la unión ala-alma (1) y 8 sistemas de coordenadas locales asociados a los ejes de los pernos, con el fin de pre-tensionarlos. En la Figura 3.3 se muestra la ubicación de estos ejes.

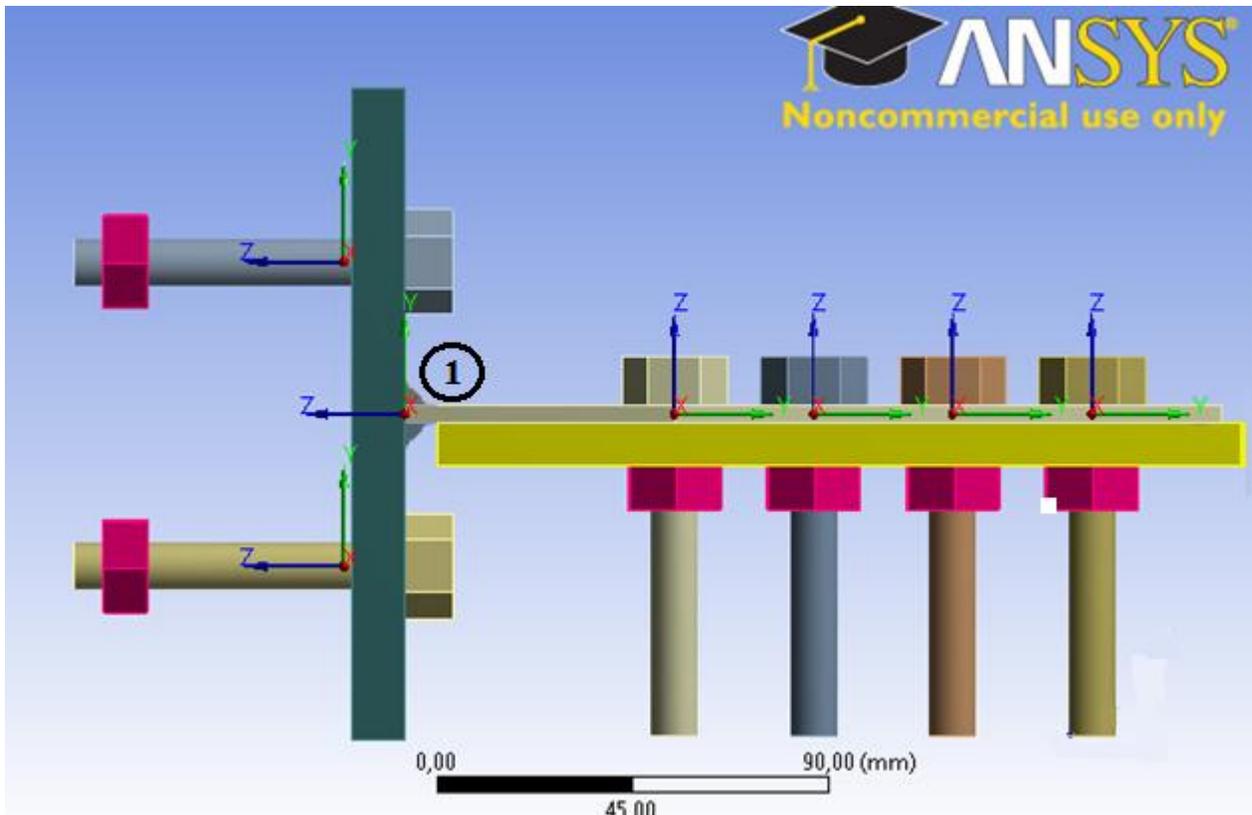


Figura 3.3: Sistemas de coordenadas definidos en el modelo.

### 3.3 Elementos finitos utilizados

Se definen dos tipos de elementos, SOLID186 (Figura 3.4), con 20 nodos y 3 grados de libertad por cada uno; y SOLID187 (Figura 3.5), con 10 nodos y 3 grados de libertad por cada uno de ellos también.

SOLID 186 se utiliza para modelar los pernos y la viga infinitamente rígida, mientras que el perfil mismo (alas, alma y soldadura) utiliza el elemento SOLID187. Es cierto que el tener elementos con varios nodos complejiza la resolución del problema computacional, pero la elección de estos se basa en dos argumentos:

1. Se adaptan adecuadamente a la geometría con caras curvas que existe en pernos, tuercas, orificios, y soldadura.
2. Los trabajos anteriores realizados en la facultad, son hechos con estos elementos finitos, por lo que sirve utilizar los mismos para poder comparar estos modelos con lo anteriormente realizado.

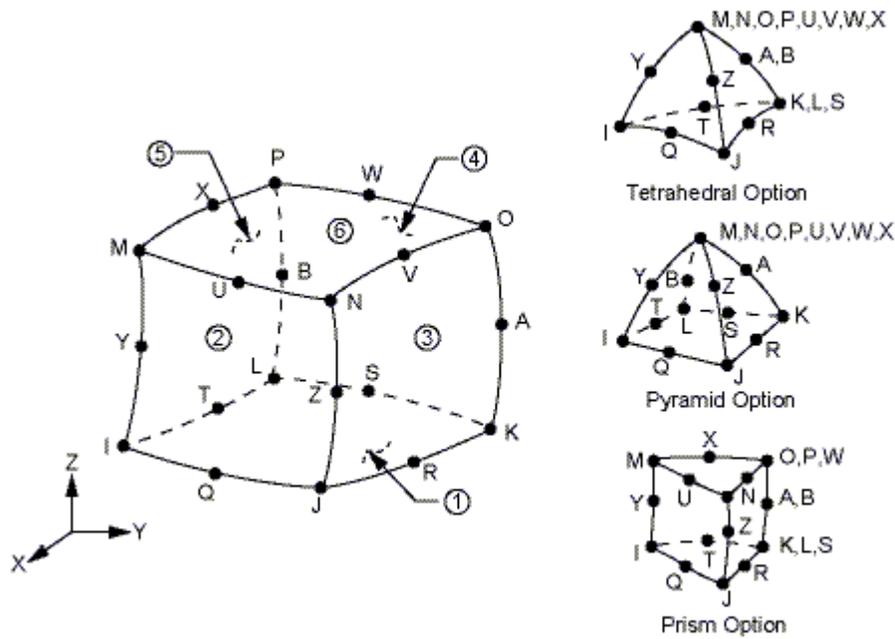


Figura 3.4: Elemento 3D SOLID186. (Ansys Inc, 2011).

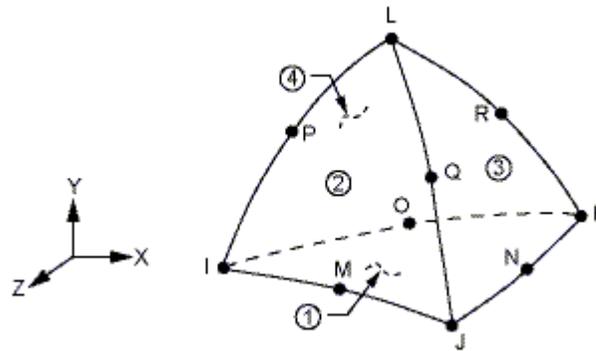


Figura 3.5: Elemento 3D SOLID187. (Ansys Inc, 2011).

### 3.4 Contacto de caras

Todos los contactos se modelan a través de pares CONTACT-TARGET. Los elementos de tipo contact penetran a los elementos de tipo target. Se definieron dos tipos de comportamiento: Simétrico y asimétrico. Cuando la rigidez relativa de ambas superficies en contacto es similar se asume un contacto simétrico, o sea ambas son contact y target. Por otro parte, cuando la rigidez de una superficie es mayor que la otra se asume un contacto asimétrico. Se tiene un comportamiento asimétrico en los contactos viga-pernos, viga-alma, ala-pernos; por otra parte el comportamiento perno-tuerca, tuerca-viga, alma-pernos se define simétrico.

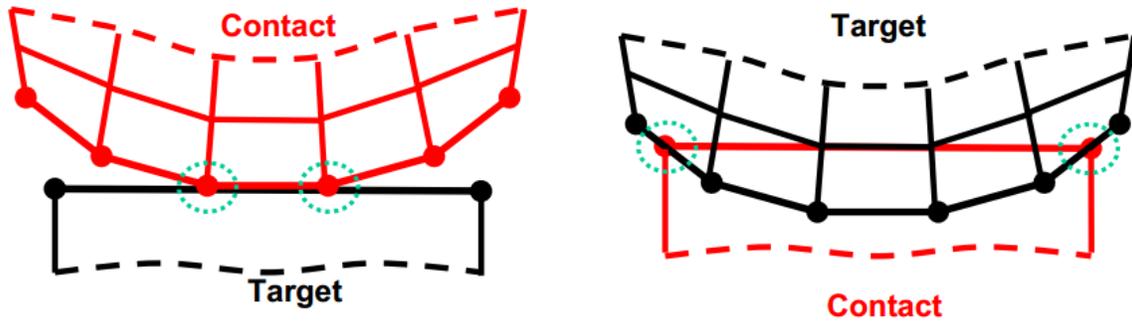


Figura 3.6: Comportamiento de contactos (Ansys Inc, 2011).

El modelo ocupa dos tipos diferentes de formulaciones para compatibilizar los desplazamientos entre caras en contactos: *Pure Penalty* (3.1) y *Augmented Lagrange* (3.2).

$$F = k * \Delta \quad (3.1)$$

$$F = k * \Delta + \mu \quad (3.2)$$

En el primero, la rigidez del resorte o la rigidez del contacto se denomina parámetro de penalización. El resorte se deflectará una cantidad  $\Delta$ . Entre más alta sea la rigidez del contacto ( $k$ ) menor será la penetración en la superficie de contacto. Se utiliza en la mayoría de los contactos del modelo.

Para la formulación *Augmented Lagrange*, en las primeras iteraciones, el contacto es determinado en base en la rigidez de la penalización. Una vez que el equilibrio es establecido, se verifica la tolerancia a la penetración. En este punto, si es necesario, se aumenta la presión de contacto y se continúan las iteraciones. Por basarse en la formulación *Pure Penalty*, suele tener un tiempo de convergencia mayor, pero asegura la compatibilidad del contacto cuando se tiene grandes desplazamientos entre las superficies. Se utiliza en la interfaz alma-perno.

En cuanto al comportamiento del contacto, se tiene 3 tipos en el modelo:

#### 3.4.1 Bonded

Contacto que simula dos superficies totalmente pegadas. Se utiliza en la unión de los pernos con la viga, pernos con tuercas y soldaduras con perfil.

#### 3.4.2 Frictionless

Contacto sin fricción en las caras. Se define en el modelo como un contacto simétrico que pretende representar la interacción entre los pernos y los orificios del alma.

#### 3.4.3 Frictional

Contacto con coeficiente friccional  $\mu = 0,33$ , según recomendación de RCSC (2005). Se utiliza en la interface viga-alma.

### 3.5 Historia de carga

FEMA 350 (2000) entrega un protocolo de carga a utilizar si se quiere precalificar una conexión. Este protocolo, mostrado en la Tabla 3.2, está pensado para ensayar la conexión viga-columna completa, por lo que el protocolo está dado en función de las rotaciones máximas que se deben alcanzar en cada ciclo.

Tabla 3.2: Protocolo de carga recomendado para precalificación (FEMA 350, 2000).

PASO DE CARGA #	DEFORMACIÓN MÁXIMA $\theta$	Nº DE CICLOS
1	0.00375	6
2	0.005	6
3	0.0075	6
4	0.01	4
5	0.015	2
6	0.02	2
7	0.03	2
Se continúa con incrementos de 0.01 de deformación, con 2 ciclos por paso.		

Utilizando la expresión (3.3), donde H es la altura de la viga, se obtiene el protocolo de carga mostrado en la Figura 3.7. Se tiene 56 pasos de carga en total. H se toma igual a 15 [cm] para comparar los resultados con Gómez (2008) que utilizó el doble de altura.

$$\Delta = \theta * H \quad (3.3)$$

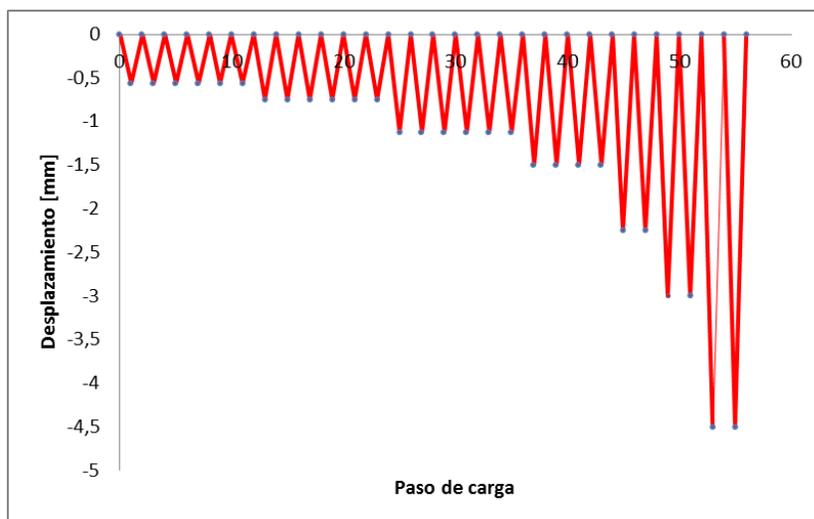


Figura 3.7: Ciclos de carga utilizados

Bravo (2012) en sus ensayos utiliza un protocolo de carga que incluye un desplazamiento negativo. Se optó por dejar solamente la parte positiva, pues la rigidez superior del ala de la columna impide en su gran mayoría los desplazamientos negativos.

### **3.6 Tipo de elementos**

El modelo consta de diferentes tipos de elementos geométricos sólidos tridimensionales. Se tiene:

- 4 pernos en las alas, los cuales están siendo sometidos a tracción.
- 4 pernos en el alma siendo sometidos a corte.
- 8 tuercas hexagonales.
- Alas del perfil (1 elemento)
- Alma del perfil
- 2 filetes de soldadura (1 soldadura para TSM-8)
- Placa rígida para aplicar la carga externa, que simula el ala de la viga.
- Placa rígida que sirve de apoyo, que simula la columna (No se incluye en el modelamiento, se considera como condición de compresión).

TSM-8 cuenta con un solo filete de soldadura, para representar la soldadura de penetración completa que esta configuración tiene.

### **3.7 Pretensión de los pernos**

Los 8 pernos del modelo están sometidos a una pretensión del 70% del valor de la rotura. Los valores se obtuvieron de ensayos realizados por IDIEM (54,4 [kN] para ASTM A325 y 62,2[kN] para ASTM A490). En la Figura 3.8 se muestra la deformación unitaria elástica en la conexión, por efecto del pre-tensionado inicial.

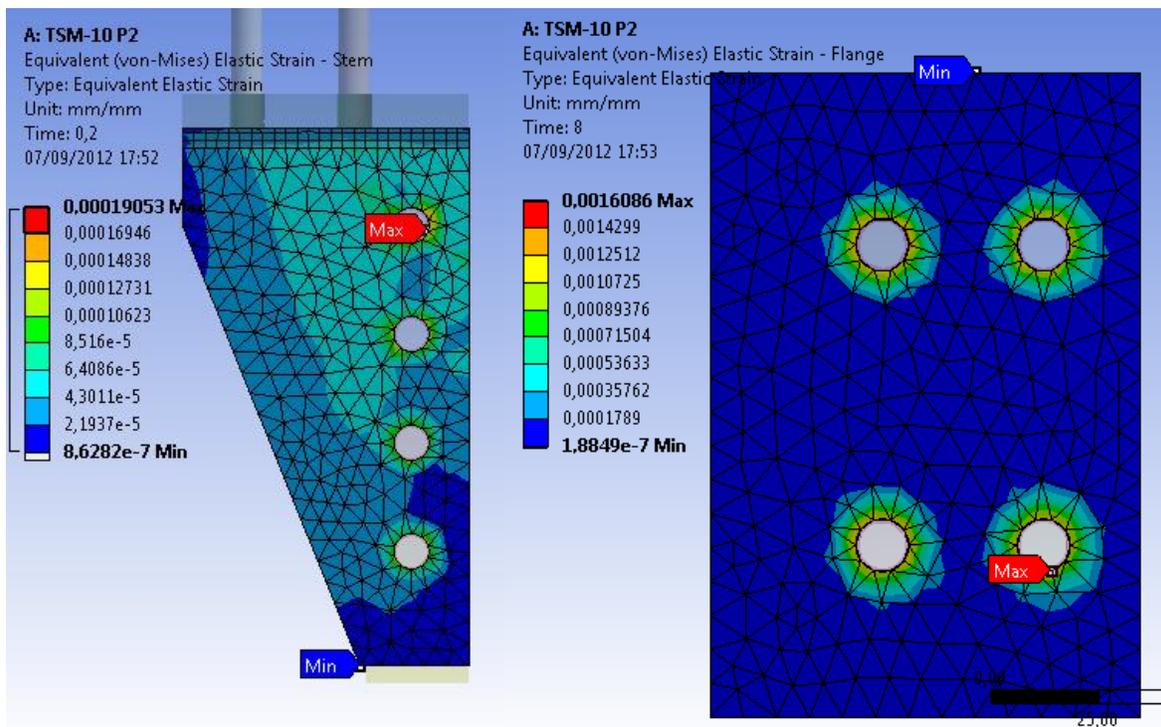


Figura 3.8: Deformación elástica producto de pre-tensión de pernos.

### 3.8 Leyes constitutivas de los materiales

El comportamiento no lineal de los materiales es modelado como una curva bilineal con endurecimiento isotrópico. La bilinealidad se escogió con el fin de acelerar el procesamiento de datos, mientras que el comportamiento de endurecimiento isotrópico es elegido por sobre otros por ser recomendado para problemas con grandes tensiones (Ansys Inc., 2011).

En la Tabla 3.3 se muestran los valores utilizados para cada caso. El origen de los valores del acero A36, A325 y A490 son en base a ensayos de IDIEM, mientras que para las soldaduras los valores mostrados corresponden a los nominales dados por INDURA (2007).

Tabla 3.3: Propiedades físicas de materiales.

	A36	A325	A490	ER-70S-6	ER-60S-6
<b>E [Gpa]</b>	207	207	207	200	200
<b>Fy [Mpa]</b>	321	750	896	415	330
<b>Fu [Mpa]</b>	466	848	970	530	413
<b>εu [%]</b>	28	14	14	22	22

En base a la tabla anterior se determinan la deformación de fluencia (3.4) y el módulo tangente (3.5).

$$\epsilon_y = \frac{F_y}{E} \quad (3.4)$$

$$E_t = \frac{F_u - F_y}{\epsilon_u - \epsilon_y} \quad (3.5)$$

La Viga, de material SAE-4140, se modela como un elemento rígido, para que no influyera en los estudios. Al definirlo como elemento rígido, no se logró la convergencia, por lo que se optó por asignarle una rigidez considerablemente mayor que el resto de los elementos. De esta forma, sus deformaciones son despreciables.

En la Figura 3.9 se muestra, a modo de ejemplo, la conformación de la curva bilineal para el acero ASTM A36.

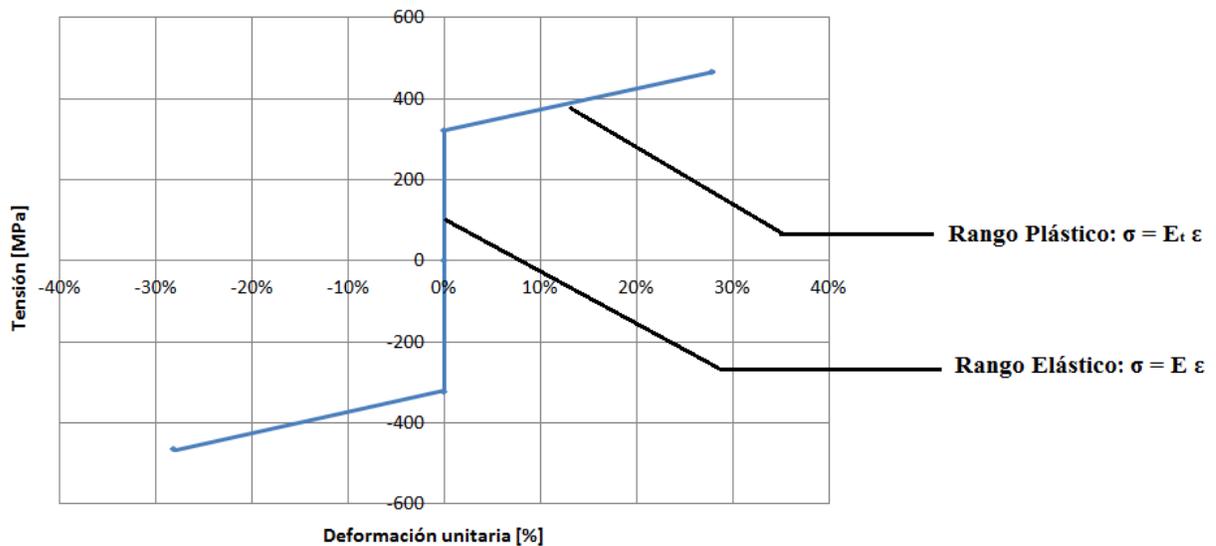


Figura 3.9: Curva bilineal tensión-deformación Acero ASTM A36

### 3.9 Condiciones de apoyo

Se utilizan distintos tipos de condiciones de apoyo para cada elemento (Figura 3.10). La idea primordial es reproducir las condiciones en las que se encuentra el perfil aislado de la conexión, y evitar desplazamientos en otro eje que no sea el de aplicación de la fuerza.

#### 3.9.1 Viga

En la cara inferior de ésta, se utiliza un apoyo deslizante, pues la rotación de la viga se considera despreciable, y así se facilita la convergencia.

#### 3.9.2 Ala

La columna se considera como un elemento rígido, que no es mostrado en el modelo, y se le asigna como un apoyo en compresión al ala.

### 3.9.3 Tuercas en columna

La cara interna de las 4 tuercas de los pernos a tracción se considera fijas.

### 3.9.4 Pernos a corte

La cara superior de la cabeza de los 4 pernos a corte se considera como apoyo sin fricción.

### 3.9.5 Eje de simetría

Todos los elementos que son cortados por el eje de simetría del modelo, tienen asignado un apoyo deslizante e impedido de girar en esa cara colindante al eje.

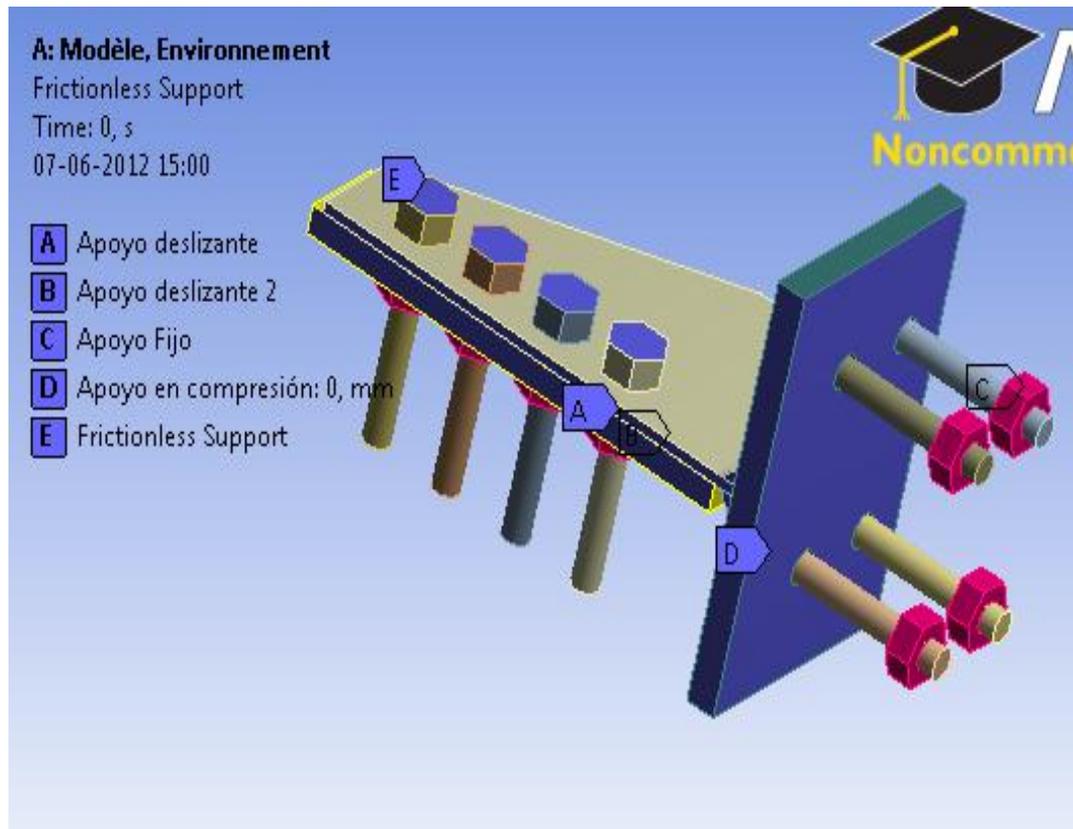


Figura 3.10: Condiciones de apoyo en el modelo.

## 3.10 Mallado

En el mallado o *mesh* del modelo (Figura 3.11) se refinó ciertas zonas para evitar la concentración de tensiones y poder representar de mejor manera los resultados finales. Se tiene un tamaño inicial de 8 [mm] para los elementos finitos del modelo. En promedio se tiene por modelo 38.000 nodos y 12.000 elementos.

Se aplicó los siguientes refinamientos:

### 3.10.1 Element Size

Reducción de tamaño del elemento a la mitad del original en soldaduras.

### 3.10.2 Sphere of Influence

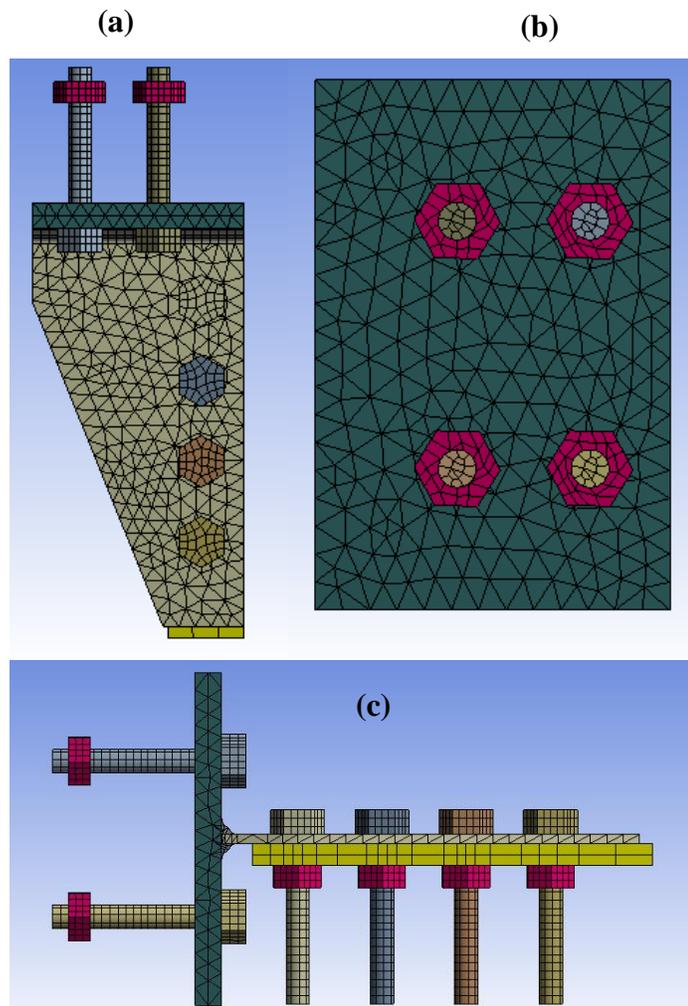
Radio de influencia alrededor del eje de cada perno, para refinar la cantidad de EE.FF. alrededor de ellos.

### 3.10.3 Mapped face meshing

Se utiliza en la superficie de pernos y tuercas para ajustar los elementos finitos a los contornos redondeados.

### 3.10.4 Contact Sizing

Es utilizado en las superficies de caras en contacto. Refina el mallado y permite tener un mejor comportamiento de los contactos, desde el punto de vista de la convergencia.



(a): vista plano X-Z; (b): vista plano X-Y; (c): vista plano Z-Y.

Figura 3.11: Mallado de modelo desde distintos planos.

### **3.11 Tiempo de procesamiento**

En un procesador Intel core i7 de 3,4 [GHz], con 8 Gb de RAM, un modelo sin problemas de convergencia se tarda alrededor de 15 horas en primera instancia. Luego, cambiando algunos parámetros de definición de contactos, se pasa de tener todos los contactos simétricos a discriminar entre los que pueden ser simétricos y cuales asimétricos. El tiempo de procesamiento baja a cerca de 11 horas.

Cabe destacar que por restricción de licencia solo se puede ocupar 4 de los 8 núcleos con los que cuenta el procesador utilizado, por lo que la potencia del procesador utilizado se subestima.

## Capítulo 4: Resultados

Las probetas modeladas en este trabajo están pensadas para mostrar los diferentes modos de falla asociados a las conexiones de momento tipo DST.

Cada uno de los modelos es cargado en 56 pasos de carga, siguiendo las recomendaciones de FEMA 350 (2000). Para cada configuración, se muestra 8 figuras:

### 4.1.1 Comportamiento global

Se grafica la Fuerza externa, medida en la cara delantera de la viga, vs el desplazamiento inducido en la misma cara.

