

**UNIVERSIDAD DE JAÉN**  

---

**ESCUELA POLITÉCNICA  
SUPERIOR DE JAÉN  
DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA  
MECÁNICA Y MINERA**

**TESIS DOCTORAL  
COMPORTAMIENTO DE COMPONENTES  
T-EQUIVALENTE ASIMÉTRICAS. ENFOQUE  
ANALÍTICO, NUMÉRICO Y EXPERIMENTAL**

**PRESENTADA POR:  
JUAN JOSÉ JIMÉNEZ DE CISNEROS FONFRÍA**

**DIRIGIDA POR:  
DR. D. JUAN DE DIOS CARAZO ÁLVAREZ  
DR. D. LUÍS ALBERTO PROENÇA SIMÕES DA SILVA**

**JAÉN, 3 DE FEBRERO DE 2016**

**ISBN 978-84-16819-53-9**



Universidad de Jaén  
Departamento de Ingeniería Mecánica y Minera

## Tesis Doctoral:

### **COMPORTAMIENTO DE COMPONENTES T-EQUIVALENTE ASIMÉTRICAS. ENFOQUE ANALÍTICO, NUMÉRICO Y EXPERIMENTAL**

Presentada por **D. JUAN JOSÉ JIMÉNEZ DE CISNEROS Y FONFRÍA**  
Ingeniero Industrial

Dirigida por **Dr. D. JUAN DE DIOS CARAZO ÁLVAREZ**  
Profesor Titular en el Departamento de Ingeniería Mecánica y Minera de la  
Universidad de Jaén

Y por el **Dr. D. LUÍS ALBERTO PROENÇA SIMÕES DA SILVA**  
Catedrático en el Departamento de Engenharia Civil de la Universidade de  
Coimbra (Portugal)

Esta Tesis Doctoral fue leída en la Escuela Politécnica Superior de la Universidad  
de Jaén el día \_\_\_\_\_, estando el tribunal calificador  
compuesto por:

Presidente

Secretario

Vocal primero

Vocal segundo

Vocal tercero

Obteniendo la calificación de:



*Reza como si todo dependiera de Dios. Trabaja como si todo dependiera de ti*  
*San Agustín*

*Lo bueno, si breve, dos veces bueno; y aun lo malo, si poco, no tan malo*  
*Baltasar de Gracián*



*A mi esposa Rosita y mi hijo Juan José*  
*A mi hermano Miguel Ángel y mis sobrinos Miguel Ángel, Carolina y Carmen*  
*A mis padres Ángel Miguel y Juana*  
*A mi abuela Juana*





## **Agradecimientos**

En primer lugar, y ante todo, quiero agradecer a Dios por todo lo que me ha concedido en esta vida, por la salud, la familia en la que me trajo a nacer y crecer; por haber puesto a mi esposa en mi camino, que me hizo ver la vida de otra manera, y por haberme regalado a uno de sus ángeles que tengo por hijo. Se lo dedico sobre todo a mis padres Ángel Miguel y Juana por su apoyo incondicional durante toda mi vida.

Agradecer a Juan de Dios Carazo y Luís Simões da Silva por la dirección de esta tesis y su apoyo continuo.

A todos los compañeros que han estado acompañándome en este camino. Aquellos en mi periodo en Jaén, en especial me siento enormemente agradecido a Pepe Camacho, siempre predispuesto a ayudar sin esperar nada a cambio; todos tenemos mucho que aprender de él. A los que me acogieron en mis estancias en Coimbra, y a mis compañeros actualmente en el Perú.

Y por último se lo dedico también para aquellos que no tanto ayudaron sino todo lo contrario, pues como citaba Cicerón: “cuanto mayor es la dificultad, mayor es la gloria”.



## **Organización de la tesis**

Según el reglamento de estudios de doctorado de la Universidad de Jaén, aprobado el 6 de Febrero de 2012 y vigente hasta la fecha, se establece como requisito para la obtención del título de doctor la elaboración y defensa de una tesis doctoral que incorpore resultados originales de investigación.

El documento que se presenta contempla el estudio de una nueva componente necesaria para el análisis de conexiones empernadas que dispongan algún tipo de asimetría geométrica en cuanto a la posición de los pernos, según especificado por la normativa actual vigente en España sobre cálculo estructural. Tal y como se recoge en la recopilación de trabajos previos, hasta la fecha no existen estudios ni publicaciones sobre esta temática, por lo que el estudio presentado no ha sido abordado anteriormente.



# ÍNDICE

|  |           |
|--|-----------|
| <b>CAPÍTULO 1. INTRODUCCIÓN Y OBJETIVOS.....</b>   | <b>1</b>  |
| 1.1- Motivación y alcance.....   | 1         |
| 1.2- Consideraciones generales sobre conexiones metálicas.....   | 1         |
| 1.3- Análisis de conexiones mediante el método de las componentes.....   | 8         |
| 1.4- Objetivos y alcance.....  | 12        |
| <b>CAPÍTULO 2. ESTADO DEL ARTE .....</b>   | <b>15</b> |
| 2.1- Introducción.....   | 15        |
| 2.2- Predicción del comportamiento de componentes T-equivalente .....  | 15        |
| 2.2.1- Análisis de resistencia en componentes T-equivalente .....  | 15        |
| 2.2.2- Análisis de la rigidez inicial en componentes T-equivalente .....   | 24        |
| 2.2.3- Análisis de la ductilidad de componentes T-equivalente .....  | 29        |
| 2.2.4- Análisis del comportamiento de los pernos.....  | 36        |
| 2.3- Conexiones de momento con chapa extendida.....  | 38        |
| 2.4- Conclusiones acerca del estado del arte.....  | 38        |
| <b>CAPÍTULO 3. ESTUDIO EXPERIMENTAL, ANALÍTICO Y DE<br/>ELEMENTOS FINITOS DE COMPONENTES T-EQUIVALENTE<br/>ASIMÉTRICAS. ....</b>   | <b>41</b> |
| 3.1- Introducción.....   | 41        |
| 3.2- Análisis experimental de componentes T-equivalente asimétricas .....  | 41        |
| 3.2.1- Descripción del programa experimental.....  | 41        |
| 3.2.2- Obtención de información de los ensayos.....  | 47        |
| 3.3- Estudio analítico de componentes T-equivalente asimétricas .....  | 49        |
| 3.3.1- Estudio del comportamiento de pernos en conexiones T-equivalente.<br>Una nueva propuesta basada en el modelo matricial..... | 50        |

|   |   |            |
|---|---|------------|
| 3.3.1.1-  | Construcción del modelo matricial equivalente.....                                      | 51         |
| 3.3.1.2-  | Justificación del nuevo modelo propuesto .....  | 61         |
| 3.3.1.3-  | Modelo de la componente T-equivalente.....  | 69         |
| 3.3.2-  | Análisis de resistencia.....  | 73         |
| 3.3.2.1-  | Análisis de resistencia según el modo 1 o modo flexible .....                           | 76         |
| 3.3.2.2-  | Análisis de resistencia según el modo 2 o modo semirrígido ....                         | 83         |
| 3.3.2.3-  | Análisis de resistencia según el modo 3 o modo rígido.....                              | 86         |
| 3.3.2.4-  | Límites entre modos de fallo.....   | 88         |
| 3.3.2.5-  | Patrones de plastificación.....   | 91         |
| 3.3.3-  | Análisis de rigidez .....   | 93         |
| 3.3.3.1-  | Análisis de rigidez mediante viga equivalente.....                                      | 93         |
| 3.3.3.2-  | Análisis de la rigidez mediante el modelo matricial de barras...                        | 95         |
| 3.4-  | Simulación mediante elementos finitos de componentes T-equivalente<br>asimétricas ..... | 95         |
| 3.4.1-  | Descripción del modelo de elementos finitos .....                                       | 95         |
| 3.4.2-  | Calibración del modelo .....  | 101        |
| 3.4.3-  | Simulación numérica de conexiones viga-columna.....                                     | 102        |
| <br><b>CAPÍTULO 4. RESULTADOS Y DISCUSIÓN .....</b>                             |   | <b>109</b> |
| 4.1-  | Introducción .....  | 109        |
| 4.2-  | Resultados .....  | 109        |
| 4.2.1-  | Resultados experimentales y analíticos .....  | 109        |
| 4.2.2-  | Resultados de las simulaciones por elementos finitos .....                              | 113        |
| 4.2.2.1-  | Obtención de resultados del modelo .....  | 113        |
| 4.2.2.2-  | Criterio de parada .....  | 115        |
| 4.2.2.3-  | Análisis de conexiones viga-pilar asimétricas .....                                     | 117        |
| 4.3-  | Discusión de los resultados .....   | 121        |
| <br><b>CAPÍTULO 5. CONCLUSIONES Y FUTURAS LÍNEAS DE<br/>INVESTIGACIÓN .....</b> |   | <b>123</b> |

|  |  |            |
|--|--|------------|
| 5.1-   | Resumen del trabajo realizado y conclusiones ..... | 123        |
| 5.2-   | Conclusiones.....                                  | 124        |
| 5.3-   | Futuras líneas de investigación.....               | 125        |
| <b>BIBLIOGRAFÍA.....</b>   |  | <b>127</b> |
| <b>ANEJO A.    Publicación y presentación de trabajos .....</b>        |  | <b>A-1</b> |
| <b>ANEJO B.    Códigos Python de modelos de elementos finitos.....</b> |  | <b>B-1</b> |
| B.1-   | Código T-equivalente 04a.....                      | B-2        |
| B.2-   | Código T-equivalente 04b .....                     | B-23       |





## Índice de figuras

|  |    |
|--|----|
| <i>Figura 1 Conexiones empernadas en estructuras metálicas</i> .....   | 2  |
| <i>Figura 2 Comportamiento real de conexión</i> .....  | 3  |
| <i>Figura 3 Viga con apoyos semirrígidos</i> .....   | 3  |
| <i>Figura 4 Procedimiento propuesto para análisis global elástico considerando el comportamiento de las conexiones [4]</i> ..... | 7  |
| <i>Figura 5 Curva momento-rotación característica de conexión metálica</i> .....   | 8  |
| <i>Figura 6 Método de las componentes aplicado a una conexión viga-columna</i> .....   | 9  |
| <i>Figura 7 Modelo mecánico según Eurocódigo y modelo simplificado [5]</i> .....   | 10 |
| <i>Figura 8 Componente T-equivalente a tracción</i> .....  | 12 |
| <i>Figura 9 Esquema de ensayo y patrones de rotura definidos por P. Zoetmeijer</i> .....   | 17 |
| <i>Figura 10 Patrones lineales y no lineales caracterizados por J.A. Packer y L. J. Morris</i>                                   | 18 |
| <i>Figura 11 Modelo de colapso en modo 1 alternativo considerando el ancho de la cabeza del perno, según J. P. Jaspart</i> ..... | 20 |
| <i>Figura 12 Distribución de tensiones en el ala según C. Faella</i> .....   | 21 |
| <i>Figura 13 Mecanismos de rotura para una y dos filas de pernos, según A. Girão</i> .....                                       | 23 |
| <i>Figura 14 Modelo analítico propuesto por J. A. Swanson</i> .....  | 24 |
| <i>Figura 15 Propuesta de C. Faella [11] para el análisis de rigidez a través de un modelo de viga equivalente</i> .....         | 27 |
| <i>Figura 16 Modelo de C. Faella para análisis del ancho efectivo</i> .....  | 28 |
| <i>Figura 17 Modelo matricial de T-equivalente según A. Loureiro</i> .....   | 29 |
| <i>Figura 18 Curva Tensión-Deformación del acero definida por V. Piluso</i> .....  | 30 |
| <i>Figura 19 Mecanismos de colapso considerados por V. Piluso et al.</i> .....   | 32 |
| <i>Figura 20 Árbol de decisión en modelo elasto-plástico utilizado por J. Swanson</i> .....                                      | 33 |
| <i>Figura 21 Mecanismos de colapso 1 y 2 considerados por D. Beg</i> .....   | 34 |
| <i>Figura 22 Modelo incremental de M. Lemonis: a) respuesta para el paso i; b) respuesta incremental para el paso i+1</i> .....  | 36 |
| <i>Figura 23 Modelo de perno considerado por F. Alkatan</i> .....  | 37 |
| <i>Figura 24 Descripción geométrica de las probetas ensayadas</i> .....  | 42 |

|   |           |
|---|-----------|
| <i>Figura 25 Descripción del banco de ensayos: a) distribución general y b) detalle conexión de las probetas.....</i>   | <i>43</i> |
| <i>Figura 26 Esquema de obtención de las probetas .....</i>   | <i>44</i> |
| <i>Figura 27 a) Curvas tensión-deformación del material del alma, ala y de los pernos; b) Curva tensión-deformación multilineal considerada en la simulación en Abaqus.....</i>   | <i>45</i> |
| <i>Figura 28 Calibración del par de apriete aplicado a los pernos .....</i>   | <i>47</i> |
| <i>Figura 29 a) Modelo de elementos finitos desarrollado para determinar la posición de las galgas extensométricas, b) instalación de célula de carga para calibración del banco de ensayos y c) registro de datos de la célula de carga y de las galgas extensométricas.....</i> | <i>48</i> |
| <i>Figura 30 Instrumentación de la probeta para el ensayo.....</i>  | <i>49</i> |
| <i>Figura 31 Características geométricas del conjunto empernado.....</i>  | <i>50</i> |
| <i>Figura 32 Modelo equivalente de elementos finitos.....</i>   | <i>52</i> |
| <i>Figura 33 Sistema de T-equivalente con perno modelado como un apoyo elástico .....</i>   | <i>57</i> |
| <i>Figura 34 Sistema de T-equivalente sin efecto palanca.....</i>   | <i>59</i> |
| <i>Figura 35 Procedimiento para cálculo de sistemas T-equivalente teniendo en consideración la aparición o no de fuerzas de palanca .....</i>   | <i>60</i> |
| <i>Figura 36 Modelo de elementos finitos.....</i>   | <i>63</i> |
| <i>Figura 37 Resultados del modelo de elementos finitos .....</i>   | <i>63</i> |
| <i>Figura 38 Diagrama de columnas de comparativa de resultados obtenidos en distintos modelos .....</i>   | <i>67</i> |
| <i>Figura 39 Modelo de perno considerado.....</i>   | <i>69</i> |
| <i>Figura 40 Modelo analítico en configuración a) simétrica y b) asimétrica.....</i>  | <i>71</i> |
| <i>Figura 41 Componente T-equivalente asimétrica: modelo de viga equivalente .....</i>  | <i>74</i> |
| <i>Figura 42 Mecanismos de colapso considerados en la componente T-equivalente asimétrica.....</i>  | <i>75</i> |
| <i>Figura 43 Deformaciones y rótulas plásticas desarrolladas en el modo de fallo 1 .....</i>  | <i>77</i> |
| <i>Figura 44 Deformaciones y rótulas plásticas desarrolladas en el modo de fallo 1, considerando el efecto de las dimensiones de la cabeza del perno .....</i>  | <i>79</i> |
| <i>Figura 45 Estudio de regresión de parámetros propuestos <math>j_1</math>, <math>j_2</math> y <math>j_3</math> .....</i>  | <i>83</i> |
| <i>Figura 46 Deformaciones y rótulas plásticas en modo de fallo 2.....</i>  | <i>84</i> |

|  |            |
|--|------------|
| <i>Figura 47 Distribución de fuerzas en modelo de fallo 3 .....</i>  | <i>87</i>  |
| <i>Figura 48 Patrones de rotura desarrollados en componentes T-equivalente asimétricas con una línea de pernos .....</i>   | <i>92</i>  |
| <i>Figura 49 Esquema de modelos de vigas considerados para análisis de rigidez inicial.....</i>  | <i>93</i>  |
| <i>Figura 50 Modelos de componentes analizados en el proceso de calibración .....</i>  | <i>97</i>  |
| <i>Figura 51 Pasos de análisis en modelo 04a. Vista según sección, deformación.....</i>  | <i>100</i> |
| <i>Figura 52 Subdivisión de partes de perfil (modelo simétrico y asimétrico) y perno .....</i>   | <i>101</i> |
| <i>Figura 53 Geometría del ensayo experimental FS1a realizado por A. Girão a) y modelo de elementos finitos desarrollado b).....</i>                                   | <i>104</i> |
| <i>Figura 54 Curvas experimental y numérica de ensayo FS1a a) y resultados en el modelo de elementos finitos b) .....</i>  | <i>106</i> |
| <i>Figura 55 Deformaciones en el paso correspondiente a la parada según criterio establecido de a) modelo simétrico y b) modelo asimétrico .....</i>                   | <i>112</i> |
| <i>Figura 56 Comparación de las curvas numérica y experimental de la relación fuerza-desplazamiento de a) modelo 04a (simétrico) y b) modelo 04b (asimétrico).....</i> | <i>114</i> |
| <i>Figura 57 Deformaciones en el paso correspondiente a la parada según criterio establecido de a) modelo simétrico y b) modelo asimétrico .....</i>                   | <i>116</i> |
| <i>Figura 58 Tipos de conexiones viga-columna asimétricas analizadas .....</i>   | <i>118</i> |
| <i>Figura 59 Resultados de análisis.....</i>   | <i>119</i> |
| <i>Figura 60 Resultados de análisis en conexión con chapa extendida.....</i>   | <i>120</i> |
| <i>Figura 61 Resultados de análisis en conexión con chapa extendida.....</i>   | <i>121</i> |



## Índice de tablas

|  |     |
|--|-----|
| <i>Tabla 1</i> Parámetros geométricos de las probetas ensayadas .....  | 42  |
| <i>Tabla 2</i> Comparativa de resultados de modelo propuesto por Loureiro ( $K_{loz1}$ ) y en el presente trabajo ( $K_{jjz1}$ ) modificando el diámetro del perno ..... | 62  |
| <i>Tabla 3</i> Comparativa de resultados .....   | 65  |
| <i>Tabla 4</i> Comparativa de resultados de modelo del Eurocódigo 3, el propuesto por A. Loureiro y en el presente trabajo.....  | 66  |
| <i>Tabla 5</i> Características mecánicas calculadas, experimentales y según modelos de elementos finitos .....   | 102 |
| <i>Tabla 6</i> Características mecánicas calculadas, experimentales y según modelos analíticos .....   | 111 |
| <i>Tabla 7</i> Características mecánicas calculadas, experimentales y según modelos de elementos finitos .....   | 115 |



## Alfabeto latino

|              |  |
|--------------|--|
| $A_b$        | Área nominal del perno   |
| $A_s$        | Área de la parte roscada del perno   |
| $a_w$        | Garganta del cordón de soldadura   |
| $B$          | Reacción en el perno   |
| $b$          | Ancho de la viga o perfil  |
| $b_{eff}$    | Ancho efectivo del modelo T-equivalente para análisis de resistencia                                       |
| $b'_{eff}$   | Ancho efectivo del modelo T-equivalente para análisis de rigidez   |
| $b_{eff,i}$  | Ancho efectivo del modelo T-equivalente, según el patrón $i$   |
| $B_{t,Rd}$   | Resistencia a tracción del perno   |
| $C_e$        | Matriz de rigidez que considera la flexibilidad de las conexiones  |
| $d_b$        | Diámetro del perno   |
| $d_w$        | Diámetro de la cabeza del perno  |
| $E$          | Módulo de elasticidad o módulo de Young  |
| $e$          | Deformación medida en ensayo de tracción   |
| $e_1$        | Distancia al extremo de la fila de pernos considerada en componentes T-equivalente                         |
| $E_{red}$    | Módulo de elasticidad reducido   |
| $e_\alpha$   | Distancia al extremo de la fila de pernos considerada en componentes T-equivalente asimétricas, lado corto |
| $e_\beta$    | Distancia al extremo de la fila de pernos considerada en componentes T-equivalente asimétricas, lado largo |
| $F$          | Fuerza aplicada  |
| $F_t$        | Fuerza de tracción aplicada en el modelo T-equivalente   |
| $F_{t,1,Rd}$ | Resistencia de la componente T-equivalente en el modo 1 de fallo   |
| $F_{t,2,Rd}$ | Resistencia de la componente T-equivalente en el modo 2 de fallo   |
| $F_{t,3,Rd}$ | Resistencia de la componente T-equivalente en el modo 3 de fallo   |
| $F_{t,i,Rd}$ | Resistencia del componente $i$   |
| $f_y$        | Límite de fluencia del acero   |
| $f_{y,c}$    | Límite elástico del acero de la columna  |
| $G$          | Módulo transversal del material  |
| $h$          | Canto del perfil   |
| $I$          | Momento de inercia   |
| $I_b$        | Momento de inercia del perno   |
| $I_{eq}$     | Momento de inercia equivalente del perno   |
| $k$          | Rigidez  |

|                |  |
|----------------|--|
| $K_{b,u}$      | Rigidez axial del perno  |
| $K_{b,\theta}$ | Rigidez a flexión del perno  |
| $k_{e,i}$      | Rigidez elástica de la componente $i$  |
| $L$            | Longitud de la viga  |
| $L_0$          | Longitud inicial del perno   |
| $L_b$          | Longitud del perno   |
| $m$            | Distancia entre el eje del perno y la línea de plastificación de la unión ala-alma   |
| $M$            | Momento flector en el elemento   |
| $M_{el}$       | Momento elástico   |
| $M_{j,Rd}$     | Momento resistente de la conexión  |
| $M_{pl,Rd}$    | Momento resistente plástico del ala del modelo T-equivalente.  |
| $M_{Rd}$       | Momento resistente del elemento  |
| $M_y$          | Momento flector en la columna  |
| $m_\alpha$     | Distancia de la fila de pernos a la línea de plastificación en componentes T-equivalente asimétricas, lado corto                     |
| $m_\beta$      | Distancia de la fila de pernos a la línea de plastificación en componentes T-equivalente asimétricas, lado largo                     |
| $n$            | Distancia desde el eje del perno a la posición de las fuerzas de palanca   |
| $N$            | Esfuerzo axil  |
| $N_{t,Rd}$     | Esfuerzo axil resistente   |
| $n_\alpha$     | Distancia de la fila de pernos al punto de aplicación de las fuerzas de palanca en componentes T-equivalente asimétricas, lado corto |
| $n_\beta$      | Distancia de la fila de pernos al punto de aplicación de las fuerzas de palanca en componentes T-equivalente asimétricas, lado largo |
| $p$            | Distancia entre pernos   |
| $Q$            | Fuerza de palanca en el modelo T-equivalente debida al contacto entre las alas   |
| $q$            | Carga uniformemente distribuida en la viga   |
| $r$            | Radio de acuerdo ala-alma en perfiles laminados  |
| $r_1$          | Rigidez rotacional en el extremo 1 de la viga  |
| $r_2$          | Rigidez rotacional en el extremo 2 de la viga  |
| $r^2$          | Coefficiente de correlación de Pearson en la regresión de una serie de datos   |
| $t_{bh}$       | Espesor de la cabeza del perno   |
| $t_f$          | Espesor del ala  |
| $t_n$          | Espesor de la tuerca   |
| $t_w$          | Espesor del alma   |
| $t_{ws}$       | Espesor de la arandela   |
| $u$            | Desplazamiento según la dirección considerada  |
| $V_1$          | Esfuerzo cortante en el extremo de la viga   |
| $w$            | Distancia de la línea de pernos al punto medio del alma del perfil en componentes T-equivalente                                      |



|              |   |
|--------------|---|
| $w_{\alpha}$ | Distancia de la línea de pernos al punto medio del alma del perfil en componentes T-equivalente asimétricas, lado largo |
| $w_{\beta}$  | Distancia de la línea de pernos al punto medio del alma del perfil en componentes T-equivalente asimétricas, lado corto |
| $z$          | Distancia al centro de presiones en una unión   |
| $z_i$        | Posición de la componente $i$ en la conexión  |

## Símbolos griegos

|                     |  |
|---------------------|--|
| $\alpha$            | Coefficiente adimensional, según relación de $m$ y $n$                         |
| $\beta_{Rd}$        | Relación entre la resistencia del modelo <i>T-equivalente</i> según modo 1 y 3 |
| $\gamma_M$          | Coefficientes de seguridad   |
| $\delta$            | Desplazamiento   |
| $\varepsilon$       | Relación de excentricidad en componentes T-equivalente asimétricas             |
| $\varepsilon_h$     | Deformación al final de la fluencia del acero                                  |
| $\varepsilon_m$     | Deformación para la tensión máxima del acero                                   |
| $\varepsilon_u$     | Deformación última o de rotura del acero                                       |
| $\varepsilon_{u,b}$ | Deformación última del perno   |
| $\varepsilon_y$     | Deformación correspondiente al límite de fluencia                              |
| $\theta$            | Ángulo de giro   |
| $\theta_{cd}$       | Ángulo de giro máximo  |
| $\lambda$           | Relación entre las distancias $n$ y $m$ en el modelo T-equivalente             |
| $\sigma$            | Tensión normal   |
| $\sigma_y$          | Límite de fluencia del material  |
| $\Phi$              | Factor de forma para cálculo de deformaciones por cortante                     |
| $\varphi$           | Pendiente  |
| $\phi$              | Diámetro del perno   |
| $\chi$              | Curvatura del ala en las líneas de plastificación                              |

## Resumen

Los Eurocódigos estructurales establecen el método de las componentes como procedimiento para el análisis de conexiones metálicas. Una nueva componente, la T-equivalente asimétrica, puede definirse en conexiones empernadas con chapa frontal para caracterizar la zona a tracción en el caso de que exista alguna condición de asimetría. Actualmente no existen estudios previos ni referencias que permitan definir su comportamiento.

Este trabajo presenta el estudio realizado mediante técnicas analíticas, numéricas y experimentales de componentes T-equivalente en tracción asimétricas, refiriéndose ésta al posicionamiento de los pernos respecto al alma del perfil. El objetivo principal es evaluar las propiedades de resistencia y rigidez de esta componente, y compararlas con las de componentes simétricas.

El comportamiento de la conexión es analizado mediante un modelo matricial equivalente, donde el ala y el perno son considerados como barras. Con los esfuerzos obtenidos de este modelo se realizan las comprobaciones de resistencia última y rigidez, considerando el efecto del cortante. Los resultados son contrastados con un programa experimental de 2 ensayos en componentes con ambas configuraciones, simétrica y asimétrica. Se observa que el modelo se ajusta con la suficiente precisión para el propósito buscado. También se han realizado simulaciones con elementos finitos de las componentes estudiadas con objeto de evaluar la influencia de la asimetría. Asimismo se han desarrollado simulaciones de conexiones viga-pilar con condiciones de asimetría con el propósito de confirmar la aplicación de la componente estudiada en el comportamiento global de la conexión.



## **Abstract**

The Eurocodes establish the components method as a general methodology for the analysis of steel connections. A new component, the asymmetric T-stub in tension, is defined in the case of bolted moment end plate connections with asymmetry conditions. At present, previous studies or references about this topic can't be found.

This research addresses the study of asymmetric T-stub components subjected to tensile loads, through analytical, numerical and experimental approaches, referred this asymmetry to the position of bolts to the web. The main objective is to calculate the properties of strength and stiffness, and compare them with symmetric components.

The behaviour of the component was characterized through an equivalent matrix model, where the parts are considered as frame elements. The internal forces calculated were used to evaluate the ultimate resistance and the stiffness, taking into account the effect of shear. Values obtained were compared with experimental results from 2 tests developed in both symmetric and asymmetric configurations. The model fits to the experiments with allowable precision. Finite elements simulations from models tested and from beam-to-column end plate connections were carried out also, in order to study additional parameters estimate the suitability of the component proposed to the global behavior of the connection.



# Capítulo 1. Introducción y objetivos

---

## 1.1- Motivación y alcance

El tema propuesto atiende a la necesidad de evaluar la capacidad máxima resistente de conexiones de momento empernadas con chapa frontal y que sean diseñadas con algún grado de excentricidad. La normativa actual vigente [1] propone el método de las componentes para el análisis de conexiones metálicas. El comportamiento de la zona traccionada en conexiones viga-viga y viga-columna puede asimilarse a componentes T-equivalente, pero la norma no recoge el caso particular excéntrico. El colapso prematuro de la conexión podría darse ya que los esfuerzos internos se redistribuyen por efecto de la excentricidad, por lo que es necesario definir una nueva componente, denominada como T-equivalente asimétrica, y que se caracteriza una posición desigual de los pernos respecto al alma del perfil.

## 1.2- Consideraciones generales sobre conexiones metálicas

El empleo de acero como material de diseño en proyectos estructurales brinda significantes beneficios, tales como las excelentes relaciones entre la rigidez o la resistencia y el peso total de la estructura o la rapidez en la ejecución. En proyectos industriales su aceptación es si cabe aún mayor dada la versatilidad que ofrece en cuanto a futuras modificaciones de la estructura se refiere, condicionadas éstas por cambios de diversa índole.

Las conexiones entre las diferentes partes suponen uno de los elementos críticos al evaluar la capacidad máxima de una estructura metálica, siendo una de las principales causas de colapso [2]. Actualmente existe una tendencia cada vez mayor al empleo de conexiones soldadas en taller y empernadas en el montaje en la obra (*Figura 1*), pues se reducen considerablemente los tiempos de ejecución y adicionalmente permiten trasladar las operaciones de mayor complejidad a un ambiente propicio.



*Figura 1 Conexiones empernadas en estructuras metálicas*

En el caso de conexiones rígidas entre vigas o entre vigas y columnas, la solución con chapa frontal empernada es comúnmente utilizada. Cabe destacar entre las ventajas de su empleo la reducción de costes de fabricación, en comparación con otros métodos, y su buen desempeño al producirse el colapso dúctil. El análisis de este tipo de conexiones es complejo debido a la no linealidad de los procesos que se producen internamente, tales como contacto o plastificación.

Tradicionalmente, atendiendo al criterio de la capacidad de transmisión del giro y del momento, las conexiones eran consideradas como articuladas, en las cuales no hay transmisión de flexión de un elemento a otro, o como rígidas, donde sí la hay y el ángulo relativo entre las dos barras permanece constante. Numerosos estudios avalados por ensayos de laboratorio, donde cabe destacar el realizado por Jaspart [3], demuestran que el comportamiento de una conexión debe establecerse como un valor intermedio entre los límites mencionados anteriormente, produciéndose una transmisión de giro efectiva así como una variación del ángulo relativo entre las barras, y que es conocido como semirrígido según se observa en la *Figura 2*.



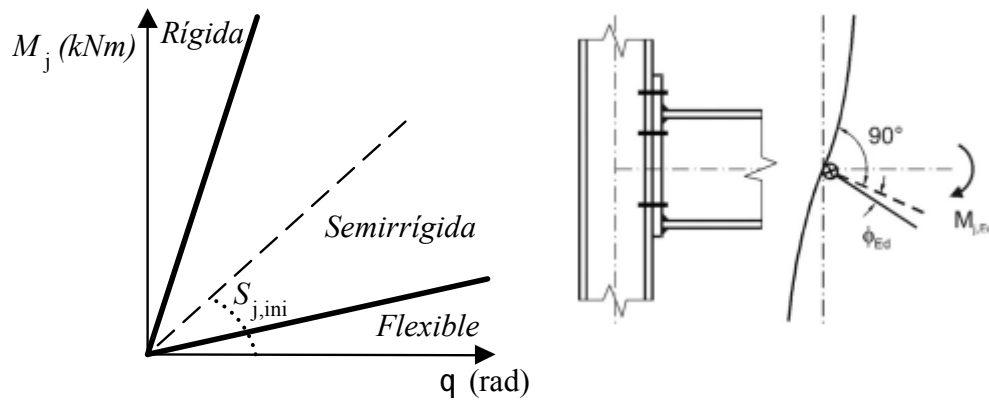


Figura 2 Comportamiento real de conexión

El comportamiento real de las conexiones tiene una gran importancia en el análisis de esfuerzos a los que están sometidos sus miembros. Para ilustrar este hecho, se desarrolla a continuación un ejemplo básico consistente en una viga de sección constante con una carga uniforme  $w$  aplicada en toda su longitud, con el desplazamiento lateral restringido y sustentada en ambos extremos mediante diferentes tipos de apoyos (Figura 3).

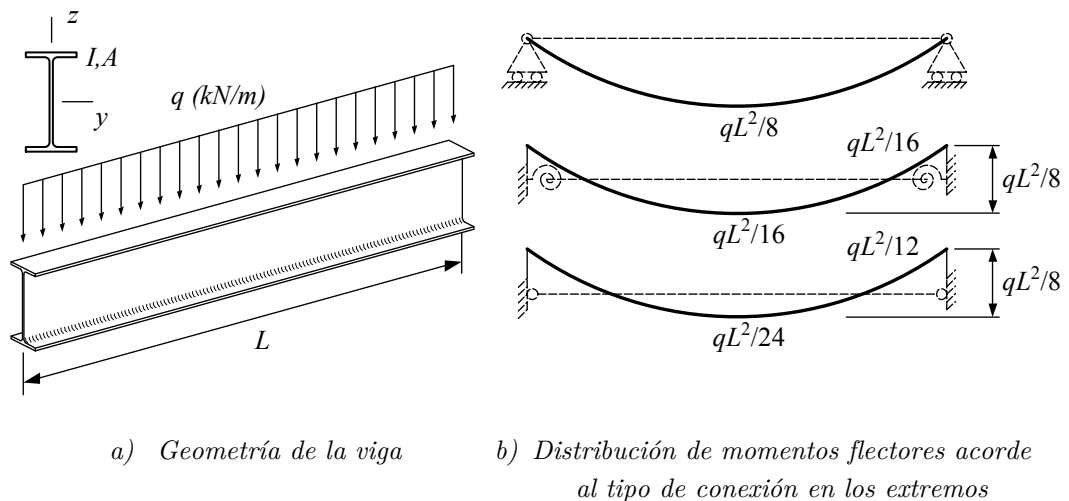


Figura 3 Viga con apoyos semirrígidos

En el caso general, el valor del momento flector en una coordenada  $x$  de la viga puede expresarse según la Ecuación (1). En el caso particular de extremos

articulados la constante  $C$  y el máximo momento flector en la viga es  $ql^2/8$  se anula. En el caso particular de nudos rígidos  $C$  adopta el valor  $-ql^2/12$ , coincidiendo en valor absoluto con el valor máximo. Los términos lineal y cuadrático son iguales en ambos casos, por lo que el valor del momento flector es función del término constante que depende del tipo de conexión en el extremo.

$$M_y(x) = -C + V_1x - \frac{q}{2}x^2 \quad (1)$$

Si se evalúan las deformaciones, en el caso de apoyos rígidos el valor máximo adopta el valor  $f = ql^4/384EI$  y en el caso de apoyos articulados el de  $f = 5ql^4/384EI$ , siendo valores intermedios entre estos dos límites para conexiones semirrígidas. Estas consideraciones han conllevado a toda una rama de investigación sobre la optimización estructural teniendo en cuenta la rigidez de las conexiones. Desde el punto de vista de la optimización de la sección del perfil según un criterio de resistencia, el valor mínimo se corresponde cuando el momento flector en el centro del vano se iguala con el de los extremos. Por tanto el valor mínimo posible se corresponde, en valor absoluto, con  $ql^2/16$ , para un valor intermedio de rigidez en los extremos. Sin embargo atendiendo a un criterio de deformación máxima, la solución óptima se encuentra con conexiones rígidas al reducirse las deformaciones ostensiblemente. Por tanto puede deducirse que en estructuras en las que la situación pésima se corresponda con un estado límite último de resistencia o de estabilidad, la consideración de la rigidez podrá conllevar a una solución óptima. En el caso de que el estado limitante se corresponda con una condición de aptitud al servicio por deformación, para una misma configuración estructural la solución óptima se encontrará para la consideración de conexiones rígidas.

En estructuras constituidas por varios miembros, la influencia del comportamiento de las conexiones puede implementarse en simulaciones con elementos finitos mediante la incorporación de una matriz de flexibilidad adicional  $C_e$  según

Ecuación (2) que multiplica a la matriz de rigidez del elemento  $\mathbf{K}_i$ , y que depende de las rigideces rotacionales de las conexiones en los extremos  $r_1$  y  $r_2$ .

$$C_e = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{4r_2 - 2r_1 + r_1r_2}{4 - r_1r_2} & \frac{-2Lr_1(1-r_2)}{4 - r_1r_2} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{6(r_1 - r_2)}{L(4 - r_1r_2)} & \frac{3r_1(2 - r_2)}{4 - r_1r_2} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{4r_1 - 2r_2 + r_1r_2}{4 - r_1r_2} & \frac{-2Lr_2(1-r_1)}{4 - r_1r_2} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{6(r_1 - r_2)}{L(4 - r_1r_2)} & \frac{3r_2(2 - r_1)}{4 - r_1r_2} \end{pmatrix} \quad (2)$$

R. Maquoi et al [4] propusieron un procedimiento sistematizado según *Figura 4* que incorpora este comportamiento real de las conexiones en el modelo de análisis global de la estructura, con objeto de considerar la redistribución de esfuerzos y poder calcularlos bajo este estado real.

Se definen 6 pasos diferentes de análisis:

- Paso 1: Se idealizan las propiedades reales de los elementos estructurales para incorporar al modelo matricial. Las barras son consideradas como elementos lineales, y las conexiones, como rígidas o articuladas.
- Paso 2: Estimación de las cargas aplicadas a la estructural, según la normativa vigente. Dependiendo del tipo de análisis que se quiera llevar a cabo, también se pueden realizar determinadas simplificaciones (por ejemplo en el caso de estructuras soporte de puentes grúa, el impacto generado por el frenado en las diferentes direcciones se considera como una carga estática equivalente)
- Paso 3: Diseño preliminar de los miembros, basado generalmente en la experiencia del proyectista y estableciendo un factor de seguridad consistente con las

simplificaciones efectuadas. La validez de las consideraciones adoptadas en este paso, como por ejemplo la rigidez de las conexiones definida o la clasificación de las secciones, será determinada posteriormente.

- Paso 4: Cálculo de las propiedades mecánicas de los miembros y de las conexiones según el tipo de análisis a abordar. En el caso de un análisis elástico lineal los parámetros requeridos son las áreas de los perfiles, las inercias y la geometría de la estructura. En el caso de un análisis no lineal elástico-plástico, se requieren parámetros adicionales, como por ejemplo el diagrama de comportamiento momento-rotación para todos los elementos.

- Paso 5: A partir de la información evaluada en el paso anterior, se procede en este paso al análisis global de la estructura como se desarrolló en el paso 3, pero incorporando las características de los elementos y considerando las propiedades reales de las conexiones y su influencia en la redistribución de esfuerzos internos.

- Paso 6: Verificaciones de estados último y de servicio que procedan, según las restricciones impuestas, tanto para los perfiles estructurales como para las conexiones. En caso de que se cumplan todas las comprobaciones, el diseño se puede dar como válido. En caso de que no se satisfaga alguna comprobación, o que se considere que la solución está sobredimensionada, entonces es preciso reformular el análisis incorporando nuevos elementos desde el paso 3.

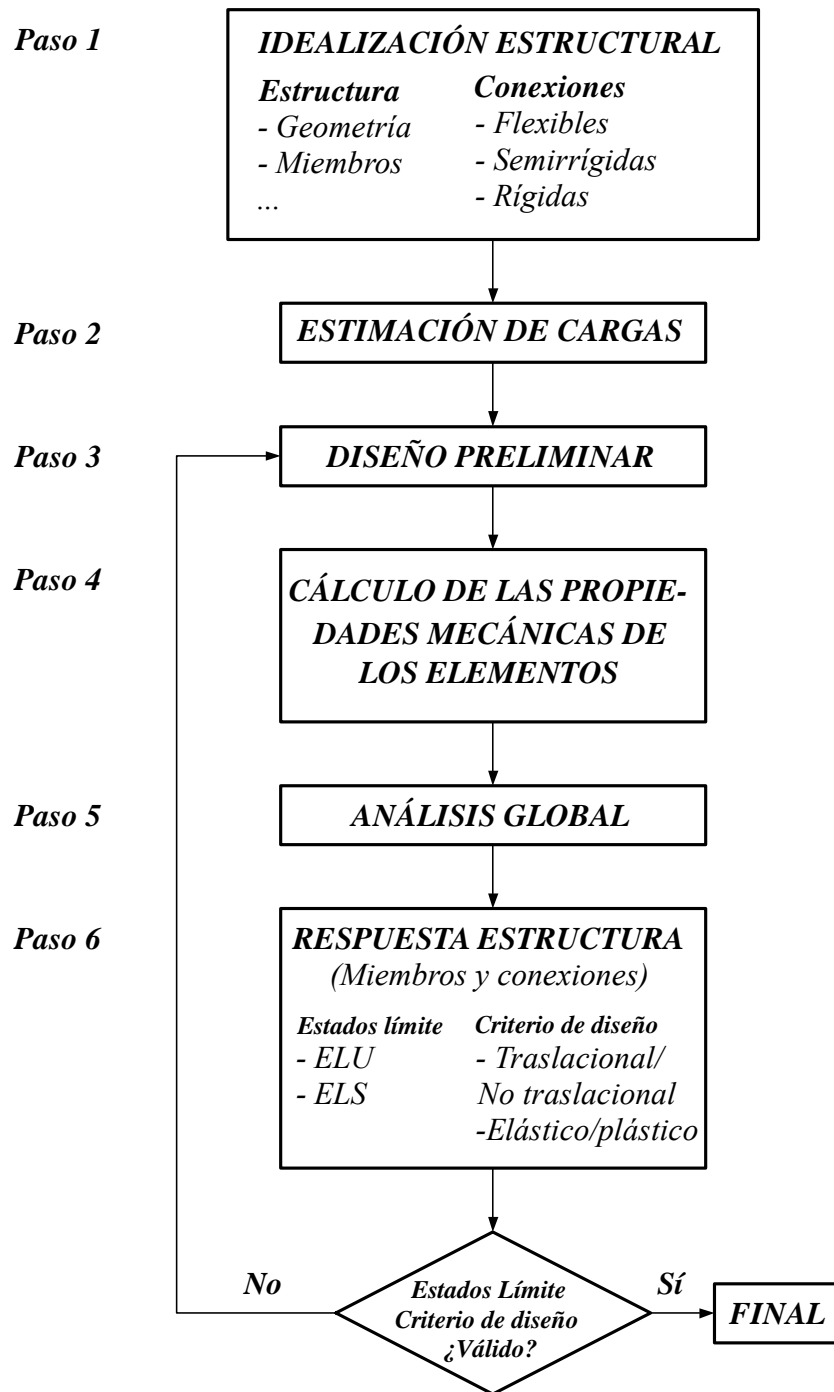
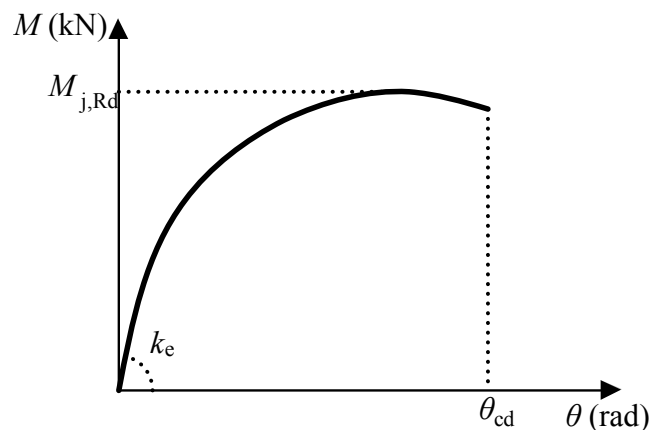


Figura 4 Procedimiento propuesto para análisis global elástico considerando el comportamiento de las conexiones [4]

### 1.3- Análisis de conexiones mediante el método de las componentes

El método de las componentes definido por los Eurocódigos estructurales [1] es el procedimiento establecido para el análisis de conexiones metálicas, cualquiera que sea su configuración. En la caracterización de una conexión, es preciso evaluar tres parámetros: resistencia, rigidez y ductilidad (*Figura 5*). La primera, la resistencia, hace referencia a la capacidad máxima de la conexión, en términos de fuerza o de momento (según la naturaleza de la conexión). La rigidez establece la deformación inicial de la conexión en régimen elástico, definida en términos de relación fuerza/longitud o momento/curvatura. Finalmente la ductilidad define la deformación máxima de la conexión, y está definida en términos de longitud o de giro.



*Figura 5 Curva momento-rotación característica de conexión metálica*

Según esta metodología la unión entre dos elementos de una estructura puede asimilarse a un conjunto de componentes individuales cuyo comportamiento es conocido o es fácil de determinar, y que aportan flexibilidad al conjunto (*Figura 6*).

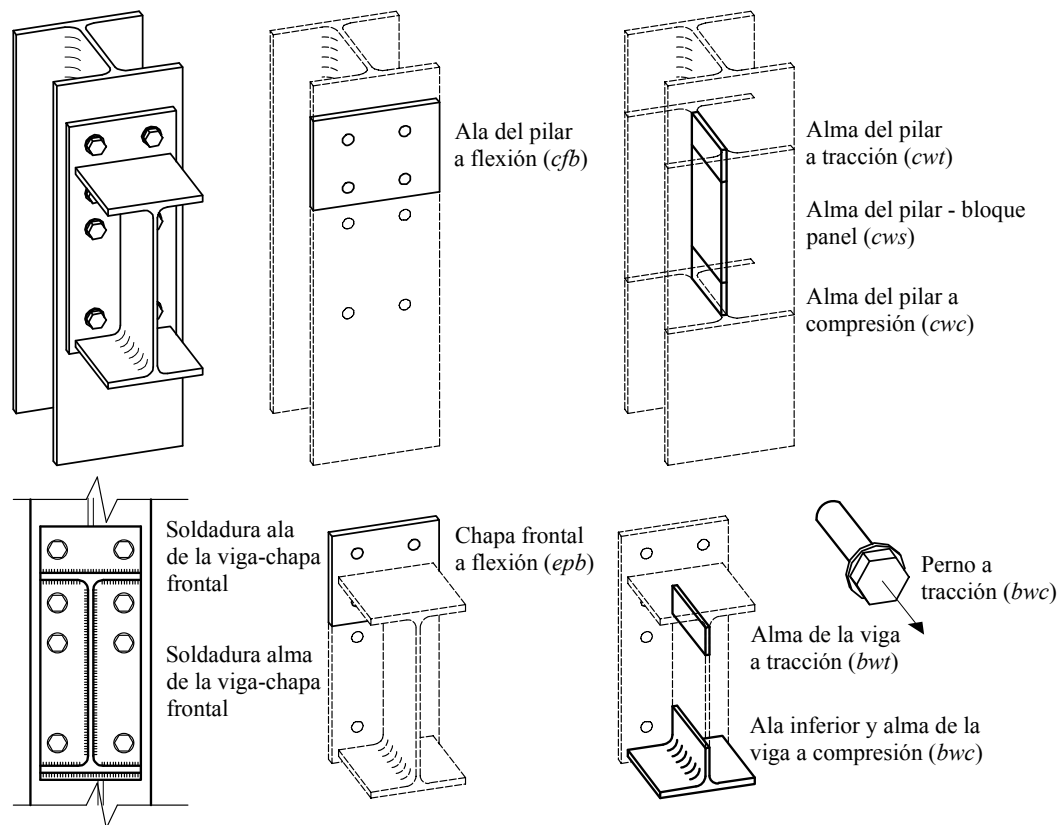


Figura 6 Método de las componentes aplicado a una conexión viga-columna

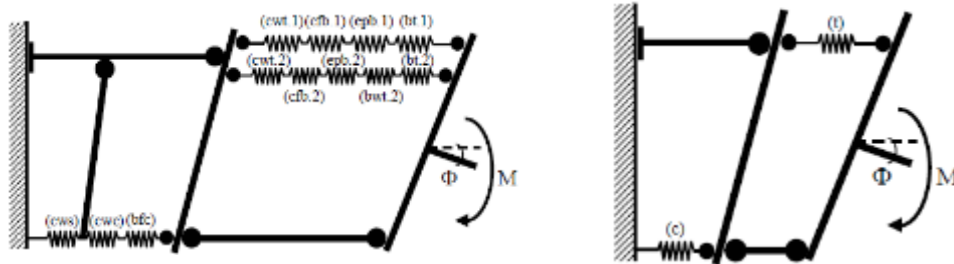
Las componentes que se distinguen en la conexión, caracterizadas por su fuerza, rigidez y ductilidad, son las siguientes:

- Alma de la columna en compresión. El momento flector transmitido por la viga se contrarresta con un par de fuerzas de reacción de la columna respecto a la viga. Para momentos positivos, la reacción inferior es de compresión y se transmite en toda la sección
- Ala de la viga en compresión. El momento flector de la viga produce una distribución lineal de tensiones internas, alternando el signo en la fibra neutra ubicada en el centroide. La parte comprimida, correspondiente a la zona inferior en flexión negativa, se desarrolla en todos los miembros de la sección: alma y ala. Ya que los esfuerzos de flexión en las conexiones son elevados, y por tanto las

compresiones que originan, es preciso determinar la posibilidad de inestabilidad por pandeo del ala, asociada a su esbeltez mecánica.