### 4.1.2 Falla en elemento

Se presenta una imagen del elemento que controla por diseño la probeta, mostrando el punto en que alcanza la falla.

### 4.1.3 Comportamiento alma

Se grafica la fuerza externa vs el alargamiento del alma. Este último medido como la diferencia entre el desplazamiento de la cara delantera U2, menos el desplazamiento de la cara trasera del alma U1 (Figura 4.1).

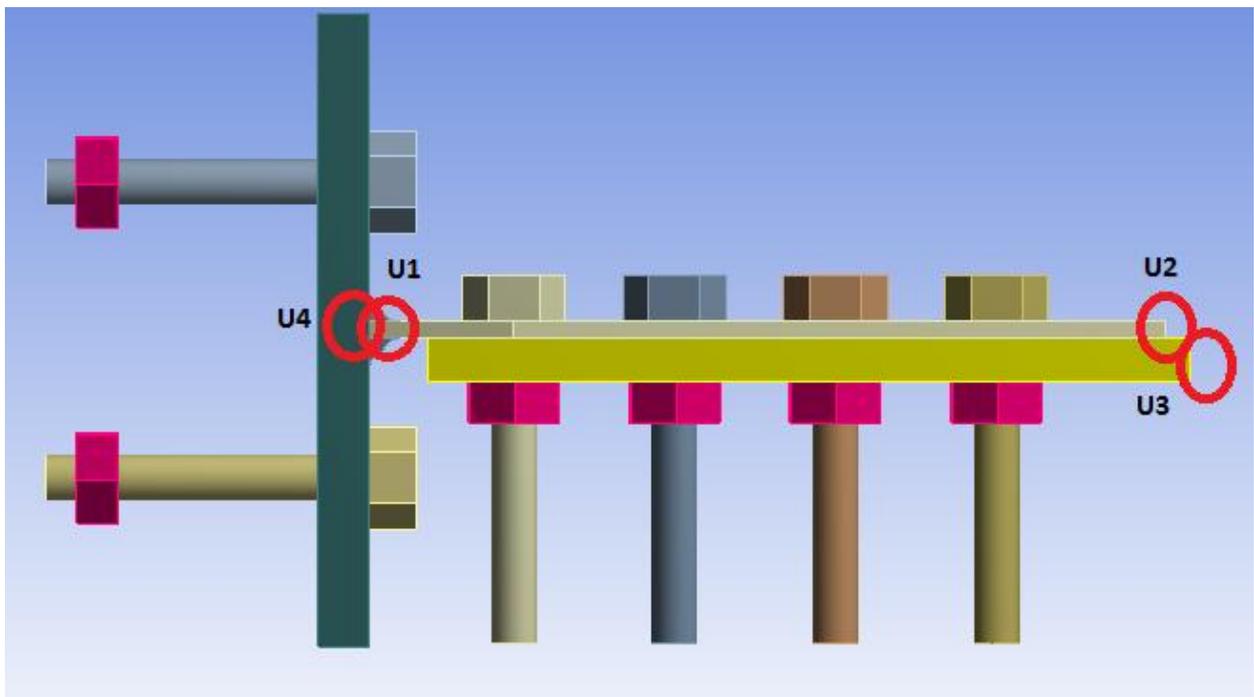


Figura 4.1: Puntos de medición.

### 4.1.4 Deslizamiento Crítico viga-alma

Se grafica la fuerza externa vs la diferencia de desplazamiento entre la cara delantera de la viga U3 y la cara delantera del alma U2 (Figura 4.1).

#### **4.1.5 Levantamiento de ala**

Se grafica la fuerza externa vs el desplazamiento en el alma en U4 (Figura 4.1).

#### **4.1.6 Tensión Pernos a tracción**

Se grafica un cuarto de la fuerza externa vs la fuerza axial en los pernos a tracción.

#### **4.1.7 Corte Pernos a corte**

Se grafica un cuarto de la fuerza externa vs la fuerza de corte en los pernos a corte.

#### **4.1.8 Tensión Soldadura**

Se grafica la mitad de la fuerza externa vs la deformación unitaria total en la soldadura.

### **4.2 Criterio de Falla para Modelos**

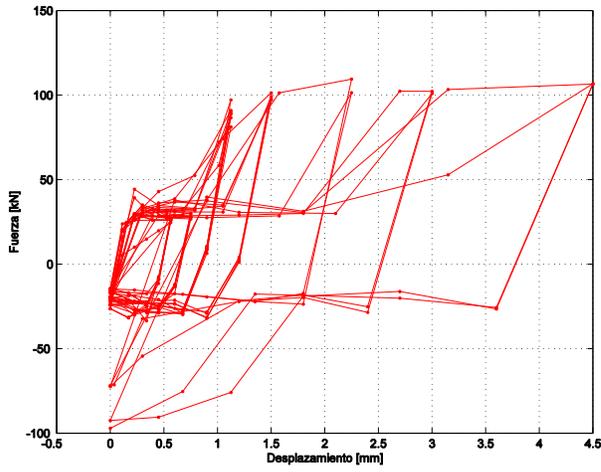
El criterio para determinar cuándo un modelo alcanza la falla es el siguiente:

1. Se compara las deformaciones plásticas en la zona crítica de falla, con la deformación unitaria última del material.
2. Se busca el instante donde la zona crítica tenga más del 50% con valores iguales o superiores a los de falla.
3. Se busca la fuerza externa a la que corresponde el instante en que se tiene el nivel de deformación fue sobrepasado.
4. Se verifica que los demás componentes de la conexión se encuentren por debajo de la falla.

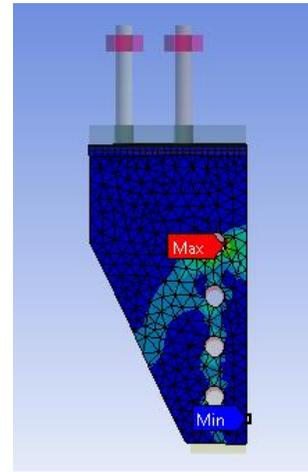
### **4.3 TSM-1**

La geometría de esta pieza está pensada para que falle por bloque de corte. Esto se logra teniendo una reducida distancia entre los pernos.

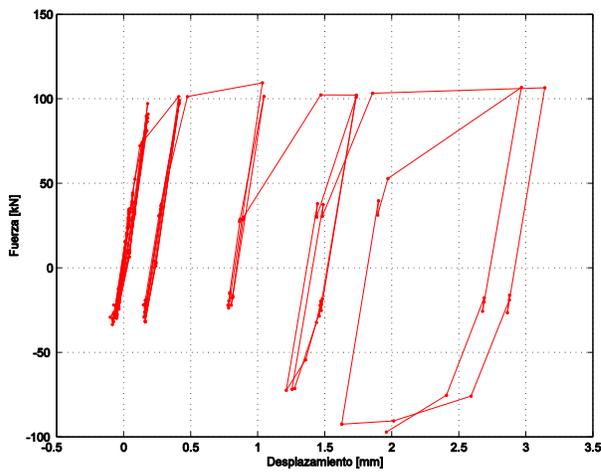
Según lo predicho por FEMA 350 (2000), esta probeta falla a la tracción de 233,3 [kN]; considerando que se tiene modelada la mitad de la conexión, el valor final con el que falla sería 116,7 [kN].



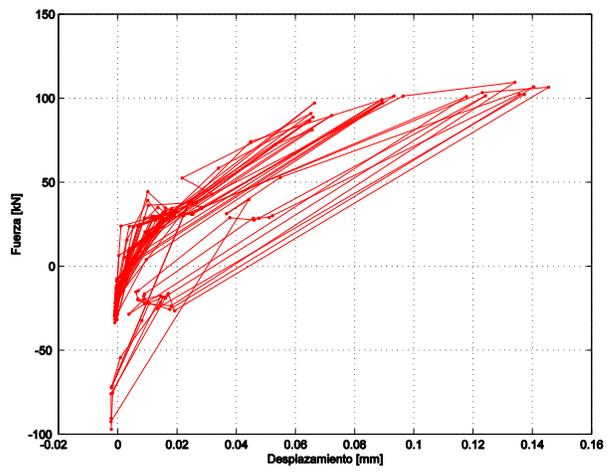
(a): Fuerza externa vs deformación aplicada



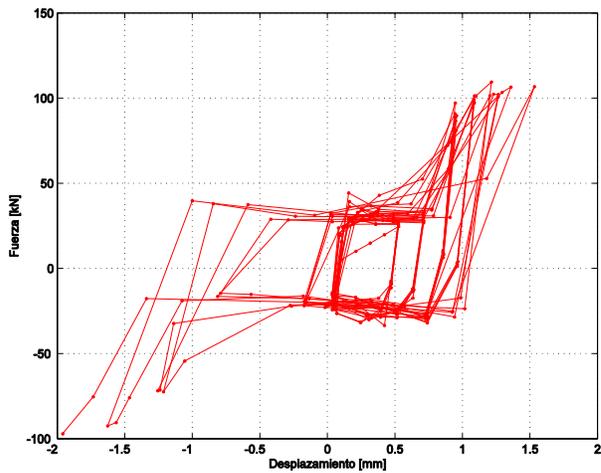
(b): Deformación unitaria plástica máxima en alma.



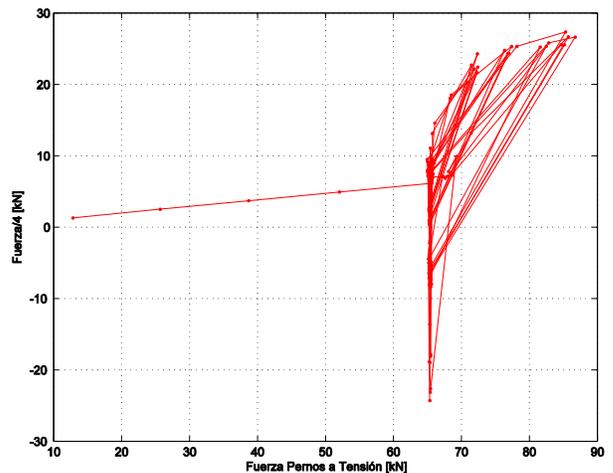
(c): Fuerza externa vs Def. axial en alma



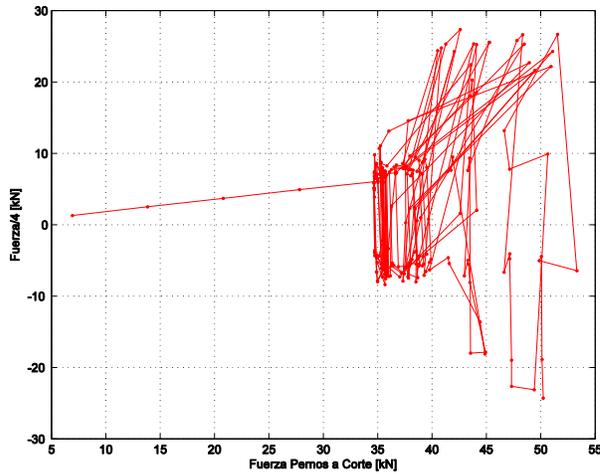
(d): Fuerza externa vs Levantamiento del ala.



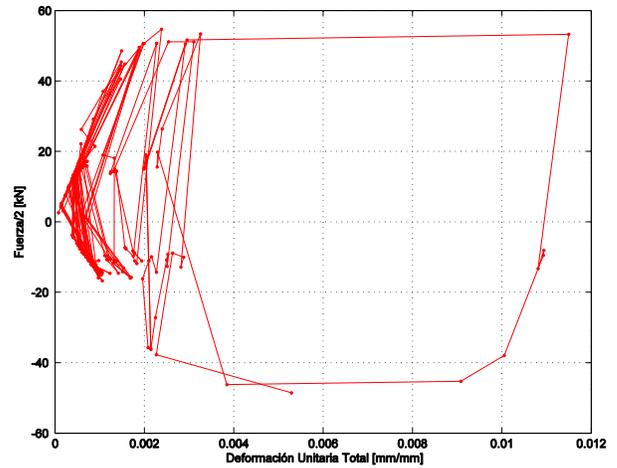
(e): F. externa vs Deslizamiento viga-alma.



(f): F. externa vs F. axial en Pernos a tracción.



(g): F. externa vs F. de Corte en Pernos a corte.



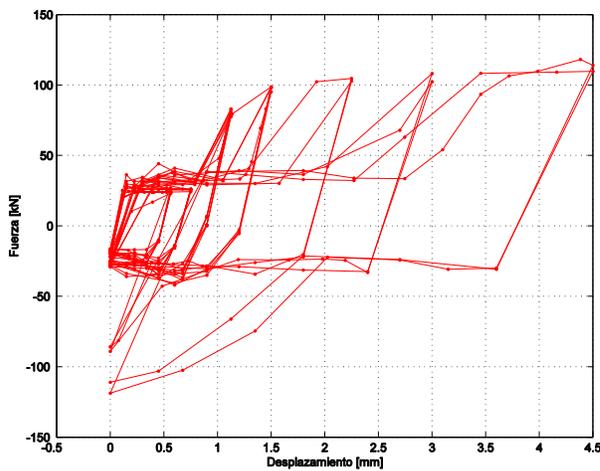
(h): F. externa vs Def. unitaria total en soldadura.

Figura 4.2: Resultados TSM-1.

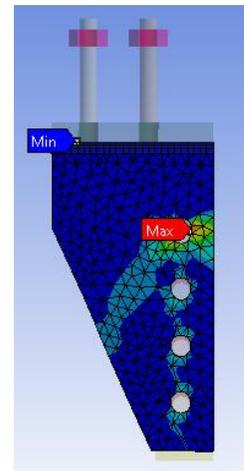
#### 4.4 TSM-2

La geometría de este espécimen fue pensada para que fallara por bloque de corte, la variación con la probeta anterior está dada por la mayor distancia entre los pernos de corte en el alma ( $L2 = 32$  [mm] para TSM-1 y 35 [mm] para TSM-2 (ver Figura 3.1)).

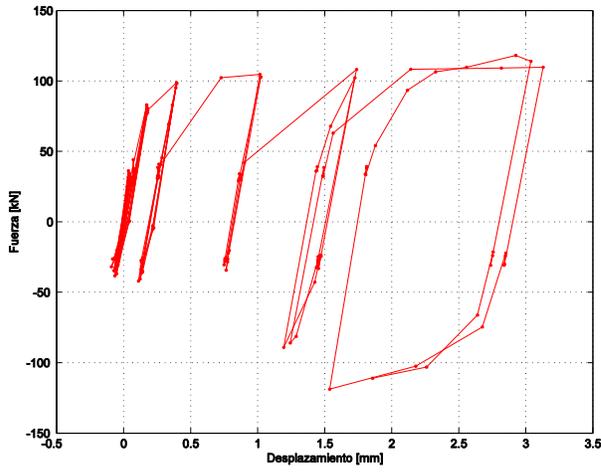
Según lo predicho por FEMA 350 (2000), esta probeta falla a la tracción de 253,4 [kN]; considerando que se tiene modelada la mitad de la conexión, el valor final con el que falla sería 126,7 [kN].



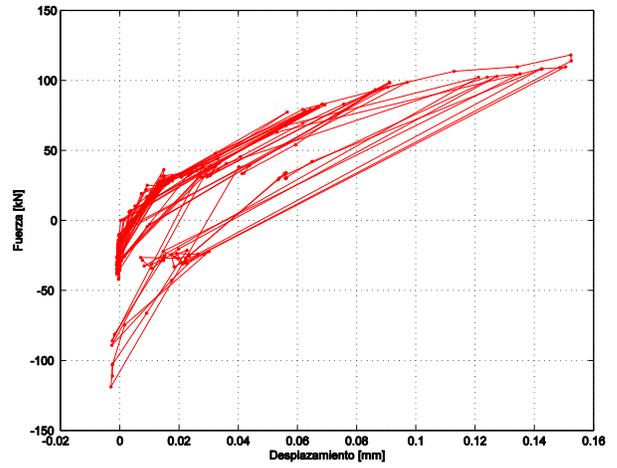
(a): Fuerza externa vs deformación aplicada.



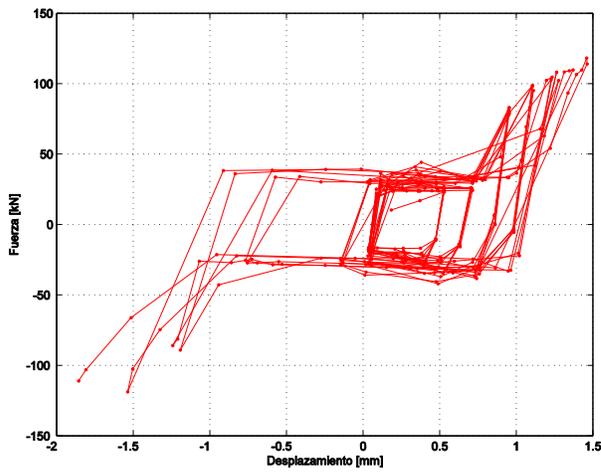
(b): Deformación unitaria plástica máxima en alma.



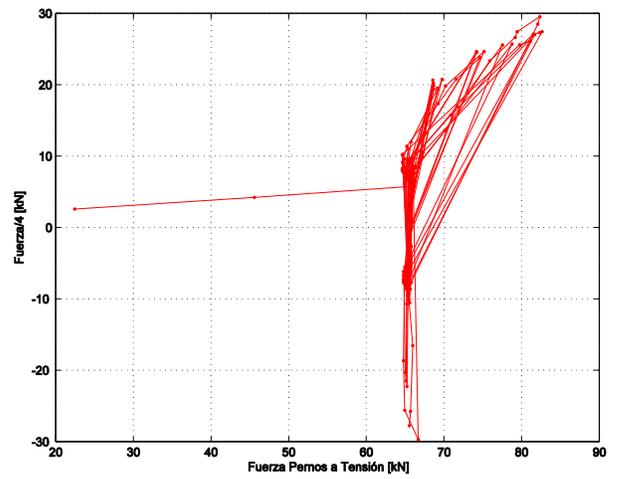
(c): Fuerza externa vs Def. axial en alma



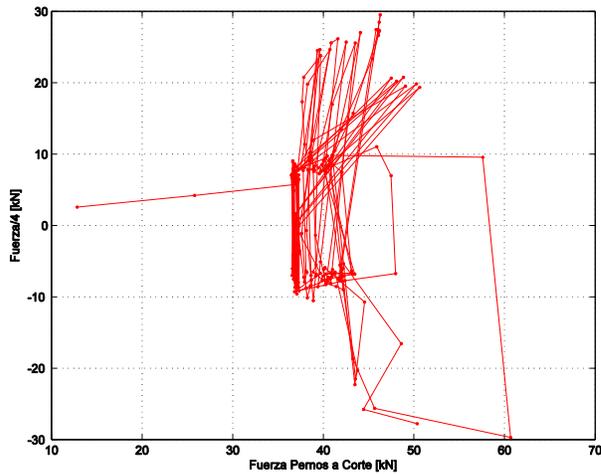
(d): Fuerza externa vs Levantamiento del ala.



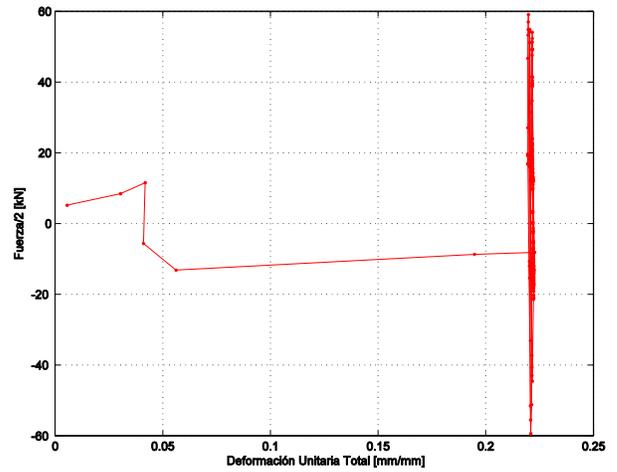
(e): F. externa vs Deslizamiento viga-alma.



(f): F. externa vs F. axial en Pernos a tracción.



(g): F. externa vs F. de Corte en Pernos a corte.



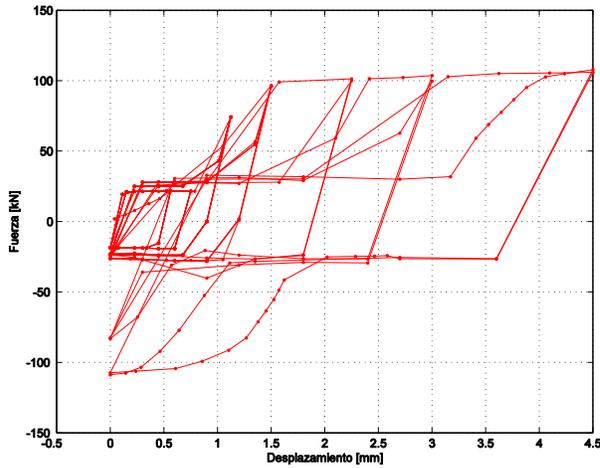
(h): F. externa vs Def. unitaria total en soldadura.

Figura 4.3: Resultados TSM-2.

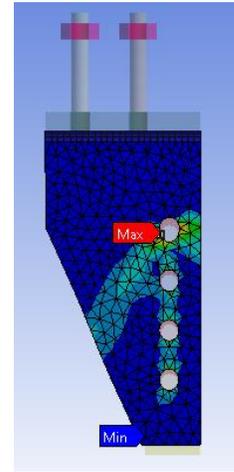
## 4.5 TSM-3

Al igual que las dos configuraciones anteriores, esta geometría está confeccionada para fallar por bloque de corte, pero con una distancia mayor entre los pernos.

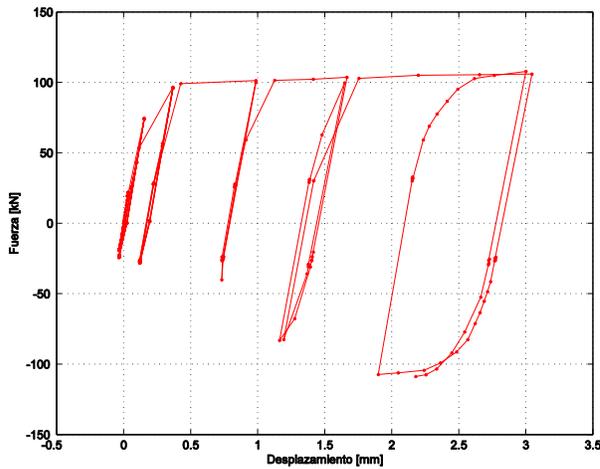
Según lo predicho por FEMA 350 (2000), esta probeta falla a la tracción de 272,8 [kN]; considerando que se tiene modelada la mitad de la conexión, el valor final con el que falla sería 136,4 [kN].



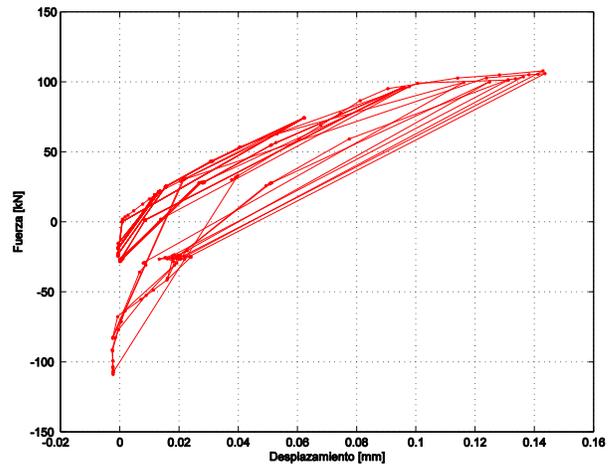
(a): Fuerza externa vs deformación aplicada.



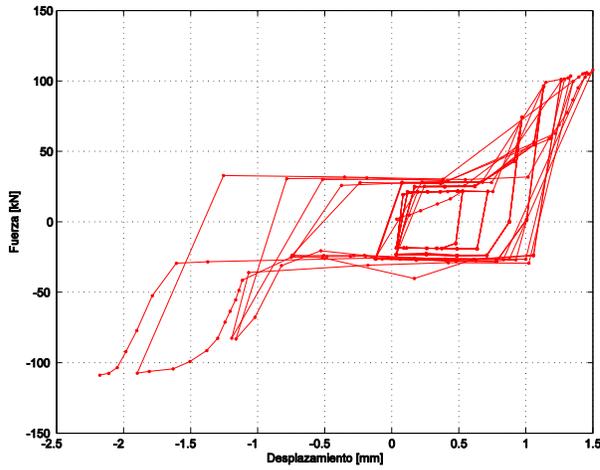
(b): Deformación unitaria plástica máxima en alma.



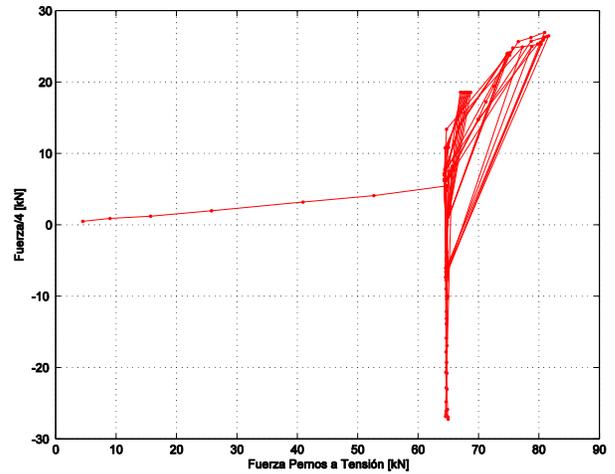
(c): Fuerza externa vs Def. axial en alma



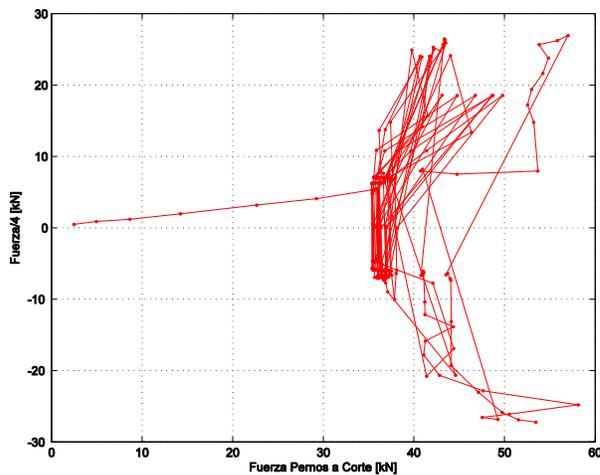
(d): Fuerza externa vs Levantamiento del ala.



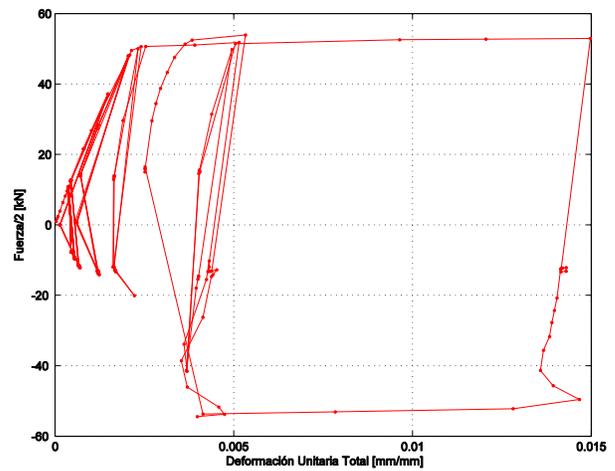
(e): F. externa vs Deslizamiento viga-alma.



(f): F. externa vs F. axial en Pernos a tracción.



(g): F. externa vs F. de Corte en Pernos a corte.



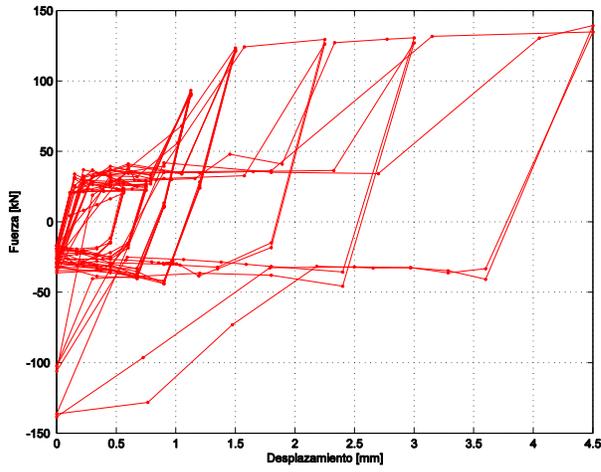
(h): F. externa vs Def. unitaria total en soldadura.

Figura 4.4: Resultados TSM-3.

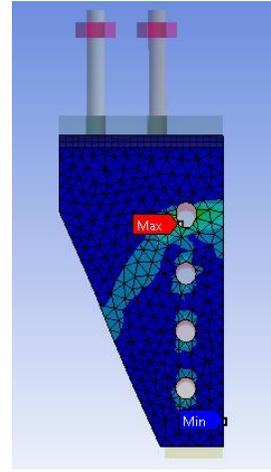
#### 4.6 TSM-4

La geometría de esta pieza está pensada para que falle por fractura de área neta.