- Alma de la viga en compresión: de igual forma que el ala de la viga comprimida, el colapso puede producirse por abolladura del alma.
- Alma de la columna en tracción
- Ala de la columna en flexión
- Pernos traccionados, actuando de forma individual o en grupo
- Chapa frontal a flexión
- Alma de la viga a tracción
- Soldadura de la viga con la chapa frontal, tanto la correspondiente a las alas como las del alma.
- Zona panel de la columna

Para el análisis de la rigidez rotacional inicial  $S_{j,ini}$ , la conexión real es idealizada mediante un modelo mecánico de resortes [1] (*Figura 7a*). Este modelo puede finalmente simplificarse como un modelo con sólo dos elementos flexibles: uno a tracción y otro a compresión (*Figura 7b*).



a) Modelo mecánico según Eurocódigo

b) Modelo mecánico simplificado

Figura 7 Modelo mecánico según Eurocódigo y modelo simplificado [5]

El valor de la rigidez puede calcularse por tanto según la relación entre el momento aplicado y el ángulo desarrollado, quedando finalmente como la *Ecuación (3)*.



$$z = \frac{\sum_{i=1}^n k_{e,i} z_i^2}{\sum_{i=1}^n k_{e,i} z_i} \quad (3)$$

Para calcular la resistencia se establece el equilibrio en régimen plástico obviando el efecto de la fuerza axial, por lo que el momento máximo puede expresarse mediante la *Ecuación (4)*:

$$M_{j,Rd} = \sum_{i=1}^n F_{t,i,Rd} z_i \quad (4)$$

Por consiguiente puede establecerse un procedimiento sistematizado para el análisis de cualquier configuración de conexión organizado en tres pasos diferentes:

- Identificar las componentes activas de la unión objeto de estudio.
- Cálculo de las propiedades de resistencia, rigidez y ductilidad para cada componente de forma individual. Dichas propiedades son las establecidas por código o bien tendrán que ser estimadas convenientemente.
- Ensamblaje de las componentes en el modelo mecánico global para determinar las propiedades de la conexión completa. Cada componente es considerada en este modelo como un resorte

Para las zonas correspondientes al ala de la columna y a la chapa extendida a flexión, es comúnmente aceptado caracterizarse a través de la componente T-equivalente a tracción *Figura 8*. Este elemento consiste en dos perfiles de acero en T empernados a través de las alas mediante una o varias filas de pernos. La fuerza de tracción se aplica en la parte superior del alma, que produce la deformación de las alas. La obtención de expresiones que caractericen su comportamiento es complicada debido a la alta no linealidad del sistema, originada principalmente por el contacto entre las partes y por la plastificación que es considerada en el análisis de la resistencia.

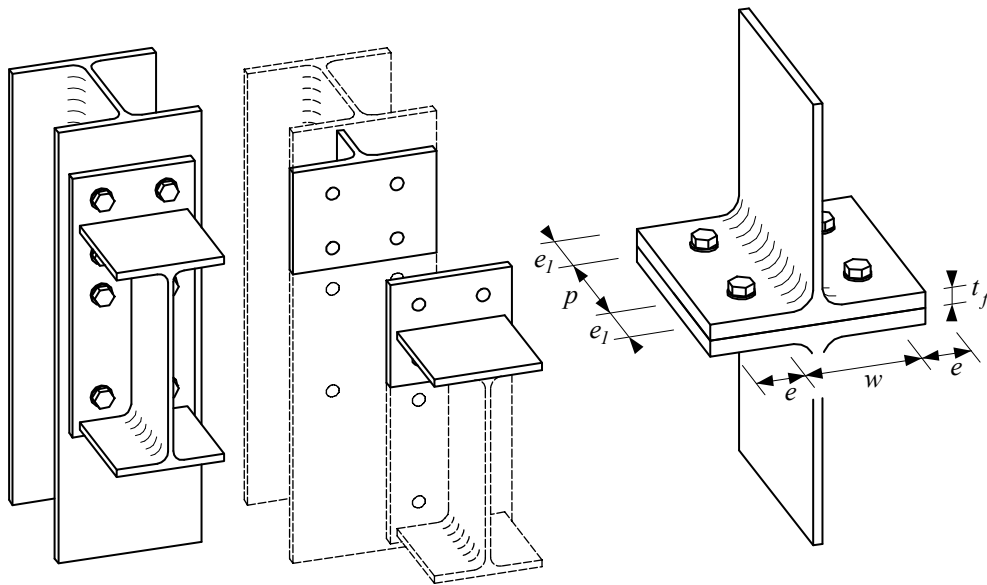


Figura 8 Componente T-equivalente a tracción

#### 1.4- Objetivos y alcance

El principal objetivo del presente trabajo es desarrollar un procedimiento acorde la filosofía de los Eurocódigos para el análisis de componentes T-equivalente asimétricas, que pueden distinguirse como componentes de conexiones que tienen cierto grado de asimetría respecto a alguno de los elementos que conforman la conexión. La investigación se centra principalmente en el análisis de la componente en sí y en la determinación de sus propiedades, aunque también se han analizado simulaciones numéricas en conexiones emperradas con chapa extendida, aunque los resultados obtenidos se evalúan cualitativamente.

El estudio ha sido desarrollado según tres metodologías diferentes. Se realizó un programa de ensayos en componentes simétrica y asimétrica, con objeto de determinar sus características reales y de contrastar las diferencias entre una configuración y otra. En paralelo fue abordado un estudio teórico sobre la determinación tanto de la rigidez como de la resistencia última. Finalmente fueron desarrolladas simulaciones numéricas mediante elementos finitos, calibradas con los ensayos experimentales y con las referencias bibliográficas.

A continuación se presentan los principales objetivos alcanzados en el presente documento:

- Objetivo 1: Identificación de una nueva componente. Según la metodología definida en el Eurocódigo, el primer paso para abordar el análisis de una conexión metálica es la identificación de las componentes que conforman dicha conexión. En el caso de conexiones viga-viga o viga-columna con alguna condición de asimetría, el comportamiento de la zona de tracción puede asemejarse a esta componente que difiere de la ya establecida por la norma para el caso simétrico.
- Objetivo 2: Caracterización de la componente T-equivalente asimétrica, siguiendo una metodología analítica, numérica y experimental. En la metodología analítica se pretenden desarrollar fórmulas simplificadas que puedan ser implementadas en normativa, que son validados con las simulaciones numéricas y los ensayos experimentales.
- Objetivo 3: Propuesta de un modelo de perno, para emplear en simulaciones numéricas con modelos matriciales.



## **Capítulo 2. Estado del arte**

---

### **2.1- Introducción**

En este capítulo se resumen los trabajos que han servido como referencia para el desarrollo de la presente investigación. No se han encontrado trabajos previos sobre el análisis de componentes T-equivalente asimétricas, por tanto todas las referencias utilizadas se corresponden al estudio de las componentes T-equivalente simétricas.

La revisión bibliográfica se ha ordenado en dos partes diferentes. La primera corresponde al análisis del comportamiento de componentes T-equivalente simétricas, donde se describen los principales trabajos desarrollados sobre el cálculo de las propiedades de resistencia, rigidez y ductilidad, y también se describen diferentes estudios realizados sobre la caracterización analítica y numérica de los pernos. En la segunda parte se detallan algunos estudios realizados sobre el comportamiento de conexiones de momento con chapa extendida.

### **2.2- Predicción del comportamiento de componentes T-equivalente**

Como se ha explicado anteriormente, el comportamiento de la zona traccionada de conexiones viga-columna o viga-viga con chapa frontal puede caracterizarse a través de la componente T-equivalente. Por tanto evaluar las propiedades de dicha componente es determinante para conocer el comportamiento global de la conexión.

#### **2.2.1- Análisis de resistencia en componentes T-equivalente**

En este punto se resumen los trabajos más relevantes publicados sobre el comportamiento resistente de componentes T-equivalente. El análisis de la capacidad máxima de componentes T-equivalente ha sido abordado por varios autores desde distintos puntos de vista asimilando la conexión a una viga equivalente, con el objeto de obtener expresiones menos complejas que permitan

abordar el problema de una forma más sencilla. A continuación se describen las referencias principales utilizadas en este trabajo.

Inicialmente, R. Douty y W. McGuire [6] aproximaron el comportamiento del ala de la componente T-equivalente mediante una viga apoyada en ambos extremos. Los soportes simulan las fuerzas de palanca desarrolladas por el contacto entre las alas. La fuerza de tracción es considerada en el centro del vano de la viga, y la restricción de los pernos se establece como dos cargas puntuales ubicadas simétricamente respecto al plano medio. La distribución de los esfuerzos internos es evaluada mediante teoría clásica de vigas, y la capacidad máxima finalmente es calculada considerando una sección rectangular equivalente. El análisis se implementa en régimen plástico, desarrollándose en la zona de unión entre el ala y el alma y en la línea que marca la posición de los pernos.

Posteriormente, P. Zoetmeijer [7] desarrolló una metodología para evaluar la resistencia de la zona traccionada en conexiones empernadas viga-columna con chapa frontal no rigidizada. Empleó análisis plástico para dicho cálculo, y definió el concepto de los modos de colapso de las componentes T-equivalente según los elementos en los que se produzcan y la forma. El primer modo, también conocido como flexible, se corresponde con el fallo por el desarrollo de líneas de plastificación del ala del perfil y la formación de un mecanismo. La rotura se produce generalmente en el perno y no en el perfil, debido a que su ductilidad es inferior y por tanto su capacidad de deformación también es menor. El modo rígido se caracteriza porque el fallo se produce en el perno, como consecuencia de una elevada diferencia de rigideces entre éste y el ala del elemento. El último modo es conocido como semirrígido donde se producen simultáneamente la plastificación del perfil y del perno. Zoetmeijer consideró, para el cálculo de la resistencia del perno, tanto las fuerzas externas como las internas desarrolladas por efecto palanca debido al contacto entre alas de los perfiles. Adicionalmente determinó los valores de las longitudes efectivas para el análisis de resistencia mediante la teoría de líneas

de rotura, siendo los mecanismos identificados según los obtenidos en ensayos experimentales. (Figura 9).

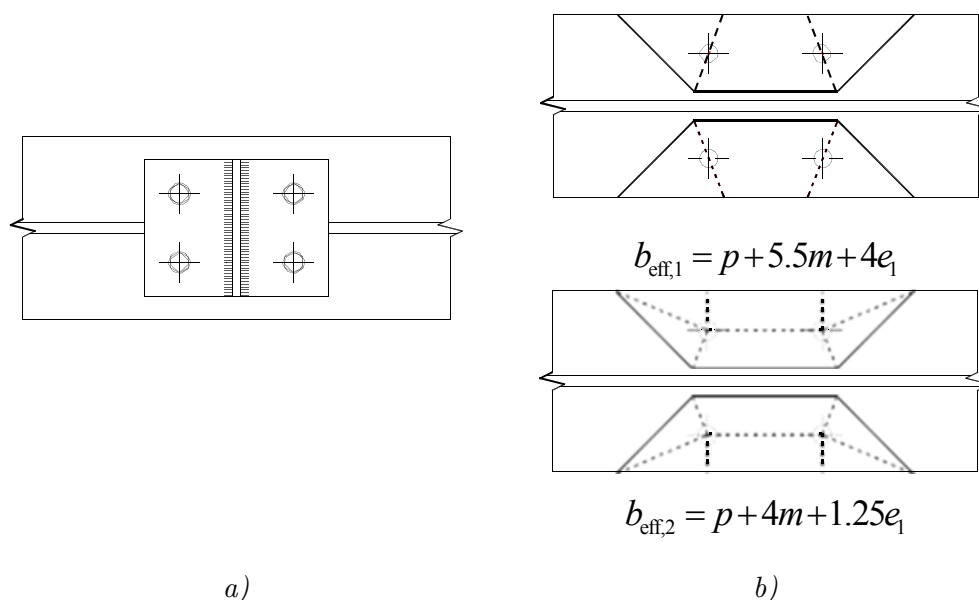


Figura 9 Esquema de ensayo y patrones de rotura definidos por P. Zoetmeijer

Definió dos mecanismos de rotura. En el primero el fallo del perno es el factor condicionante, aunque también puede apreciarse en el ensayo experimental cierta plastificación del ala del perfil. El segundo modo se caracteriza por la plastificación completa del ala del perfil, produciéndose un mecanismo de plastificación. Para determinar el valor de la capacidad máxima empleó la teoría de líneas de rotura, método energético basado en la conservación del trabajo externo realizado por las cargas externas y por el trabajo interno desarrollado por la rotación en las líneas plásticas formadas.

J.A. Packer y L. J. Morris [8] extendieron el trabajo de P. Zoetmeijer y estudiaron el comportamiento de las alas de las columnas en conexiones viga-pilar con chapa extendida, tanto rigidizadas como no rigidizadas. Observaron que la aplicación directa de las fórmulas propuestas anteriormente sobrestimaban el valor de la resistencia de la conexión principalmente en el caso de fallo 2, ya que el incremento de esfuerzo en el perno debido al efecto palanca tiene un efecto significativo en la

disipación de energía interna. Por tanto definieron nuevos patrones de rotura, lineales y no lineales (*Figura 10*). Adicionalmente, identificaron patrones de rotura complementarios a los descritos, sin contribución de la deformación del perno en el análisis energético.

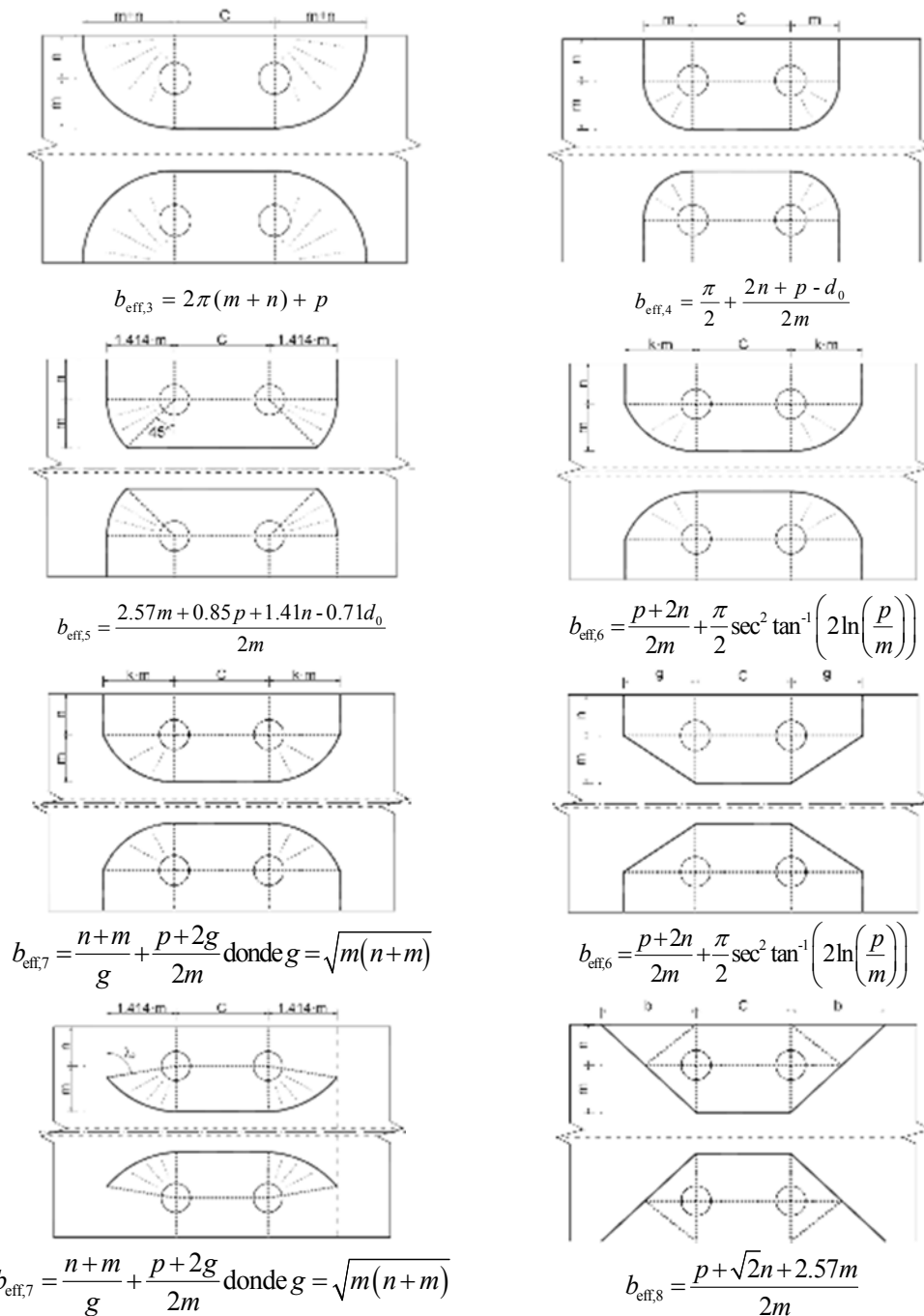


Figura 10 Patrones lineales y no lineales caracterizados por J.A. Packer y L. J. Morris



A partir de los planteamientos de Douy y W. McGuire [6], H. Agerkov [9] adoptó un modelo similar pero considerando la redistribución de fuerzas internas. El análisis de la resistencia máxima es determinando teniendo en cuenta el efecto del esfuerzo cortante en la disminución de la capacidad a flexión del ala del perfil. Utilizando el criterio de energía de distorsión máxima de Von Mises, el máximo momento aplicado a la conexión puede expresarse finalmente mediante la *Ecuación (5)*:

$$M_{pl,Rd} = \frac{1}{4} b_{eff} t_f^2 \sqrt{\sigma_y^2 - 3 \left( \frac{F}{b_{eff} t_f} \right)^2} \quad (5)$$

G. Kulak [10] propuso un modelo en el que consideraba el esfuerzo resultante en el perno pero con una excentricidad con objeto de considerar la distribución no uniforme en la cabeza del perno. El modelo de viga equivalente es por tanto evaluado con las dimensiones establecidas en las *Ecuaciones (6) y (7)*.

$$n' = n + \frac{d_b}{2} \quad (6)$$

$$m' = m - \frac{d_b}{2} \quad (7)$$

J. P. Jaspart adicionalmente propone considerar el efecto del tamaño de la cabeza del perno en el análisis del modo 1 (*Figura 11*). Esta fórmula obtiene resultados más precisos, y está contemplada en el Eurocódigo [1] para el cálculo de la resistencia de componentes T-equivalentes, definida como el método alternativo.

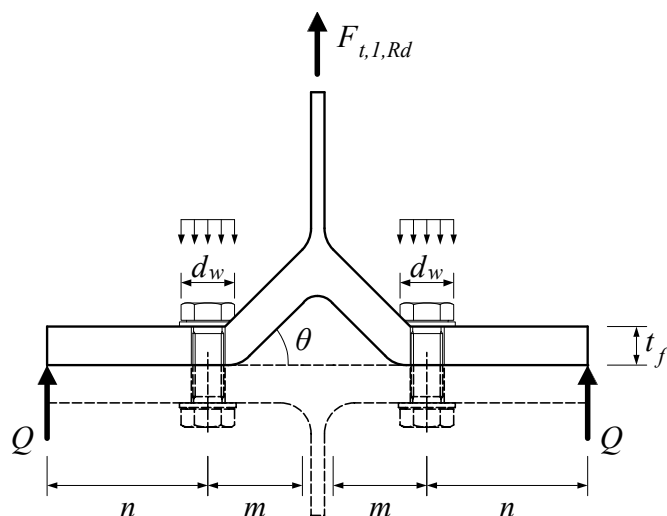


Figura 11 Modelo de colapso en modo 1 alternativo considerando el ancho de la cabeza del perno, según J. P. Jaspart

La reacción del perno no es considerada como una carga puntual, sino como una carga distribuida uniformemente en la superficie del perno. Por tanto el valor de la fuerza máxima puede expresarse como la Ecuación (8):

$$F_{t,1,Rd} = \frac{(32n + 2d_w)M_{f,Rd}}{8mn - (m + n)d_w} \quad (8)$$

Para el análisis de la capacidad resistente de la sección C. Faella [11] planteó considerar el efecto del esfuerzo cortante en la reducción de la capacidad máxima. Con el objetivo, al igual que otros autores, de obtener una expresión de fácil implementación, estableció que las fibras externas de la sección son las que contrarrestan el efecto de la flexión, y las fibras internas las que resisten las tensiones tangenciales originadas por el esfuerzo cortante, como puede interpretarse en la Figura 12.

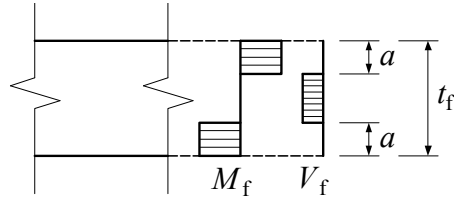


Figura 12 Distribución de tensiones en el ala según C. Faella

Considerando la fluencia del material y empleando el criterio de fallo del material de máxima distorsión de Von Mises, la relación entre las fuerzas puede definirse según la *Ecuación (9)*:

$$\frac{M}{M_{Rd}} + \left( \frac{V}{V_{Rd}} \right)^2 = 1 \quad (9)$$

Adoptando este criterio de iteración e implementándolo en las fórmulas de resistencia, la máxima fuerza aplicada a la componente T-equivalente en el modo de fallo 1 puede expresarse según la *Ecuación (10)*.

$$F_{t,1,Rd} = \frac{8}{3} \left( \frac{m}{t_f} \right)^2 \left[ \sqrt{1 + \frac{3}{\left( \frac{m}{t_f} \right)^2}} - 1 \right] \frac{M_{Rd}}{m} \quad (10)$$

De igual manera, al considerar la influencia del esfuerzo cortante en la capacidad máxima, en el modo de fallo 2 la fuerza máxima se puede expresar por la *Ecuación (11)*.

$$F_{t,2,Rd} = \frac{16}{3} \left( \frac{m}{t_f} \right)^2 (1 + \lambda) \left[ \sqrt{1 + \frac{3}{\left( \frac{m}{t_f} \right)^2 (1 + \lambda)^2}} - 1 \right] \frac{M_{f,Rd}}{m} \quad (11)$$

Englobando los trabajos de J. P. Jaspart y de C. Faella, A. Girão [12] sugiere evaluar la resistencia en el modo 1 de fallo considerando el efecto del esfuerzo tangencial en la capacidad a flexión, junto con la consideración de la influencia del tamaño de la cabeza del perno y la distribución de fuerzas. Por tanto la resistencia el modo 1 de fallo puede definirse según la *Ecuación (12)*.

$$F_{t,1,Rd} = \frac{16}{3} \left( \frac{m}{t_f} \right)^2 \Gamma \left[ \sqrt{1 + \frac{3}{4\Gamma^2 \left( \frac{m}{t_f} \right)^2}} - 1 \right] \frac{M_{Rd}}{m} \quad \text{donde } \Gamma = \frac{8 \frac{\lambda m}{d_w} - (1 + \lambda)}{16 \frac{\lambda m}{d_w} - 1} \quad (12)$$

Adicionalmente propuso las longitudes efectivas a considerar en el cálculo de componentes T-equivalente, tanto para una como para varias filas de pernos (*Figura 12*).

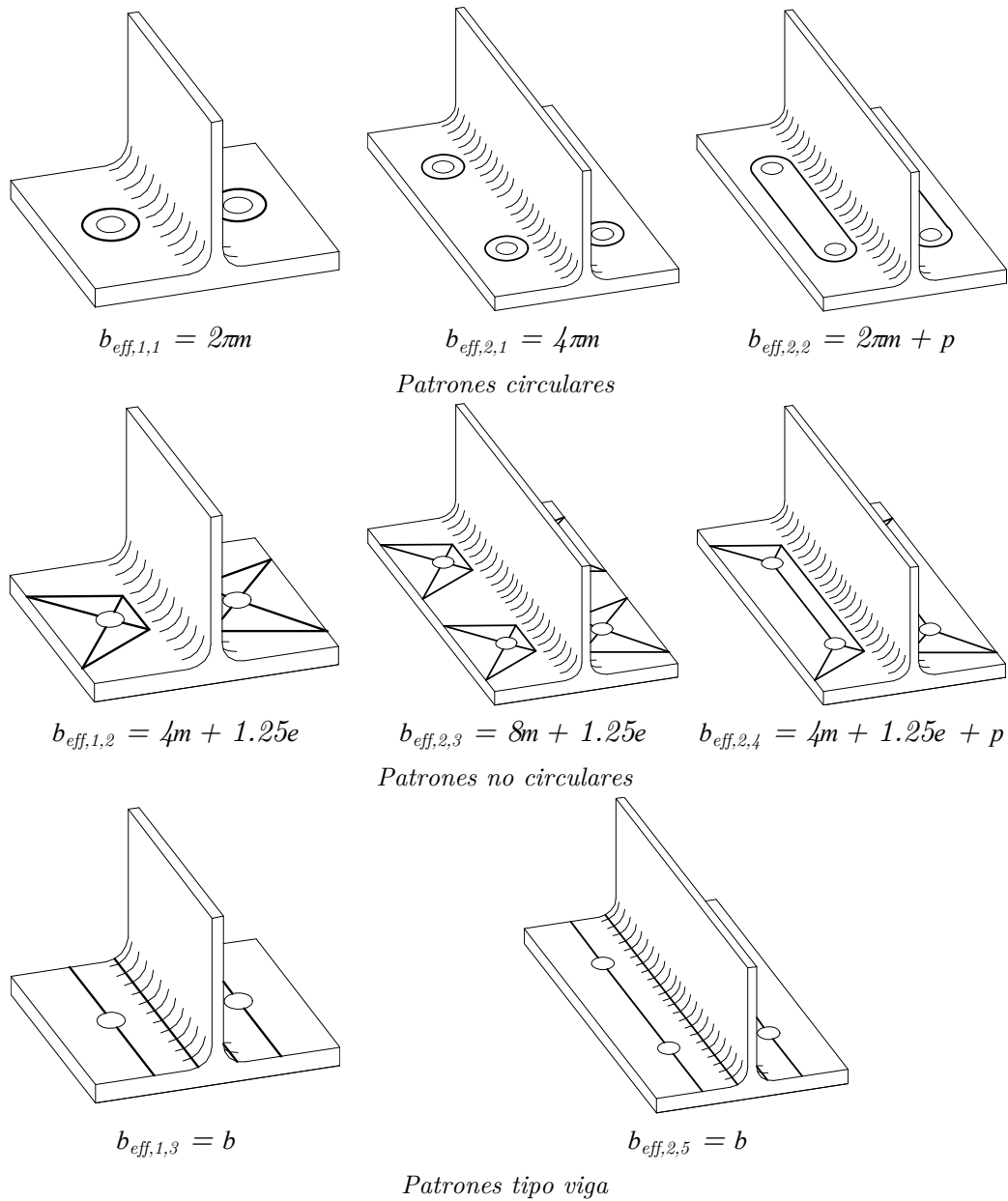
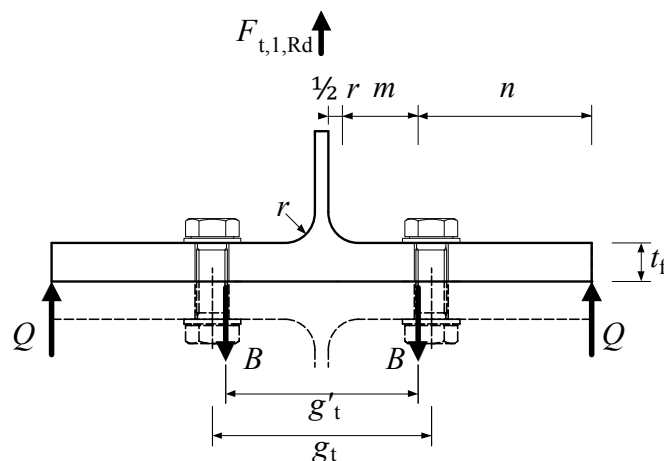


Figura 13 Mecanismos de rotura para una y dos filas de pernos, según A. Girão

El mecanismo de colapso, según un criterio energético, se producirá en el que requiera una menor fuerza. Por tanto se puede expresar por *Ecuación (13)*:

$$b_{\text{eff}} = \min (b_{\text{eff},i}) \tag{13}$$

J. A. Swanson [13] desarrolló su investigación orientada a analizar conexiones de momento rígidas con T-equivalente empennadas en las alas (conexión ampliamente utilizada en Estados Unidos). Adopta el modelo propuesto por Kulak [10] pero introduciendo una pequeña modificación: en el cálculo de la resistencia considera que las rótulas plásticas no se producen en el punto de unión entre el alma y el ala. Se utiliza una longitud efectiva distinta del modelo de viga equivalente como puede observarse en la *Figura 14* (el autor propone que igual a la mitad del radio de acuerdo entre el ala y el alma en perfiles laminados en caliente). Definió un modelo elasto-plástico incremental con objeto de determinar todas las propiedades: rigidez inicial, resistencia y ductilidad; este modelo se basa en un árbol de decisión, considerándose las distintas posibilidades de formación y desarrollo de las rótulas plásticas.



*Figura 14 Modelo analítico propuesto por J. A. Swanson*

### 2.2.2- Análisis de la rigidez inicial en componentes T-equivalente

En este apartado se describen los estudios de mayor relevancia realizados sobre el análisis de la rigidez inicial de componentes T-equivalente sometidas a fuerza de tracción en el alma. Como se ha explicado anteriormente, la rigidez se refiere a la deformación inicial de la componente en régimen elástico (tramo 1-2 según la curva, similar a la *Figura 5*).

Los primeros estudios se corresponden a D.J. Kennedy [14], que considera tres posibles comportamientos de la T-equivalente, según sea la rigidez del ala. Contempla la posibilidad de que las fuerzas de palanca se desarrollen o no, según la relación de rigidez entre el perno y el ala del perfil: tal es el caso de perfiles de gran espesor, que no se plastifican y la deformación es tan pequeña que no se produce contacto entre las chapas en el exterior.

A continuación R. Douty y W. McGuire [6] realizaron un estudio del comportamiento de tres configuraciones de conexiones emperradas: conexiones de momento T-equivalente y de chapa extendida. Consideraron un modelo de viga con una carga puntual aplicada en el centro del vano, la correspondiente a la tracción en el alma; la fuerzas de palanca fueron modeladas como apoyos simples en los extremos y la reacción que estos ejercen en la viga. La tracción en los pernos es considerada a través de las condiciones de contorno impuestas de compatibilidad de deformaciones del perno y del ala. Evaluaron la influencia del área de contacto del perno en el ala del perfil, y obviaron la influencia del esfuerzo cortante en la deformación. Bajo todas estas consideraciones, la deformación del alma puede expresarse como se define en la *Ecuación (14)*:

$$\delta = \frac{nb^2}{E \left( \frac{b_{\text{eff}} t^3}{12} \right)} \left\{ \frac{F}{2} - \frac{n}{B} \left[ \frac{1}{3} \left( \frac{n}{b} \right) + 1 \right] \right\} Q \text{ donde } Q = \left[ \frac{\frac{1}{2} - \frac{Eb_{\text{eff}} t_f^3 nm^2 / 12}{r_b + r_p}}{\frac{n}{m} \left( \frac{n}{3m} + 1 \right) + \frac{Eb_{\text{eff}} t_f^3 nm^2 / 12}{r_b + r_p}} \right] i \quad (14)$$

El modelo de viga equivalente empleado para el análisis de resistencia utilizado por varios autores, también fue considerado por Y. Yee y R. Melchers [15] para calcular la rigidez. Consideraron la resultante de las fuerzas de palanca ubicada en los extremos del ala del perfil y la tracción en el alma como una carga puntual en el centro del vano, mientras que el efecto de los pernos es evaluado por compatibilidad

de la deformación transversal de la viga y la longitudinal de los pernos en la posición de estos.

$$\delta = \frac{(2m + 2n)^3}{Eb'_{\text{eff}} t_f^3} (F_t \alpha_1 - B_t \alpha_2)$$

Donde (15)

$$\alpha = \frac{n}{2(m+n)}, \alpha_1 = \frac{3}{2} \alpha - 2\alpha^3, \alpha_2 = 6\alpha^2 - 8\alpha^3$$

Este mismo modelo es tomado como base por J. P. Jaspart [3] como base pero introduciendo una ligera modificación del punto de aplicación de las fuerzas de palanca. Como la distribución de presiones de contacto entre las alas no es uniforme, sino que se asemeja más bien a un patrón triangular, J. P. Jaspart considera la ubicación a una distancia igual a  $\frac{3}{4} n$  y no en el extremo como los autores previos. Adicionalmente, y con el objetivo de definir expresiones que no fueran excesivamente complejas de manipular para implementar en estándares, realizó algunas simplificaciones. La primera es que propuso realizar el análisis de la rigidez de los pernos y del perfil por separado, para así posteriormente ensamblarlos y obtener un valor de la rigidez del conjunto. Por tanto tomando como partida el modelo de Yee y Melcher's [15] y adoptando los pernos como rígidos ( $A_s = \infty$ ) y  $n = 1.25 m$ , el valor de la rigidez del ala puede simplificarse mediante la *Ecuación (16)*:

$$k = \frac{0.5E}{b'_{\text{eff}}} \left( \frac{m}{t_f} \right)^3$$
(16)

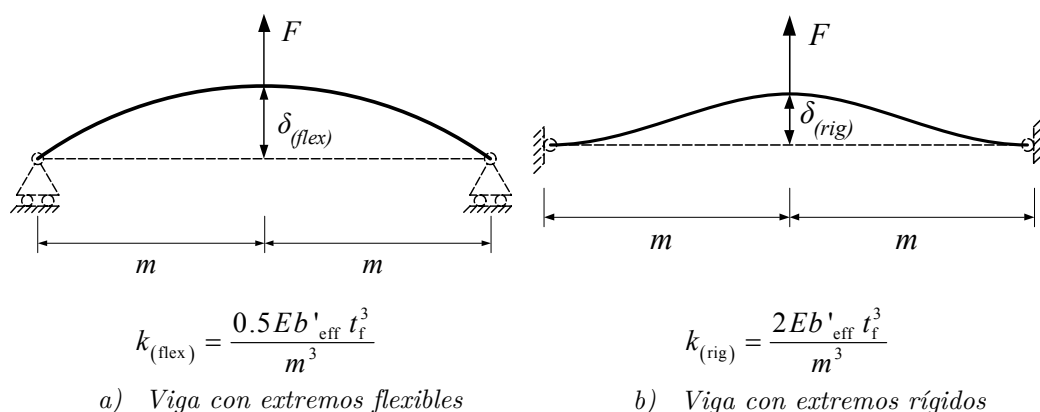
Finalmente J. P. Jaspart definió un ancho efectivo a utilizar en el análisis de la rigidez inicial ( $b'_{\text{eff}}$ ) diferente al empleado en el cálculo de la resistencia, igual al 90% de éste. Como se considera que el ala se encuentra empotrada en el eje del perno, el único modo de colapso posible es el flexible, por lo que el máximo



momento elástico puede expresarse por la *Ecuación (17)* (siendo  $M_{el}$  igual a  $2/3$  del momento plástico).

$$F_{el} = \frac{2}{3} F_{t,1,Rd} = \frac{2}{3} \frac{4M_{pl,1,Rd}}{m} = \frac{2}{3} \frac{4f_{yd} \frac{1}{4} b_{eff} t_f^2}{m} = \frac{2}{3} \frac{b_{eff} t_f^2}{m} f_{yd} \quad (17)$$

C. Faella [11] considera la respuesta del ala del perfil adoptando un modelo de viga equivalente, definiendo que la rigidez del ala del perfil se puede determinar como un valor intermedio entre una viga con extremos simples y una con extremos empotrados (*Figuras 15a y b*). Las expresiones analíticas son menos complejas ya que no se introduce la compatibilidad de deformaciones del perno y el ala del perfil, y tampoco el efecto palanca.



*Figura 15 Propuesta de C. Faella [11] para el análisis de rigidez a través de un modelo de viga equivalente*

Puede observarse que el valor adoptado por los Eurocódigos [1] se corresponde con un valor intermedio entre los dos límites.

Para el valor del ancho efectivo utilizado en el cálculo de la rigidez, proponen adoptar uno diferente al de la resistencia. Este valor está basado en el análisis elástico de un elemento placa sometido a una carga puntual y empotrada en el otro extremo (*Figura 16*).

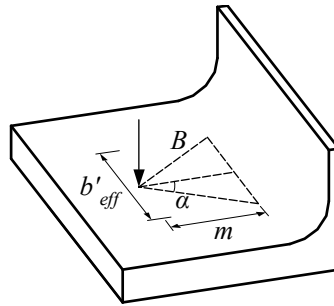


Figura 16 Modelo de C. Faella para análisis del ancho efectivo

Bajo determinadas simplificaciones y teniendo en cuenta la flexión de la placa en ambos sentidos, el ancho efectivo para el cálculo de rigidez puede expresarse según la Ecuación (18):

$$b'_{\text{eff}} = 2m + d_b \leq b \quad (18)$$

Uno de los últimos avances realizados es la propuesta de un modelo de barras conectadas que simulan el comportamiento de la componente. A. Loureiro [16] y J. M. Reinoso [17] proponen sendos modelos para el análisis de la rigidez en componentes T-equivalente, pretensadas y no pretensadas respectivamente, considerándose como un sistema matricial de barras ensambladas. La peculiaridad de este modelo es que intrínsecamente contempla la rigidez del perno (tanto axial como a flexión) y la interacción con el ala del perfil. Por tanto el valor calculado con este modelo es el que le corresponde a la componente T-equivalente, sin necesidad analizar cada uno por separado y luego posteriormente tener que ensamblarlos.

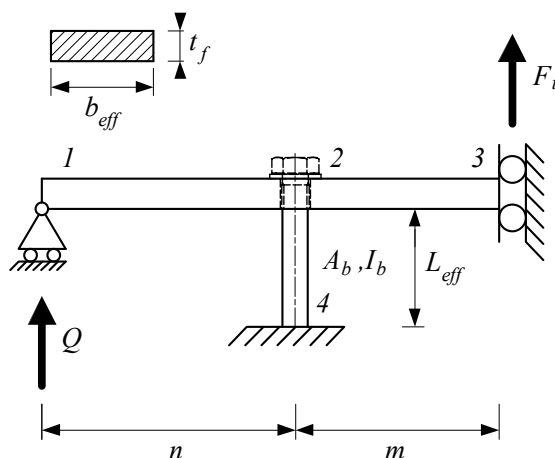


Figura 17 Modelo matricial de T-equivalente según A. Loureiro

Según este modelo, se establece un sistema matricial de estructura de 4 nudos y 4 elementos rígidos. Resolviendo el Sistema obtenido tras aplicar las condiciones de contorno correspondientes, se obtiene el valor de la rigidez que puede expresarse como la relación entre la fuerza aplicada  $F_t$  en el nodo 3 y el desplazamiento  $u_3$ . Agrupando términos se obtiene la expresión de la Ecuación (19):

$$K_0 = \frac{F}{u_{3y}} = \frac{24EI \left\{ L_b I (12I_b m + 3L_b I) + A_b \left[ L_b I (n^3 + 3n^2 m) + 4I_b n^3 m \right] \right\}}{L_b I \left[ \alpha(m, n) L_b I + \beta(m, n) I_b + \gamma(m, n) A_b \right] + 4A_b I_b n^3 m^4} \quad (19)$$

donde los parámetros de esta expresión se definen como

$$\alpha(m, n) = (12m^3 + 36n^2 m + 12n^3 + 36m^2 n), \quad \beta(m, n) = (12m^4 + 48n^3 m) \text{ y}$$

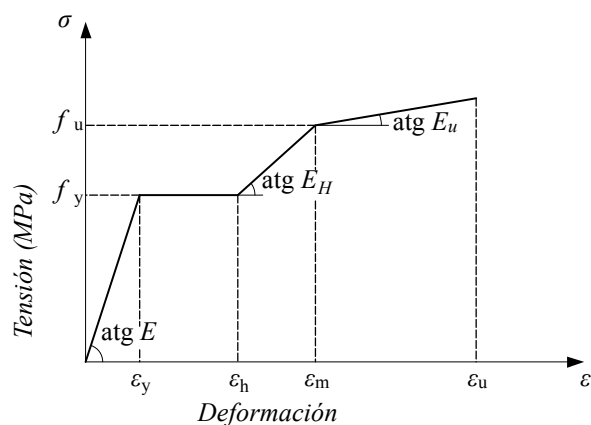
$$\gamma(m, n) = (3n^2 m^4 + 4n^3 m^3)$$

### 2.2.3- Análisis de la ductilidad de componentes T-equivalente

La ductilidad es un parámetro determinante para analizar la capacidad de deformación máxima en el estado de plastificación de una conexión. Por tanto en zonas sísmicas es un requisito fundamental evaluar la ductilidad de conexiones con objeto de determinar la capacidad de rotación máxima en la formación de rótulas

plásticas. Las prescripciones establecidas por normas [1] o [18] son escuetas y simplemente establecen requerimientos mínimos, no procedimientos de análisis detallados como en el caso del cálculo de la resistencia o de la rigidez. En este apartado se recogen algunos trabajos desarrollados por diferentes autores sobre el análisis de la ductilidad en conexiones empernadas y más concretamente en componentes T-equivalente.

V. Pilusso [19] y [20] propone un modelo teórico para analizar la capacidad de deformación plástica a través de un modelo simplificado de comportamiento del material, según una relación multilínea como se aprecia en la *Figura 18*.



*Figura 18 Curva Tensión-Deformación del acero definida por V. Pilusso*

El trabajo, presentado en dos documentos, se enfocaba a analizar la capacidad de rotación de conexiones empernadas diseñadas con chapa frontal a través de la metodología de los Eurocódigos [1], y para ello identificaron que la T-equivalente es la componente que caracteriza el comportamiento plástico de dicha conexión (al igual que en el caso de resistencia y rigidez). Se analizaron los modos de colapso y se desarrollaron las correspondientes fórmulas con objeto de predecir la curva fuerza-desplazamiento completa. Los desarrollos teóricos [19] fueron contrastados con un programa de ensayos experimentales [20].

En el modelo teórico, el ala del perfil es considerada de una sección rectangular de ancho efectivo  $b_{\text{eff}}$  y espesor constante  $t_f$ . Por tanto la curvatura de la sección, considerando la hipótesis de Navier de deformaciones planas en flexión, puede definirse como la relación entre la deformación de las fibras extremas y la mitad del espesor del ala (*Ecuación (20)*).

$$\chi_y = \frac{2\varepsilon_y}{t_f} \quad (20)$$

La relación entre el momento y la curvatura, acorde al estado tensional y de deformaciones en cada fibra de la sección, puede expresarse por tanto según

$$\text{Para } \frac{\chi}{\chi_y} \leq 1 \rightarrow \frac{M}{M_y} = \frac{\chi}{\chi_y} \quad (21)$$

$$\text{Para } 1 < \frac{\chi}{\chi_y} \leq \frac{\chi_h}{\chi_y} \rightarrow \frac{M}{M_y} = \frac{1}{2} \left[ 3 - \left( \frac{\chi_y}{\chi} \right)^2 \right] \quad (22)$$

$$\text{Para } \frac{\chi_h}{\chi_y} < \frac{\chi}{\chi_y} \leq \frac{\chi_m}{\chi_y} \rightarrow \frac{M}{M_y} = \frac{1}{2} \left[ 3 - \left( \frac{\chi_y}{\chi} \right)^2 \right] + \frac{1}{2} \frac{E_h}{E} \left( \frac{\chi - \chi_h}{\chi_y} \right) \left( 1 - \frac{\chi_h}{\chi} \right) \left( 2 + \frac{\chi_h}{\chi} \right) \quad (23)$$

Las deformaciones en régimen no lineal pueden obtenerse dependiendo del modo de fallo, según se determina para el análisis de resistencia (*Figura 19*). Sin embargo se introduce una modificación adicional, consistente en un giro relativo del ala del perfil en la posición del perno, que es considerado en el giro del elemento.

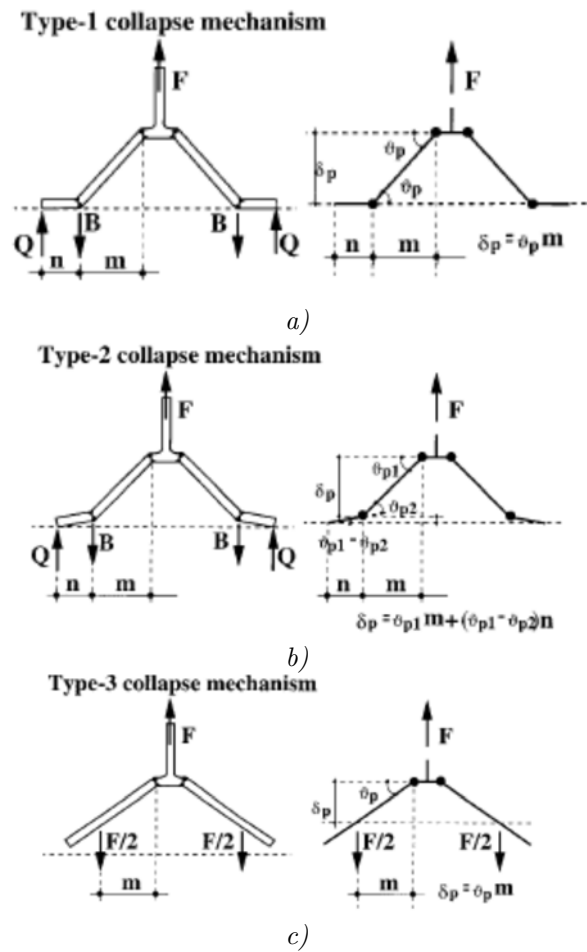


Figura 19 Mecanismos de colapso considerados por V. Piluso et al.

Posteriormente R. Sabatino [21] introdujo en su tesis doctoral una mejora en cuanto al comportamiento del modo 2 de fallo.

L. Simões da Silva y A. Girão [22] propusieron un modelo de ductilidad basado en el método de las componentes del Eurocódigo, estableciendo un sistema de resortes para el análisis de la ductilidad, de forma similar al cálculo de resistencia y rigidez. Posteriormente en su tesis doctoral A. Girão [5] estudió la ductilidad de conexiones y de componentes T-equivalente en la configuración de alma soldada al ala del perfil. Desarrolló un programa experimental de 32 ensayos, que fueron analizados adicionalmente mediante elementos finitos.

J. Swanson [13], como se ha comentado previamente, define un árbol de decisión para analizar tanto la resistencia como la rigidez como la deformación, desde el inicio en régimen plástico hasta el colapso de la componente

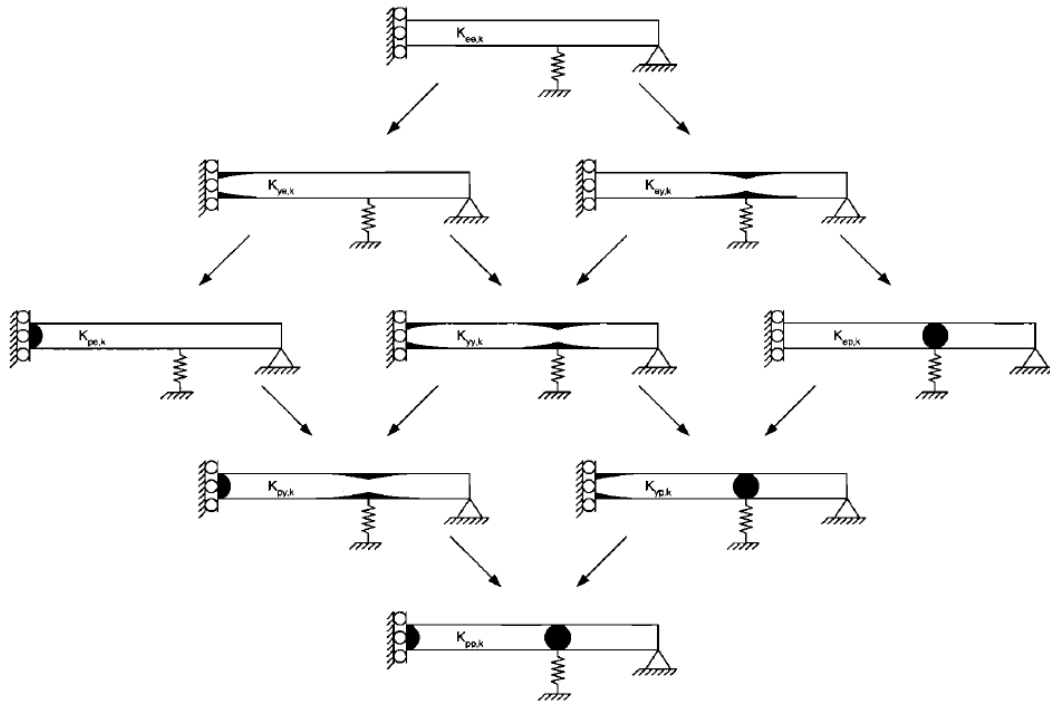


Figura 20 Árbol de decisión en modelo elasto-plástico utilizado por J. Swanson

D. Beg [23] propone un método analítico simplificado para evaluar la ductilidad y la capacidad de rotación de conexiones de momento, basado en el método de las componentes del Eurocódigo [1]. Los resultados son comparados con ensayos y con simulaciones mediante elementos finitos. Para el caso de la componente T-equivalente define un valor de ductilidad según el modo de fallo (1, 2 o 3, ver Figura 21).