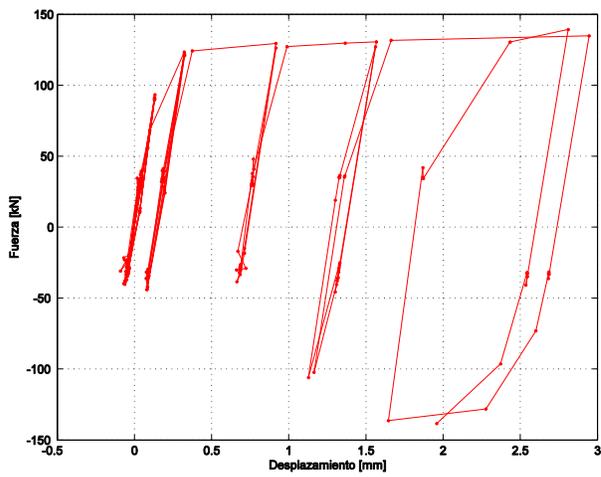
Según lo predicho por FEMA 350 (2000), esta probeta falla a la tracción de 176,2 [kN]; considerando que se tiene modelada la mitad de la conexión, el valor final con el que falla sería 88,1 [kN].



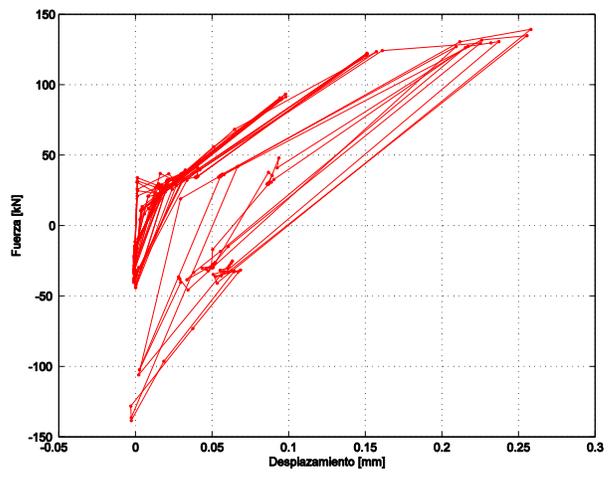
(a): Fuerza externa vs deformación aplicada.



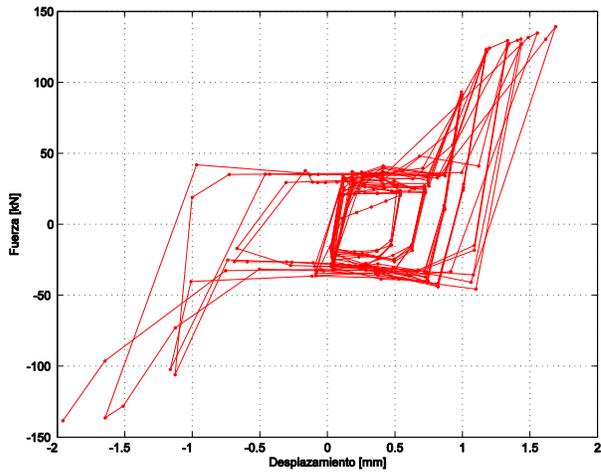
(b): Deformación unitaria plástica máxima en alma.



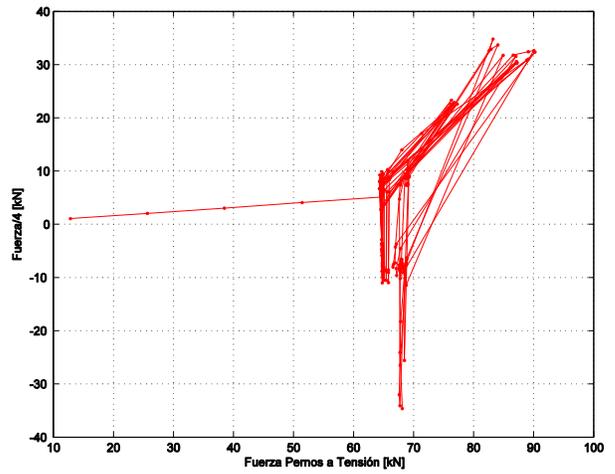
(c): Fuerza externa vs Def. axial en alma



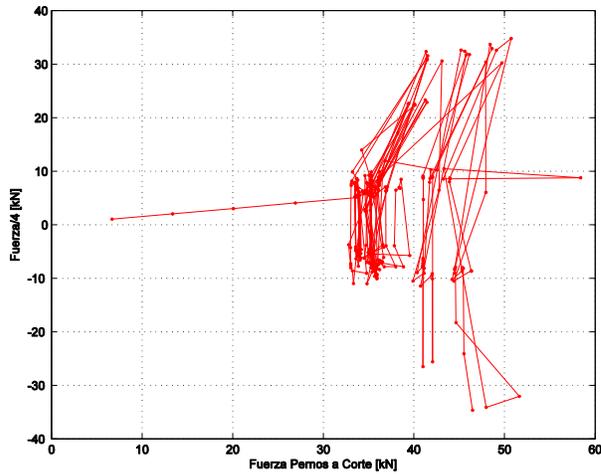
(d): Fuerza externa vs Levantamiento del ala.



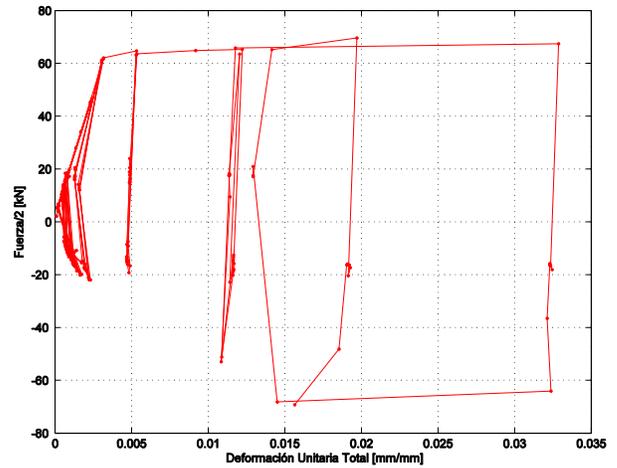
(e): F. externa vs Deslizamiento viga-alma.



(f): F. externa vs F. axial en Pernos a tracción.



(g): F. externa vs F. de Corte en Pernos a corte.



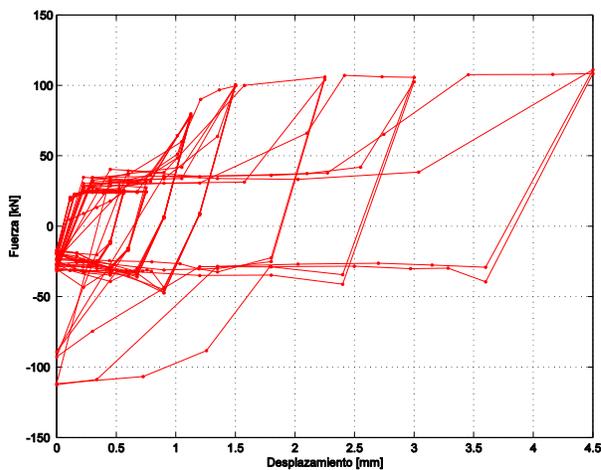
(h): F. externa vs Def. unitaria total en soldadura.

Figura 4.5: Resultados TSM-4.

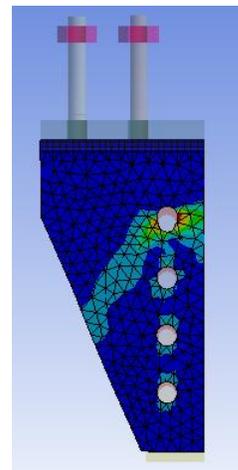
#### 4.7 TSM-5

La geometría de esta pieza está pensada para que falle por fractura de área neta. La diferencia con la probeta TSM-4 es el menor espesor de alma.

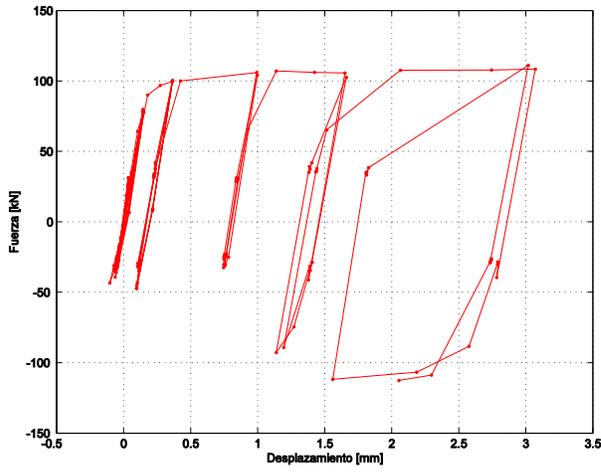
Según lo predicho por FEMA 350 (2000), esta probeta falla a la tracción de 141 [kN]; considerando que se tiene modelada la mitad de la conexión, el valor final con el que falla sería 70,5 [kN].



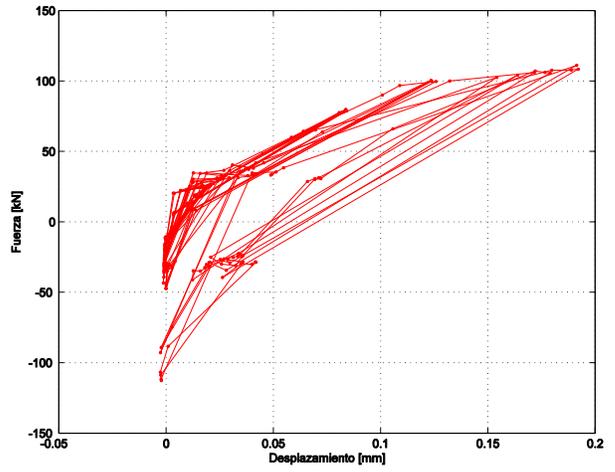
(a): Fuerza externa vs deformación aplicada.



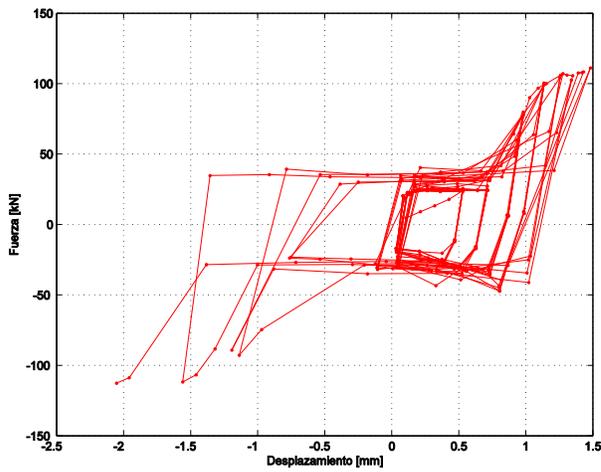
(b): Deformación unitaria plástica máxima en alma.



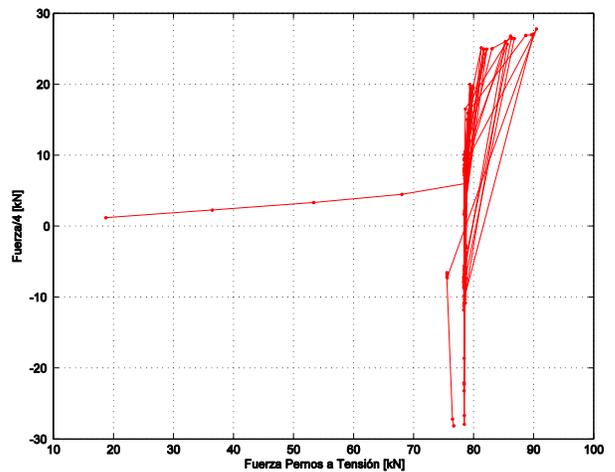
(c): Fuerza externa vs Def. axial en alma



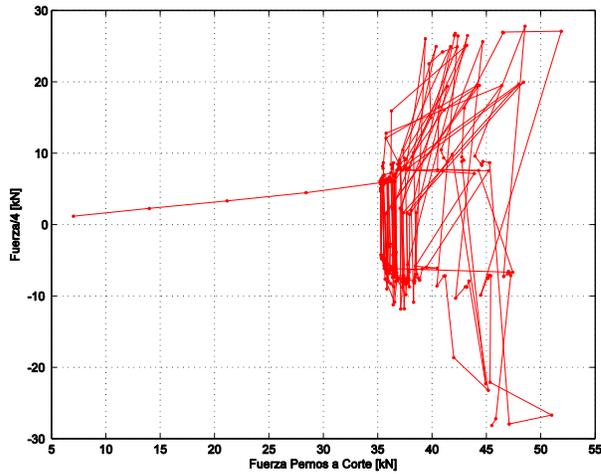
(d): Fuerza externa vs Levantamiento del ala.



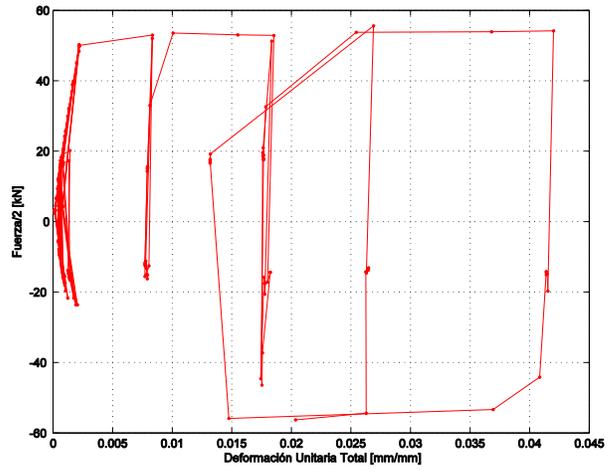
(e): F. externa vs Deslizamiento viga-alma.



(f): F. externa vs F. axial en Pernos a tracción.



(g): F. externa vs F. de Corte en Pernos a corte.



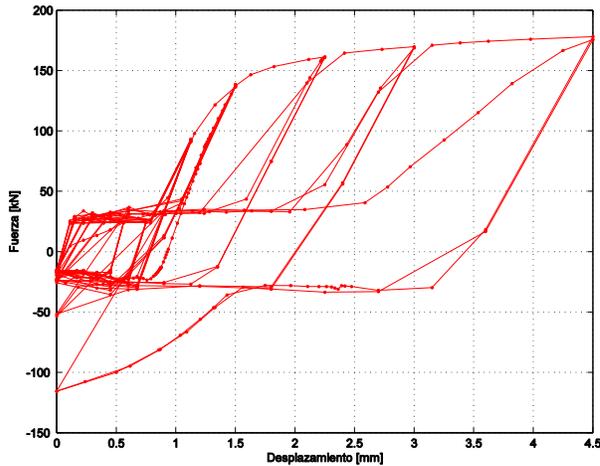
(h): F. externa vs Def. unitaria total en soldadura.

Figura 4.6: Resultados TSM-5.

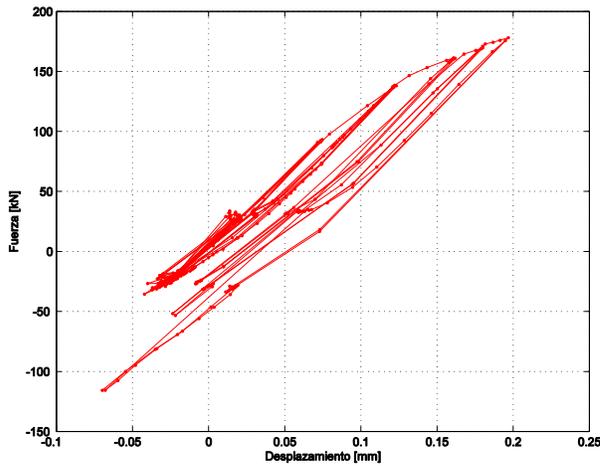
## 4.8 TSM-6

La geometría de esta pieza está pensada para que falle por fractura de los pernos a tracción.

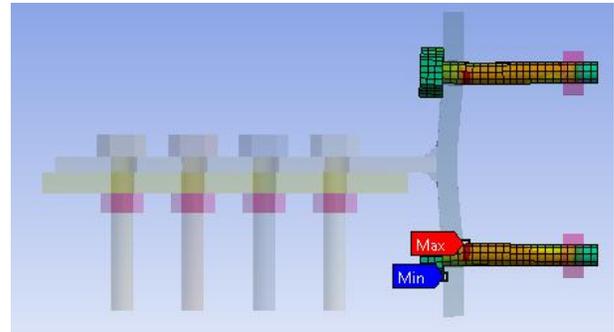
Según lo predicho por FEMA 350 (2000), incluyendo el efecto de apalancamiento, esta probeta falla a la tracción de 185,7 [kN]; considerando que se tiene modelada la mitad de la conexión, el valor final con el que falla sería 92,9 [kN].



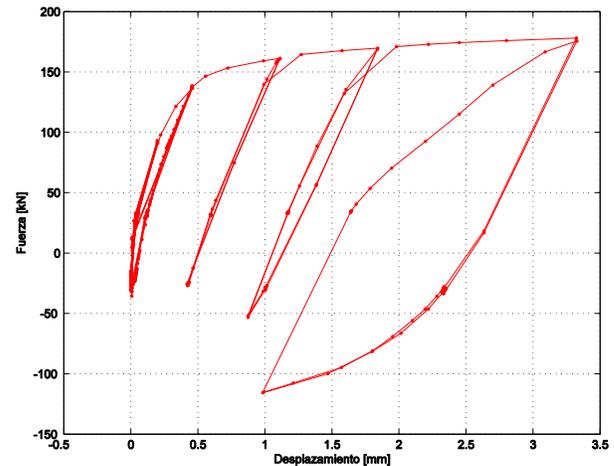
(a): Fuerza externa vs deformación aplicada.



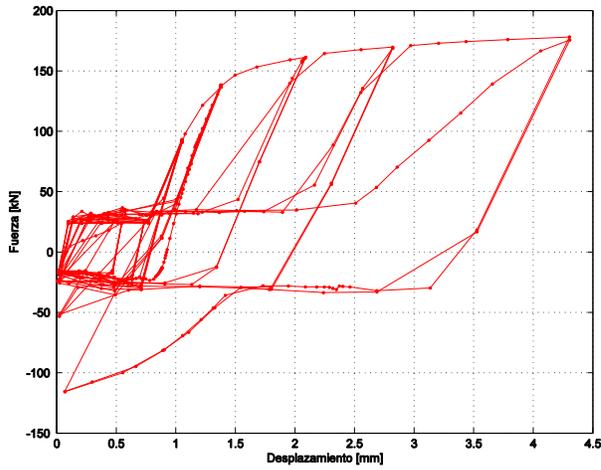
(c): Fuerza externa vs Def. axial en alma



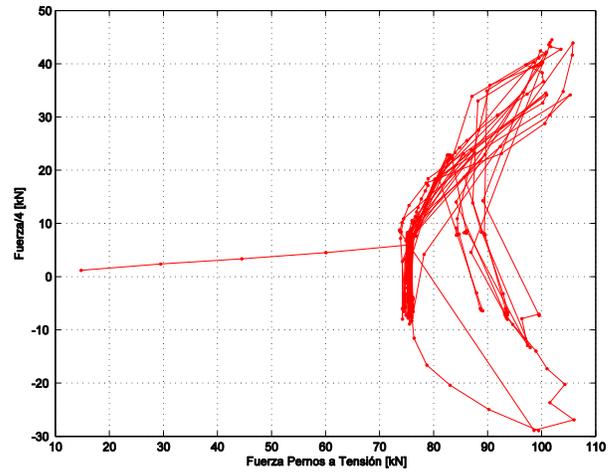
(b): Tensión principal máxima en pernos a tracción.



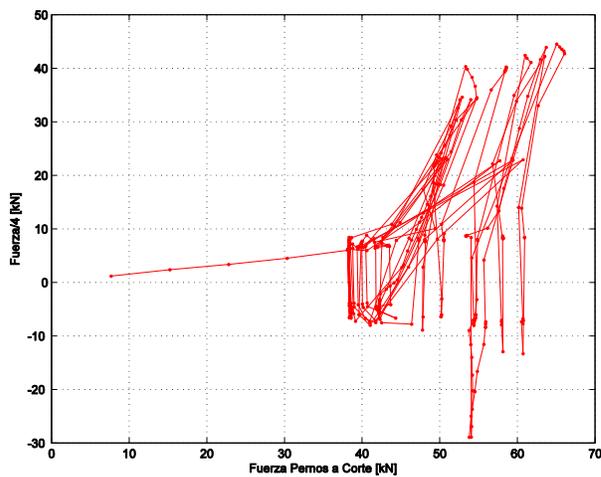
(d): Fuerza externa vs Levantamiento del ala.



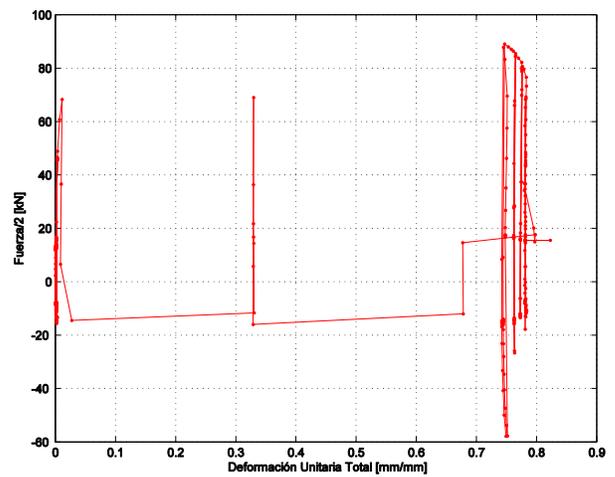
(e): F. externa vs Deslizamiento viga-alma.



(f): F. externa vs F. axial en Pernos a tracción.



(g): F. externa vs F. de Corte en Pernos a corte.



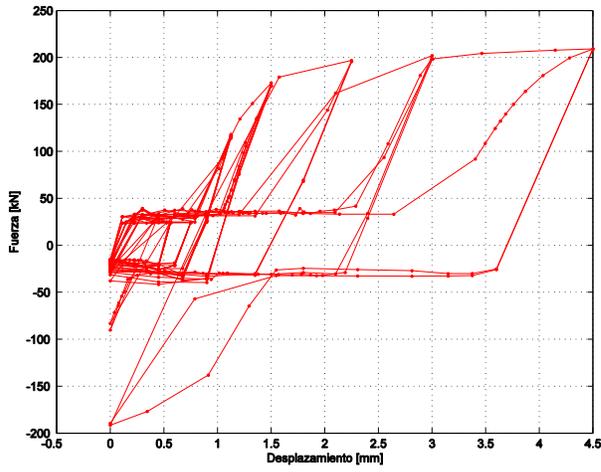
(h): F. externa vs Def. unitaria total en soldadura.

Figura 4.7: Resultados TSM-6.

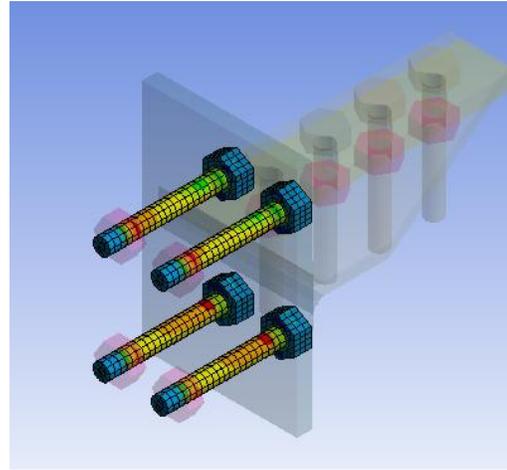
## 4.9 TSM-7

La geometría de esta pieza está pensada para que falle por fractura de los pernos a tracción. A diferencia de la configuración TSM-6, las líneas de pernos del ala están más cerca del alma.

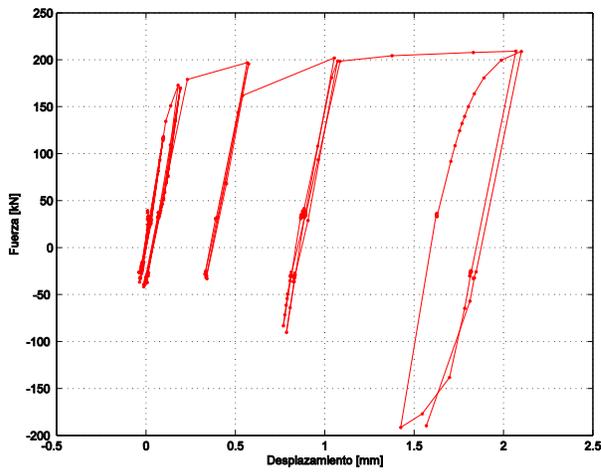
Según lo predicho por FEMA 350 (2000), incluyendo el efecto de apalancamiento, esta probeta falla a la tracción de 232,6 [kN]; considerando que se tiene modelada la mitad de la conexión, el valor final con el que falla sería 116,3 [kN].



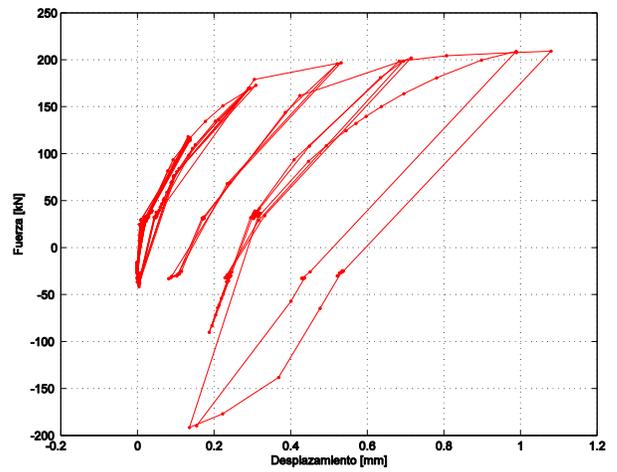
(a): Fuerza externa vs deformación aplicada.



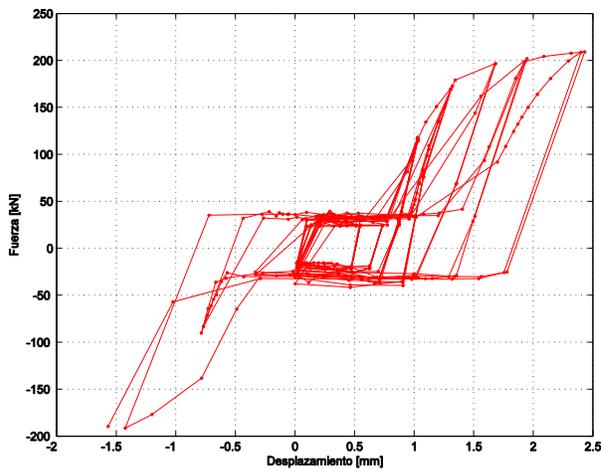
(b): Tensión principal máxima en pernos a tracción.



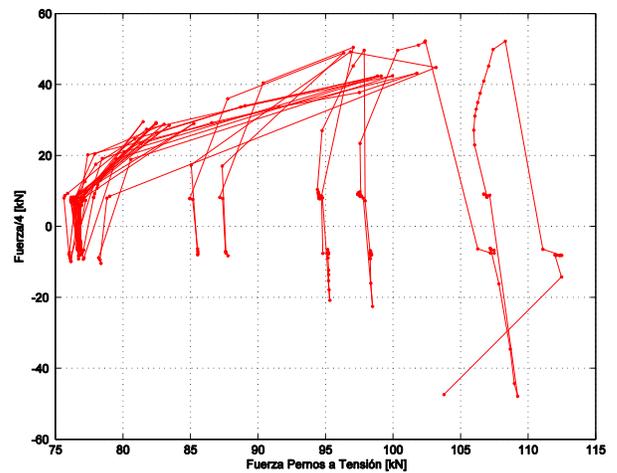
(c): Fuerza externa vs Def. axial en alma



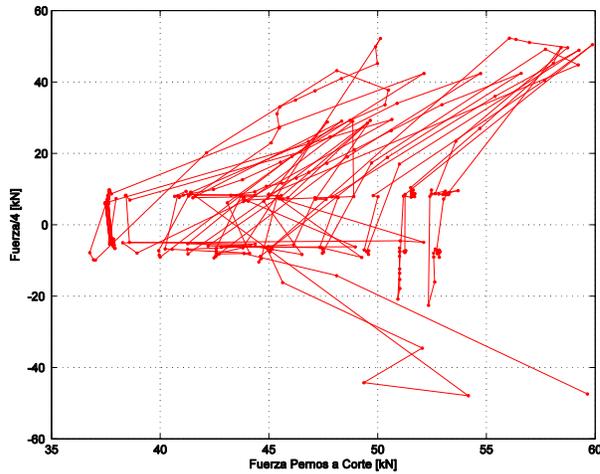
(d): Fuerza externa vs Levantamiento del ala.



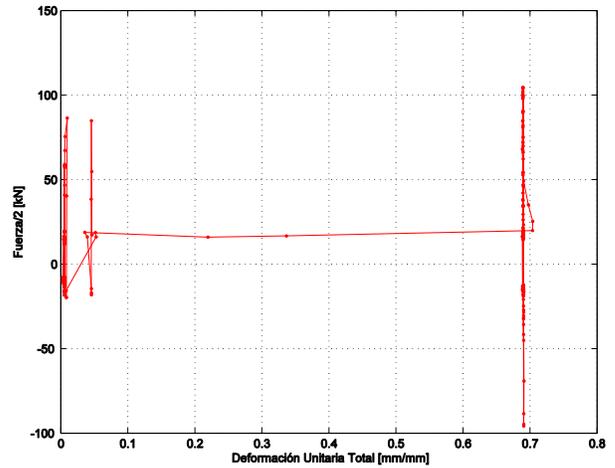
(e): F. externa vs Deslizamiento viga-alma.



(f): F. externa vs F. axial en Pernos a tracción.



(g): F. externa vs F. de Corte en Pernos a corte.