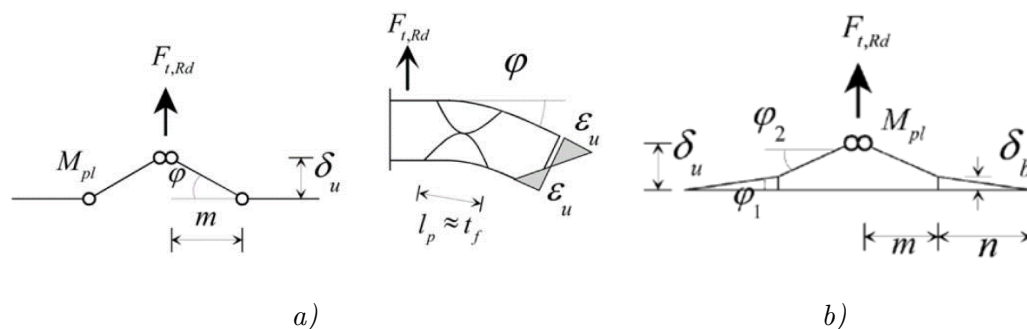


Figura 21 Mecanismos de colapso 1 y 2 considerados por D. Beg

En el mecanismo de fallo 1 (*Figura 21a*) el desplazamiento último se evalúa según un comportamiento rígido-plástico, y es estimado igual a  $\delta_{u,1} = \varphi m$ . Considerando que la deformación última del material es  $\varepsilon_u = 0.20$  (valor general para aceros de construcción) y que la longitud de la rótula plástica es aproximadamente igual al espesor del ala  $l_p = t_f$ , entonces la rotación de dicha rótula plástica puede ser calculada como  $\varphi = 2\varepsilon_u$ . Adoptando estos valores de referencia, la deformación máxima de la componente puede ser calculada a través de la *Ecuación (24)*.

$$\delta_{u,1} = 0.4m \quad (24)$$

Para un mecanismo de fallo tipo 2 (*Figura 21b*) la capacidad de deformación puede expresarse como  $\delta_{u,2} = \varphi_1 n + \varphi_2 m$ . La relación entre los ángulos de rotación se define a través de una constante ( $\varphi_2 = k\varphi_1$ ) obtenida a través de ensayos, y cuyo valor oscila entre 1 y 5. El acero constituyente de los pernos tiene menor ductilidad que el del perfil, estimándose en  $\varepsilon_{ub} = 0.1l_b$ , por lo que el ángulo de giro externo puede calcularse como  $\varphi_1 = \varepsilon_{ub} l_b / n$ . Por tanto el desplazamiento máximo puede expresarse según la *Ecuación (25)*.

$$\delta_{u,2} = 0.1l_b \left( 1 + k \frac{m}{n} \right) \quad (25)$$



Finalmente, en el caso de modo 3 de fallo del perno, se produce el colapso por una excesiva elongación del perno, manteniéndose el perfil en régimen elástico. La deformación máxima puede expresarse entonces mediante la *Ecuación (26)*.

$$\delta_{u,3} = \varepsilon_{ub} l_b = 0.1l_b \quad (26)$$

M. Lemonis y G. Gantes [24] programaron un modelo incremental en el que la viga se representaba como un único elemento, y el perno como un muelle axial (*Figura 22*). El contacto en el ala era considerado a través de soportes no lineales, y la plasticidad del perno y del ala del perfil, definiendo las zonas de posible plastificación, era también considerada de forma análoga a lo desarrollado por autores previos. El modelo fue validado con resultados experimentales publicados por otros autores, así como con simulaciones mediante elementos finitos.

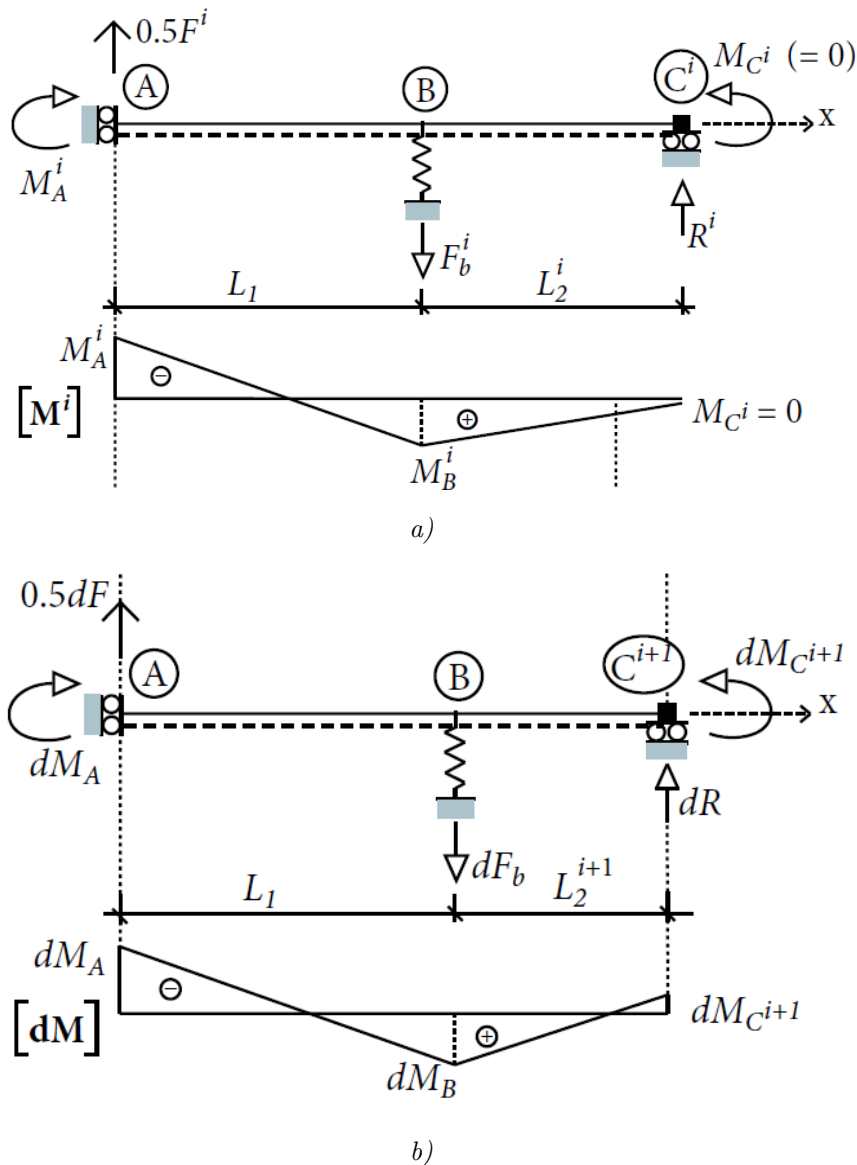


Figura 22 Modelo incremental de M. Lemonis: a) respuesta para el paso  $i$ ; b) respuesta incremental para el paso  $i+1$

### 2.2.4- Análisis del comportamiento de los pernos

El estudio del comportamiento de los pernos de conexión *Figura 31* es determinante para calcular las propiedades estructurales. En el caso de componentes T-equivalente desde los primeros estudios abordados por Agerskov [9] se empleó un enfoque basado en evaluar una longitud efectiva  $L_{\text{eff}}$  que considere la flexibilidad adicional inducida por el hecho de no existir una conexión rígida entre la cabeza

del perno y el ala del perfil. Esta metodología fue continuada también por J. P. Jaspart [3], J. Swanson [25], A. Girão [12] o A. Loureiro [16]. C. Gantes y M. Lemonis [26] demostraron mediante simulaciones con elementos finitos la influencia de la longitud efectiva del perno considerada en el comportamiento del componente T-equivalente.

Adicionalmente, cabe destacar el trabajo de F. Alkatan [27]. Éste estudia el comportamiento a fatiga de uniones empernadas, donde el reparto de esfuerzos en régimen elástico es determinante. Define, conforme se aprecia en la *Figura 23*, cuatro fuentes de flexibilidad en el conjunto empernado (cuerpo del perno, arandelas, chapas y tuerca).

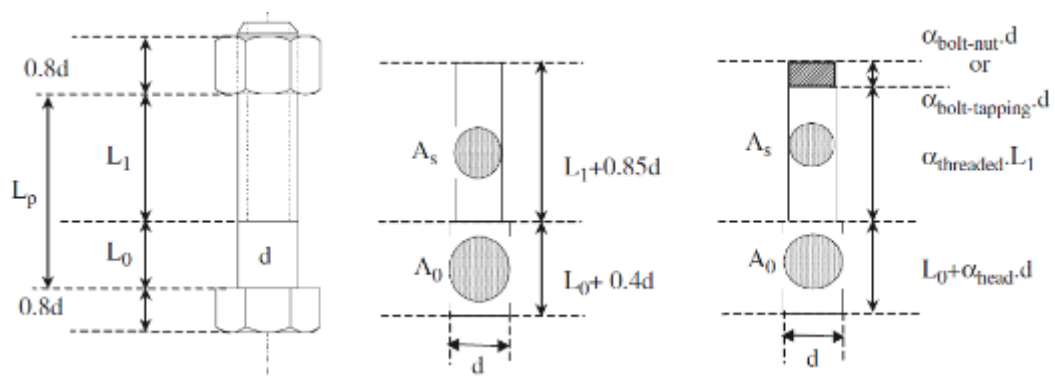


Figura 23 Modelo de perno considerado por F. Alkatan

Por tanto la flexibilidad equivalente puede expresarse como la *Ecuación (27)*:

$$\frac{1}{K_b} = S_B = S_T + S_0 + S_F + S_{VE} \quad (27)$$

donde  $K_b$  es la rigidez del conjunto,  $S_T = \frac{\alpha_T d}{E_B A_0}$  es la rigidez equivalente de la cabeza del perno,  $S_0 = \frac{l_0}{E_B A_0}$  es la rigidez equivalente de la parte no roscada del

cuerpo del perno,  $S_F = \frac{\alpha_F l_1}{E_B A_S}$  es la rigidez equivalente de la parte roscada del cuerpo del perno y  $S_{VE} = \frac{\alpha_{VE} d}{E_B A_S}$  es la rigidez equivalente de la tuerca y la parte correspondiente del perno,  $E_b$  es el módulo de Young del material del perno,  $A_0$  y  $A_s$  son las secciones del cuerpo no roscado y del roscado respectivamente,  $l_0$  es la longitud no roscada y  $\alpha_T$ ,  $\alpha_F$  y  $\alpha_{VE}$  son coeficientes correctores.

### 2.3- Conexiones de momento con chapa extendida

Existe una gran cantidad de literatura publicada acerca del comportamiento de conexiones con chapa extendida y capacidad de transmitir rotación (una revisión extensa puede encontrarse en el artículo publicado por C. Díaz al respecto [28]). En este punto se resumen los trabajos desarrollados por O. Bursi & J. P. Jaspart [29], y de A. Girão [30], que son los más afines según el enfoque adoptado al presente trabajo.

O. Bursi [31] y O. Bursi & J.P. Jaspart [29] completaron una investigación conducente al análisis experimental y mediante elementos finitos de conexiones viga columna de momento a través del método de los elementos finitos.

A. Girão [5] desarrolló, con objeto de complementar su estudio en componentes, un programa experimental de 8 prototipos de conexiones viga-columna empernadas (FS1 a FS4), donde pretendía estudiar dos parámetros fundamentales: el espesor de la chapa de conexión y el grado de acero. Estos ensayos fueron utilizados por C. Díaz et al [32] para calibrar los modelos de elementos finitos desarrollados y poder plantear un estudio paramétrico fundamentado en una experiencia.

### 2.4- Conclusiones acerca del estado del arte

En este capítulo se ha realizado una revisión bibliográfica general. No se han encontrado referencias del caso particular de configuración asimétrica, que es el objeto de la presente investigación, por lo que la búsqueda se ha centrado en

trabajos realizados previamente sobre el comportamiento de componentes T-equivalente simétrica. Existen numerosos trabajos adicionales sobre el tema, a los recogidos aquí; sin embargo se han expuesto aquellos que resultan de mayor relevancia y que han sido la base principal para la investigación realizada, tanto desde el punto de vista analítico, como numérico y experimental.



## **Capítulo 3. Estudio experimental, analítico y de elementos finitos de componentes T-equivalente asimétricas**

---

### **3.1- Introducción**

En este capítulo se expone el estudio desarrollado sobre componentes T-equivalente asimétricas. Se definen en detalle las tres metodologías seguidas:

- Experimental, mediante ensayos de laboratorio
- Analítica, a través de modelos matriciales y de la definición de expresiones matemáticas que caractericen el comportamiento
- Simulaciones mediante elementos finitos

Todos los procedimientos expuestos se complementan unos con otros, por lo que los resultados y comparativas son expuestos en el último capítulo.

### **3.2- Análisis experimental de componentes T-equivalente asimétricas**

#### **3.2.1- Descripción del programa experimental**

Se desarrolló un programa de ensayos realizados en el Departamento de Engenharia Civil da Universidade de Coimbra (Portugal). Estos ensayos consistieron en un total de 2 probetas obtenidas de perfiles laminados en caliente HEB400 de acero S275 y pernos pavonados de 20 mm de diámetro y calidad 8.8. Se ensayaron configuraciones tanto simétrica como asimétrica (*Figura 24*).

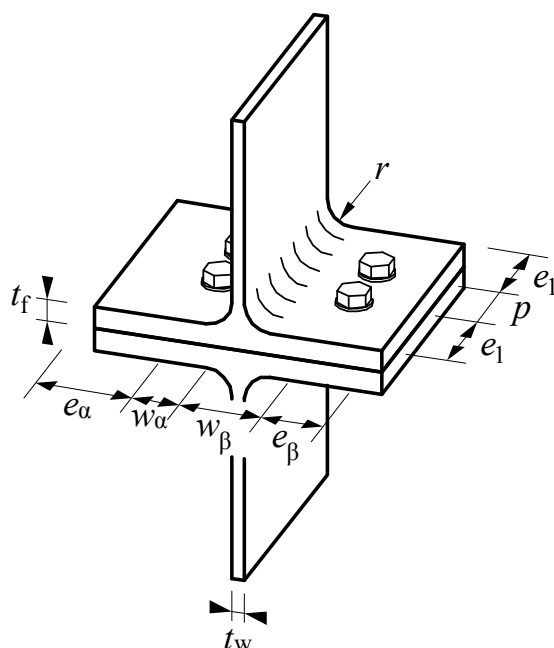


Figura 24 Descripción geométrica de las probetas ensayadas

Las características geométricas de las probetas fueron estimadas previamente para que se produjera la rotura principalmente en el modo 3 de colapso por plastificación del perno, ya que una de las principales características que se pretendía observar era la asimetría en la distribución de las cargas en los pernos y el fallo prematuro originado por dicha asimetría (Tabla 1).

| Ensayo ID | Geometría del perfil |       |            |           |            |           |       |     |     | Geometría de los p |        |
|-----------|----------------------|-------|------------|-----------|------------|-----------|-------|-----|-----|--------------------|--------|
|           | $t_f$                | $t_w$ | $e_\alpha$ | $e_\beta$ | $w_\alpha$ | $w_\beta$ | $e_1$ | $p$ | $r$ | Estándar           | $\phi$ |
| 04a       | 24                   | 13.5  | 90         | 90        | 60         | 60        | 50    | 0   | 27  | DIN 933            | 20     |
| 04b       | 24                   | 13.5  | 100        | 80        | 50         | 70        | 50    | 0   | 27  | DIN 933            | 20     |

Tabla 1 Parámetros geométricos de las probetas ensayadas

Como sistema de aplicación de la carga se empleó un banco de ensayos de amplificación de fuerza. Dicho banco consiste básicamente en una viga apoyada en un soporte que transmitía la carga a la losa estructural a través de unas columnas y una base convenientemente rigidizada y anclada al suelo (Figura 25a y b). Al



encontrarse la probeta sujeta a una distancia menor que el punto de aplicación de la carga, referida esta distancia respecto al punto de giro, por el efecto palanca se produce una tracción amplificada que transmite la conexión hasta el anclaje del suelo al estar emperrada en ambos extremos a las zonas de sujeción.

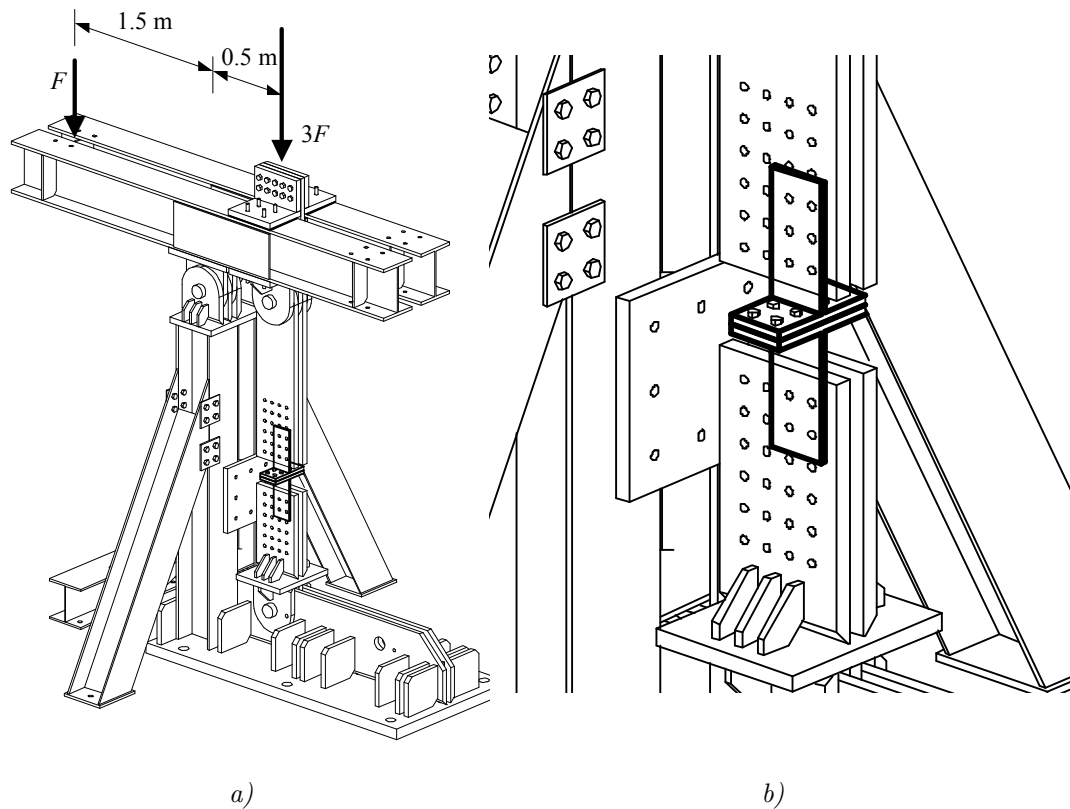


Figura 25 Descripción del banco de ensayos: a) distribución general y b) detalle conexión de las probetas

Para la caracterización de los materiales, se obtuvieron muestras en el sentido longitudinal en varias zonas del perfil (Figura 27), con objeto de considerar la diferencia de propiedades como consecuencia de la laminación del perfil.

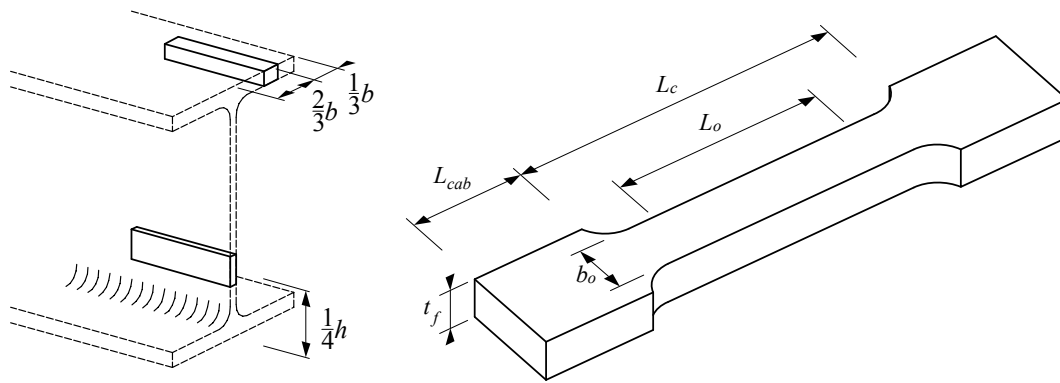
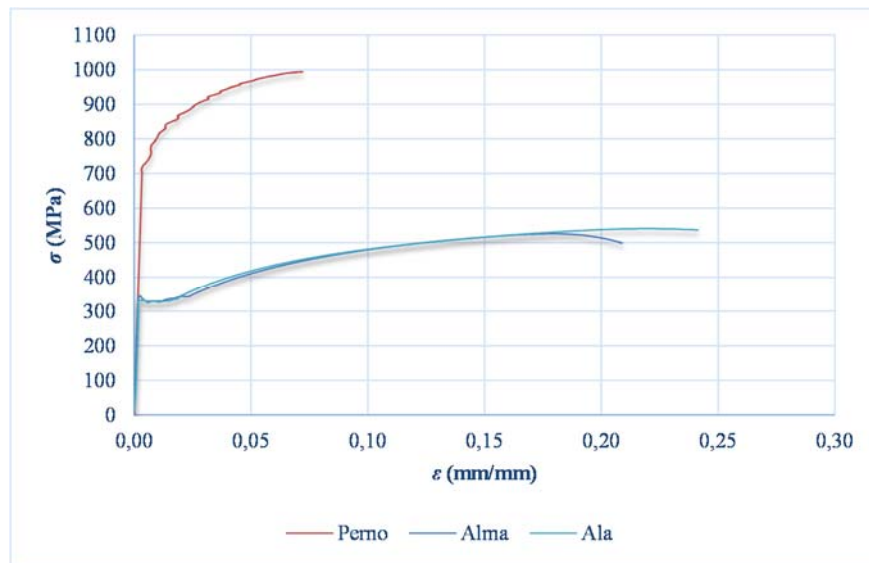
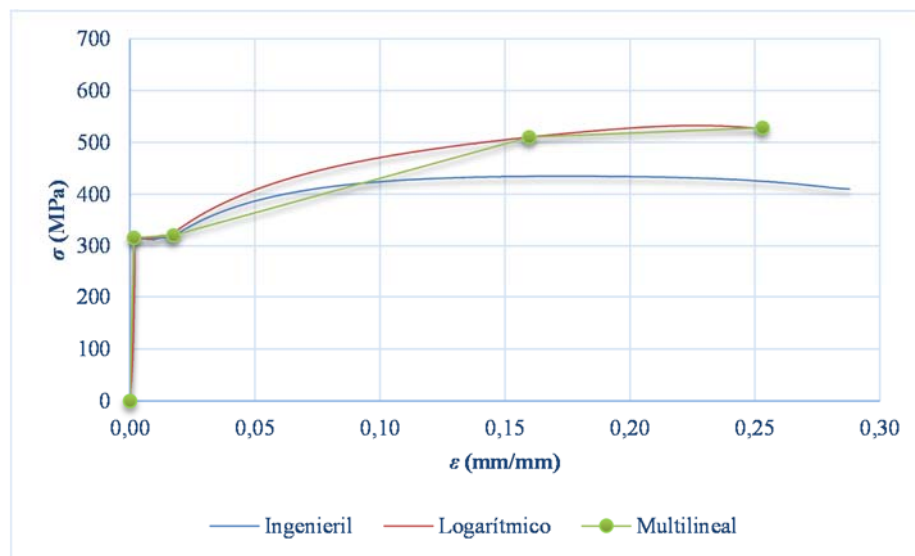


Figura 26 Esquema de obtención de las probetas

Se realizaron ensayos de tracción del acero del alma y del ala de los perfiles de los que fueron fabricadas las probetas, así como de los pernos, según norma Rilem [33]. De las curvas tensión-deformación (*Figura 27a y b*) se calcularon los puntos más representativos, obteniendo un diagrama multilíneal de cada material.



a)



b)

Figura 27 a) Curvas tensión-deformación del material del alma, ala y de los pernos; b) Curva tensión-deformación multilínea considerada en la simulación en Abaqus

Los datos registrados experimentalmente se corresponden con los relativos a la curva esfuerzo-deformación nominal. Los referentes a las propiedades reales del material se obtienen considerando la reducción de sección en la zona de estricción,

debiéndose por tanto multiplicar los primeros por los coeficientes definidos en las Ecuaciones (28) y (29) respectivamente:

$$\varepsilon = \ln(1 + e) \quad (28)$$

$$\sigma = s(1 + e) \quad (29)$$

donde  $e$  es la deformación registrada directamente por la máquina de ensayos,  $s$  es la tensión calculada con el área inicial de la probeta (obteniendo la conocida curva tensión-deformación ingenieril del material), y  $\varepsilon$  y  $\sigma$  son la deformación unitaria y la tensión real del material contemplando la reducción de sección por efecto Poisson.

Adicionalmente fue desarrollada una calibración del par torsor necesario para el apriete de los pernos, con objeto de controlar que la tracción en todos los elementos sea la misma; si no ocurriera así, la parte más traccionada se encontraría sobre-rigidizada respecto a la otra, por lo que absorbería mayores esfuerzos y se produciría una redistribución de fuerzas diferente a la esperada. Primeramente se realizó el apriete a mano con llave inglesa, y se estimó que se corresponde con un apriete igual al 30% de la tensión máxima obtenida en el ensayo del material de los pernos. Para calibrar el punto en el que se alcanza dicha tensión, se empleó una célula de carga con una apertura intermedia en la que se empernó el elemento y se fueron registrando los valores de fuerza según el par de apriete efectuado (*Figura 28*). Todos los pernos disponían de la misma serie e iguales condiciones de lubricación, por lo que sus características eran similares. Para el valor del 30%, de la tensión máxima, se obtuvo que el par de apriete a aplicar debería ser igual a 200 Nm.



Figura 28 Calibración del par de apriete aplicado a los pernos

### 3.2.2- Obtención de información de los ensayos

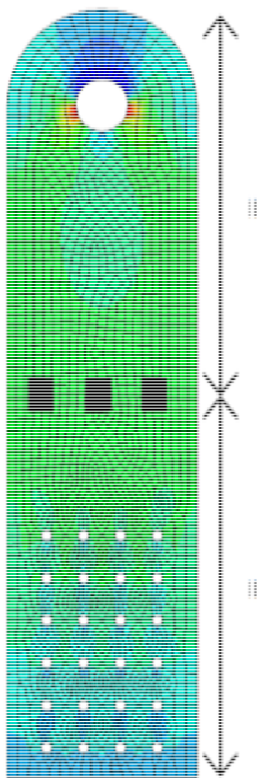
Con el fin de obtener los datos necesarios para calibrar el modelo teórico numérico, se instrumentalizan los especímenes de T-equivalente asimétrica descritos previamente. Los equipos y materiales utilizados para dicha instrumentalización son los siguientes:

- 1) Carga aplicada: la zona de conexión de las probetas, constituida por dos chapas laterales en cuyo espacio intermedio se conecta la probeta, se equipó con tres galgas extensométricas TML FLA-6-350-11 [13] en cada lateral. La carga total se obtiene según la suma de la deformación media de las galgas en cada lateral (*Ecuación (30)*).

$$N = N_1 + N_2 = EA = EA(\overline{\varepsilon}_1 + \overline{\varepsilon}_2) \quad (30)$$

donde  $N$  es la tracción total aplicada a la probeta,  $N_1$  es la tracción transmitida por la chapa de fijación izquierda,  $N_2$  es la tracción transmitida por la chapa de fijación derecha,  $E$  es el módulo de Young del acero de las chapas de fijación,  $A$  es el área total de cada una de estas chapas de fijación y  $\overline{\varepsilon}_1$ ,  $\overline{\varepsilon}_2$  son la media de las deformaciones medias obtenidas en cada una de las chapas de fijación.

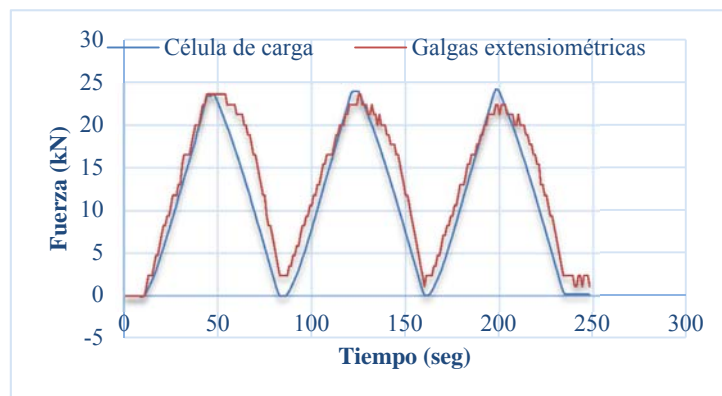
La ubicación de las galgas se eligió de forma que las mediciones no se vieran afectadas por el efecto de Saint-Venant, y que las deformaciones principales se correspondieran con la dirección longitudinal de transmisión de la carga. Para ello se abordó una simulación de elementos finitos (*Figura 29a*), detectándose que la posición intermedia era idónea para su instalación. El conjunto fue calibrado mediante la aplicación de carga a una célula de carga conectada en ambos extremos (*Figura 29b*), comparando los resultados registrados: se observa (*Figura 29c*) que el valor registrado por la célula directamente es similar al calculado a través del registro de las galgas, quedando por tanto validado el procedimiento.



a)



b)



c)

Figura 29 a) Modelo de elementos finitos desarrollado para determinar la posición de las galgas extensométricas, b) instalación de célula de carga para calibración del banco de ensayos y c) registro de datos de la célula de carga y de las galgas extensométricas

2) Deformación: se dispusieron dos transductores de desplazamiento lineal LVDT tipo CDP-200-TML con sensibilidad eléctrica de 5mv/v en los dos extremos, uno a cada lado, apoyados sobre perfiles en ángulo L30x3 conectados a la parte inferior del alma de las probetas (*Figura 30*). El objeto de disponerlos en esta parte, y no en la zona de amarre de la probeta, es eliminar fuentes de flexibilidad adicionales al sistema que perturbarían al análisis. La media de los valores registrados define la deformación experimentada por la componente para cada valor de carga aplicada.



*Figura 30 Instrumentación de la probeta para el ensayo*

3) Carga en los pernos: Como se ha detallado en el apartado anterior, los pernos fueron debidamente equipados con galgas BTM-6C conectadas en taladros perforados. Este procedimiento da resultados satisfactorios en régimen elástico, pues a valores elevados de deformación se produce la desconexión de los terminales el consiguiente fallo en la lectura.

### **3.3- Estudio analítico de componentes T-equivalente asimétricas**

En este apartado se desarrollan los estudios realizados para la caracterización de componentes T-equivalente asimétricas desde un enfoque analítico. En primer lugar se realiza un estudio sobre el comportamiento de los pernos y su implementación en análisis matriciales de barras rígidas. Posteriormente se desarrolla el cálculo de resistencia y de rigidez.

### 3.3.1- Estudio del comportamiento de pernos en conexiones T-equivalente. Una nueva propuesta basada en el modelo matricial

En este apartado se propone un modelo de elemento perno para considerar en análisis mediante elementos finitos con barras rígidas. Como ya ha sido expuesto en el apartado de revisión bibliográfica, varios autores [9], [27] y [16] han determinado que cuando se trata de modelizar pernos como un elemento barra es preciso establecer unas propiedades equivalentes para incluir en el análisis matricial. Las principales características a definir son:

- 1) Material: se considera acero de módulo elástico  $E=210.000 \text{ N/mm}^2$
- 2) Longitud: H. Agerskov [9] establece una longitud equivalente con objeto de considerar el efecto de rigidez como consecuencia de la cabeza del perno, la tuerca y las dos arandelas (*Ecuación (31)*):

$$L_b = t_f + \frac{t_{bh} + t_n}{4} + t_{ws} \quad (31)$$

donde  $L_b$  es la longitud equivalente del perno,  $t_f$  es el espesor del ala del perfil,  $t_{bh}$  es la longitud de la cabeza del perno,  $t_n$  es la altura de la tuerca y  $t_{ws}$  es el espesor de las arandelas, según la *Figura 31*.

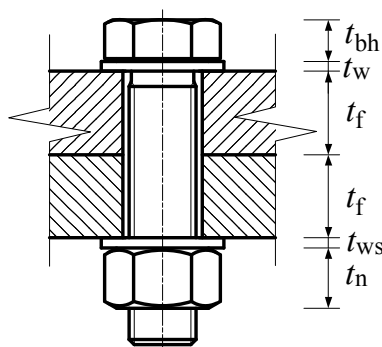


Figura 31 Características geométricas del conjunto emperrado



3) Área: Se adopta como área equivalente la expresión definida por F. Alkatan, en la que considera un incremento de la rigidez debido a los efectos de interacción producidos por la tuerca y la cabeza del perno, según la *Ecuación (32)*.

$$A = \frac{L}{\frac{L_0 + 0,4d}{A_0} + \frac{L_s + 1,1d}{A_s}} \quad (32)$$

4) Inercia: F. Alkatan establece una inercia equivalente según las longitudes de la parte roscada y la parte sin roscar. Sin embargo, no tiene en consideración el incremento de inercia producida por la cabeza del perno y la tuerca. Para obtener la expresión que tenga esta consideración, se establece la ecuación de la inercia de una sección circular *Ecuación (33)*:

$$I_{eq} = \frac{\pi d_{eq}^4}{64} = \frac{1}{4\pi} \frac{\pi d_{eq}^2}{4} \frac{\pi d_{eq}^2}{4} = \frac{1}{4\pi} A_{eq}^2 \quad (33)$$

Como distancias  $m$  y  $n$  de la viga equivalente, según el modelo, que se corresponden con la distancia del perno respecto al alma y con la posición de las fuerzas de palanca, se han adoptado las establecidas por el Eurocódigo según *Ecuación (34)*:

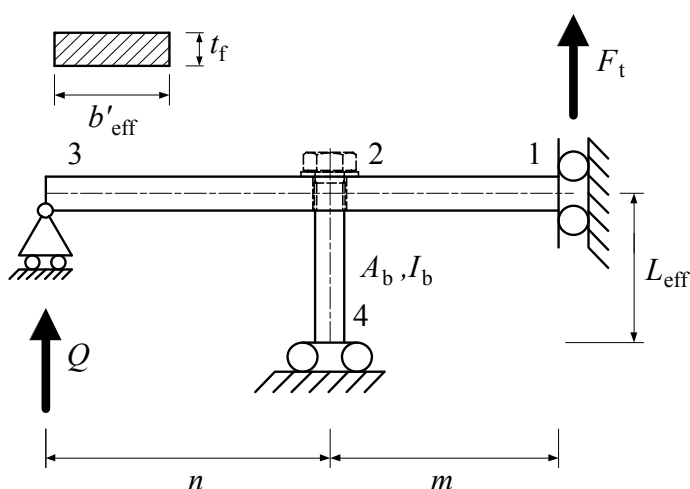
$$\begin{cases} m = \frac{h}{2} - \frac{t_w}{2} - 0.8r \rightarrow \text{Perfiles laminados en caliente} \\ m = \frac{h}{2} - \frac{t_w}{2} - \frac{\sqrt{2}}{2} a_w \rightarrow \text{Perfiles soldados} \end{cases} \quad (34)$$

### 3.3.1.1-Construcción del modelo matricial equivalente

El material de los modelos T-equivalente es acero, tanto para los pernos como para el caso del perfil en T. Aunque se trata de materiales de diferente calidad (el acero de los pernos suele ser de calidades 8.8 o 10.9, mientras que el de los perfiles S235, S275 o S355) las propiedades de rigidez generalmente son similares. El presente

trabajo trata de determinar la rigidez de estos modelos en el régimen elástico inicial: dentro de estas consideraciones, y según [1], puede considerarse un comportamiento elástico lineal. Como valor del módulo de Young E se considera 210.000 N/mm<sup>2</sup>.

El sistema equivalente a estudiar es el que se muestra en la *Figura 32*:



*Figura 32* Modelo equivalente de elementos finitos

La matriz de rigidez en coordenadas locales de una barra en 2 dimensiones, de longitud L y de área A e inercia I como propiedades de la sección, viene definida por la *Ecuación (35)*:

$$\mathbf{K} = E \begin{bmatrix} A/L & 0 & 0 & -A/L & 0 & 0 \\ 0 & 12I/L^3 & 6I/L^2 & 0 & -12I/L^3 & 6I/L^2 \\ 0 & 6I/L^2 & 4I/L & 0 & -6I/L^2 & 2I/L \\ -A/L & 0 & 0 & A/L & 0 & 0 \\ 0 & -12I/L^3 & -6I/L^2 & 0 & 12I/L^3 & -6I/L^2 \\ 0 & 6I/L^2 & 2I/L & 0 & -6I/L^2 & 4I/L \end{bmatrix} \quad (35)$$

Así pues la matriz de rigidez en coordenadas locales de cada una de las barras del sistema estructural equivalente pueden expresarse como sigue a continuación en ñas Ecuaciones (36), (37) y (38):

$$\mathbf{K}_{1,2} = E \begin{bmatrix} A_f / m & 0 & 0 & -A_f / m & 0 & 0 \\ 0 & 12I_f / m^3 & 6I_f / m^2 & 0 & -12I_f / m^3 & 6I_f / m^2 \\ 0 & 6I_f / m^2 & 4I_f / m & 0 & -6I_f / m^2 & 2I_f / m \\ -A_f / m & 0 & 0 & A_f / m & 0 & 0 \\ 0 & -12I_f / m^3 & -6I_f / m^2 & 0 & 12I_f / m^3 & -6I_f / m^2 \\ 0 & 6I_f / m^2 & 2I_f / m & 0 & -6I_f / m^2 & 4I_f / m \end{bmatrix} \quad (36)$$

$$\mathbf{K}_{2,3} = E \begin{bmatrix} A_f / n & 0 & 0 & -A_f / n & 0 & 0 \\ 0 & 12I_f / n^3 & 6I_f / n^2 & 0 & -12I_f / n^3 & 6I_f / n^2 \\ 0 & 6I_f / n^2 & 4I_f / n & 0 & -6I_f / n^2 & 2I_f / n \\ -A_f / n & 0 & 0 & A_p / n & 0 & 0 \\ 0 & -12I_f / n^3 & -6I_f / n^2 & 0 & 12I_f / n^3 & -6I_f / n^2 \\ 0 & 6I_f / n^2 & 2I_f / n & 0 & -6I_f / n^2 & 4I_f / n \end{bmatrix} \quad (37)$$

$$\mathbf{K}_{2,4} = E \begin{bmatrix} A_b / L_b & 0 & 0 & -A_b / L_b & 0 & 0 \\ 0 & 12I_b / L_b^3 & 6I_b / L_b^2 & 0 & -12I_b / L_b^3 & 6I_b / L_b^2 \\ 0 & 6I_b / L_b^2 & 4I_b / L_b & 0 & -6I_b / L_b^2 & 2I_b / L_b \\ -A_b / L_b & 0 & 0 & A_b / L_b & 0 & 0 \\ 0 & -12I_b / L_b^3 & -6I_b / L_b^2 & 0 & 12I_b / L_b^3 & -6I_b / L_b^2 \\ 0 & 6I_b / L_b^2 & 2I_b / L_b & 0 & -6I_b / L_b^2 & 4I_b / L_b \end{bmatrix} \quad (38)$$

Previo al ensamblaje de la matriz de la estructura es preciso transformar las matrices de cada elemento de coordenadas locales a globales, multiplicando convenientemente por las matrices de giro ( $\mathbf{K}_G = \mathbf{L} \mathbf{K}_L \mathbf{L}^T$ , donde  $\mathbf{K}_G$  es la matriz de un elemento en coordenadas globales,  $\mathbf{K}_L$  es la matriz de un elemento en coordenadas locales y  $\mathbf{L}$  es la matriz de giro). Para las barras 1-2 y 2-3 el ángulo entre el sistema de referencia local y global es 0; para la barra 2-4 el ángulo es 90°. Por tanto las matrices de rigidez de cada barra en coordenadas globales quedan como:

$$\mathbf{K}_{G1,2} = E \begin{bmatrix} A_f / m & 0 & 0 & -A_f / m & 0 & 0 \\ 0 & 12I_f / m^3 & 6I_f / m^2 & 0 & -12I_f / m^3 & 6I_f / m^2 \\ 0 & 6I_f / m^2 & 4I_f / m & 0 & -6I_f / m^2 & 2I_f / m \\ -A_f / m & 0 & 0 & A_f / m & 0 & 0 \\ 0 & -12I_f / m^3 & -6I_f / m^2 & 0 & 12I_f / m^3 & -6I_f / m^2 \\ 0 & 6I_f / m^2 & 2I_f / m & 0 & -6I_f / m^2 & 4I_f / m \end{bmatrix} \quad (39)$$

$$\mathbf{K}_{G2,3} = E \begin{bmatrix} A_f / n & 0 & 0 & -A_f / n & 0 & 0 \\ 0 & 12I_f / n^3 & 6I_f / n^2 & 0 & -12I_f / n^3 & 6I_f / n^2 \\ 0 & 6I_f / n^2 & 4I_f / n & 0 & -6I_f / n^2 & 2I_f / n \\ -A_f / n & 0 & 0 & A_f / n & 0 & 0 \\ 0 & -12I_f / n^3 & -6I_f / n^2 & 0 & 12I_f / n^3 & -6I_f / n^2 \\ 0 & 6I_f / n^2 & 2I_f / n & 0 & -6I_f / n^2 & 4I_f / n \end{bmatrix} \quad (40)$$

$$\mathbf{K}_{G2,4} = E \begin{bmatrix} 12I_b / L_b^3 & 0 & -6I_b / L_b^2 & -12I_b / L_b^3 & 0 & -6I_b / L_b^2 \\ 0 & A_b / L_b & 0 & 0 & -A_b / L_b & 0 \\ -6I_b / L_b^2 & 0 & 4I_b / L_b & 6I_b / L_b^2 & 0 & 2I_b / L_b \\ -12I_b / L_b^3 & 0 & 6I_b / L_b^2 & 12I_b / L_b^3 & 0 & 6I_b / L_b^2 \\ 0 & -A_b / L_b & 0 & 0 & A_b / L_b & 0 \\ -6I_b / L_b^2 & 0 & 2I_b / L_b & 6I_b / L_b^2 & 0 & 4I_b / L_b \end{bmatrix} \quad (41)$$

Así pues operando convenientemente, el sistema global de la estructura puede expresarse como la *Ecuación (42)*:

$$\begin{bmatrix} F_{1x} \\ F_{1z} \\ M_{1y} \\ F_{2x} \\ F_{2z} \\ M_{2y} \\ F_{3x} \\ F_{3z} \\ M_{3y} \\ F_{4x} \\ F_{4z} \\ M_{4y} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{1,1} & 0 & 0 & K_{1,4} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & K_{2,2} & K_{2,3} & 0 & K_{2,5} & K_{2,6} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & K_{3,2} & K_{2,3} & 0 & K_{3,5} & K_{3,6} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ K_{4,1} & 0 & 0 & K_{4,4} & 0 & K_{4,6} & K_{4,7} & 0 & 0 & K_{4,10} & 0 & K_{4,12} \\ 0 & K_{5,2} & K_{2,3} & 0 & K_{5,5} & K_{5,6} & 0 & K_{5,8} & K_{5,9} & 0 & K_{5,11} & 0 \\ 0 & K_{6,2} & K_{6,3} & 0 & K_{6,5} & K_{6,6} & 0 & K_{6,8} & K_{6,9} & K_{6,10} & 0 & K_{6,12} \\ 0 & 0 & 0 & K_{7,4} & 0 & 0 & K_{7,7} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & K_{8,5} & K_{8,6} & 0 & K_{8,8} & K_{8,9} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & K_{9,5} & K_{9,6} & 0 & K_{9,8} & K_{9,9} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & K_{10,4} & 0 & K_{10,6} & 0 & 0 & K_{10,10} & 0 & K_{10,12} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & K_{11,5} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & K_{11,11} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & K_{11,4} & 0 & K_{11,6} & 0 & 0 & 0 & K_{11,10} & 0 & K_{12,12} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_{1x} \\ u_{1z} \\ \phi_{1y} \\ u_{2x} \\ u_{2z} \\ \phi_{2y} \\ u_{3x} \\ u_{3z} \\ \phi_{3y} \\ u_{4x} \\ u_{4z} \\ \phi_{4y} \end{bmatrix} \quad (42)$$

Donde los coeficientes de rigidez no nulos tienen el valor:

$$\begin{aligned}
 K_{1,1} &= \frac{EA_f}{m}, K_{1,4} = \frac{-EA_f}{m}, K_{2,2} = \frac{12EI_f}{m^3}, K_{2,3} = \frac{6EI_f}{m^2}, K_{2,5} = \frac{-12EI_f}{m^3}, \\
 K_{2,6} &= \frac{6EI_f}{m^2}, K_{3,2} = \frac{6EI_f}{m^2}, K_{3,3} = \frac{4EI_f}{m}, K_{3,5} = \frac{-6EI_f}{m^2}, K_{3,6} = \frac{2EI_f}{m}, K_{4,1} = \frac{-EA_f}{m} \\
 , K_{4,4} &= \frac{EA_f}{m} + \frac{EA_f}{n} + \frac{12EI_b}{L_b^3}m, K_{4,6} = \frac{-6EI_b}{L_b^2}, K_{4,7} = \frac{-EA_f}{n}, K_{4,10} = \frac{-12EI_b}{L_b^3}, \\
 K_{4,12} &= \frac{-6EI_b}{L_b^2}, K_{5,2} = \frac{-12EI_f}{m^3}, K_{5,3} = \frac{-6EI_f}{m^2}, K_{5,5} = \frac{12EI_f}{m^3} + \frac{12EI_f}{n^3} + \frac{EA_b}{L_b}, \\
 K_{5,6} &= \frac{-6EI_f}{m^2} + \frac{-6EI_f}{n^2}, K_{5,8} = \frac{-12EI_f}{m^3}, K_{5,9} = \frac{6EI_f}{n^2}, K_{5,11} = \frac{-EA_b}{L_b}, K_{6,2} = \frac{6EI_f}{m^2}, \\
 K_{6,3} &= \frac{2EI_f}{m}, K_{6,4} = \frac{-6EI_b}{L_b^2}, K_{6,5} = \frac{-6EI_f}{m^2} + \frac{-6EI_f}{n^2}, K_{6,6} = \frac{4EI_f}{m} + \frac{4EI_f}{n} + \frac{4EI_b}{L_b}, \\
 K_{6,8} &= \frac{-6EI_f}{n^2}, K_{6,9} = \frac{2EI_f}{n}, K_{6,10} = \frac{6EI_f}{L_b^2}, K_{6,10} = \frac{6EI_f}{L_b^2}, K_{6,12} = \frac{6EI_b}{L_b}, K_{7,4} = \frac{-EA_f}{n} \\
 , K_{7,7} &= \frac{EA_f}{n}, K_{8,5} = \frac{-12EI_f}{n^3}, K_{8,6} = \frac{-6EI_f}{n^2}, K_{8,8} = \frac{12EI_f}{n^3}, K_{8,9} = \frac{-6EI_f}{n^2}, \\
 K_{9,5} &= \frac{6EI_f}{n^2}, K_{9,6} = \frac{2EI_f}{n}, K_{9,8} = \frac{-6EI_f}{n^2}, K_{9,9} = \frac{4EI_f}{n}, K_{10,4} = \frac{-12EI_b}{L_b^3},
 \end{aligned}$$

$$K_{10,6} = \frac{6EI_b}{L_b^2}; K_{10,10} = \frac{12EI_b}{L_b^3}, K_{10,12} = \frac{6EI_b}{L_b^2}, K_{11,5} = \frac{-EA_b}{L_b}, K_{11,11} = \frac{EA_b}{L_b},$$

$$K_{12,4} = \frac{-6EI_b}{L_b^2}, K_{12,6} = \frac{2EI_b}{L_b}, K_{12,10} = \frac{6EI_b}{L_b^2}, K_{12,12} = \frac{4EI_b}{L_b}$$

Y los términos no nulos del vector de Fuerzas son:

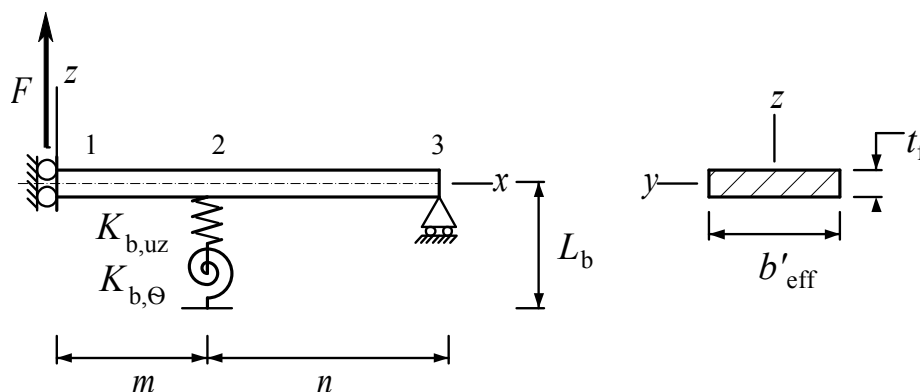
$$F_{1x} = F_{1x}, F_{1z} = F, M_{1y} = M_{1y}, F_{3x} = F_{3x}, F_{3z} = Q, F_{4z} = F_{4z}, M_{4y} = M_{4y}$$

Las condiciones de contorno del problema se corresponden con la restricción del desplazamiento horizontal y del giro en el nudo 1 ( $u_{1x} = 0, \varphi_{1y} = 0$ ), de los desplazamientos vertical y horizontal en el nudo 3 ( $u_{3x} = 0, u_{3z} = 0$ ) y del desplazamiento vertical y el giro en el nudo 4 ( $u_{4z} = 0, \varphi_{4y} = 0$ ), quedando un sistema 6x6 compatible y determinado. Los desplazamientos horizontales en el nudo 2 no son significativos, por lo que esta variable también puede eliminarse del sistema en aras de obtener expresiones más simplificadas. Así pues imponiendo estas condiciones de contorno y las acciones sobre la estructura, el sistema queda como la *Ecuación (43)*:

$$\begin{bmatrix} F \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = E \begin{bmatrix} \frac{12I_f}{m^3} & -\frac{12I_f}{m^3} & \frac{6I_f}{m^2} & 0 & 0 \\ -\frac{12I_f}{m^3} & \frac{12I_f}{m^3} + \frac{12I_f}{n^3} + \frac{A_b}{L_b} & -\frac{6I_f}{m^2} + \frac{6I_f}{n^2} & \frac{6I_f}{n^2} & 0 \\ \frac{6I_f}{m^2} & -\frac{6I_f}{m^2} + \frac{6I_f}{n^2} & \frac{4I_f}{m} + \frac{4I_f}{n} + \frac{4I_b}{L_b} & \frac{2I_f}{n} & \frac{6I_b}{L_b} \\ 0 & \frac{6I_f}{n^2} & \frac{2I_f}{n} & \frac{4I_f}{n} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{6I_b}{L_b^2} & 0 & \frac{12}{L_b^3} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_{1z} \\ u_{2z} \\ \varphi_{2y} \\ \varphi_{3y} \\ u_{4x} \end{bmatrix} \quad (43)$$

Con objeto de que este sistema sea extrapolable a cualquier distribución de pernos (por ejemplo, el caso de modelos T-equivalente con configuración de 4 pernos [34], se plantea un sistema equivalente en el que la barra que representa al perno es

sustituida por un apoyo con rigidez transversal a la viga y de torsión, según se observa en la *Figura 33*:



*Figura 33* Sistema de T-equivalente con perno modelado como un apoyo elástico

Donde  $K_{b,uz}$  y  $K_{b,θ}$  son las rigideces transversal y torsional del apoyo, respectivamente.