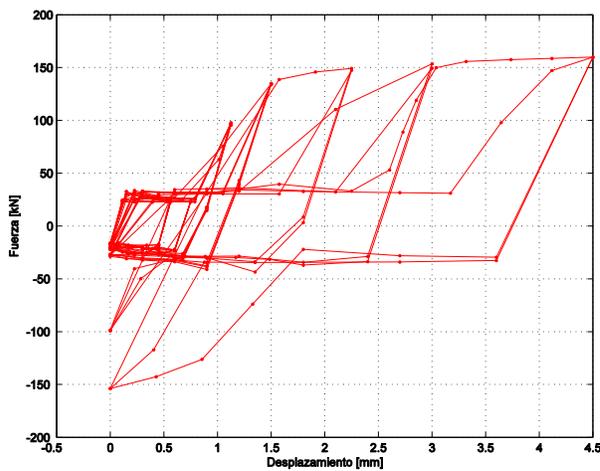
(h): F. externa vs Def. unitaria total en soldadura.

Figura 4.8: Resultados TSM-7.

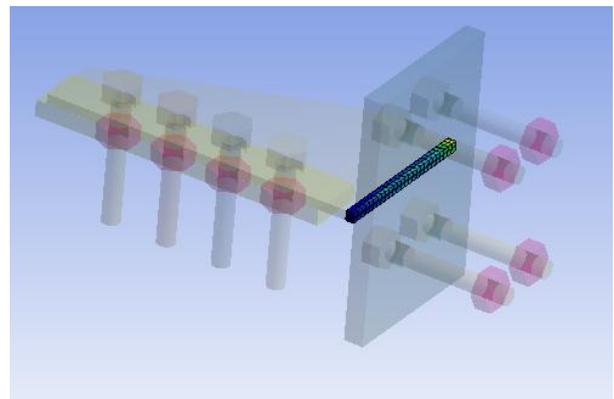
#### 4.10 TSM-8

La probeta TSM-8 es la única de las 10 probetas que tiene soldadura de penetración completa. Para efectos del modelo, se utilizó un ancho de soldadura igual al ancho efectivo, que para este caso es el espesor del alma. El electrodo utilizado es el ER-60S-6.

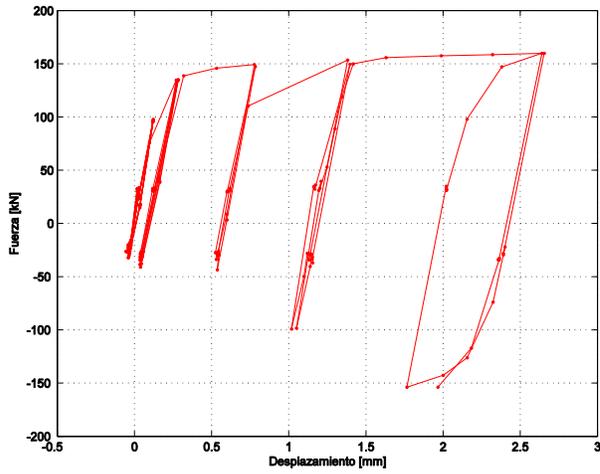
Según diseño, la soldadura resiste 495,6 [kN], pero como el modelo considera la mitad, entonces a los 247,8 [kN] debe fallar. Cabe destacar que aunque la particularidad de esta probeta es el tipo de soldadura, no está diseñada para que falle por esta. El modo de falla que controla por diseño la probeta es el de fractura de área neta, con un valor de 211,4 [kN], o sea 105,7 [kN] para el modelo.



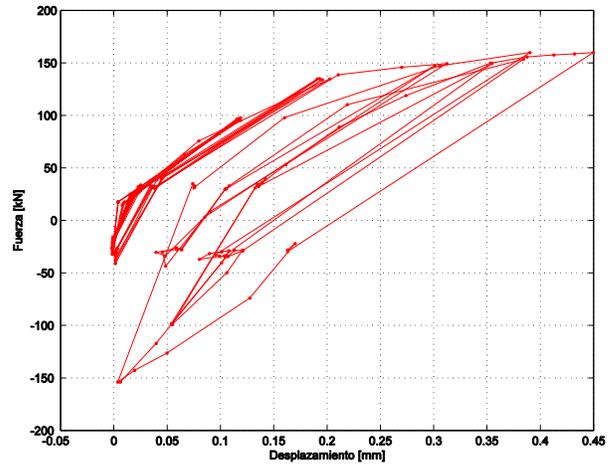
(a): Fuerza externa vs deformación aplicada.



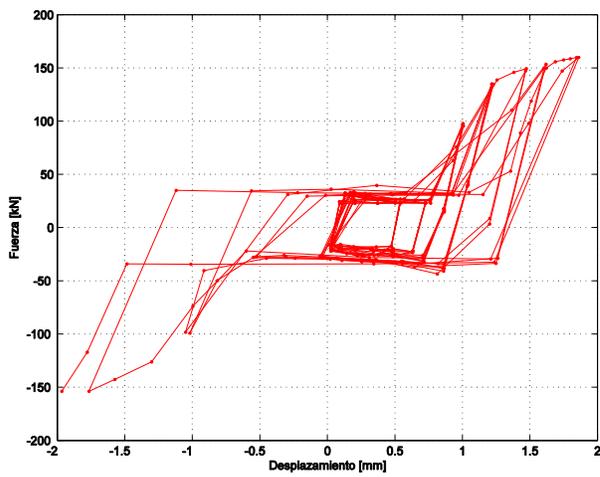
(b): Def. unitaria plástica máxima en soldadura.



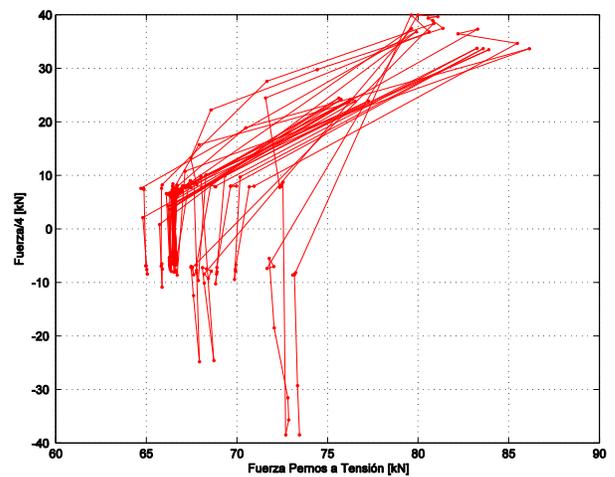
(c): Fuerza externa vs Def. axial en alma



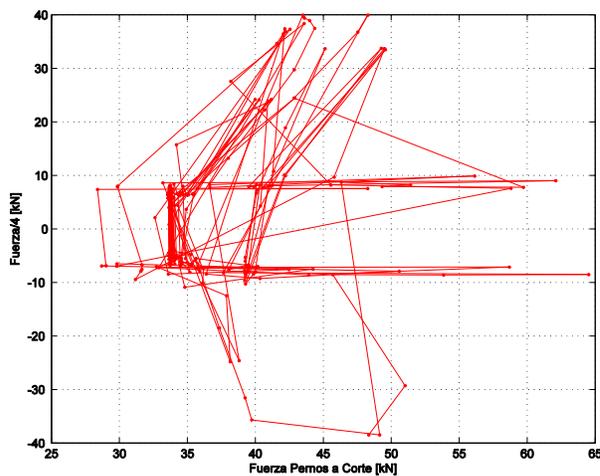
(d): Fuerza externa vs Levantamiento del ala.



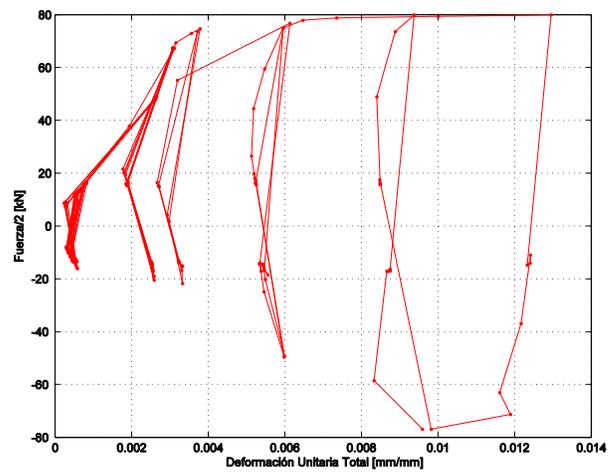
(e): F. externa vs Deslizamiento viga-alma.



(f): F. externa vs F. axial en Pernos a tracción.



(g): F. externa vs F. de Corte en Pernos a corte.



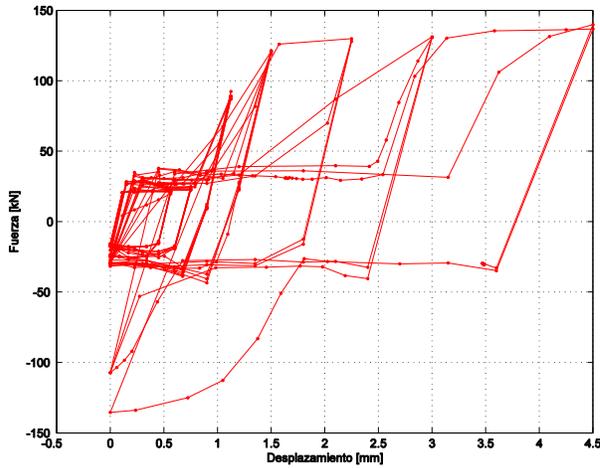
(h): F. externa vs Def. unitaria total en soldadura.

Figura 4.9: Resultados TSM-8.

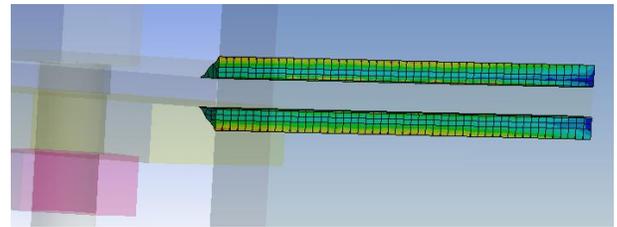
## 4.11 TSM-9

TSM-9 utiliza uno de tipo ER-60S-6 ( $F_u=60$  [ksi]) y un espesor de 3 [mm] de filete de soldadura.

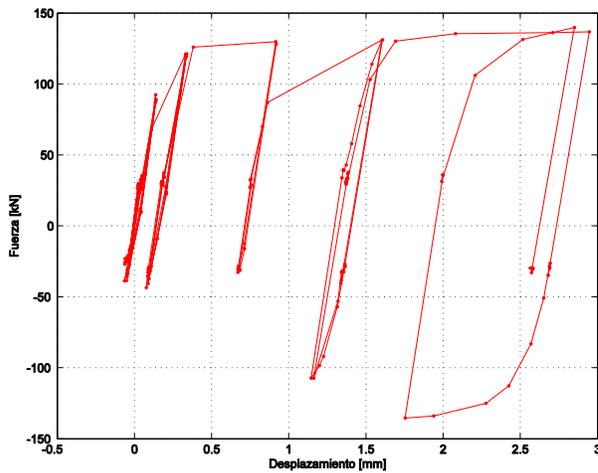
Según diseño, la soldadura resiste 495,6 [kN], pero como el modelo considera la mitad, entonces a los 247,8 [kN] debe fallar. Al igual que la configuración TSM-8, ésta no está diseñada para que falle por la soldadura. El modo de falla que controla por diseño la probeta es el de fractura de área neta, con un valor de 176,2 [kN], o sea 88,1 [kN] para el modelo.



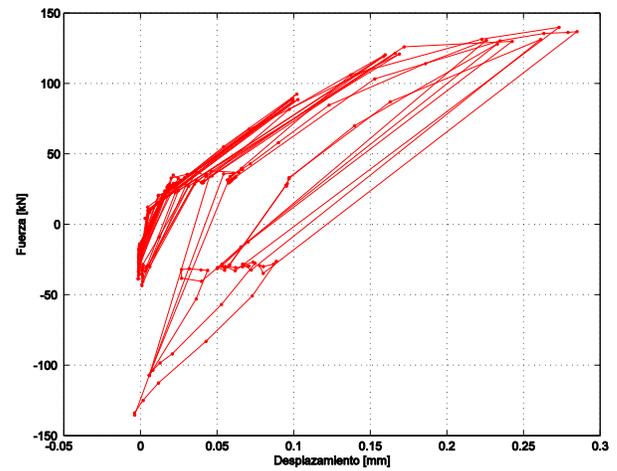
(a): Fuerza externa vs deformación aplicada.



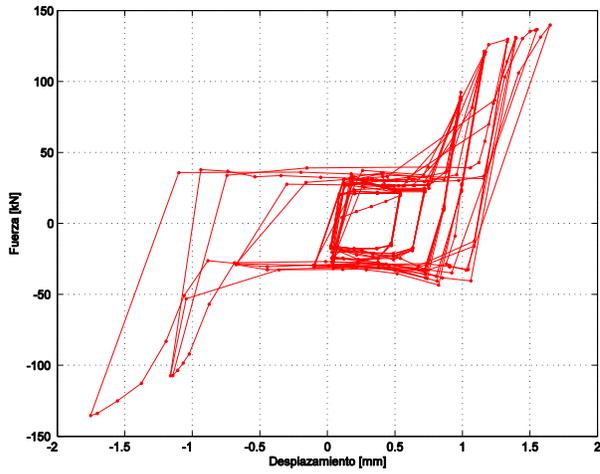
(b): Def. unitaria plástica máxima en soldadura.



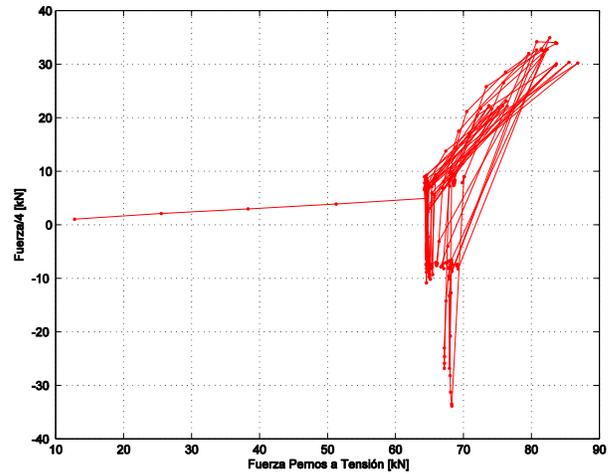
(c): Fuerza externa vs Def. axial en alma



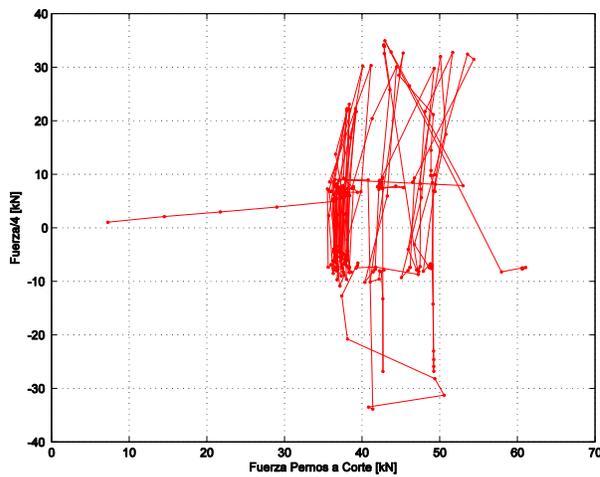
(d): Fuerza externa vs Levantamiento del ala.



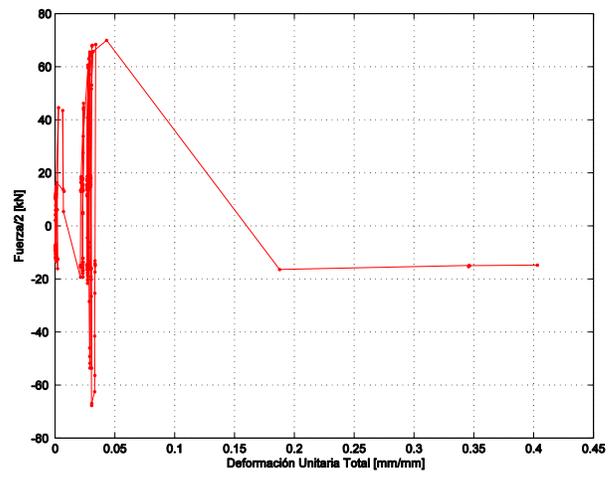
(e): F. externa vs Deslizamiento viga-alma.



(f): F. externa vs F. axial en Pernos a tracción.



(g): F. externa vs F. de Corte en Pernos a corte.



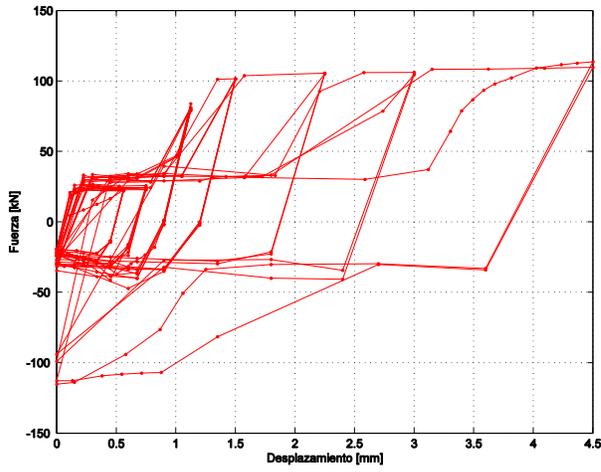
(h): F. externa vs Def. unitaria total en soldadura.

Figura 4.10: Resultados TSM-9.

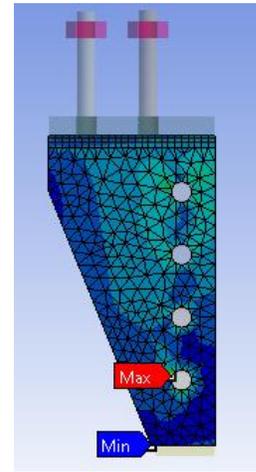
#### 4.12 TSM-10

La última configuración está pensada para que falle por fluencia de área bruta del alma.

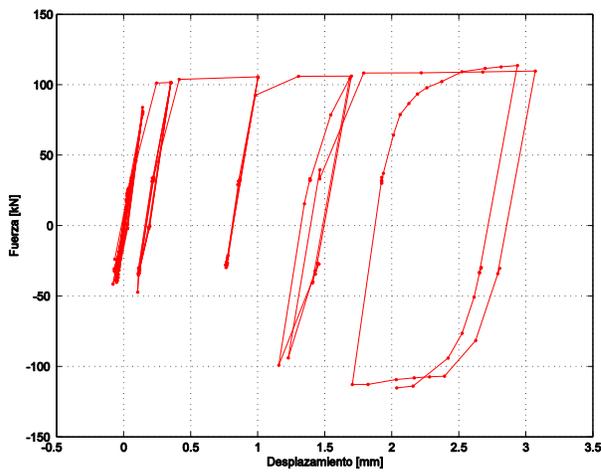
Por diseño, el alma fluye a 250,8[kN], pero como el modelo considera la mitad de la probeta, debería fluir a los 125,4 [kN].



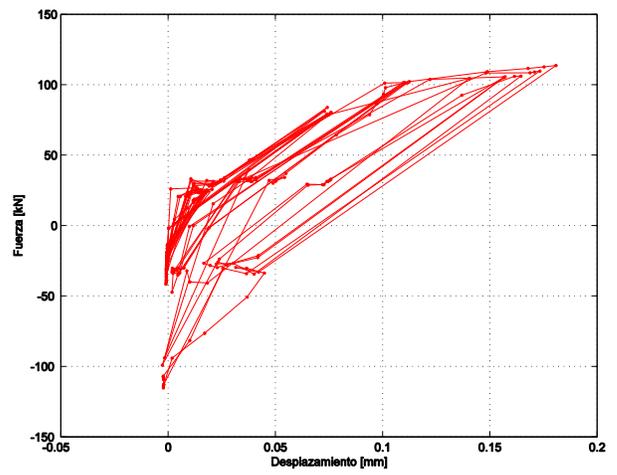
(a): Fuerza externa vs deformación aplicada.



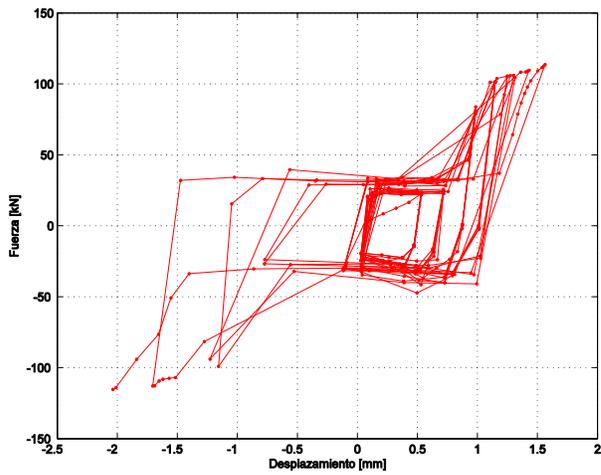
(b): Deformación unitaria elástica en alma.



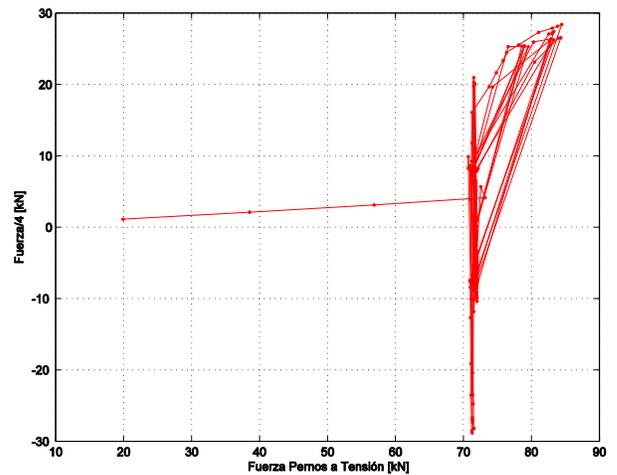
(c): Fuerza externa vs Def. axial en alma



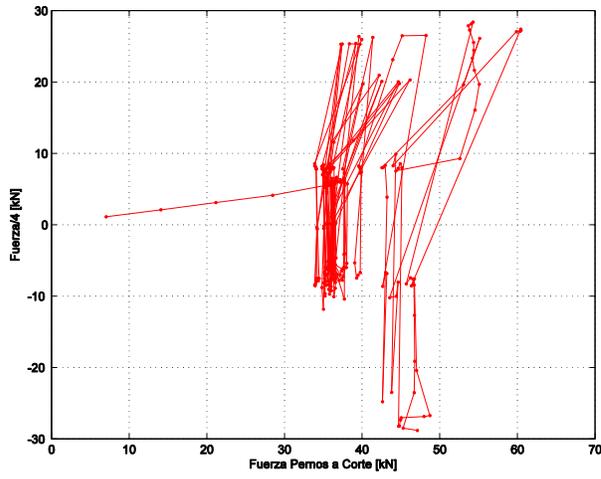
(d): Fuerza externa vs Levantamiento del ala.



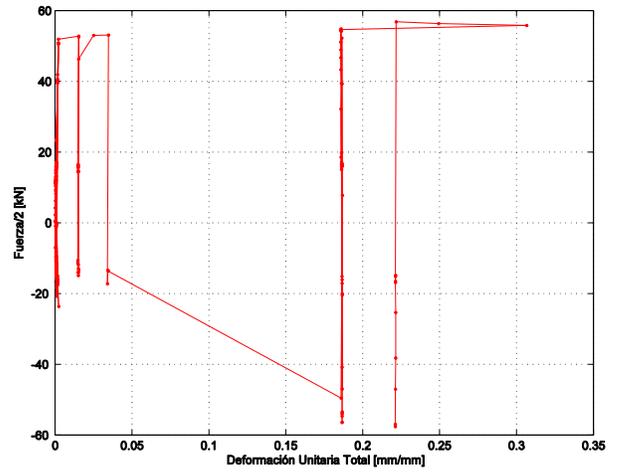
(e): F. externa vs Deslizamiento viga-alma.



(f): F. externa vs F. axial en Pernos a tracción.



(g): F. externa vs F. de Corte en Pernos a corte.



(h): F. externa vs Def. unitaria total en soldadura.

**Figura 4.11: Resultados TSM-10.**

## Capítulo 5: Análisis de resultados

Debido a la gran cantidad de datos por cada modelo, cada gráfico queda representado desde 250 hasta 400 valores, para efectos de comparaciones y análisis se presentan 7 datos. Estos corresponden al último *peak* alcanzado para un determinado desplazamiento (Figura 5.1).

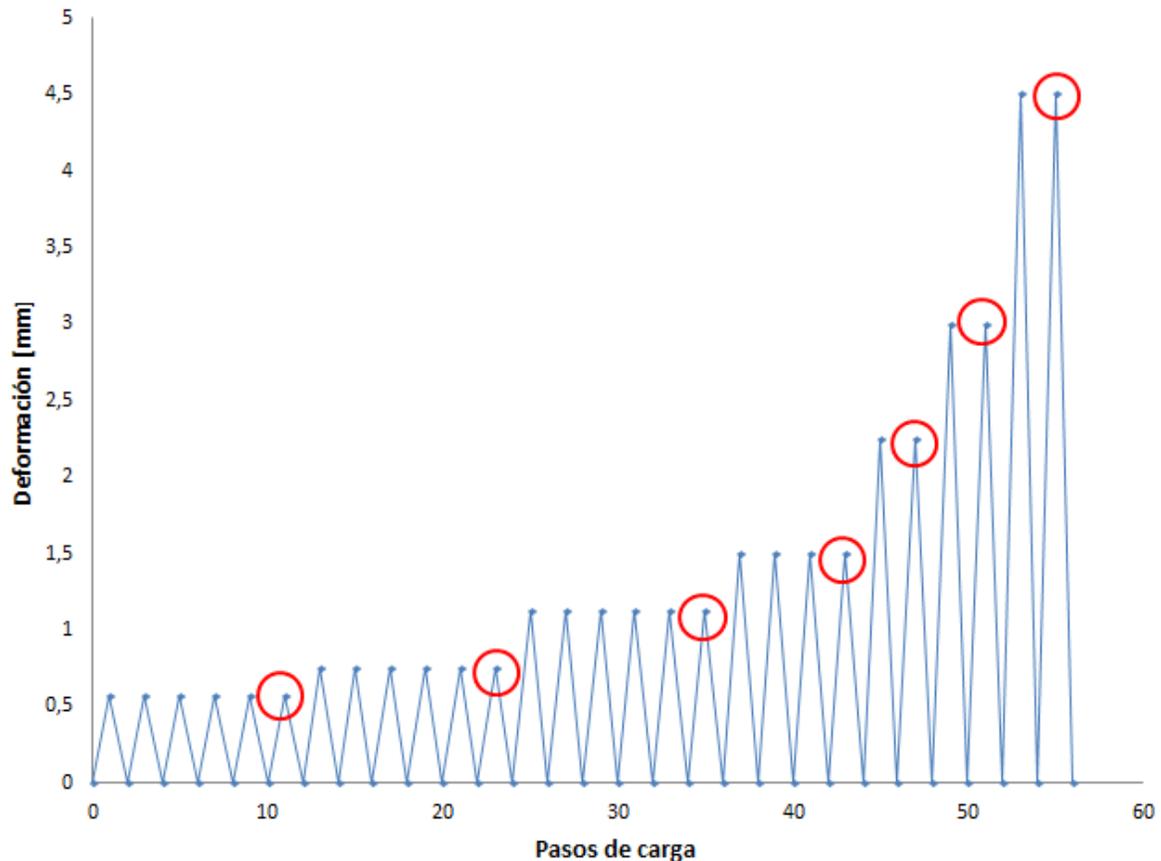


Figura 5.1: *Peaks* máximos Protocolo de carga.

### 5.1 Validación del modelo

#### 5.1.1 Modelo vs Ensayo monotónico

Para validar el modelo de EE.FF. se cuenta con ensayos de perfiles sometidos a cargas monotónicas realizados por Gómez (2008). Las configuraciones geométricas que ensayó Gómez (2008) no son idénticas a las utilizadas en este trabajo, por lo que se modifica la geometría de un modelo para copiar la del TSE-8 ensayado.

En la Figura 5.2 (a) se aprecia la relación fuerza vs deformación del ensayo monotónico y la del modelo con todo sus ciclos, mientras que la Figura 5.2 (b) muestra la misma relación, pero sólo con los puntos máximos del modelo 3D.

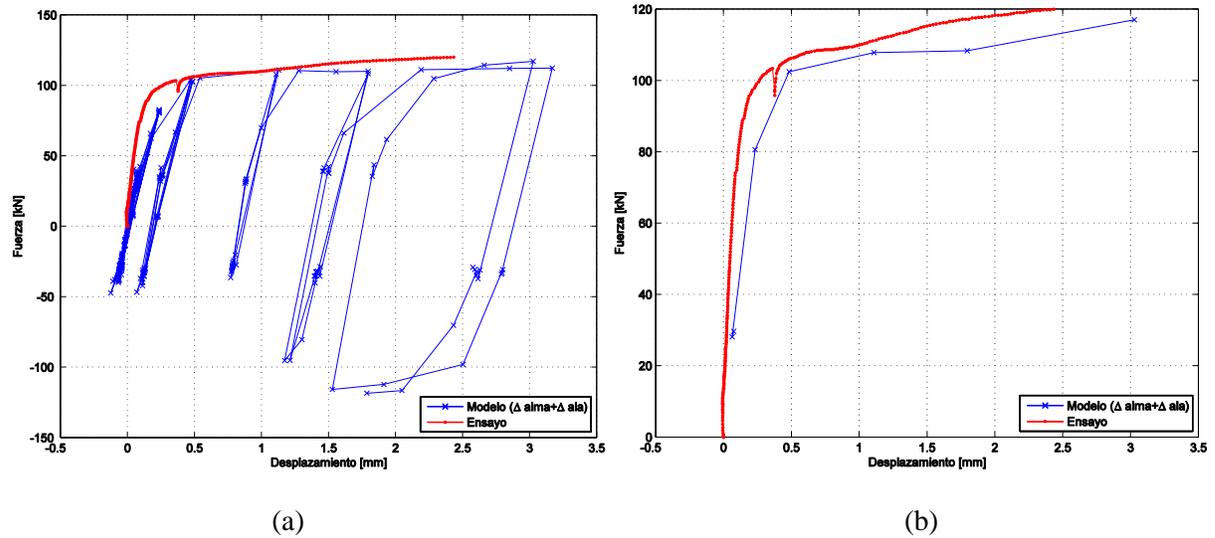


Figura 5.2: Modelo cíclico vs Ensayo monotónico TSE-8.