El sistema estructural equivalente viene dado por la siguiente *Ecuación (44)*:

$$\begin{bmatrix} F \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{12I_f}{m^3} & -\frac{12I_f}{m^3} & \frac{6I_f}{m^2} & 0 \\ -\frac{12I_f}{m^3} & \frac{12I_f}{m^3} + \frac{12I_f}{n^3} + K_{b,uz} & -\frac{6I_f}{m^2} + \frac{6I_f}{n^2} & \frac{6I_f}{n^2} \\ \frac{6I_f}{m^2} & -\frac{6I_f}{m^2} + \frac{6I_f}{n^2} & \frac{4I_f}{m} + \frac{4I_f}{n} + K_{b,θ} & \frac{2I_f}{n} \\ 0 & \frac{6I_f}{n^2} & \frac{2I_f}{n} & \frac{4I_f}{n} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_{1z} \\ u_{2z} \\ \varphi_{2y} \\ \varphi_{3y} \end{bmatrix} \quad (44)$$

Para que el sistema definido en la *Ecuación (43)* y el definido según la *Ecuación (44)* sean equivalentes, las características del resorte tienen que tener los siguientes valores de las *Ecuaciones (45)* y *(46)*:

$$K_{b,u} = \frac{A_b}{L_b} \quad (45)$$

$$K_{b,\theta} = \frac{I_b}{L_b} \quad (46)$$

Otra forma de expresar el sistema de la *Ecuación (43)*, es estableciendo la relación entre el área y el momento de inercia en una sección circular, tal como se define en la *Ecuación (47)*:

$$A_b = 6,28\sqrt{I_b} \quad (47)$$

Por lo que finalmente el sistema equivalente queda como la *Ecuación (48)*:

$$\begin{bmatrix} F \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{12I_f}{m^3} & -\frac{12I_f}{m^3} & \frac{6I_f}{m^2} & 0 & 0 \\ -\frac{12I_f}{m^3} & \frac{12I_f}{m^3} + \frac{12I_f}{n^3} + \frac{6,28\sqrt{I_b}}{L_b} & -\frac{6I_f}{m^2} + \frac{6I_f}{n^2} & \frac{6I_f}{n^2} & 0 \\ \frac{6I_f}{m^2} & -\frac{6I_f}{m^2} + \frac{6I_f}{n^2} & \frac{4I_f}{m} + \frac{4I_f}{n} + \frac{4I_b}{L_b} & \frac{2I_f}{n} & \frac{6I_b}{L_b^2} \\ 0 & \frac{6I_f}{n^2} & \frac{2I_f}{n} & \frac{4I_f}{n} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{6I_b}{L_b^2} & 0 & \frac{12}{L_b^3} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_{1z} \\ u_{2z} \\ \varphi_{2y} \\ \varphi_{3y} \\ u_{4x} \end{bmatrix} \quad (48)$$

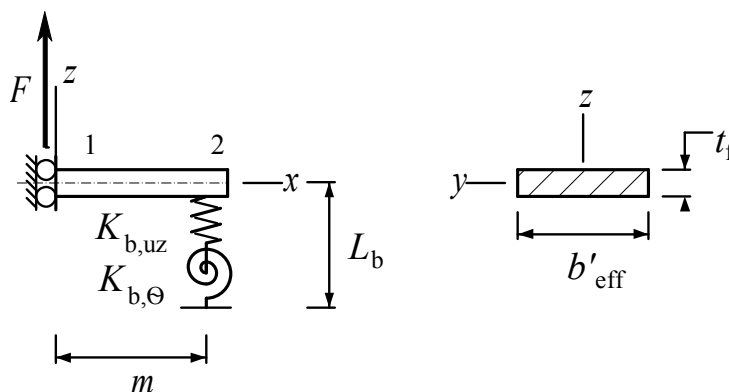
Para obtener una expresión analítica de la rigidez del sistema, previamente se invierte la matriz de rigidez del sistema y así se despeja el desplazamiento  $z$  en el nudo 1. Dividiendo la fuerza aplicada  $F$  por dicho desplazamiento y ordenando términos, se puede definir la rigidez como la *Ecuación (49)*:

$$K_{T\text{-stub,pf}} = \frac{12EI_f \left( 3I_f^2 + K_{b,uz}K_{b,\theta}mn^3 + I_p \left( 3K_{b,\theta}m + K_{b,uz}n^2(3m+n) \right) \right)}{K_{b,uz}K_{b,\theta}m^4n^3 + 12I_f^2(m+n)^3 + I_f \left( K_{b,uz}m^3n^2(3m+4n) + 3K_{b,\theta}(m^4 + 4mn^3) \right)} \quad (49)$$

Las fuerzas de palanca representan el contacto entre chapas en el lado exterior de las alas de la T-equivalente. Por tanto en caso de adoptar un valor negativo este



modelo deja de tener sentido (pues al producirse la separación entre las chapas dejaría de existir este apoyo). Así pues el modelo establecido por la *Ecuación (48)* no es válido, teniéndose que adoptar un modelo que no incorpore estas fuerzas de palanca  $Q$ , *Figura 34*:



*Figura 34 Sistema de T-equivalente sin efecto palanca*

Y el valor de la rigidez para este sistema es igual a la *Ecuación (50)*:

$$K_{T\text{-stub,npf}} = \frac{12EI_f K_{b,uz} (I_f + mK_{b,\theta})}{12I_f^2 + K_{b,uz} K_{b,\theta} m^4 + 4I_f (3K_{b,\theta} m + K_{b,uz} m^3)} \quad (50)$$

Hay una consideración adicional que no se establece en el modelo propuesto por Loureiro, y es que la fuerza de palanca  $Q$  sólo puede tener valores positivos (pues estas simulan el contacto entre las dos alas): por tanto este modelo (y sus condiciones de contorno) serán válidas en este caso. Cuando la reacción  $Q$  adquiera valores negativos, el modelo tiene que ser modificado (ya que esta condición no puede darse, pues lo que se produce es la separación de los elementos en contacto), por lo que es necesario establecer un algoritmo como el establecido en la *Figura 35* con objeto de desarrollar un análisis no lineal:

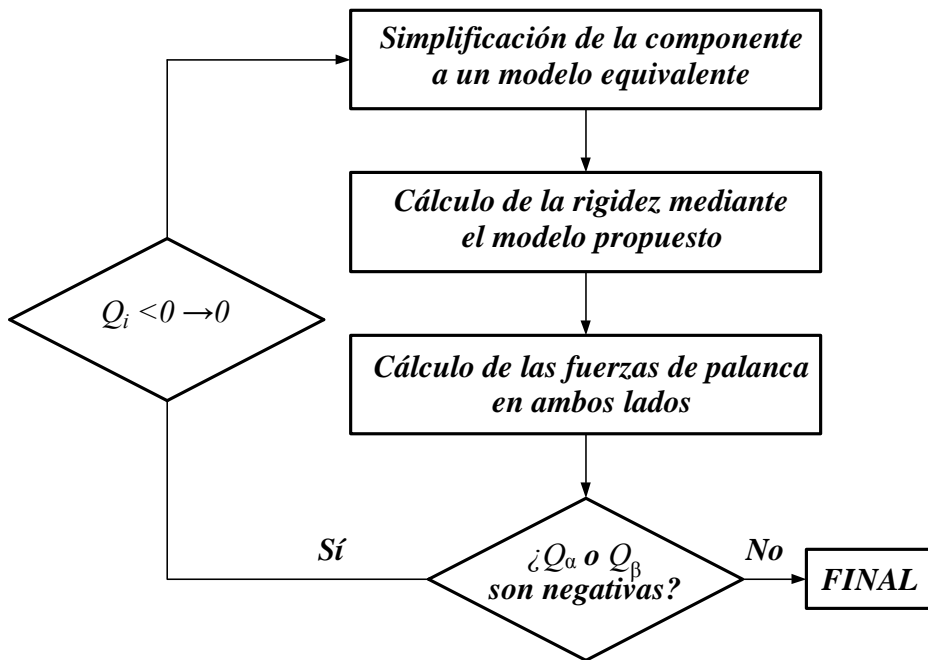


Figura 35 Procedimiento para cálculo de sistemas T-equivalente teniendo en consideración la aparición o no de fuerzas de palanca

La expresión de las fuerzas de palanca viene dada por la Ecuación (51):

$$Q = -\frac{12EI_f}{n^3}u_{2z} - \frac{6EI_f}{n^2}\varphi_{2y} + \frac{12EI_f}{n^3}u_{3z} - \frac{6EI_f}{n^2}\varphi_{3y} \quad (51)$$

Como el desplazamiento  $u_{3z}$  es nulo según las condiciones de contorno, y agrupando términos similares, el valor de las fuerzas de apalancamiento puede expresarse según la Ecuación (52):

$$Q = -\frac{12EI_f}{n^3}u_{2z} - \frac{6EI_f}{n^2}(\varphi_{2y} + \varphi_{3y}) \quad (52)$$

Despejando los valores calculados en el vector de desplazamientos, las fuerzas de palanca pueden expresarse por Ecuación (53):

$$Q = \frac{3FI_f \left( -2I_f + m(-2K_{b,\theta} + mnK_{b,uz}) \right)}{2 \left( 3I_f^2 + K_{b,uz}K_{b,\theta}mn^3 + I_f \left( 3K_{b,\theta}m + K_{b,uz}n^2(3m+n) \right) \right)} \quad (53)$$

Para valores negativos de las fuerzas de apalancamiento, el sistema de la estructura queda según *Ecuación (54)*:

$$\begin{bmatrix} F \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = E \begin{bmatrix} \frac{12I_f}{m^3} & -\frac{12I_f}{m^3} & \frac{6I_f}{m^2} \\ -\frac{12I_f}{m^3} & \frac{12I_f}{m^3} + K_{b,uz} & -\frac{6I_f}{m^2} \\ \frac{6I_f}{m^2} & -\frac{6I_f}{m^2} & \frac{4I_f}{m} + K_{b,\theta} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_{1z} \\ u_{2z} \\ \varphi_{2y} \end{bmatrix} \quad (54)$$

### 3.3.1.2-Justificación del nuevo modelo propuesto

Comparando el valor obtenido para la rigidez a flexión del perno con el valor equivalente del modelo establecido por Loureiro [16], el valor propuesto por estos es 4 veces superior al del modelo con las condiciones de contorno impuestas correctamente según el comportamiento real. En la *Tabla 2* se realiza, para una misma geometría del modelo T-equivalente, una comparativa de los valores obtenidos para la rigidez en el modelo propuesto por A. Loureiro ( $K_{loz1}$ ) y la obtenida en el presente trabajo, modificando el diámetro del perno. Como puede visualizarse, cuanto mayor es el diámetro del perno, mayor es la influencia en la rigidez del componente, obteniéndose diferencias de hasta el 16 % en este caso particular. Además, el modelo propuesto por A. Loureiro es menos flexible, lo que hace que el sistema sea más favorable (tenga mayor rigidez) a la hora de evaluar las propiedades de una conexión y puede inducir a una pérdida de la puesta en servicio de la estructura.

| D<br>(mm) | Ab<br>(mm <sup>2</sup> ) | Ib<br>(mm <sup>4</sup> ) | $u_{1oz1}$<br>(mm) | $u_{1jz1}$<br>(mm) | $K_{1oz1}$<br>(kN/mm) | $K_{1jz1}$<br>(kN/mm) | Diferencia<br>(%) |
|-----------|--------------------------|--------------------------|--------------------|--------------------|-----------------------|-----------------------|-------------------|
| 12        | 113,10                   | 1017,88                  | 0,41               | 0,41               | 24595,10              | 24293,84              | 1,22 %            |
| 16        | 201,06                   | 3216,99                  | 0,30               | 0,31               | 32974,57              | 32004,61              | 2,94 %            |
| 20        | 314,16                   | 7853,98                  | 0,25               | 0,26               | 40495,50              | 38205,85              | 5,65 %            |
| 22        | 380,13                   | 11499,01                 | 0,23               | 0,24               | 44080,63              | 40860,86              | 7,30 %            |
| 24        | 452,39                   | 16286,02                 | 0,21               | 0,23               | 47612,25              | 43306,17              | 9,04 %            |
| 27        | 572,56                   | 26087,05                 | 0,19               | 0,21               | 52835,41              | 46712,82              | 11,59 %           |
| 30        | 706,86                   | 39760,78                 | 0,17               | 0,20               | 57913,60              | 49950,30              | 13,75 %           |
| 33        | 855,30                   | 58213,76                 | 0,16               | 0,19               | 62717,16              | 53129,32              | 15,29 %           |
| 36        | 1017,88                  | 82447,96                 | 0,15               | 0,18               | 67110,94              | 56302,50              | 16,11 %           |

Tabla 2 Comparativa de resultados de modelo propuesto por Loureiro ( $K_{1oz1}$ ) y en el presente trabajo ( $K_{1jz1}$ ) modificando el diámetro del perno

En este modelo se ha adoptado por el ancho efectivo un valor similar al definido por C. Faella [11], que es igual al diámetro del perno más dos veces la longitud equivalente  $m$  (siempre que sea inferior al ancho total del elemento). Se considera el ángulo real equivalente ( $\alpha=48^\circ$ ), y se considera el ancho de la cabeza del perno, por lo que el ancho equivalente puede expresarse como la *Ecuación (55)*:

$$b'_{\text{eff}} = 2.2m + e_h \quad (55)$$

Con objeto de validar numéricamente el ancho efectivo estimado, se ha desarrollado en el programa ABAQUS® un modelo simplificado de elementos finitos. El ala del perfil se ha modelado como un elemento placa y el perno como un elemento tipo viga, restringiendo los grados de libertad entre el agujero del perno y la parte superior de dicho perno a través de restricciones tipo *constraints* de todos los grados de libertad (giros y desplazamientos) pues se considera que no hay desplazamiento relativo entre la chapa y la cabeza del perno. Las características geométricas utilizadas son las correspondientes de la viga equivalente, obtenidas según el ensayo TS1 desarrollado por C. Faella [11], excepto para el ancho efectivo que es la magnitud a estudiar. Como condiciones de contorno se han establecido las correspondientes a simetría del punto 1 según la viga equivalente y del perno

(restringiendo el desplazamiento vertical y la flexión en ambos ejes); las fuerzas de palanca han sido modeladas como apoyos en el extremo.

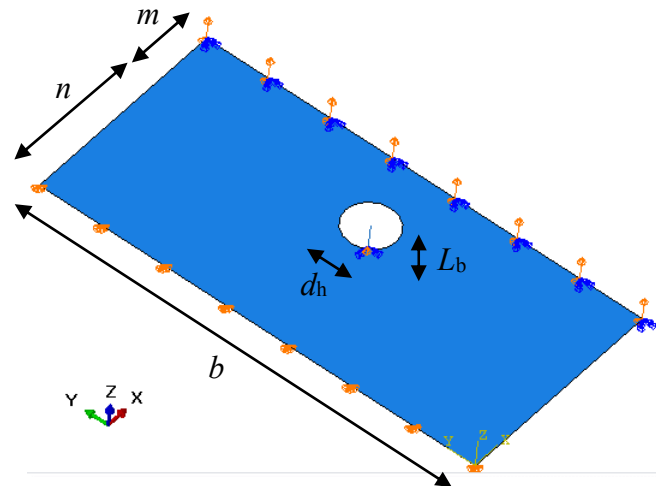


Figura 36 Modelo de elementos finitos

Al representar el mapa de tensiones máximas según criterio de Von Mises (Figura 37) se puede comprobar cómo la zona establecida por la expresión de C. Faella (Ecuación (55)) es la que tiene mayor contribución en la rigidez del elemento

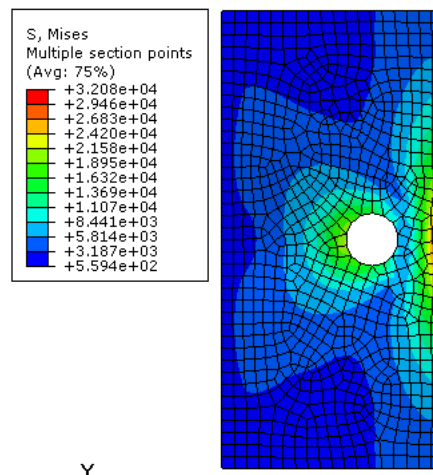


Figura 37 Resultados del modelo de elementos finitos

A continuación se enumeran ventajas de este modelo propuesto de perno:

- 1) Es un modelo que permite la consideración de la rigidez axial y a flexión del perno; esta consideración repercutirá tanto para la distribución de esfuerzos en el modelo como para las comprobaciones a realizar en el perno (consideración de gran importancia sobre todo en elementos sometidos a esfuerzos que pueden provocar fatiga).
- 2) El elemento perno expuesto en el presente trabajo es válido para conexiones en dos dimensiones, no pretensadas y simétricas (es decir, las dos partes conectadas tienen características geométricas iguales). Por tanto, al poder establecer condiciones de simetría el cómputo total de cálculo se reduce considerablemente.
- 3) El presente modelo es sencillo de analizar, lo que facilita su inclusión en guías de diseño y para realizar predimensionamientos.

A continuación, en las *Tabla 3* y *Tabla 4* se discuten los resultados obtenidos según el modelo desarrollado en este trabajo, con los resultados aplicando la metodología establecida por A. Loureiro [16] y por el Eurocódigo [1]. Las características geométricas y mecánicas que se han utilizado para realizar la comparativa son las correspondientes a los ensayos experimentales realizados por C. Faella [11] y por O. Bursi & J. P. Jaspart [29].

| Ensayo | Datos ensayos |          |            |            |          |          |          |                   |          |          | Propuesta       |                  |                             |                             |                        |                   |                   |                   |          |    | Resultados |  |
|--------|---------------|----------|------------|------------|----------|----------|----------|-------------------|----------|----------|-----------------|------------------|-----------------------------|-----------------------------|------------------------|-------------------|-------------------|-------------------|----------|----|------------|--|
|        | $d_b$ (mm)    | $r$ (mm) | $t_w$ (mm) | $t_f$ (mm) | $b$ (mm) | $e$ (mm) | $h$ (mm) | $k_{exp}$ (kN/mm) | $m$ (mm) | $n$ (mm) | $b'_{eff}$ (mm) | $L_{perno}$ (mm) | $A_{eq}$ (mm <sup>2</sup> ) | $I_{eq}$ (mm <sup>4</sup> ) | $k_{j_i, res}$ (kN/mm) | $k_{j_i}$ (kN/mm) | $k_{j_o}$ (kN/mm) | $k_{l_o}$ (kN/mm) | Loureiro | EC |            |  |
| Ts1    | 20,00         | 18,00    | 7,00       | 11,00      | 190,00   | 62,50    | 220,00   | 167,00            | 29,60    | 37,00    | 95,12           | 14,00            | 75,54                       | 454,10                      | 344,82                 | 172,41            | 195,00            | 428,44            |          |    |            |  |
| Ts2    | 20,00         | 18,00    | 7,00       | 11,00      | 190,00   | 50,50    | 220,00   | 112,00            | 41,60    | 50,50    | 121,52          | 14,00            | 75,54                       | 454,10                      | 199,54                 | 99,77             | 120,00            | 250,44            |          |    |            |  |
| Ts3    | 20,00         | 15,00    | 6,00       | 9,00       | 190,00   | 33,50    | 160,00   | 99,00             | 31,50    | 33,50    | 99,30           | 12,00            | 68,01                       | 368,06                      | 213,83                 | 106,92            | 113,00            | 243,30            |          |    |            |  |
| Ts4    | 20,00         | 15,00    | 6,00       | 9,00       | 190,00   | 33,50    | 160,00   | 103,00            | 31,50    | 33,50    | 99,30           | 12,00            | 68,01                       | 368,06                      | 213,83                 | 106,92            | 113,00            | 243,30            |          |    |            |  |
| Ts5    | 20,00         | 15,00    | 8,00       | 13,00      | 190,00   | 32,50    | 160,00   | 229,00            | 31,50    | 32,50    | 99,30           | 16,00            | 82,38                       | 540,11                      | 402,06                 | 201,03            | 261,00            | 436,60            |          |    |            |  |
| Ts6    | 20,00         | 15,00    | 8,00       | 13,00      | 190,00   | 32,50    | 160,00   | 214,00            | 31,50    | 32,50    | 99,30           | 16,00            | 82,38                       | 540,11                      | 402,06                 | 201,03            | 261,00            | 436,60            |          |    |            |  |
| Ts7    | 12,00         | 15,00    | 9,00       | 15,00      | 190,00   | 51,50    | 200,00   | 237,00            | 32,00    | 40,00    | 88,40           | 17,50            | 39,32                       | 123,02                      | 276,32                 | 138,16            | 216,00            | 220,47            |          |    |            |  |
| Ts8    | 12,00         | 18,00    | 9,00       | 15,00      | 190,00   | 51,50    | 200,00   | 213,00            | 29,60    | 37,00    | 83,12           | 17,50            | 39,32                       | 123,02                      | 293,51                 | 146,75            | 232,00            | 225,39            |          |    |            |  |
| Ts9    | 12,00         | 18,00    | 9,50       | 16,00      | 190,00   | 61,30    | 220,00   | 214,00            | 29,55    | 36,94    | 83,01           | 18,50            | 40,38                       | 129,73                      | 306,08                 | 153,04            | 253,00            | 219,68            |          |    |            |  |
| Ts10   | 12,00         | 18,00    | 9,50       | 16,00      | 190,00   | 61,30    | 220,00   | 266,00            | 29,55    | 36,94    | 83,01           | 18,50            | 40,38                       | 129,73                      | 306,08                 | 153,04            | 253,00            | 219,68            |          |    |            |  |
| Ts11   | 12,00         | 18,00    | 7,00       | 11,00      | 190,00   | 50,50    | 220,00   | 82,00             | 41,60    | 50,50    | 109,52          | 13,50            | 34,38                       | 94,08                       | 146,20                 | 73,10             | 88,00             | 166,95            |          |    |            |  |
| Ts12   | 12,00         | 18,00    | 7,00       | 11,00      | 190,00   | 62,50    | 220,00   | 168,00            | 29,60    | 37,00    | 83,12           | 13,50            | 34,38                       | 94,08                       | 223,93                 | 111,96            | 132,00            | 230,89            |          |    |            |  |
| Ts13   | 12,00         | 24,00    | 7,50       | 12,50      | 190,00   | 76,30    | 260,00   | 163,00            | 30,75    | 38,44    | 85,65           | 15,00            | 36,38                       | 105,33                      | 246,92                 | 123,46            | 158,00            | 231,41            |          |    |            |  |
| Ts14   | 12,00         | 24,00    | 7,50       | 12,50      | 190,00   | 76,30    | 260,00   | 156,00            | 30,75    | 38,44    | 85,65           | 15,00            | 36,38                       | 105,33                      | 246,92                 | 123,46            | 158,00            | 231,41            |          |    |            |  |
| Ts15   | 12,00         | 27,00    | 8,50       | 14,00      | 190,00   | 92,80    | 300,00   | 192,00            | 31,35    | 39,19    | 86,97           | 16,50            | 38,20                       | 116,11                      | 267,29                 | 133,64            | 187,00            | 227,18            |          |    |            |  |
| Ts16   | 12,00         | 27,00    | 8,50       | 14,00      | 190,00   | 92,80    | 300,00   | 179,00            | 31,35    | 39,19    | 86,97           | 16,50            | 38,20                       | 116,11                      | 267,29                 | 133,64            | 187,00            | 227,18            |          |    |            |  |
| T1     | 12,00         | 15,00    | 7,10       | 10,70      | 40,00    | 30,00    | 150,00   | 115,00            | 29,45    | 30,00    | 40,00           | 13,20            | 33,96                       | 91,78                       | 142,51                 | 71,25             | 88,00             | 214,12            |          |    |            |  |
| T2     | 12,00         | 18,00    | 9,50       | 16,00      | 40,00    | 30,00    | 150,00   | 250,00            | 25,85    | 30,00    | 40,00           | 18,50            | 40,38                       | 129,73                      | 271,28                 | 135,64            | 249,00            | 221,97            |          |    |            |  |

Tabla 3 Comparativa de resultados

En la *Tabla 4* se recogen las comparativas entre los tres modelos, en tanto por uno.

| Ensayo       | $k_{EC3}/k_{exp}$ | $k_{10}/k_{exp}$ | $k_{jj}/k_{exp}$ |
|--------------|-------------------|------------------|------------------|
| Ts1          | 2,57              | 1,17             | 1,03             |
| Ts2          | 2,24              | 1,07             | 0,89             |
| Ts3          | 2,46              | 1,14             | 1,08             |
| Ts4          | 2,36              | 1,10             | 1,04             |
| Ts5          | 1,91              | 1,14             | 0,88             |
| Ts6          | 2,04              | 1,22             | 0,94             |
| Ts7          | 0,93              | 0,91             | 0,58             |
| Ts8          | 1,06              | 1,09             | 0,69             |
| Ts9          | 1,03              | 1,18             | 0,72             |
| Ts10         | 0,83              | 0,95             | 0,58             |
| Ts11         | 2,04              | 1,07             | 0,89             |
| Ts12         | 1,37              | 0,79             | 0,67             |
| Ts13         | 1,42              | 0,97             | 0,76             |
| Ts14         | 1,48              | 1,01             | 0,79             |
| Ts15         | 1,18              | 0,97             | 0,70             |
| Ts16         | 1,27              | 1,04             | 0,75             |
| T1           | 1,86              | 0,77             | 0,62             |
| T2           | 0,89              | 1,00             | 0,54             |
| Media        | 1,51              | 1,03             | 0,77             |
| Desv. Típica | 0,57              | 0,12             | 0,16             |

*Tabla 4 Comparativa de resultados de modelo del Eurocódigo 3, el propuesto por A. Loureiro y en el presente trabajo*

Los valores de las rigideces para cada uno de los modelos también pueden expresarse en forma de diagrama de columnas como la *Figura 38*, donde se representa en color azul los resultados experimentales, en color rojo los resultados del modelo propuesto en el presente trabajo, en color verde los resultados obtenidos por A. Loureiro y en morado los resultados al aplicar las expresiones del Eurocódigo 3.