Este modelo falla por fractura de área neta, al igual que el ensayo monotónico.

Se observa que para alcanzar el mismo desplazamiento, el modelo 3D necesita una fuerza menor que la que necesita el ensayo monotónico; este fenómeno se aprecia mejor en la figura de la derecha. Las propiedades mecánicas ingresadas al modelo son recopiladas de la memoria de Gómez (2008).

Al observar la envolvente de la curva cíclica, se aprecia que coincide en gran medida con la curva monotónica, separándose en la parte final. De hecho se ve que el modelo 3D se desplaza casi un milímetro más que el ensayo.

La diferencia de comportamiento puede deberse a la idealización de la curva de la ley constitutiva usada en el modelo. Se utiliza una curva bilineal con endurecimiento isotrópico. Al observar el modelo, se aprecia que los elementos finitos del alma tienen deformaciones plásticas en una zona extensa del alma, lo que puede explicar la mayor ductilidad presente en el modelo de comparación.

## 5.2 Comparación de configuraciones geométricas

### 5.2.1 Fallas por bloque de corte

Las configuraciones que según diseño fallan por bloque de corte, son TSM-1, TSM-2 y TSM-3. Entre las tres configuraciones, el parámetro de estudio que varía es la distancia entre pernos del alma.

Se utiliza la convergencia de fuerza como criterio de convergencia de los tres modelos, que es el criterio por omisión que el programa utiliza. El valor inicial de tolerancia es de un 0,5%. Las probetas TSM-2 y TSM-3 presentan mayores problemas para converger, teniéndose que aumentar al 3% la tolerancia de error aceptada.

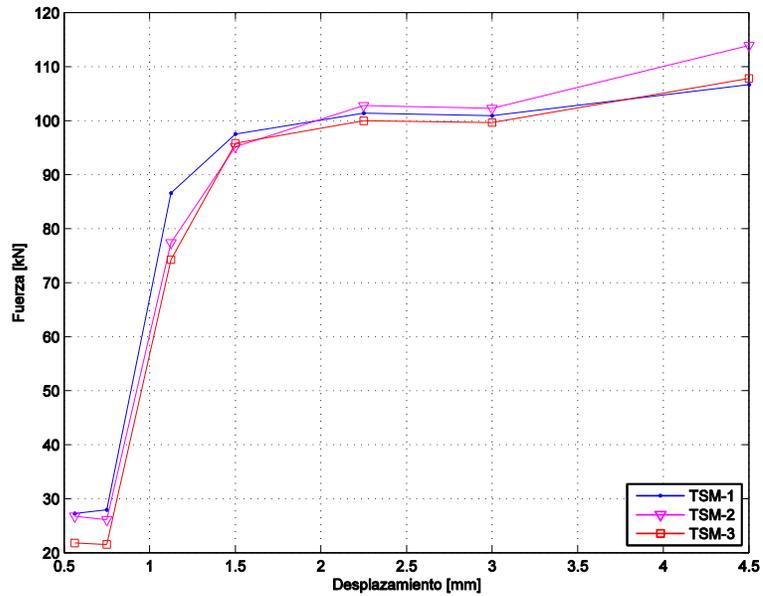


Figura 5.3: Fuerza externa vs deformación aplicada. TSM 1, 2 y 3.

Al ver el comportamiento global de los tres modelos (Figura 5.3) se aprecia que hasta el tercer ciclo de carga la tendencia es que TSM-1 es más energética que las otras dos probetas; luego del cuarto ciclo pasa a la cabeza TSM-2, seguida de TSM-1. En el ciclo final TSM-1 queda en último lugar, como el modelo que necesita menos fuerza para alcanzar el desplazamiento máximo del protocolo.

En la mayoría de los ciclos, la diferencia de fuerza necesaria para desplazar a alguna de las tres probetas modeladas es de magnitudes comparables. Es por esto que, sumado a la relajación en el criterio de convergencia de TSM-2 y TSM-3, TSM-1 tiene que ser el modelo que mejor represente la realidad.

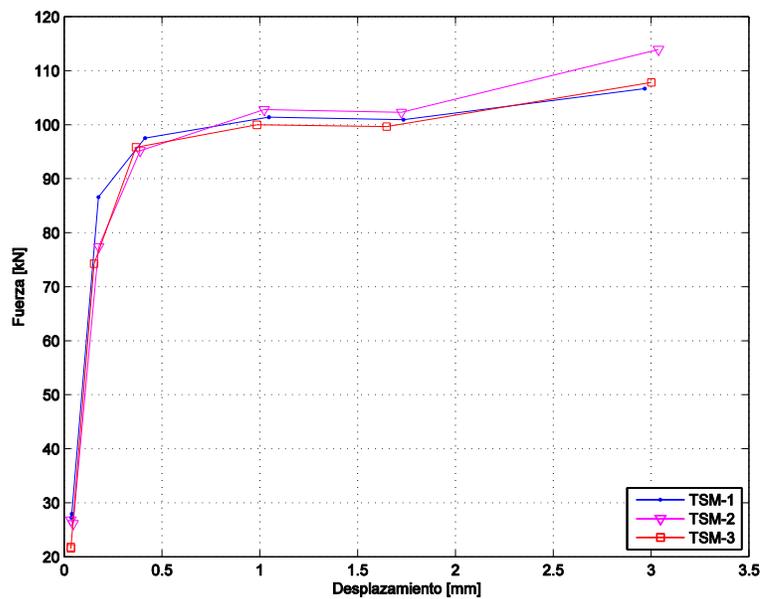


Figura 5.4: Fuerza externa vs Deformación axial en alma. TSM 1, 2 y 3.

Al observar la Figura 5.4, se aprecia la misma tendencia y forma que en la figura anterior. Aproximadamente al milímetro de desplazamiento relativo del alma se ve que se alcanza la fluencia de la pieza. Este hecho coincide con la considerable plastificación que se tiene entre los pernos en ese punto de deformación.

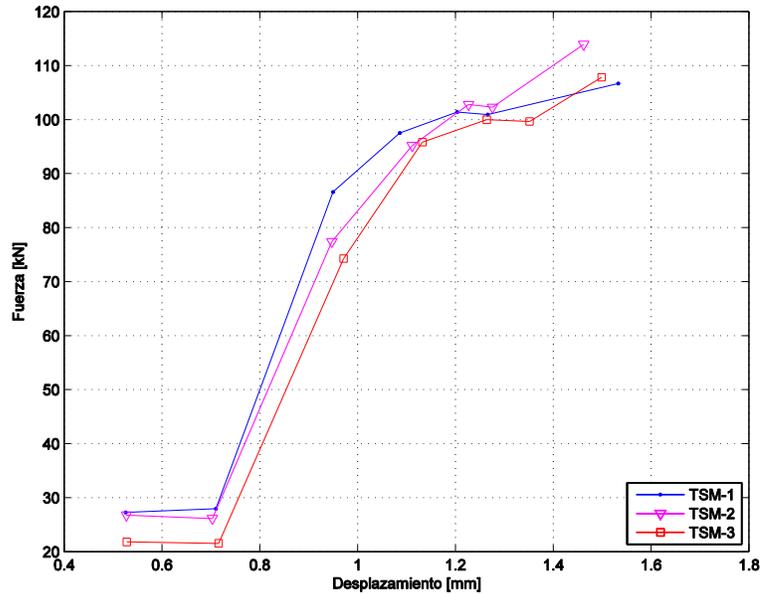


Figura 5.5: Fuerza externa vs Deslizamiento Viga-Alma. TSM 1, 2 y 3.

Al ver los primeros dos ciclos en la Figura 5.5 se ve que la fuerza aplicada, no superior a los 30 [kN], se debe al roce entre alma y viga. Sobrepasado el tercer ciclo, ya comienza a existir contacto entre los pernos a corte y el alma, lo que se traduce en un aumento considerable en la fuerza necesaria para lograr un deslizamiento relativo entre alma y viga.

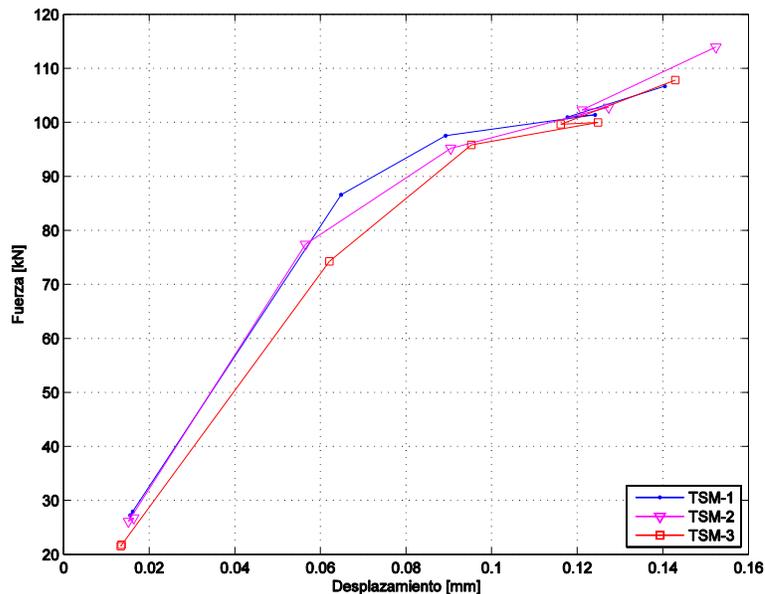


Figura 5.6: Fuerza externa vs Levantamiento del ala. TSM 1, 2 y 3.

El levantamiento de ala apreciado en la Figura 5.6 no controla el modo de falla, debido a la configuración geométrica utilizada (espesor de ala de 12 [mm]). Se corrobora en esta imagen que el levantamiento presenta un comportamiento bastante lineal, lo que implica una baja plastificación en la zona de contacto ala-alma.

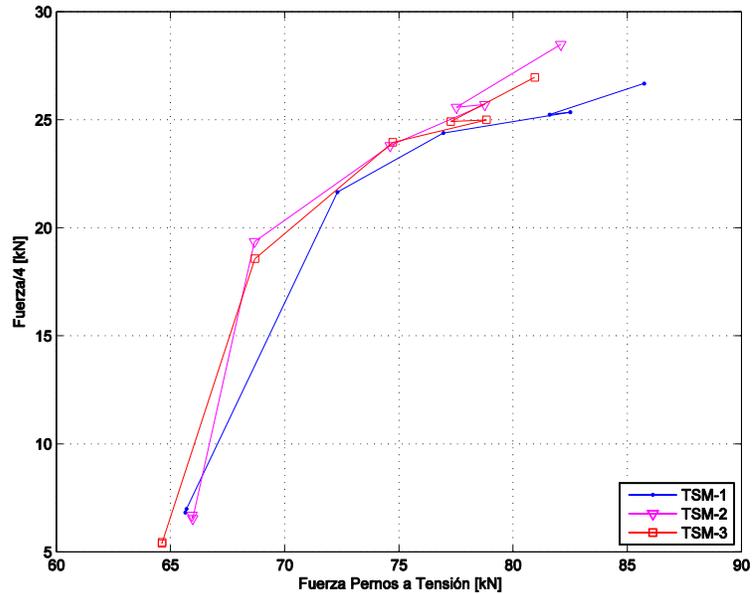


Figura 5.7: Fuerza externa vs Fuerza axial en Pernos a tracción. TSM 1, 2 y 3.

Al igual que en la figura anterior, en la Figura 5.7 se ve una baja plastificación de los pernos a tracción, debido al bajo apalancamiento (bajo con respecto a otras configuraciones estudiadas).

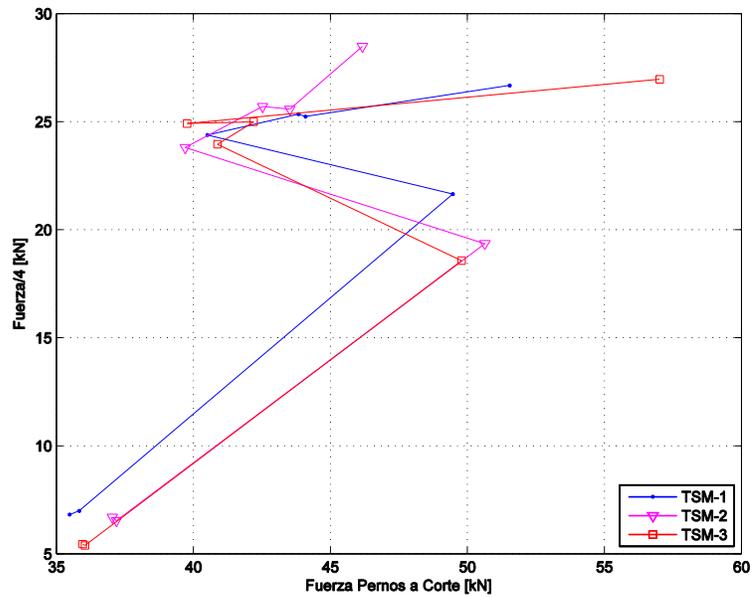


Figura 5.8: Fuerza externa vs Fuerza de Corte en Pernos a corte. TSM 1, 2 y 3.

En la Figura 5.8 se ve que cerca de los 50 [kN] de fuerza de corte en los pernos, se tiene una baja considerable de la tensión en estos. Esto se debe probablemente a un grado de plastificación en los pernos que relaja la pretensión inicial. Luego de algunos ciclos se ve que nuevamente la fuerza de corte aumenta proporcionalmente a la fuerza externa.

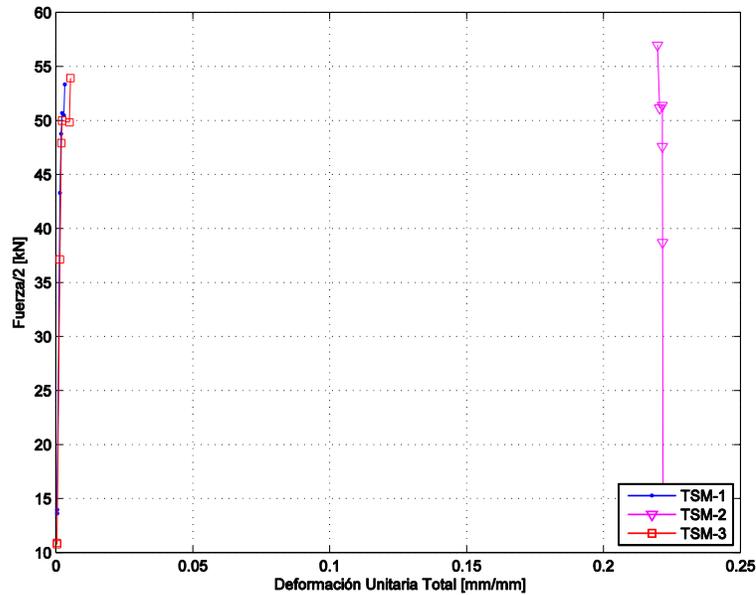


Figura 5.9: Fuerza externa vs Deformación unitaria total en soldadura. TSM 1, 2 y 3.

La Figura 5.9 muestra la fuerza aplicada a cada soldadura vs la deformación unitaria máxima para cada ciclo. TSM-2 tiene una deformación unitaria considerablemente más alta que los otros dos modelos comparados en la gráfica. Al revisar en detalle los resultados entregados se aprecia que esa deformación corresponde a una zona particular y no representativa del comportamiento global de la soldadura. El resto de la soldadura presenta un comportamiento más homogéneo y comparable a las otras dos probetas modeladas.

Se puede desprender de esto último que la excesiva concentración de tensiones en una zona de la soldadura puede ser la causa de la dificultad de convergencia de este modelo. Si bien estas zonas puntuales son indicio de las grandes tensiones a las que son sometidos los cordones de soldaduras, el comportamiento global de estos está dentro de lo esperado.

Como resultado global de estas configuraciones, y asumiendo que la tendencia inicial de los tres modelos es más representativa que la vista en los últimos ciclos de carga, se tiene una mayor resistencia global a mayor distancia entre los pernos. Para estas configuraciones, el modo de falla de bloque de corte se genera en conjunto con la fractura de área neta, pudiéndose generar en la práctica el segundo antes que el primero. Esto se puede apreciar en las Figuras b de los resultados de TSM-1, TSM-2 y TSM-3 (Figura 4.2, Figura 4.3 y Figura 4.4).

Se puede apreciar en los gráficos anteriores que a mayor distancia entre los pernos a tracción, se tiene mayor resistencia global e individual en la probeta. Se ve también que la soldadura es menos requerida para TSM-1 que para las otras dos configuraciones.

### 5.2.2 Fallas por fractura de área neta

Las configuraciones TSM-4 y TSM-5 fueron pensadas para fallar por fractura de área neta. El parámetro que cambia es el espesor del alma: TSM 4 tiene 5 [mm], mientras que TSM 5 es de 4 [mm].

Al igual que las configuraciones anteriores mostradas en 5.2, se utilizó la convergencia de fuerza como criterio. Los dos modelos no presentaron problemas de convergencia especiales, llegando al resultado final dentro del tiempo esperado.

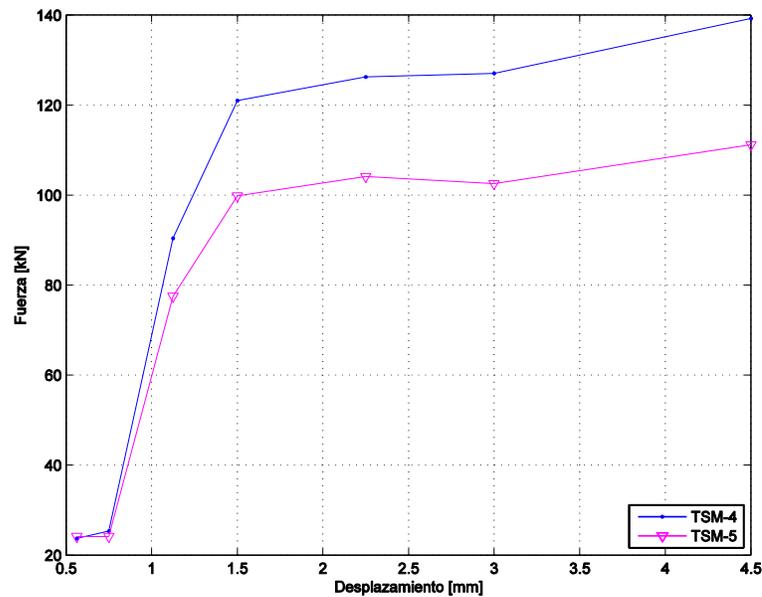


Figura 5.10: Fuerza externa vs deformación aplicada. TSM 4 y 5.

Al observar el comportamiento global de las dos probetas modeladas en la Figura 5.10, se aprecia que TSM-4 tiene una resistencia aproximadamente 20% mayor a TSM-5. Esta diferencia de resistencia final es similar al que FEMA 350 proyecta (20,4%).

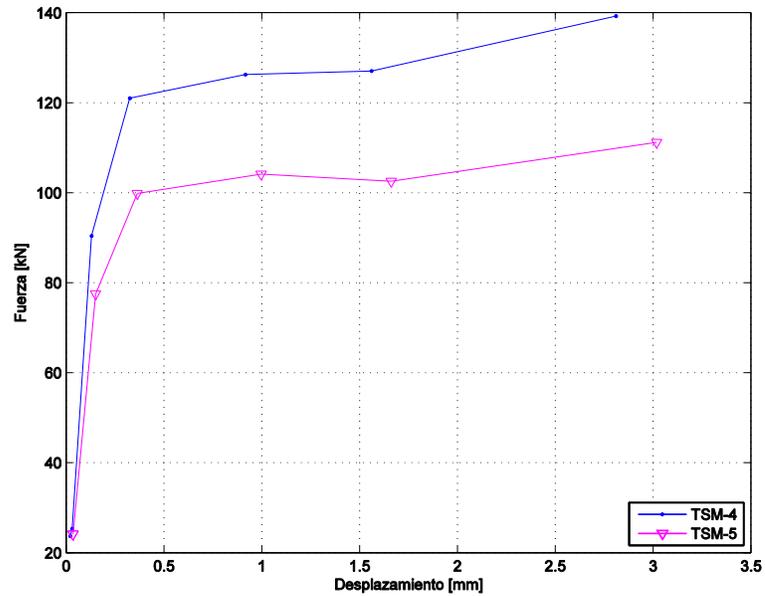


Figura 5.11: Fuerza externa vs Deformación axial en alma. TSM 4 y 5.

En la Figura 5.11 se observa que luego del tercer ciclo de desplazamientos, el alma tiene un comportamiento global de plastificación. Este comportamiento va de la mano con lo observado en el modelo; luego del tercer ciclo se aprecia claramente las deformaciones en la sección de Whitmore.

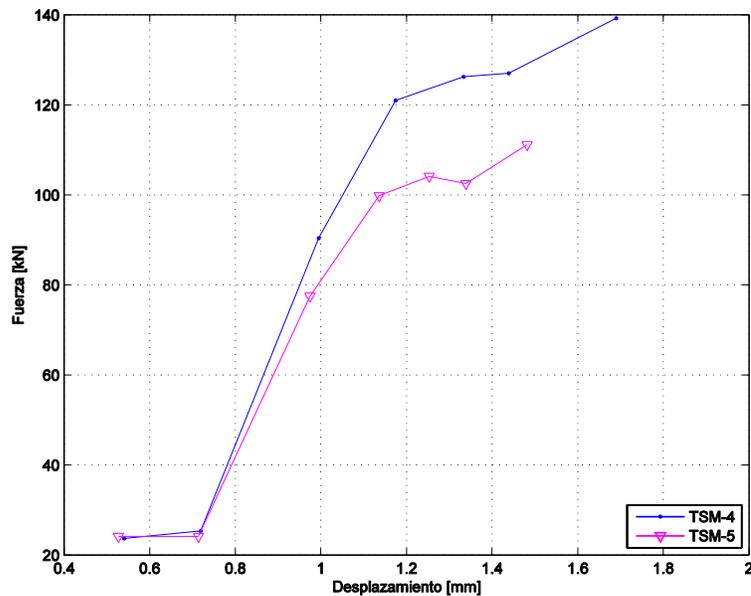


Figura 5.12: Fuerza externa vs Deslizamiento Viga-Alma. TSM 4 y 5.

Al ver la Figura 5.12 se aprecia que luego del tercer ciclo la fuerza necesaria para hacer deslizar el alma con respecto a la viga aumenta, lo que va de la mano con el contacto de las caras de los pernos con los orificios. En los últimos cuatro ciclos se ve un cambio de pendiente en las curvas mostradas, lo que se puede explicar por el aplastamiento considerable en los orificios.

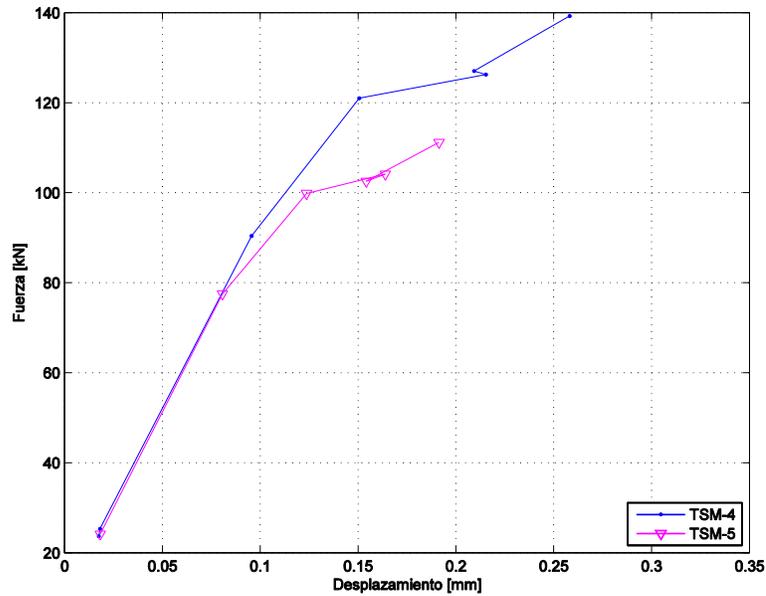


Figura 5.13: Fuerza externa vs Levantamiento del ala. TSM 4 y 5.

En la Figura 5.13 se ve que el levantamiento de ala es de tendencia lineal, con un leve cambio de pendiente en los últimos ciclos.

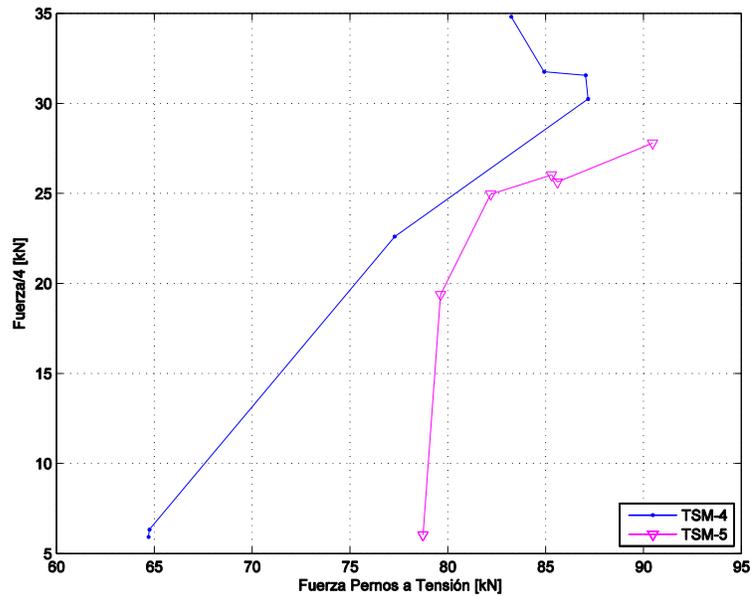


Figura 5.14: Fuerza externa vs Fuerza axial en Pernos a tracción. TSM 4 y 5.

En la Figura 5.14 Se ve el disímil comportamiento de ambas probetas modeladas. Mientras TSM-4 presenta una baja de tensión en los pernos para los últimos ciclos, TSM-5 muestra un grado de desapalancamiento considerable entre la fuerza externa y la tomada por dos pernos. La plastificación, al verla en los modelos, se encuentra bajo el límite de rotura, y los *peaks* mostrados en la figura anterior corresponden a una zona particular no representativa del comportamiento del perno.

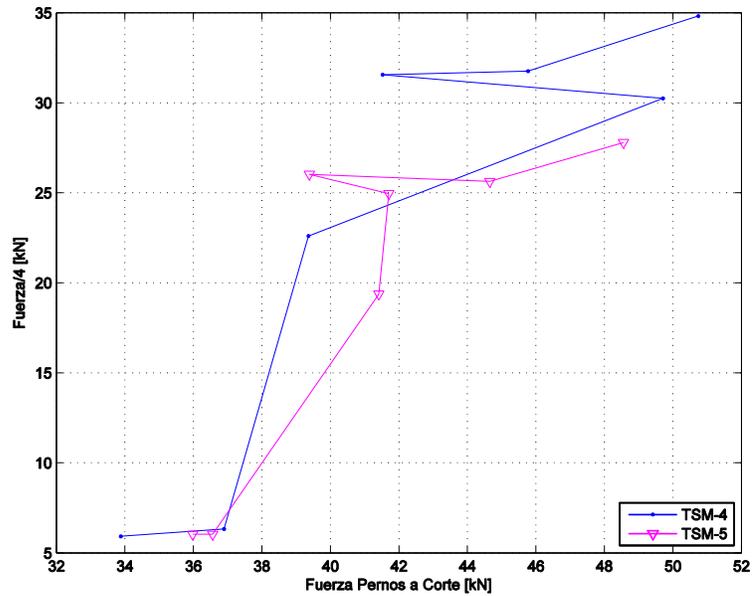


Figura 5.15: Fuerza externa vs Fuerza de Corte en Pernos a corte. TSM 4 y 5.

La Figura 5.15 muestra para TSM -4 una mayor fuerza de corte que para TSM-5, esto puede deberse a que la mayor fuerza necesaria para desplazar TSM-4 que a TSM-5 se trasmite por los pernos a corte.

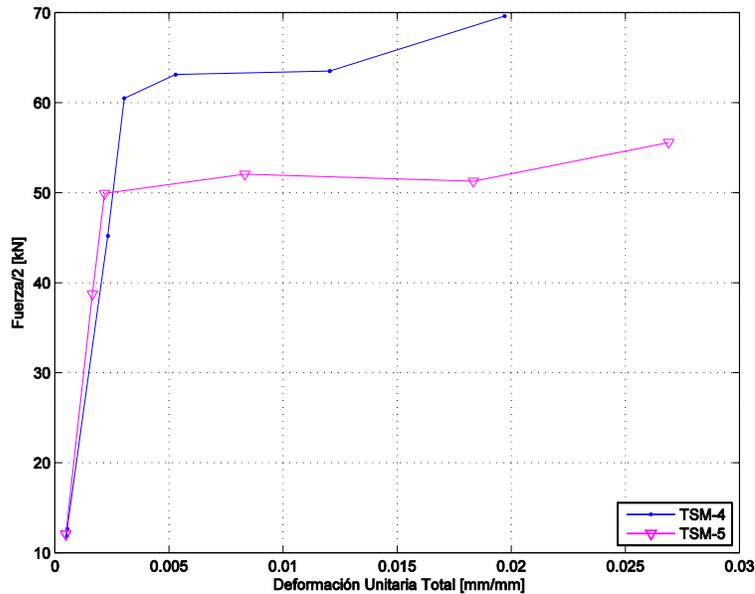


Figura 5.16: Fuerza externa vs Deformación unitaria total en soldadura. TSM 4 y 5.

La Figura 5.16 muestra que hay una zona en la soldadura que alcanzó la plastificación. Esto no es preocupante, pues no se alcanza a sobrepasar el 3% de deformación unitaria total.

### 5.2.3 Fallas Por rotura de pernos a tracción

Las configuraciones TSM-6 y TSM-7 están pensadas para fallar por rotura de los pernos en el ala. Debido al efecto de apalancamiento, es que corriendo las líneas de pernos más lejos del

alma, el brazo palanca aumenta considerablemente los esfuerzos en estos elementos. TSM 6 tiene 90 [mm] de distancia entre línea de pernos y línea de pernos, mientras que TSM 7 tiene 70 [mm].

Se utiliza el método de convergencia de fuerza. TSM-6 no presenta problemas de convergencia, mientras que TSM-7 sí. Se tuvo que relajar el criterio de convergencia a un 3% para esta probeta modelada.

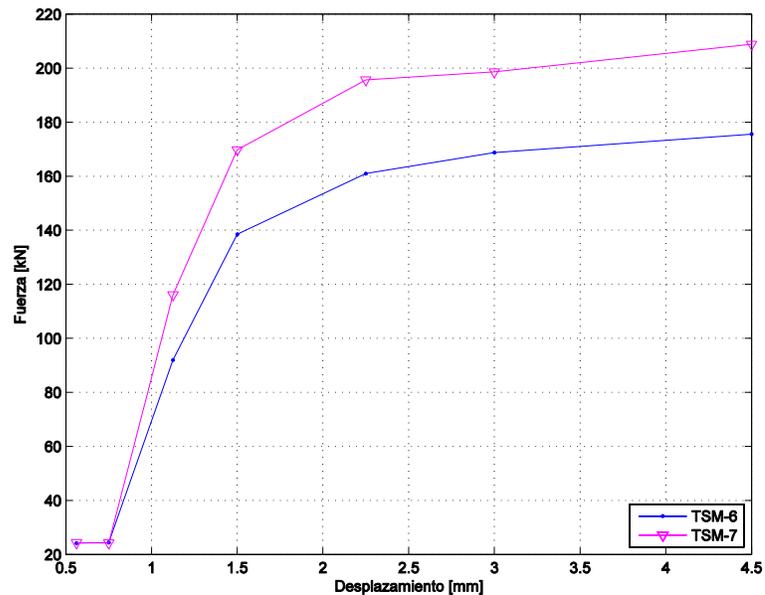


Figura 5.17: Fuerza externa vs deformación aplicada. TSM 6 y 7.

La Figura 5.17 muestra que el comportamiento global de ambas probetas modeladas presenta una plastificación más evidente recién luego del quinto ciclo de carga. Para poder obtener la rotura de perno a tracción, mezclada con el “*prying effect*”, se necesita dimensiones de espesores de ala y alma elevados, así como pernos con mayor límite de rotura. Lo anterior conlleva que se tenga un comportamiento global de una plastificación más paulatina que en otros modelos vistos.

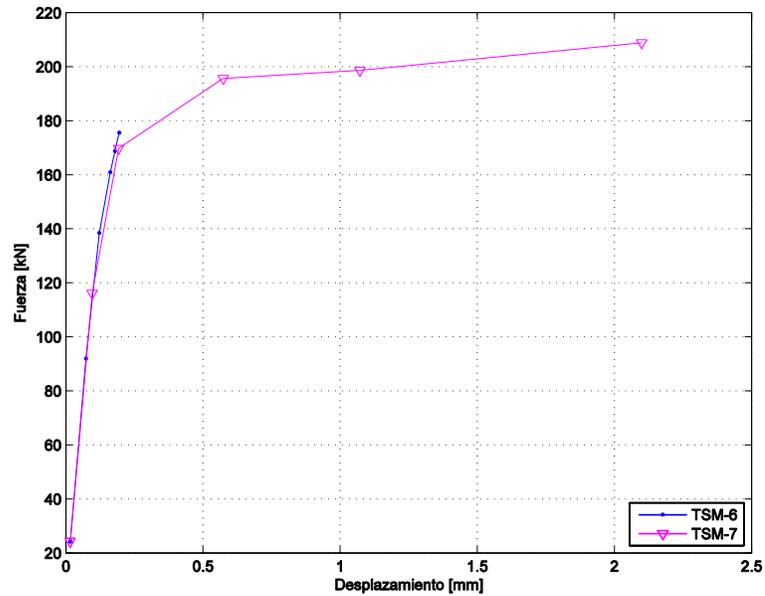


Figura 5.18: Fuerza externa vs Deformación axial en alma. TSM 6 y 7.

La Figura 5.19 muestra un comportamiento totalmente diferente entre TSM-6 y TSM-7 en el alma. Mientras que TSM-6 presenta un comportamiento solamente en el rango lineal, TSM-7 muestra una cierta plastificación en los últimos tres ciclos de carga. Revisando los modelos, se encuentra que el comportamiento global de ambos es lineal en el alma. La incursión en el rango plástico es en una zona local cercana al orificio de perno más cercana al ala.

Aún con lo expuesto en el párrafo anterior, se espera que TSM-7 requiera más energía para poder alcanzar el modo de falla querido, y por ende el resto de los elementos son más solicitados.

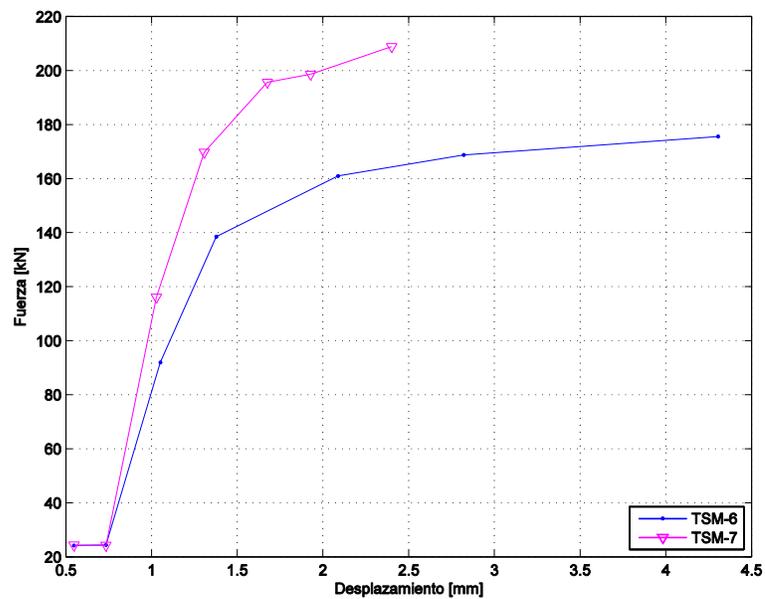


Figura 5.19: Fuerza externa vs Deslizamiento Viga-Alma. TSM 6 y 7.

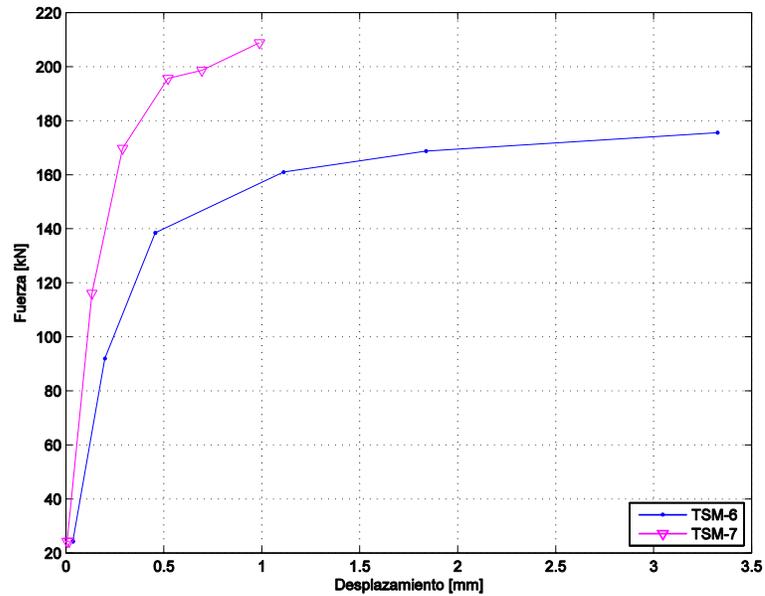


Figura 5.20: Fuerza externa vs Levantamiento del ala. TSM 6 y 7.

La Figura 5.19 muestra el mayor deslizamiento relativo entre viga y alma de TSM-6 con respecto a TSM-7. Como se dijo anteriormente, TSM-6 y TSM-7 tienen un comportamiento en el alma que está dentro del rango lineal, lo que implica que ante un levantamiento de ala, el alma se va a desplazar proporcionalmente. La Figura 5.20 muestra un comportamiento similar al de la figura anterior, en donde se tiene un levantamiento de ala superior, y con una fuerza externa menor, para TSM-6 que para TSM-7. TSM-6 al tener las líneas de pernos más alejadas del alma, es más influenciado por el efecto de apalancamiento (*prying effect*).

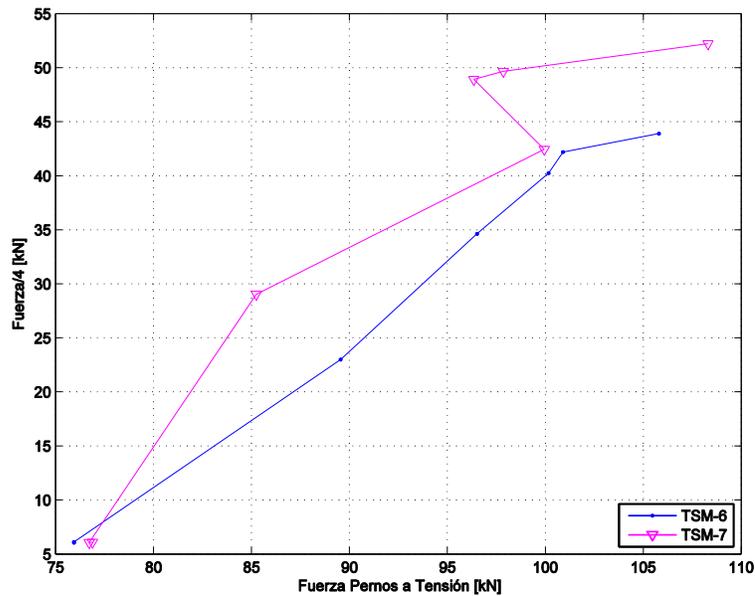


Figura 5.21: Fuerza externa vs Fuerza axial en Pernos a tracción. TSM 6 y 7.

Como se ve en la Figura 5.21, para el mismo nivel de carga externa, TSM-6 recibe más fuerza en cada perno que TSM-7, lo que refuerza la idea anterior de que está más sometida al efecto de apalancamiento.

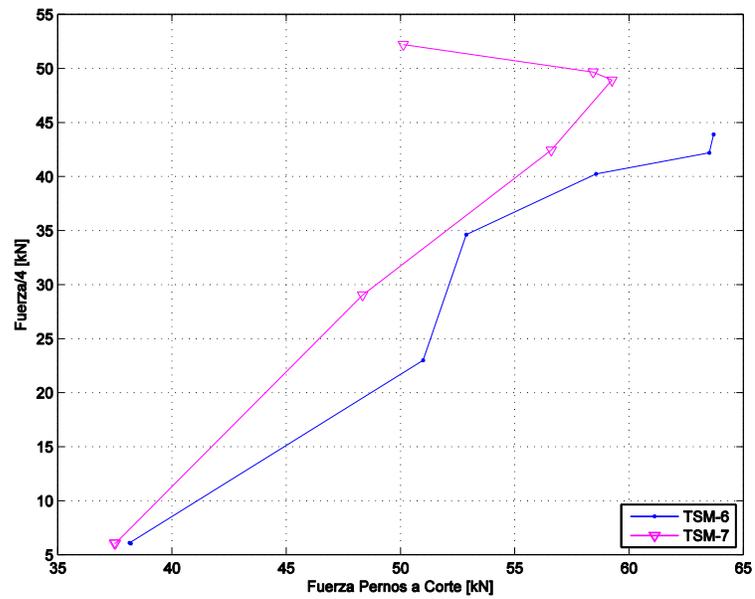


Figura 5.22: Fuerza externa vs Fuerza de Corte en Pernos a corte. TSM 6 y 7.

En la Figura 5.22 se aprecia que los pernos sometidos a corte son menos solicitados en TSM-7, que en TSM-6, aun cuando la fuerza externa es mayor en el primero. Esto debido al mayor deslizamiento viga-alma producto del levantamiento de ala de TSM-6.

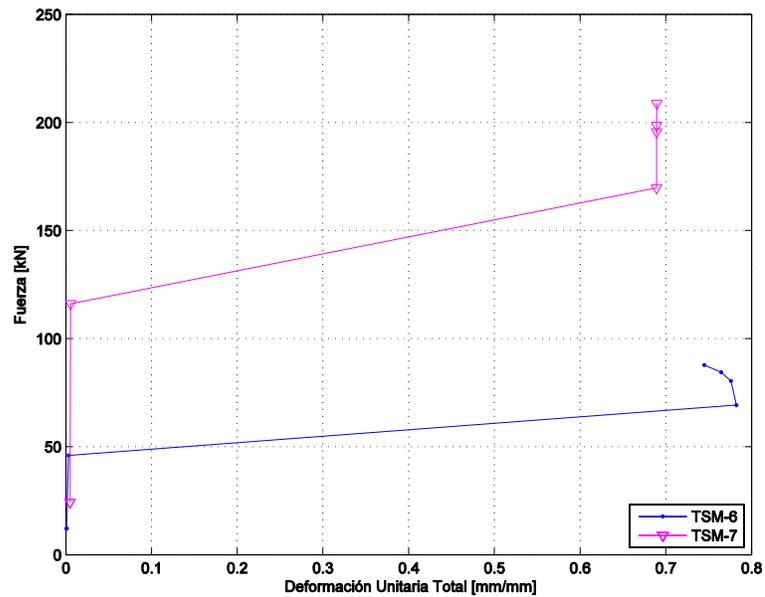
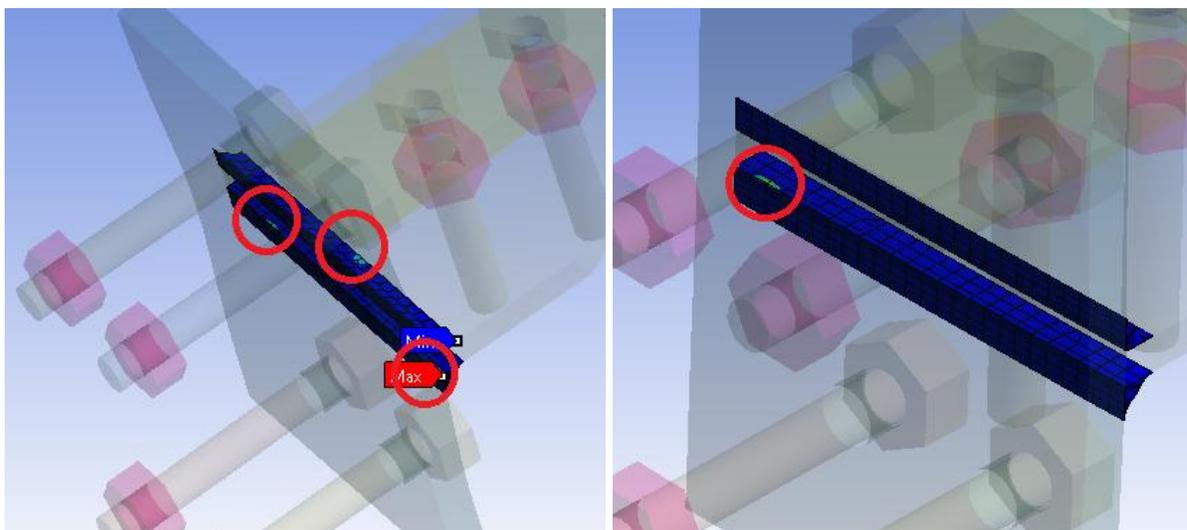


Figura 5.23: Fuerza externa vs Deformación unitaria total en soldadura. TSM 6 y 7.



(a): TSM-6

(b): TSM-7

**Figura 5.24: Fallas locales en soldaduras TSM-6 y TSM-7.**

Al observar la Figura 5.23 se ve que los últimos cuatro ciclos la deformación unitaria total para ambas configuraciones modeladas sobrepasa ampliamente el valor último de falla. Luego de revisar el modelo se ve que para TSM-7 (Figura 5.24-b) la falla se produce en una zona cercana a la línea de pernos. Para TSM-6 (Figura 5.24-a) corresponde a tres zonas de falla, una de las cuales aparece en una zona similar al otro modelo.

El carácter puntual de las fallas no permite determinar con seguridad que la soldadura está fallando, pero sí indica que ambas configuraciones necesitan grandes esfuerzos internos en los diferentes elementos de la conexión modelada para generar el modo de falla deseado.

#### **5.2.4 Falla por fluencia de área bruta**

La probeta TSM-10 es la única que está pensada para fallar por fluencia del área bruta del alma, pero como los esfuerzos ocurren en la misma zona que las probetas que fallan por fractura de área neta se puede hacer una comparación de los niveles de tensiones alcanzados.

TSM-10 no presenta problemas de convergencia, utilizándose el mismo criterio anterior.

El valor nominal para la fluencia del acero A36 es de 0,002 mm/mm de deformación unitaria. Al revisar el modelo paso a paso, se ve que entre el paso de carga 35 y 37 se alcanza la falla (aumento de 1,125 [mm] a 1,5 [mm] de deformación externa inducida).

En el resto de los elementos se aprecia un nivel de tensiones por debajo de los límites de servicio.

#### **5.2.5 Soldaduras ER-60S-6**

Las configuraciones TSM-8 y TSM-9 son modeladas con electrodo ER-60S-6 en la soldadura, a diferencia de las demás 8 configuraciones que usan ER-70-S. Ambas están diseñadas para que fallen por fractura de área neta.

Se tiene que para TSM-8, que consta de un espesor de alma de 6 [mm], necesita una mayor fuerza externa para alcanzar el desplazamiento externo impuesto (Figura 5.25).

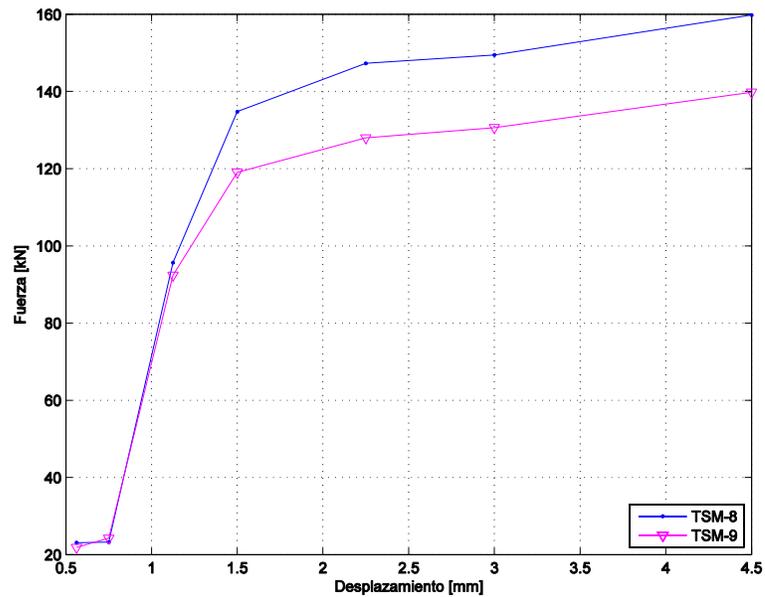


Figura 5.25: Fuerza externa vs deformación aplicada. TSM 8 y 9.

TSM-8 es modelado con un solo elemento de soldadura, como se explica en el capítulo 3.6. En la Figura 5.26 se aprecia que este elemento de soldadura modelado no presenta grandes deformaciones globales o puntuales. En contraparte, TSM-9 presenta deformaciones globales bajo el nivel de falla, pero al observar el nivel de tensiones principales, se aprecia que está en el rango plástico en varios sectores (Figura 5.27).

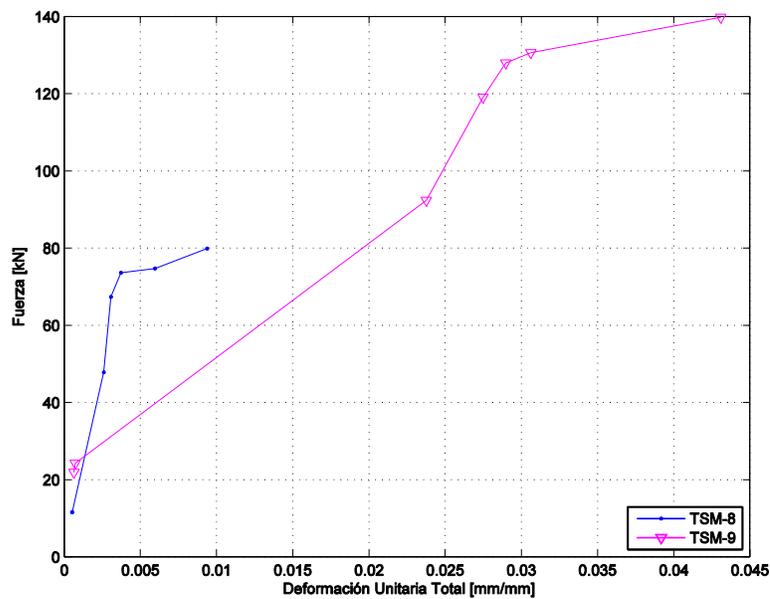


Figura 5.26: Fuerza externa vs Deformación unitaria soldadura. TSM 8 y 9.

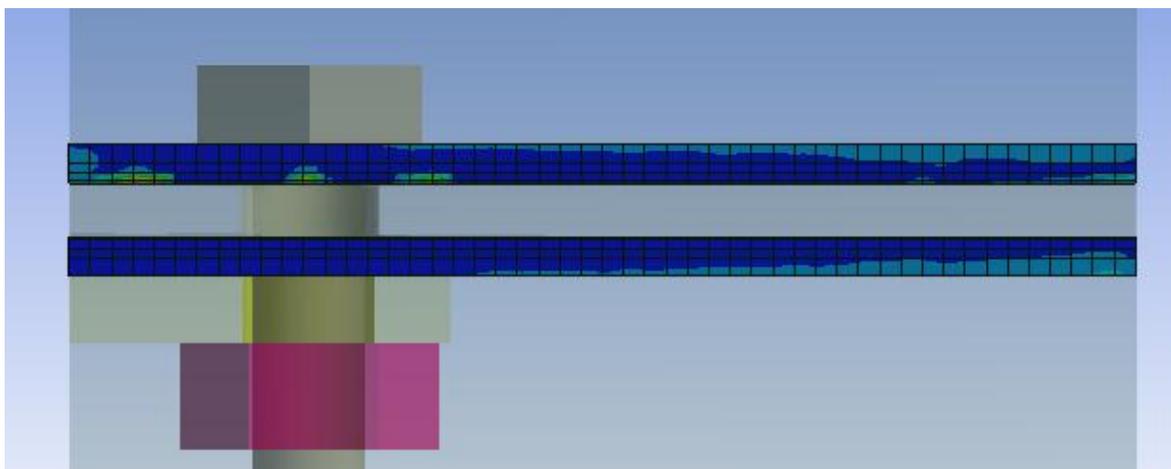


Figura 5.27: Deformación unitaria en soldaduras. TSM-9.

Como se señala anteriormente, para ambas configuraciones se espera la falla por fractura de área neta del alma, primero para TSM-8 y luego para TSM-9 (Figura 5.28). Para TSM-9 se tiene que el nivel de tensiones y deformaciones en el alma y las soldaduras son sobrepasados en el mismo paso de carga. TSM8 presenta grandes deformaciones en toda la conexión, al tener una relación ala/alma más similar.

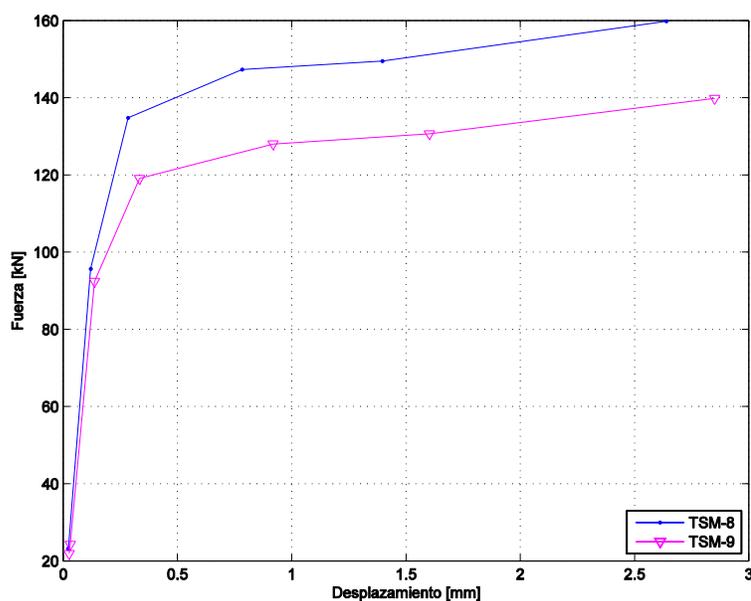


Figura 5.28: Fuerza externa vs Deformación de Alma. TSM 8 y 9.

### 5.2.6 Deformación de todos los modelos

Desde la Figura 5.29 hasta la Figura 5.33 se muestra el comportamiento de las diez probetas modeladas y estudiadas en esta memoria. Como se señala en capítulos anteriores, al graficarse los casos máximos para cada variable en estudio, algunas veces este valor peak no es representativo del comportamiento global del elemento. En caso de darse lo anteriormente dicho, se hace el comentario respectivo para la figura.

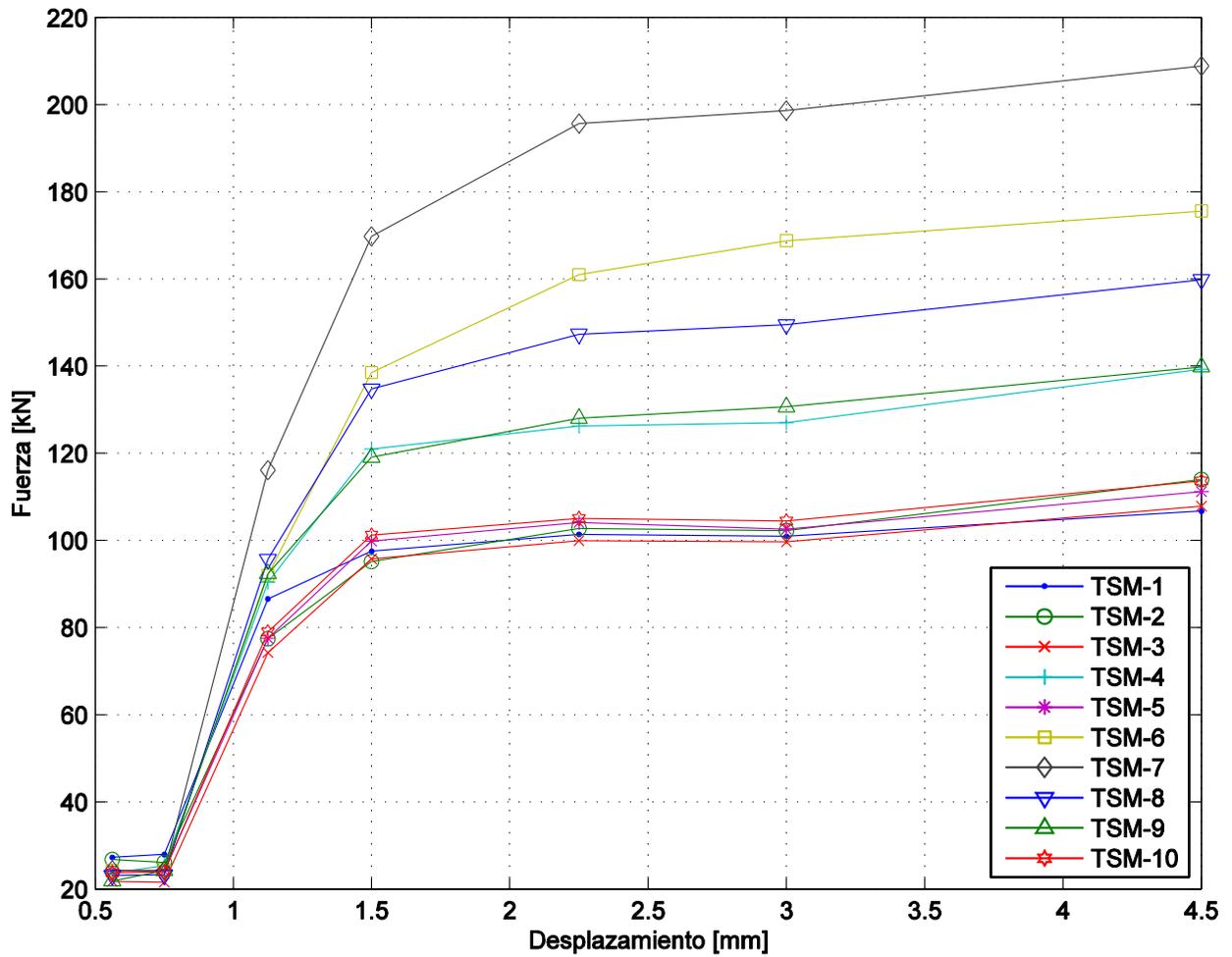


Figura 5.29: Fuerza externa vs deformación aplicada de todos los modelos.

En la Figura 5.29 se aprecia que las configuraciones diseñadas para fallar por fractura de pernos a tracción son las que requieren las mayores fuerzas externas para ser deformadas. Luego vienen Las configuraciones TSM 8, 9 y 4. En último lugar se tiene las cinco configuraciones con espesor de alma de 4 [mm] (TSM 1, 2, 3, 5 y 10).

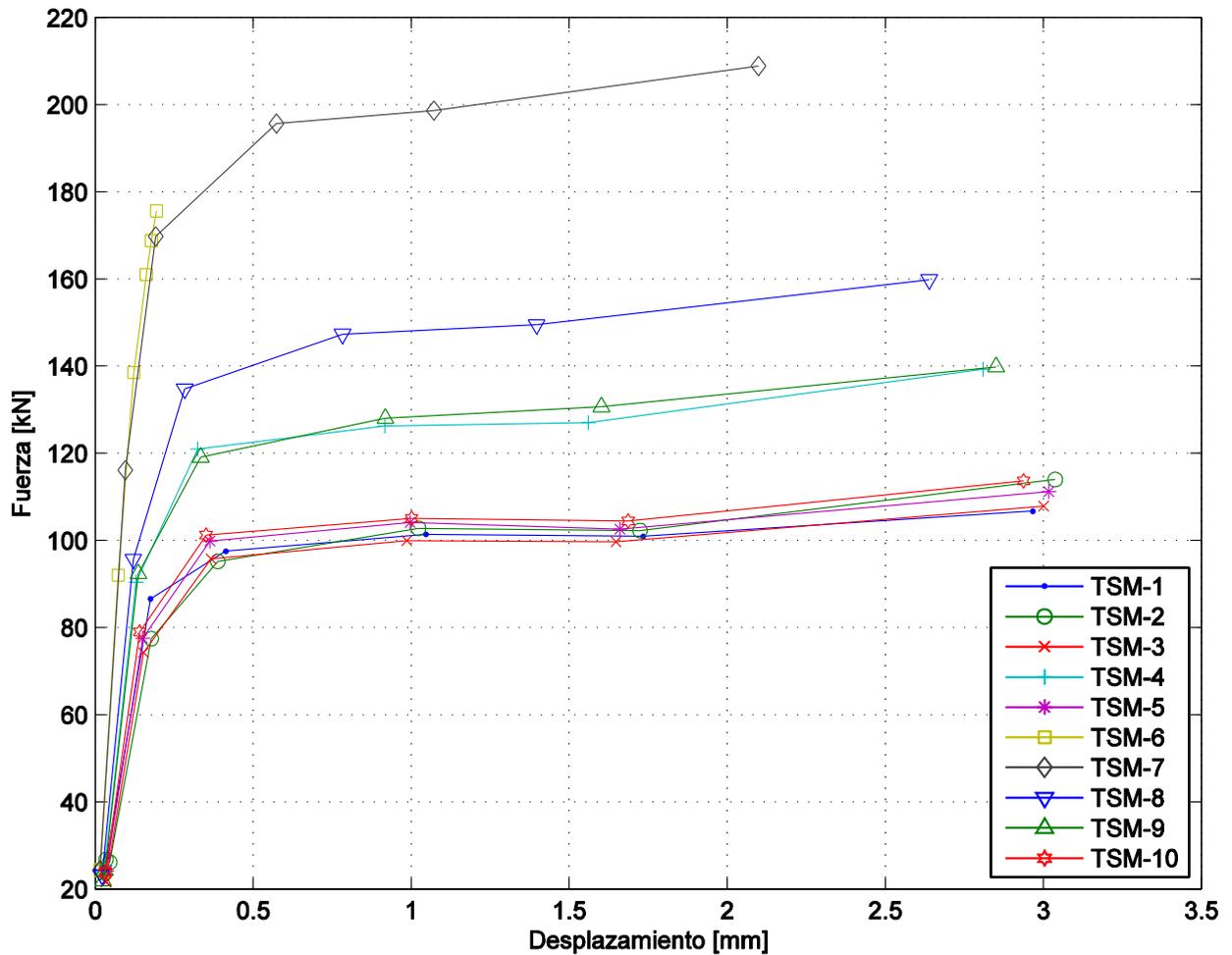


Figura 5.30: Fuerza externa vs Deformación axial en alma de todos los modelos.

Como se menciona anteriormente, los últimos tres ciclos de carga de TSM-7 presentan una deformación puntual que no representa el comportamiento global del alma. Tomando esto en cuenta, se aprecia en la Figura 5.30 que para las configuraciones de bloque de corte TSM 6 y 7, las deformaciones en el alma son pequeñas en comparación al resto de los modelos. Cabe recordar que el espesor de alma de ambos modelos es de 8 [mm].

Luego viene TSM-8, que cuenta con un espesor de alma de 6 [mm], TSM 4 y 9 tiene espesor de alma de 5 [mm] y se ven con un comportamiento similar.

El último grupo de modelos con comportamiento similar corresponde a los que tienen espesor de alma igual a 4 [mm].

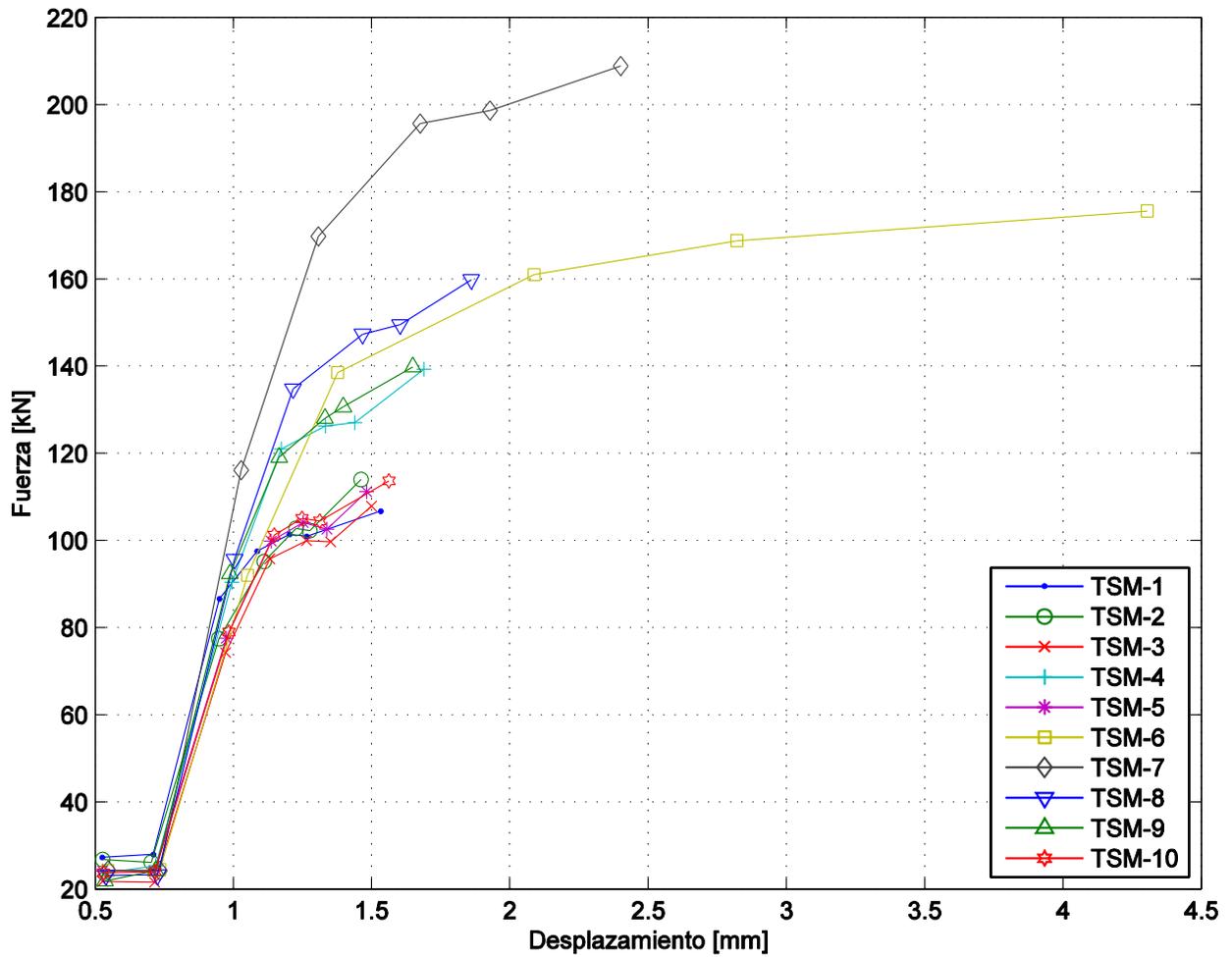


Figura 5.31: Fuerza externa vs Deslizamiento viga-alma de todos los modelos.

El deslizamiento relativo entre viga y alma va de la mano con el levantamiento de alma, como se aprecia en la Figura 5.31 y Figura 5.32. A mayor espesor de alma es posible lograr un mayor levantamiento de alma, según lo visto en estas configuraciones, pues permite trabajar al ala antes de que el alma falle.

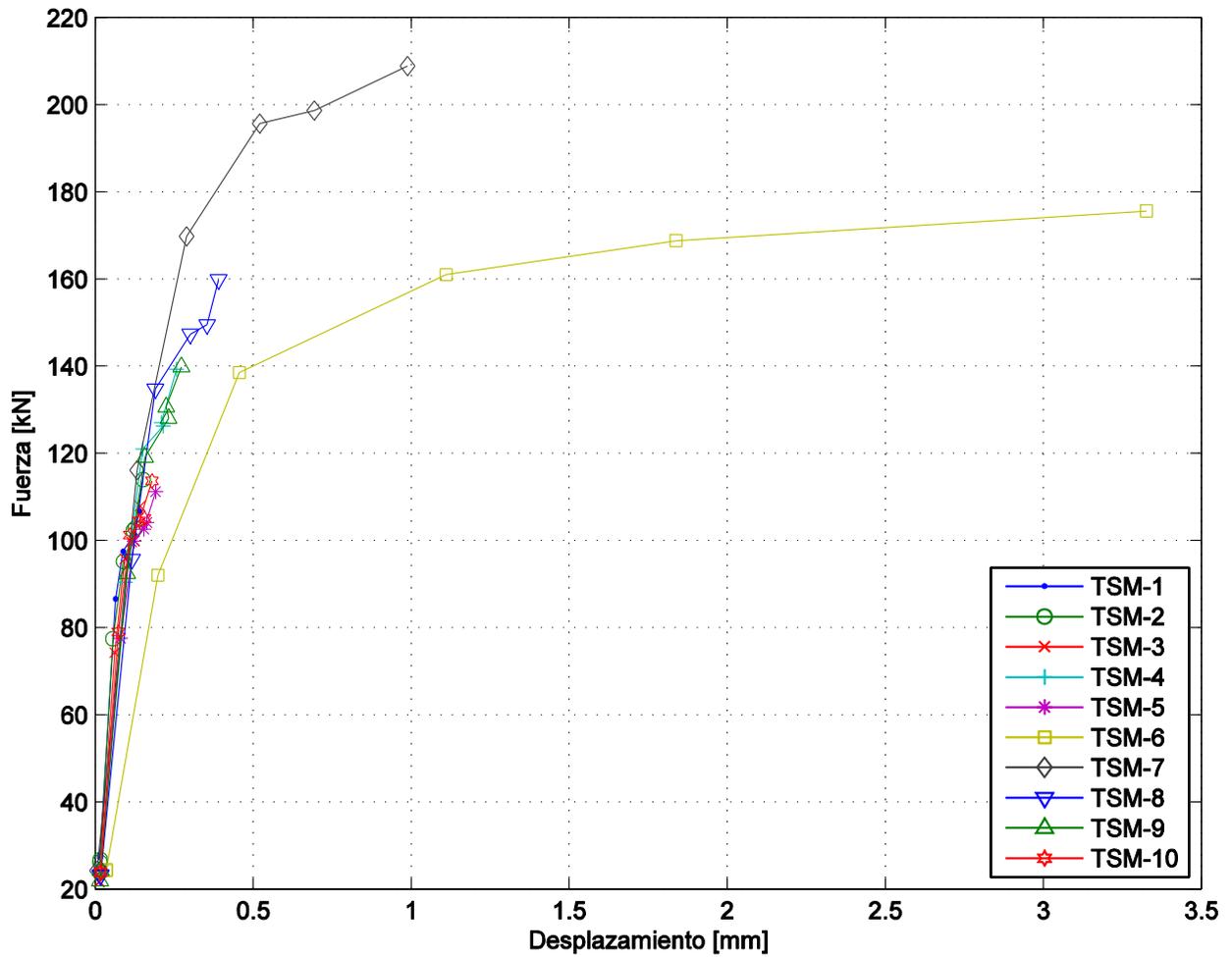


Figura 5.32: Fuerza externa vs Levantamiento del ala de todos los modelos.

En la Figura 5.32 se ve que el mayor levantamiento de alma se encuentra en TSM 6 y 7. Así también se ve que TSM-8 presenta un levantamiento considerable, esto gracias al mayor espesor de alma con el que cuenta.

TSM-6 tiene una distancia entre los pernos del ala mayor que TSM-7, lo que permite que este elemento de la conexión entre en el rango plástico, y por ende disipar energía.

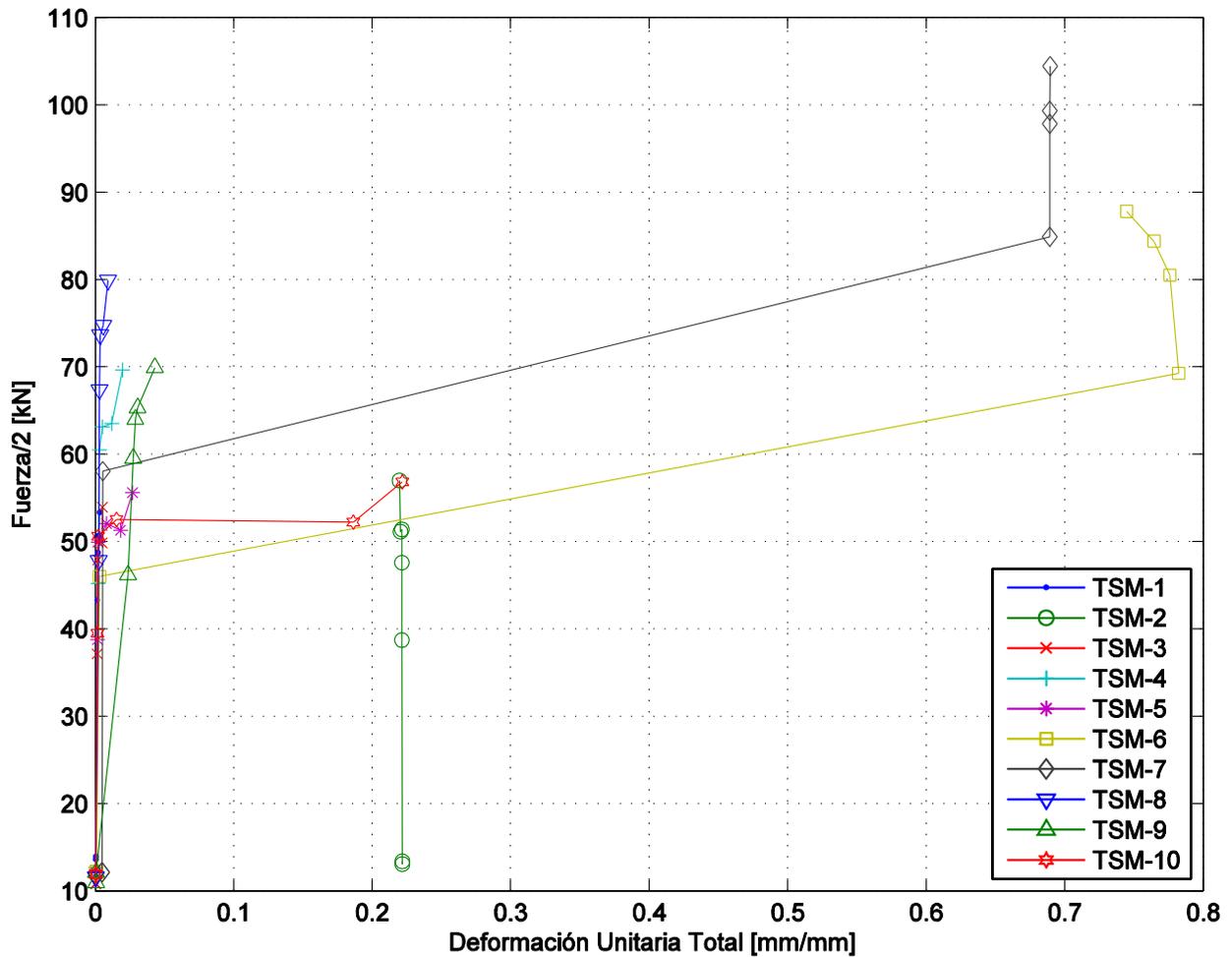


Figura 5.33: Fuerza externa vs Def. unitaria total en soldadura en todos los modelos.

En la Figura 5.33 se muestra la deformación unitaria máxima para los ciclos de carga. Debido a que la soldadura es una zona crítica por donde se traspasa la fuerza del alma al ala, es que algunos modelos (TSM 2, 6, 7 y 10) muestran zonas particulares de las soldaduras que sobrepasan las deformaciones máximas admisibles. Esto puede deberse a problemas de convergencia de los modelos por las grandes deformaciones externas a las que son sometidos. Aun así, al realizar una inspección visual, paso a paso de los modelos, se ve que el comportamiento global de todas las probetas modeladas, salvo TSM-9, se encuentra cercano al rango elástico, o bien con bajas zonas de plastificación.

TSM-9 presenta un nivel de tensiones alto tanto en los cordones de soldadura, como en el alma. Solamente con el modelo realizado no se puede determinar con precisión en cuál de las dos zonas falla primero.

### 5.3 Comparación con FEMA 350 (2000)

FEMA 350 (2000) predice los modos de falla para este tipo de conexiones. Por contraparte se tiene los valores obtenidos por los modelos de EE.FF. A continuación se muestra la Tabla 5.1, con los valores de diseño esperados vs lo obtenido por los modelos cíclicos.

**Tabla 5.1: Comparación valores teóricos vs valores modelo EE.FF.**

<b>Probeta</b>	<b>Tipo de falla</b>	<b>Valor Modelo [kN]</b>	<b>Valor FEMA 350 [kN]</b>
TSM 1	Bloque de corte	114,9	116,7
TSM 2	Bloque de corte	122,7	126,7
TSM 3	Bloque de corte	142,4	136,4
TSM 4	Fractura área neta	130,6	88,1
TSM 5	Fractura área neta	111,1	70,5
TSM 6	Fractura pernos a tracción	161,3	92,9
TSM 7	Fractura pernos a tracción	201,8	116,3
TSM 8	Fractura área neta	159,8	105,7
TSM 9	Fractura área neta	139,8	88,1
TSM 10	Fluencia área bruta	101,5	128,4

Se aprecia en la tabla anterior, que para los primeros tres modelos, la diferencia de valores es pequeña. Para TSM 4, 5, 8 y 9 la diferencia de valores oscila alrededor del 35%. TSM 6 y 7 son los modelos más alejados de los valores predichos por FEMA 350 (2000). En la Figura 5.34 y Figura 5.35 se aprecia la diferencia total y porcentual entre los valores teóricos y los entregados por los diferentes modelos.

Lo primero que se puede apreciar es que para las configuraciones que necesitaban menos fuerza para llegar a la falla, la diferencia de valores entre modelo y teoría es menor.

Los modelos con fallas asociadas al alma presentan un mejor comportamiento, en cuanto a lo esperado, que los con falla fuera del alma.

La fractura de pernos a tracción necesita que la fuerza pase por la viga, los pernos a corte, el alma, las soldaduras, las alas y finalmente por los pernos a tracción para fallar. Al haber más elementos involucrados, y cada elemento con una ley constitutiva idealizada, la probabilidad de error aumenta. Aún con el porcentaje de error asociado, se ve que la resistencia para ciertos modos de falla está subestimada.

Se tiene que para todas las configuraciones que están diseñadas para que fallen por fractura de área neta la diferencia porcentual con FEMA 350 es similar. Esto puede implicar que la sección de Whitmore (1952) esté siendo subestimada, tomando un ángulo  $\theta_{\text{eff}}$  menor al real.

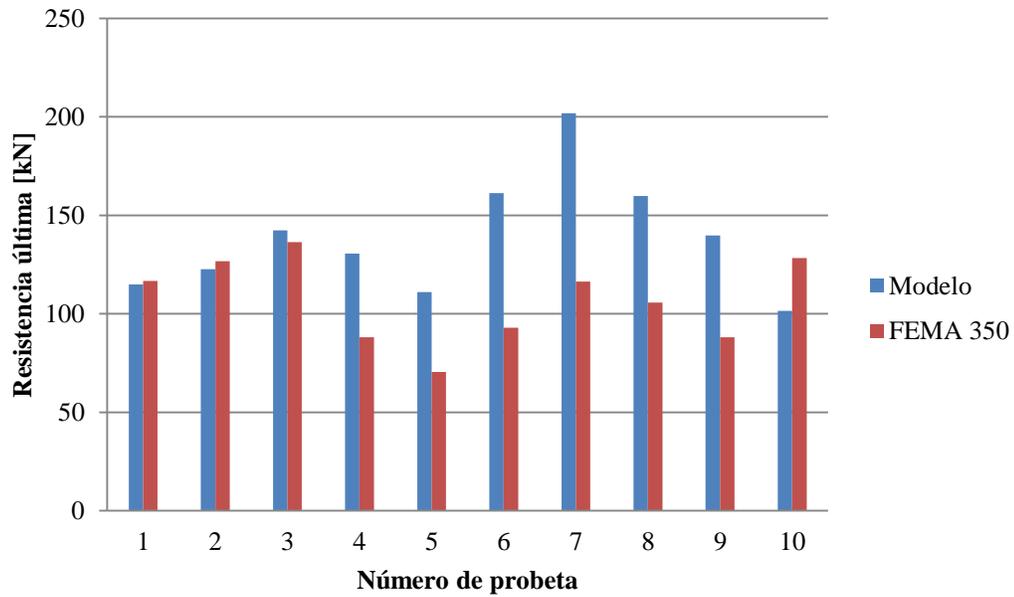


Figura 5.34: Comparación entre valores últimos teóricos vs modelo.

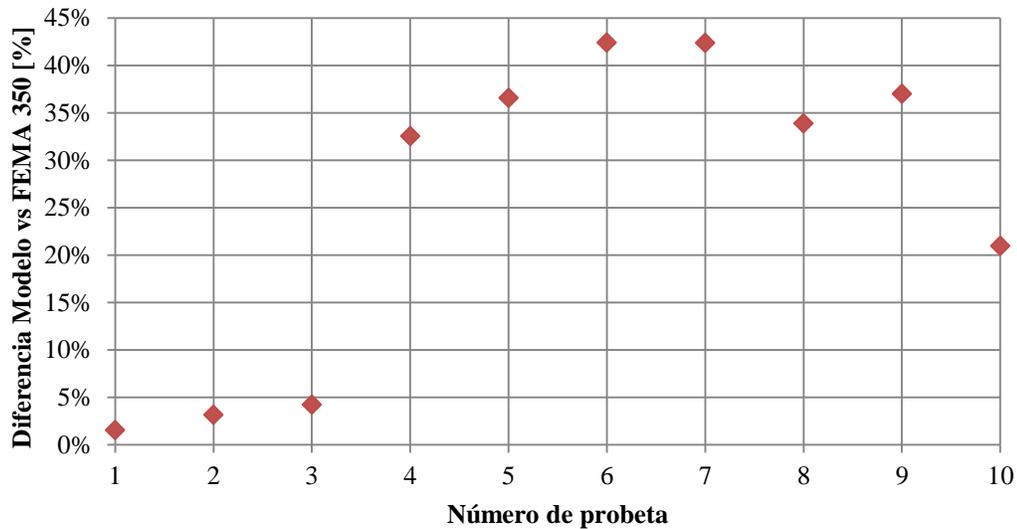


Figura 5.35: Diferencia porcentual entre modelo y FEMA 350 (2000).

## 5.4 Comparación con Bravo (2012)

Los ensayos cíclicos realizados en paralelo por Bravo (2012) sirven de referencia para saber si un determinado valor obtenido en esta memoria se adecúa a lo obtenido empíricamente, o bien no es válido para predecir el comportamiento de una conexión DST real.

La Tabla 5.2, muestra que, salvo dos probetas, todas fallan por fractura de área neta. Para TSM 1, 2 y 3 no resulta extraña la ocurrencia de esto, pues ambos modos de falla se encuentran cerca energéticamente hablando. Además al inspeccionar visualmente los modelos paso a paso,

las deformaciones plásticas se concentran en la sección de Whitmore (1952) y entre medio de los agujeros de los pernos del alma.

TSM-7 y TSM-8 representan una sorpresa en cuanto al modo de falla mostrado en los ensayos, aunque TSM-7 presenta una zona de plastificación en el alma, la cual es despreciada para los análisis previos.

**Tabla 5.2: Comparación valores ensayos cíclicos vs valores modelo EE.FF.**

<b>Probeta</b>	<b>Tipo de Falla</b>	<b>Valor Modelo [kN]</b>	<b>Valor Bravo (2012) [kN]</b>
TSM 1	Fractura área neta	114,9	113,1
TSM 2	Fractura área neta	122,7	128,4
TSM 3	Fractura área neta	142,4	114,1
TSM 4	Fractura área neta	130,6	125,6
TSM 5	Fractura área neta	111,1	159,9
TSM 6	Pernos a tracción	161,3	215,2
TSM 7	Fractura área neta	201,8	265,6
TSM 8	Pernos a tracción	159,8	177,4
TSM 9	Fractura área neta	139,8	147,1
TSM 10	Fractura área neta	101,5	128,0

La Figura 5.36 y Figura 5.37 muestran las diferencias totales y porcentuales entre los modelos 3D estudiados en este trabajo y los ensayos cíclicos realizados por Bravo (2012).

TSM 5, 6 y 7 son los especímenes que están más alejados de lo mostrado en los ensayos. Junto a esta información se puede decir con cierta convicción que los modos de falla que involucren a los pernos a tracción no son adecuadamente descritos por los modelos 3D realizados.

En contraparte, las probetas modeladas con modos de falla asociados al alma, se acercan al valor obtenido con los ensayos, con un error porcentual que oscila entre el 2% y el 21%.

El valor empírico obtenido para TSM-5 es cuestionable, pues el espesor de alma es de 4 [mm], mientras que para TSM-4 es de 5 [mm]. Aún así presenta un valor último superior a TSM-4.

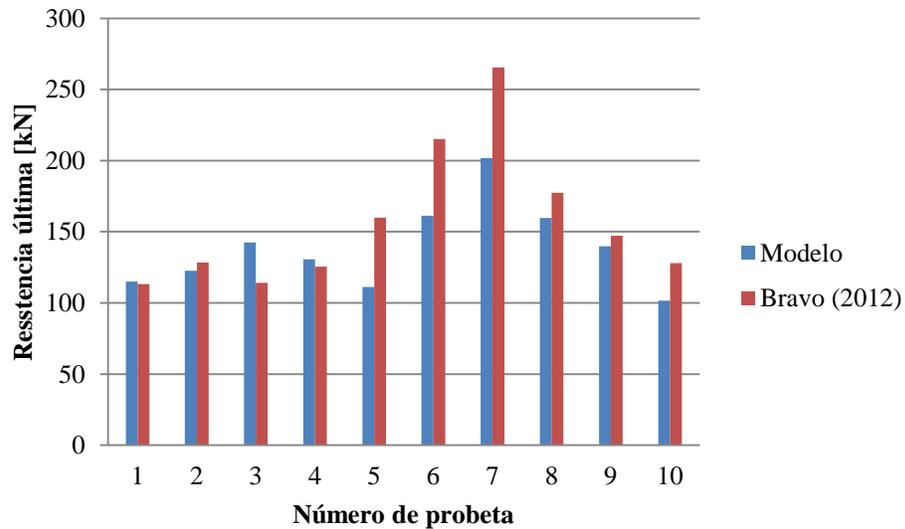


Figura 5.36: Comparación entre valore últimos empíricos vs modelos.

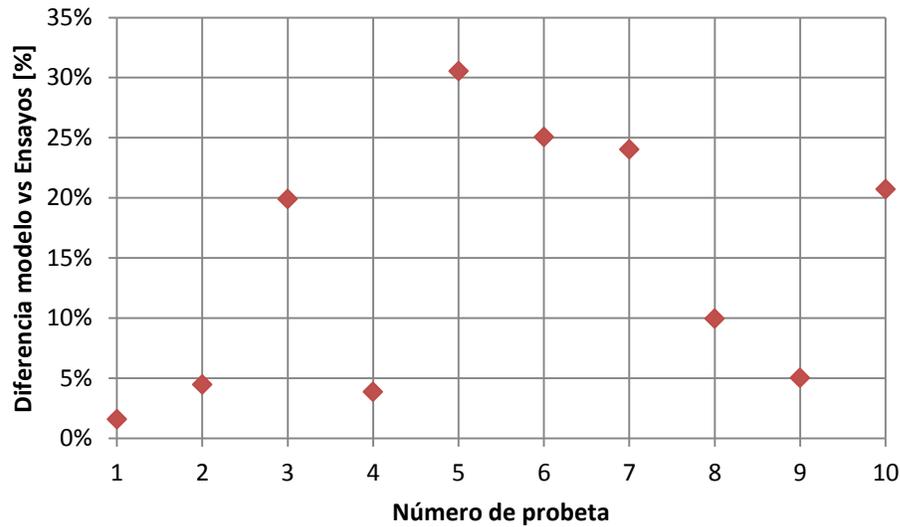


Figura 5.37: Diferencia porcentual entre modelo y ensayos de Bravo (2012).

## 5.5 Capacidad de rotación de probetas modeladas

Por otra parte, se tiene la rigidez calculada en base al momento último de la viga, dividido por la rotación última (0,03 [rad], según Tabla 3.2). En la Tabla 5.3 se muestra los valores obtenidos mediante la expresión recomendada por FEMA 350 (2000) y los obtenidos por el método anteriormente descrito. Se aprecia que la diferencia entre la expresión de rigidez torsional que entrega FEMA 350 es aproximadamente la mitad del valor obtenido por el modelo. La proporción entre ambas expresiones es constante, por lo que la tendencia que muestre una rigidez torsional es la misma que muestra la otra. Es por esto que es indiferente con cual se realice el análisis. Se realiza los análisis de capacidad de rotación de la pieza con la expresión entregada por FEMA 350.

Tabla 5.3: Comparación de  $k_s$  según FEMA 350 (2000) vs Modelo 3D.

$k_s$ según FEMA 350 [kip-in/rad]	$k_s$ según modelos [kip-in/rad]
2402,2	5084,9
2565,3	5430,1
2977,2	6301,9
2730,5	5779,7
2322,8	4916,7
3372,3	7138,3
4219,1	8930,7
3341,0	7071,9
2922,8	6186,8
2122,1	4491,9

En la Figura 5.38 se grafica la relación entre el momento que causa la falla vs la rigidez torsional. El momento se estima como la fuerza a la que falla el modelo, multiplicado por la altura de la hipotética viga a la que corresponde la conexión. El valor de  $k_s$  es determinado por la ecuación (1.1) del capítulo 1.2.

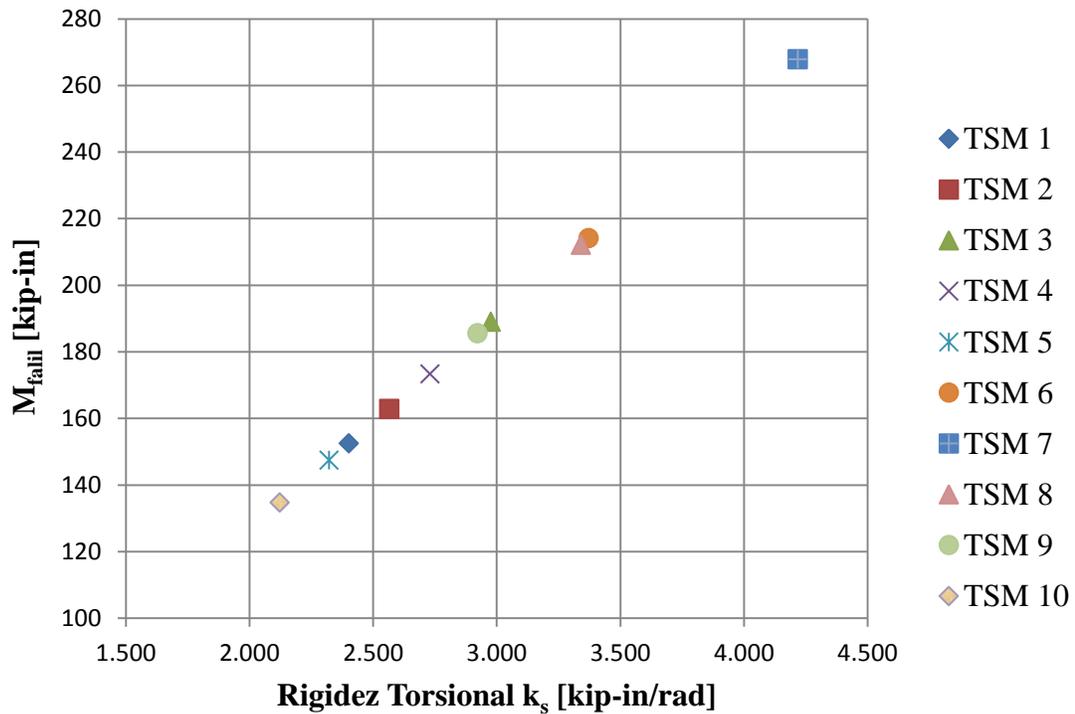


Figura 5.38: Relación entre  $M_{fail}$  y  $k_s$ , según FEMA 350 (2000).

La gráfica anterior indica que TSM-7, TSM-6 y TSM-8 se encuentran a la cabeza de las probetas modeladas que soportan mayores rotaciones antes de alcanzar la falla. Luego vienen los

modelos con menores espesores de alma, terminando con TSM-10, que falla por fluencia del área gruesa.

Se desprende de esto, al igual que en análisis previos, la importancia del alma en la ductilidad de la pieza.

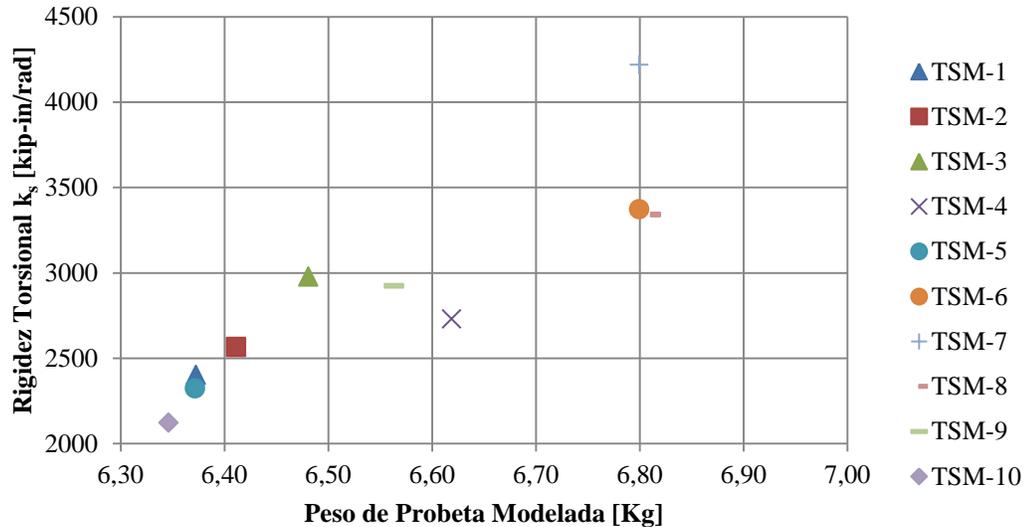


Figura 5.39: Relación entre peso y  $k_s$  de probetas modeladas.

Se muestra en la Figura 5.39 el peso de cada probeta modelada, versus la rigidez torsional de la misma. Cabe recordar que se modeló la mitad de la conexión, por lo que el valor entregado por el programa se duplicó.

Las probetas modeladas con mejor relación entre peso y rigidez torsional son TSM 3 y 9, mientras que la que muestra el peor desempeño, con la cantidad de material utilizado es TSM-4.

Tabla 5.4: Relación espesor Ala-Alma

Probeta	Espesor Ala [mm]	Espesor Alma [mm]	Relación Ala/Alma
TSM-1	12	4	3,00
TSM-2	12	4	3,00
TSM-3	12	4	3,00
TSM-4	12	5	2,40
TSM-5	12	4	3,00
TSM-6	10	8	1,25
TSM-7	10	8	1,25
TSM-8	12	6	2,00
TSM-9	12	5	2,40
TSM-10	12	4	3,00

Viendo la Tabla 5.4, se ve que los modelos con relación de espesor entre ala y alma menores, son los que tienen mayor capacidad de rotación.

## Capítulo 6: Conclusiones, Recomendaciones y Limitaciones

### 6.1 Conclusiones

El presente trabajo, de carácter analítico, tiene por objetivo realizar recomendaciones de diseño para conexiones de momento viga-columna usando perfiles T soldados del tipo Double Split Tee (DST).

Se elaboran diez modelos 3D realizados en Ansys 14, con la misma geometría de probetas ensayadas frente a cargas cíclicas realizadas en paralelo por Bravo (2012). Los modelos son sometidos a desplazamientos cíclicos controlados. Los pasos de carga son elaborados basándose en el protocolo de carga recomendado por FEMA 350 (2000).

La comparación del modelo 3D con la probeta ensayada por Gómez (2008) da por resultado una forma de la curva y un valor final de similar magnitud. La diferencia sustancial entre ambos radica en que el modelo 3D va siempre por debajo de la curva empírica, lo que se puede deber a la curva de material utilizada. Se utiliza para todos los aceros, varían los parámetros solamente, una curva bilineal con endurecimiento isotrópico. Al trazar una línea recta entre el punto de fluencia y el punto de falla, se sigue la curva real por abajo hasta encontrarse en la falla.

El aplastamiento de los orificios, visto en el deslizamiento relativo entre viga y alma, no presenta problemas con el estado límite de servicio. Así mismo los pernos a corte se mantienen dentro de los niveles de deformación axial y transversal esperados para las diez configuraciones modeladas.

Las configuraciones pensadas inicialmente para fallar por bloque de corte, TSM 1, TSM 2 y TSM 3, presentaron dos posibles zonas de falla: la primera cerca de los pernos a corte, y la segunda cercana a la sección de Whitmore (1952). Esto hizo dificultoso determinar cuál es el verdadero modo de falla de estas. Se opta por dejar como modo de falla el nominal, aunque en la práctica eventualmente se puede ver una falla por fractura de área neta antes que por bloque de corte. Esto es corroborado por los ensayos cíclicos de Bravo (2012), donde se ve la falla por la sección de Whitmore (1952). La diferencia entre resistencias últimas entre los modelos 3D y FEMA 350 (2000) no supera el 5%. Si se compara ahora con los ensayos realizados por Bravo (2012) se ve que fallan por fractura de área neta. La diferencia para TSM 1 y 2 es todavía inferior al 5%, pero para TSM-3 hay un 20% de sobre resistencia, lo que hace dudar de este ensayo empírico.

En las configuraciones pensadas para fallar por fractura de área neta, TSM 4 y TSM5, se observa que el espesor de alma influye ostensiblemente en el desempeño del perfil. A mayor espesor de alma se tiene mayor deformación de orificios y mayor corte en pernos a corte. El levantamiento de ala es mayor también para TSM 4, lo que implica que los pernos a tracción son más solicitados. La diferencia entre FEMA 350 (2000) y los modelos bordea el 35% de sobre

resistencia. Al comparar con Bravo (2012), TSM-4 presenta una diferencia de 4%, mientras que TSM-5 de 31%. TSM-5 resiste más que TSM-4 según Bravo (2012), lo que no se condice ni con FEMA 350 (2000) ni con los modelos 3D de este trabajo.

Las configuraciones pensadas para fallar por fractura de los pernos a tracción, al ser las más robustas en cuanto a alma, fueron sometidas a mayores esfuerzos para poder ser desplazadas. Como predice la teoría, el efecto de apalancamiento produce que TSM 6 resista menos que TSM 7. A la hora de comparar con FEMA 350 (2000) y Bravo (2012). Los valores de FEMA (350) están por abajo, luego vienen los modelos 3D y por último los ensayos de Bravo (2012). La diferencia porcentual entre el modelo y FEMA es de un 40%, y al comparar con Bravo (2012) la diferencia es de un 25%. Según Bravo (2012) TSM-7 falla por fractura de área neta. Por lo anterior se puede decir que el modelo 3D no sirve para predecir el modo de falla ni el valor de la fuerza última para estas configuraciones.

TSM 8 y 9 no presentan tensiones en la soldadura que pueda hacerlas fallar, aun así TSM-9 tiene zonas de la soldadura que entran en el rango plástico, lo que no es deseado. TSM-8 falla por fractura de pernos a tensión, según Bravo (2012), lo que no estaba en los planes iniciales. Cabe destacar que TSM-8 tiene el tercer espesor de alma mayor de las probetas, lo que permite que las alas y los pernos trabajen más. TSM-10 se esperaba que fallara por fluencia de área gruesa, pero según los ensayos empíricos falla por fractura de área neta, la diferencia de valores con Bravo (2012) es de un 20%, y con FEMA 350 (2000) también de 20%.

La modelación de los contactos pernos-alma y pernos-viga resulta de clave importancia. Se probó con varias modelaciones, de carácter simétrico, asimétrico y controlado por el programa, para ver cual se ajusta mejor a la realidad. Finalmente se optó por una solución mixta.

Se tiene que los modelos 3D desarrollados en este trabajo, predicen de mejor manera los modos de falla asociados al alma, pues al usarse modelos con bajos espesores de alma, la sección de Whitmore (1952) es pequeña, y por ende, energéticamente fácil de alcanzar y converger rápidamente por Ansys 14 (2011).

## **6.2 Recomendaciones de diseño**

Al ver las rigideces rotacionales, se ve que las configuraciones con mayores espesores de alma tienen mayores rigideces torsionales, por ende tienen mayor capacidad de rotación y mayor ductilidad.

Al analizar la ductilidad de una pieza y compararla con su peso, entrega un indicador de qué tanto se aprovecha el material, en términos de plastificación. La plastificación del ala y la formación de rótulas plásticas son un sistema que disipa una gran cantidad de energía, pero para lograr estas capacidades se necesita que el alma pueda desarrollar tensiones más altas.

Con el fin de tener mayor ductilidad en la pieza, utilizando menores cantidades de material, se recomienda tener relaciones de espesores ala/alma bajas, para así desarrollar la plastificación de la mayoría de los elementos de la T.

### 6.3 Limitaciones

Los ensayos realizados por Bravo (2012) no pueden ser analizados en profundidad, pues solo se cuenta con la información de valores últimos y modos de falla.

El protocolo de carga utilizado solamente contempla deformaciones positivas, por lo que no se aprecia el aplastamiento de los orificios del alma en el otro sentido ni tampoco se ven efectos de pandeo en el alma.

El modelo realizado en *Ansys V14.0* (2011) no contempla degradación por daño, debido a la dificultad de la implementación de esto y al limitado tiempo y al costo computacional que esta acción podría implicar.

Para permitir la convergencia de los modelos es que se limitó todo movimiento que estuviese fuera del eje axial de la deformación aplicada, es así como no se aprecia el momento que se genera por efecto de la excentricidad entre el eje de simetría de la viga y el del alma.

Las relaciones constitutivas fueron simplificadas a curvas bilineales, además, la viga y columna consideradas en el modelo se toman como infinitamente rígidas.

Por último, la conexión DST consta de dos perfiles T soldados y una llave de corte, por lo que la precalificación del perfil aislado no implica directamente la precalificación de la conexión completa.

## Referencias

1. Aedo, G. “Conexiones viga-columna de momento utilizando perfiles T soldados” Memoria para optar al Título de Ingeniero Civil, Universidad de Chile, Santiago, Chile, 2009.
2. AISC 341. 2010. Seismic Provisions for Structural Steel Buildings. American institute of steel construction, Chicago.
3. ANSYS Inc. Academic Research, Release 14.0. Ansys 14.0 Help, 2011.
4. Bravo, M. “Estudio analítico experimental de perfiles T soldados sometidos a carga cíclica” Tesis para optar al Título de Magíster en Ingeniería Sísmica, Universidad de Chile, Santiago, Chile, 2012 (En preparación).
5. Coelho A., Biljaard F. Gresnigt N., Simoes Da Silva I. “Experimental assessment of the behaviour of bolted T-stub connections made up of welded plates”, Journal of Constructional Steel Research, 60:269-311, 2004.
6. Desjouis, G. “Estudio analítico de conexiones de momento viga-columna usando perfiles T soldados” Memoria para optar al Título de Ingeniero Civil, Universidad de Chile, Santiago, Chile, 2006.
7. FEMA 350. 2000. Recommended Seismic Design Criteria for New Steel Moment-Frame Buildings. Federal Emergency Management Agency Washington, DC.
8. Gómez, G. “Ensayo de perfiles soldados de sección T sometidos a carga monotónica” Memoria para optar al Título de Ingeniero Civil, Universidad de Chile, Santiago, Chile, 2008.
9. INDURA. 2007. Manual de Soldadura en Línea.  
[http://www.indura.cl/file/file\\_2182\\_manual%20de%20soldadura%20indura%202007.pdf](http://www.indura.cl/file/file_2182_manual%20de%20soldadura%20indura%202007.pdf)
10. 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.
11. 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.
12. RCSC. 2005. 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.

13. Swanson, J.A., Leon, R.T. "Bolted Steel Connections: Tests On T-Stub Components".  
Journal of Structural Engineering. 126(1):50-56, 2000.
14. Popov, E.P., & Bertero, V.V. 1973. Cyclic loading of steel beams and connections.  
Journal of the Structural Division, 99(6), 1189–1204.
15. Whitmore, R.E., Experimental Investigation of Stresses in Gusset Plates. Bulletin No.16,  
Engineering Experiment Station, University of Tennessee, 1952.

**ANEXO A:**  
**DISEÑO DE PERFIL SEGÚN FEMA 350**

**Materiales****TSM-4: Falla por bloque de corte**

Módulo de Young:

$$E := 207\text{GPa}$$

$$\text{tonf} := 1000\text{kgf}$$

Perfil T - Acero A36

$$F_y := 321\text{MPa}$$

$$F_u := 466\text{MPa}$$

Perno 1/2" - Acero A325

$$F_{yb} := 750\text{MPa}$$

$$F_{ub} := 848\text{MPa}$$

$$F_{vb} := 423.85\text{MPa}$$

**Dimensiones :****Independientes**

$$t_{\text{stem}} := 5\text{mm}$$

$$w := 200\text{mm}$$

$$n := 4$$

$$s_1 := 59\text{mm}$$

$$F_{uT} := F_u$$

$$t_f := 12\text{mm}$$

$$q := 45\text{mm}$$

$$r := 3\text{mm}$$

$$s_2 := 35\text{mm}$$

$$F_{yT} := F_y$$

$$d_{bt} := 1.27\text{cm}$$

$$a := 37.5\text{mm}$$

$$s_4 := 36\text{mm}$$

$$d_{ht} := 1.43\text{mm}$$

**Dependientes**

$$a' := a + \frac{d_{bt}}{2}$$

$$q_t := w - 2 \cdot a$$

$$A_b := \pi \cdot \frac{d_{bt}^2}{4}$$

$$s_3 := (n - 1) \cdot s_2$$

$$b := \frac{w}{2} - a' - \frac{r}{2}$$

$$q'_t := w - 2 \cdot a'$$

$$N_{tb} := 2 \cdot n$$

$$b' := \frac{w}{2} - a - \frac{r}{2}$$

$$g_o := q$$

$$i := 0..8 \quad j := 0..8$$

$$Rn_i := 0 \quad Moj := 0$$

## Modos de Falla:

### 0.- Fluencia área bruta:

$$R_{n0} := w \cdot t_{\text{stem}} \cdot F_y$$

$$R_{n0} = 321 \cdot \text{kN}$$

### 1.- Corte de los pernos:

$$R_{n1} := 2 \cdot n \cdot A_b \cdot F_{vb}$$

$$R_{n1} = 429.536 \cdot \text{kN}$$

### 2.- Fractura área neta:

$$\theta_{\text{eff}} := \begin{cases} 30 \text{deg} & \text{if } 60 \cdot \left( \frac{t_{\text{stem}}}{25.4} \right) > 30 \text{in} \\ 15 \text{deg} & \text{if } 60 \cdot \left( \frac{t_{\text{stem}}}{25.4} \right) < 15 \text{in} \\ \left[ 60 \cdot \left( \frac{t_{\text{stem}}}{25.4 \text{in}} \right) \right] \text{deg} & \text{if } 15 \text{in} \leq 60 \cdot \left( \frac{t_{\text{stem}}}{25.4} \right) \leq 30 \text{in} \end{cases}$$

$$\theta_{\text{eff}} = 15 \cdot \text{deg}$$

$$w_2 := g_0 + 2s_3 \cdot \tan(\theta_{\text{eff}}) = 101.269 \cdot \text{mm}$$

$$w_{n2} := \min(w, w_2) = 101.269 \cdot \text{mm}$$

$$R_{n2} := F_{uT} \cdot [w_{n2} - 2 \cdot (d_{bt} + 0.125 \text{mm})] \cdot t_{\text{stem}}$$

$$R_{n2} = 176.193 \cdot \text{kN}$$

### 3.- Rótula plástica del ala por apalancamiento

$$R_{n3} := \frac{\left( 2 \cdot a' - \frac{d_{bt}}{4} \right) \cdot w \cdot F_{yT} \cdot (t_f)^2}{4 \cdot a' \cdot b' - d_{bt} \cdot (b' + a')}$$

$$R_{n3} = 83.415 \cdot \text{kN}$$

#### 4.- Rotura por tensión de los pernos (considera prying action)

$$R_{n4} := 2 \cdot n \cdot \left[ F_{ub} \cdot A_b + \frac{w \cdot F_y \Gamma \cdot (t_f)^2}{16 \cdot a'} \right] \cdot \frac{a'}{a' + b'}$$

$$R_{n4} = 403.491 \cdot \text{kN}$$

#### 5.- Bloque de Corte

Areas de Interés:

$$A_{gv} := 2(s_3 + s_4) \cdot t_{stem} = 14.1 \cdot \text{cm}^2$$

$$A_{nv} := 2 \cdot (s_3 + s_4 - 3.5 \cdot d_{bt}) \cdot t_{stem}$$

$$A_{nt} := (q - d_{bt}) \cdot t_{stem}$$

$$R_{n5a} := 0.6 \cdot F_u \cdot A_{nv} + F_u \cdot A_{nt}$$

$$R_{n5b} := 0.6 \cdot F_y \cdot A_{gv} + F_u \cdot A_{nt}$$

$$R_{n5} := \min(R_{n5a}, R_{n5b})$$

$$R_{n5} = 345.213 \cdot \text{kN}$$

#### 6.- Aplastamiento

$$R_{n6a} := 1.2 \cdot s_4 \cdot t_{stem} \cdot F_u$$

$$R_{n6b} := 2.4 \cdot d_{bt} \cdot t_{stem} \cdot F_u$$

$$R_{n6} := 2 \cdot n \cdot \min(R_{n6a}, R_{n6b})$$

$$R_{n6} = 568.147 \cdot \text{kN}$$

### 7.- Delizamiento Crítico

$$\mu := 0.35$$

$$D_u := 1.13$$

$$h_{sc} := 1$$

$$T_b := 5.44 \text{ tonf}$$

$$N_s := 1$$

$$Rn_7 := 2 \cdot n \cdot \mu \cdot D_u \cdot h_{sc} \cdot T_b \cdot N_s$$

$$Rn_7 = 168.794 \cdot \text{kN}$$

### 8.- Soldadura

Tipo Soldadura: Filete

Tipo Electrodo: ER-70S-6 (Indura 70 S-6)

$$F_{yw} := 429 \text{ MPa} \quad F_{uw} := 529 \text{ MPa}$$

Material Base

$$F_{bm} := F_{uT}$$

$$t_f = 12\text{-mm} \quad t_{\text{stem}} = 5\text{-mm} \quad t_{\text{min}} := \min(t_f, t_{\text{stem}}) = 5\text{-mm}$$

$$L_w := 2w = 400\text{-mm} \quad L_{bm} := 2 \cdot w = 400\text{-mm}$$

$$g_w := \begin{cases} (3\text{mm}) & \text{if } t_{\text{min}} \leq 6\text{mm} \\ (5\text{mm}) & \text{if } 6\text{mm} < t_{\text{min}} \leq 13\text{mm} \\ (6\text{mm}) & \text{if } 13\text{mm} < t_{\text{min}} \leq 19\text{mm} \\ (8\text{mm}) & \text{if } t_{\text{min}} > 19\text{mm} \end{cases} \quad a_w := 5\text{mm}$$

$$A_w := g_w \cdot L_w = 1.2 \times 10^3 \cdot \text{mm}^2 \quad A_{bm} := a_w \cdot L_{bm} = 2 \times 10^3 \cdot \text{mm}^2$$

$$R_{n8a} := A_w \cdot F_{uw} \quad R_{n8b} := A_{bm} \cdot F_{bm}$$

$$R_{n8a} = 634.8\text{-kN} \quad R_{n8b} = 932\text{-kN}$$

$$R_{n8} := \min(R_{n8a}, R_{n8b})$$

$$R_{n8} = 634.8\text{-kN}$$

$$O_i := 0$$

$$O_i := \text{match}(R_{ni}, \text{sort}(R_n))_{0,0}$$

$$MF_{(O_i)} := Mo_i \quad RN := \text{sort}(R_n)$$

$$MF = \begin{pmatrix} \text{"Rótula Plástica"} \\ \text{"Deslizamiento Crítico"} \\ \text{"Fractura Area Neta"} \\ \text{"Fluencia Area Bruta"} \\ \text{"Bloque de Corte"} \\ \text{"Tension Pemos"} \\ \text{"Corte de los Pemos"} \\ \text{"Aplastamiento"} \\ \text{"Soldadura"} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} 83.415 \\ 168.794 \\ 176.193 \\ 321 \\ 345.213 \\ 403.491 \\ 429.536 \\ 568.147 \\ 634.8 \end{pmatrix} \cdot \text{kN}$$

**ANEXO B:**  
**DEFINICIÓN DE CONTACTOS EN ANSYS 14.0**

Details of "Bonded - beam To wash1"	
<b>Scope</b>	
Scoping Method	Geometry Selection
Contact	1 Face
Target	1 Face
Contact Bodies	beam
Target Bodies	wash1
<b>Definition</b>	
Type	Bonded
Scope Mode	Automatic
Behavior	Symmetric
Suppressed	No
<b>Advanced</b>	
Formulation	Pure Penalty
Detection Method	Program Controlled
Normal Stiffness	Manual
Normal Stiffness Factor	1,e-002
Update Stiffness	Each Iteration
Pinball Region	Program Controlled

Details of "Bonded - bolt1 To wash1"	
<b>Scope</b>	
Scoping Method	Geometry Selection
Contact	1 Face
Target	1 Face
Contact Bodies	bolt1
Target Bodies	wash1
<b>Definition</b>	
Type	Bonded
Scope Mode	Automatic
Behavior	Symmetric
Suppressed	No
<b>Advanced</b>	
Formulation	Pure Penalty
Detection Method	Program Controlled
Normal Stiffness	Manual
Normal Stiffness Factor	1,e-002
Update Stiffness	Each Iteration
Pinball Region	Program Controlled

Details of "Bonded - bolt1 To beam"	
<b>Scope</b>	
Scoping Method	Geometry Selection
Contact	1 Face
Target	1 Face
Contact Bodies	bolt1
Target Bodies	beam
<b>Definition</b>	
Type	Bonded
Scope Mode	Automatic
Behavior	Asymmetric
Suppressed	No
<b>Advanced</b>	
Formulation	Pure Penalty
Detection Method	Program Controlled
Normal Stiffness	Program Controlled
Update Stiffness	Each Iteration
Pinball Region	Program Controlled

Details of "Bonded - Flange To bolt5"	
<b>Scope</b>	
Scoping Method	Geometry Selection
Contact	2 Faces
Target	2 Faces
Contact Bodies	Flange
Target Bodies	bolt5
<b>Definition</b>	
Type	Bonded
Scope Mode	Automatic
Behavior	Asymmetric
Suppressed	No
<b>Advanced</b>	
Formulation	Pure Penalty
Detection Method	Program Controlled
Normal Stiffness	Program Controlled
Update Stiffness	Each Iteration
Pinball Region	Radius
Pinball Radius	4, mm

Details of "Frictional - Stem To beam"	
<b>Scope</b>	
Scoping Method	Geometry Selection
Contact	1 Face
Target	1 Face
Contact Bodies	Stem
Target Bodies	beam
<b>Definition</b>	
Type	Frictional
Friction Coefficient	0,33
Scope Mode	Automatic
Behavior	Program Controlled
Suppressed	No
<b>Advanced</b>	
Formulation	Augmented Lagrange
Detection Method	Program Controlled
Interface Treatment	Adjust to Touch
Normal Stiffness	Program Controlled
Update Stiffness	Each Iteration
Stabilization Damping Factor	0,
Pinball Region	Program Controlled
Time Step Controls	None

Details of "Frictionless - Stem To bolt1"	
<b>Scope</b>	
Scoping Method	Geometry Selection
Contact	2 Faces
Target	2 Faces
Contact Bodies	Stem
Target Bodies	bolt1
<b>Definition</b>	
Type	Frictionless
Scope Mode	Automatic
Behavior	Symmetric
Suppressed	No
<b>Advanced</b>	
Formulation	Augmented Lagrange
Detection Method	Program Controlled
Interface Treatment	Add Offset, Ramped Effects
Offset	0, mm
Normal Stiffness	Program Controlled
Update Stiffness	Each Iteration
Stabilization Damping Factor	0,
Pinball Region	Program Controlled
Time Step Controls	None