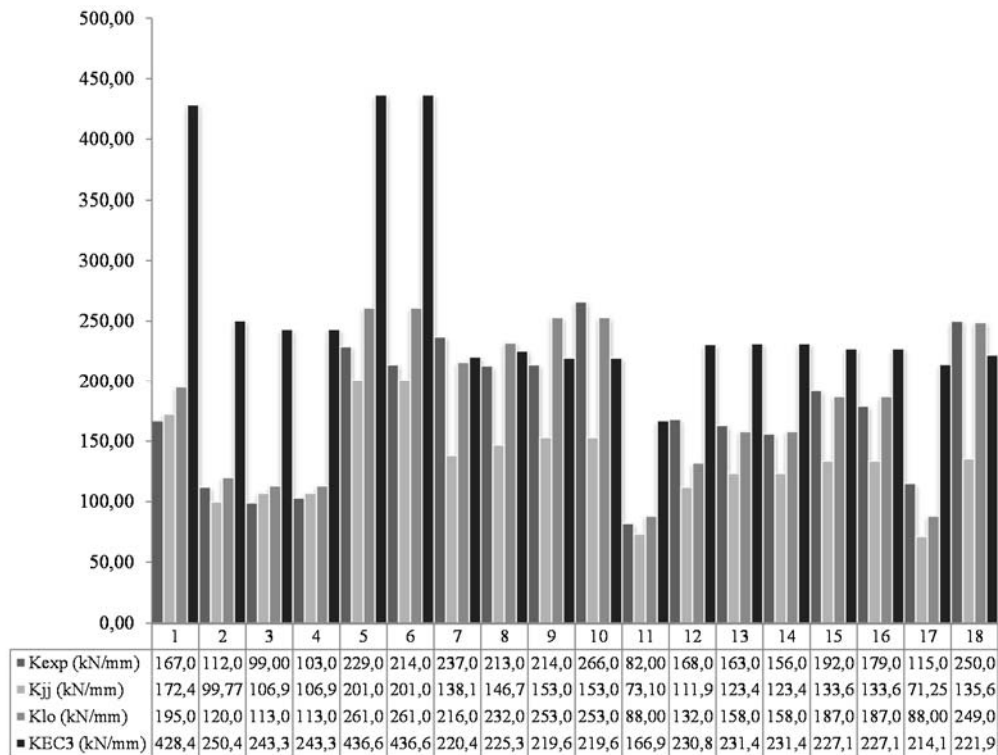


Figura 38 Diagrama de columnas de comparativa de resultados obtenidos en distintos modelos

De las dos tablas desarrolladas anteriormente y el diagrama de columnas se pueden obtener las siguientes conclusiones:

- 1) El modelo propuesto por el Eurocódigo 3 claramente no es un modelo válido para el análisis de modelos en T-equivalente. Esto es debido a que el valor utilizado para el ancho efectivo es muy elevado, se corresponde con un 90% del ancho efectivo utilizado para el cálculo de la resistencia última del modelo.
- 2) De todos los modelos estudiados, el modelo propuesto por A. Loureiro es el que mejor se ajusta a los resultados experimentales utilizados para la comparativa en término medio. Sin embargo cabe destacar que este modelo, aunque tiene una dispersión menor que los otros dos, no tiene una tendencia determinada, y el cálculo del ancho efectivo no se corresponde con una

propuesta basada en un comportamiento estructural, por lo que el empleo de características diferentes como por ejemplo, mayores diámetros de perno podría hacer que no fuera válido el modelo propuesto. Además, como se ha comentado anteriormente, no es un modelo que se corresponda con el comportamiento real, ya que las condiciones de contorno al considerar condiciones de simetría no están correctamente establecidas.

- 3) El modelo propuesto en el presente trabajo en algunos casos subestima la rigidez. Esto se debe a dos circunstancias principalmente:
  - a. Se ha considerado una rigidez del perno en base a una rigidez equivalente, sin contrastar con ensayos experimentales. Esta rigidez es muy inferior a la rigidez teórica para un diámetro determinado.
  - b. No se ha considerado el posible efecto del pretensado en los pernos, que produce un incremento de la rigidez.
  - c. Se ha adoptado el criterio de C. Faella para la estimación del ancho efectivo: sería preciso realizar un estudio pormenorizado (modelo de elementos finitos paramétrico y calibrado con resultados experimentales) y contrastado con el modelo propuesto de viga equivalente.

Se han adoptado los criterios del Eurocódigo 3 para las propiedades geométricas de la viga equivalente. Habría que realizar un estudio de sensibilidad para conocer la repercusión de estimar valores diferentes para cada una de las variables.

La simetría en el perno es reproducida mediante una condición que restringe el desplazamiento longitudinal del perno y el giro, pero no así el transversal en la dirección X. La condición de simetría respecto al plano YZ correspondiente a las componentes simétricas ha sido modelizada de forma análoga a la del perno.

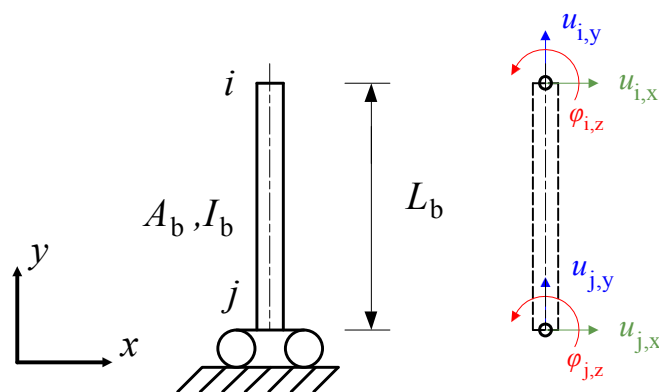


Figura 39 Modelo de perno considerado

### 3.3.1.3-Modelo de la componente T-equivalente

Basado en la propuesta de comportamiento de perno definido en el apartado anterior y en el sistema tipo pórtico de A. Loureiro [16] y de J. M. Reinoso [17], se han construido dos modelos matriciales, constituidos por elementos barra con conexiones rígidas. El ala del perfil es considerada como una barra de sección rectangular de espesor igual al espesor del ala  $t_f$  y ancho igual al ancho del ala. La longitud total considerada en el ala es de  $2m+2n$ , siendo  $m$  la distancia equivalente del perno hasta el alma y  $n$  la distancia equivalente del perno al punto de aplicación de la resultante de presiones de contacto entre las dos alas, igual consideración que definido en [1]. El perno es considerado nuevamente de una longitud  $L_{eff}$  y de sección circular según el diámetro efectivo.

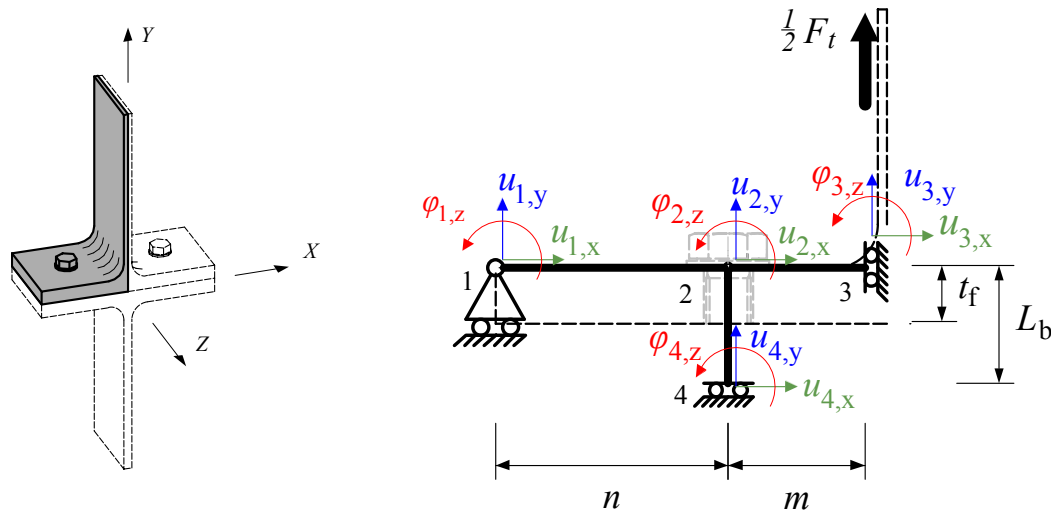
Considerando las deformaciones producidas por cortante, el comportamiento del material como lineal y los efectos de esfuerzos axiales y flectores desacoplados, la matriz de rigidez elemental en coordenadas locales puede expresarse mediante la Ecuación (56):

$$\mathbf{k}_i^e = \frac{E_i A_i}{L_i} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -1 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} + \frac{E_i I_i}{L_i^3} \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{12}{1+\Phi} & \frac{6}{1+\Phi} L_i & 0 & \frac{-12}{1+\Phi} & \frac{6}{1+\Phi} L_i \\ 0 & \frac{6}{1+\Phi} L_i & \frac{4+\Phi}{1+\Phi} L_i^2 & 0 & \frac{-6}{1+\Phi} L_i & \frac{2-\Phi}{1+\Phi} L_i^2 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{-12}{1+\Phi} & \frac{-6}{1+\Phi} L_i & 0 & \frac{12}{1+\Phi} & \frac{-6}{1+\Phi} L_i \\ 0 & \frac{6}{1+\Phi} L_i & \frac{2-\Phi}{1+\Phi} L_i^2 & 0 & \frac{-6}{1+\Phi} L_i & \frac{4+\Phi}{1+\Phi} L_i^2 \end{bmatrix} \quad (56)$$

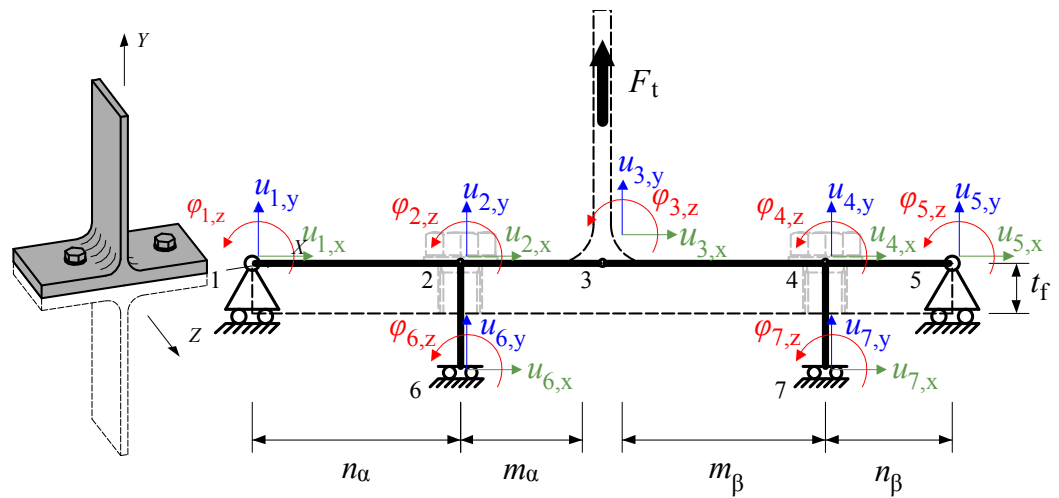
siendo  $\Phi = \frac{12EI}{G(A/\alpha)L^2}$

donde  $\mathbf{k}_i^e$  es la matriz de rigidez del elemento  $i$  en coordenadas locales,  $E_i$  su módulo de elasticidad,  $L_i$  la longitud,  $A_i$  es el área de la sección,  $I_i$  es el momento de inercia de la sección,  $E$  es el módulo de Young del material,  $G$  es el módulo transversal del material,  $\alpha$  es el factor de forma de la sección y  $\Phi$  es el coeficiente que considera la deformación por esfuerzo cortante.

El modelo simétrico puede simplificarse a un cuarto del real debido a la simetría que existe respecto a los planos  $XY$  e  $YZ$  (*Figura 40b*), quedando un modelo de 4 nodos y 3 elementos. En el caso asimétrico sólo se puede establecer la condición de asimetría respecto al plano  $YZ$ , por lo que el modelo definitivo de análisis consta de 7 nodos y 6 barras.



a)



b)

Figura 40 Modelo analítico en configuración a) simétrica y b) asimétrica

Referente a las condiciones de contorno, éstas son compatibles con los efectos y las simetrías consideradas. El efecto palanca es reproducido en el modelo como una restricción del movimiento en la dirección Y, ubicada en el extremo del ala.

Mediante el ensamblaje de las matrices de rigidez elementales en coordenadas globales, e imponiendo las condiciones de contorno establecidas anteriormente, los sistemas de ecuaciones correspondientes al modo simétrico y asimétrico quedan definidos acorde a las *Ecuaciones (57) y (58)* respectivamente.

$$\begin{pmatrix} F_t \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{12EI_f}{(1+\Phi)m^3} & \frac{-12EI_f}{(1+\Phi)m^3} & \frac{6EI_f}{(1+\Phi)m^2} & 0 \\ \frac{-12EI_f}{(1+\Phi)m^3} & \frac{12EI_f}{(1+\Phi)}\left[\frac{1}{n^3} + \frac{1}{m^3}\right] + \frac{EA_b}{L_b} & \frac{6EI_f}{(1+\Phi)}\left[\frac{1}{n^2} - \frac{1}{m^2}\right] & \frac{6EI_f}{(1+\Phi)n^2} \\ \frac{6EI_f}{(1+\Phi)m^2} & \frac{6EI_f}{(1+\Phi)}\left[\frac{1}{n^2} - \frac{1}{m^2}\right] & \frac{(4+\Phi)EI_f}{(1+\Phi)}\left[\frac{1}{n} + \frac{1}{m}\right] + \frac{EI_b}{L_b} & \frac{(2-\Phi)EI_f}{(1+\Phi)n} \\ 0 & \frac{6EI_f}{(1+\Phi)n^2} & \frac{(2-\Phi)EI_f}{(1+\Phi)n} & \frac{(4+\Phi)EI_f}{(1+\Phi)n} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} u_{1,z} \\ u_{2,z} \\ \varphi_{2,y} \\ \varphi_{3,y} \end{pmatrix} \quad (57)$$

$$\begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ F_t \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} = \frac{EI_f}{(1+\Phi)} \begin{pmatrix} k_{21} & k_{22} & k_{23} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ k_{31} & k_{32} & k_{33} & k_{34} & k_{35} & 0 & 0 & 0 \\ k_{41} & k_{42} & k_{43} & k_{44} & k_{45} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & k_{52} & k_{53} & k_{54} & k_{55} & k_{56} & k_{57} & 0 \\ 0 & k_{62} & k_{63} & k_{64} & k_{65} & k_{66} & k_{67} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & k_{74} & k_{75} & k_{76} & k_{77} & k_{78} \\ 0 & 0 & 0 & k_{84} & k_{85} & k_{86} & k_{87} & k_{88} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & k_{96} & k_{97} & k_{98} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \varphi_{1,y} \\ u_{2,z} \\ \varphi_{2,y} \\ u_{3,z} \\ \varphi_{3,y} \\ u_{4,z} \\ \varphi_{4,y} \\ \varphi_{5,y} \end{pmatrix} \quad (58)$$

$$\begin{aligned}
 k_{22} &= \frac{4}{n_a}; k_{23} = \frac{-6}{n_a^2}; k_{24} = \frac{2}{n_a}; k_{32} = \frac{-6}{n_a^2}; k_{33} = \frac{12}{n_a^3} + \frac{12}{m_a^3} + \frac{EA_b}{L_b}; k_{34} = \frac{-6}{n_a^2} + \frac{6}{m_a^2}; k_{35} = \frac{-12}{m_a^3} \\
 k_{36} &= \frac{6}{m_a^2}; k_{43} = \frac{2}{n_a}; k_{44} = \frac{-6}{n_a^2} + \frac{6}{m_a^2}; k_{45} = \frac{4}{n_a} + \frac{4}{m_a} + \frac{(1+\Phi)EI_b}{EI_f L_b}; k_{46} = \frac{-6}{m_a^2}; k_{47} = \frac{2}{m_a} \\
 k_{53} &= \frac{-12}{m_a^3}; k_{54} = \frac{-6}{n_a^2}; k_{55} = \frac{12}{m_a^3} + \frac{12}{m_b^3}; k_{56} = \frac{-6}{m_a^2} + \frac{6}{m_b^2}; k_{57} = \frac{-12}{m_b^3}; k_{58} = \frac{6}{m_b^2}; k_{63} = \frac{6}{m_a^2}; \\
 k_{64} &= \frac{2}{m_a}; k_{65} = \frac{-6}{m_a^2} + \frac{6}{m_b^2}; k_{66} = \frac{4}{m_a} + \frac{4}{m_b}; k_{67} = \frac{-6}{m_b^2}; k_{68} = \frac{2}{m_a}; k_{75} = \frac{-12}{m_b^3}; k_{76} = \frac{-6}{m_b^2}; \\
 k_{77} &= \frac{12}{m_b^3} + \frac{12}{n_b^3} + \frac{(1+\Phi)EA_b}{EI_f L_b}; k_{78} = \frac{-6}{m_b^2} + \frac{6}{n_b^2}; k_{79} = \frac{6}{n_b^2}; k_{85} = \frac{6}{m_b^2}; k_{86} = \frac{2}{m_b}; k_{87} = \frac{-6}{m_b^2} + \frac{6}{n_b^2}; \\
 k_{88} &= \frac{4}{m_b} + \frac{4}{n_b} + \frac{(1+\Phi)EI_b}{EI_f L_b}; k_{89} = \frac{2}{n_b}; k_{96} = \frac{6}{n_b^2}; k_{97} = \frac{2}{n_b}; k_{98} = \frac{4}{n_b}
 \end{aligned}$$

donde  $I_f$  es la inercia del ala del perfil y  $A_b$  e  $I_b$  son el área y la inercia del perno respectivamente, asociadas al diámetro equivalente y  $n_a$ ,  $m_a$ ,  $n_b$ ,  $m_b$ , definen la posición de los pernos en el modelo simétrico y en el asimétrico respectivamente (*Figura 40b*).

Se ha programado un modelo no lineal que considera la posibilidad de que no se desarrollen las fuerzas de palanca mencionadas previamente. Para los modos de fallo tipo 3, la rigidez del ala del perfil es suficientemente elevada como para producir que la reacción en el apoyo extremo sea negativa; este efecto no es posible, por lo que en caso de existir dicha condición se recalcula el sistemas eliminando dicho apoyo extremo.

Se empleó el software Wolfram Mathematica [14] para la resolución de los sistemas de ecuaciones resultantes obtenidos con las matrices de rigidez dadas en las *Ecuaciones (57) y (58)*.

### 3.3.2- Análisis de resistencia

De forma análoga a las componentes simétricas, la resistencia del modelo T-equivalente asimétrico ha sido evaluada considerando la capacidad última en el

estado de plastificación, mediante un modelo rígido-plástico. Se considera un modelo de viga equivalente, sometida a una carga intermedia correspondiente a la tracción en el alma y con dos cargas en la posición en que se encuentran los pernos. En ambos extremos, con objeto de simular las fuerzas de palanca por contacto entre perfiles, se consideran apoyos simples.

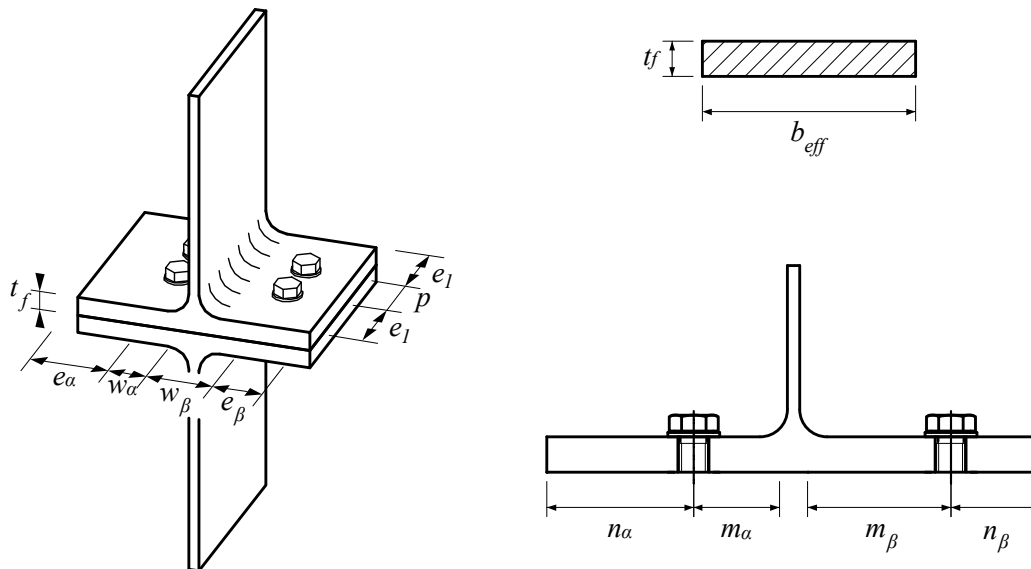


Figura 41 Componente T-equivalente asimétrica: modelo de viga equivalente

donde  $m$  es la distancia desde el eje del perno hasta el alma,  $n$  es la posición considerada de la resultante de fuerzas de palanca,  $b_{eff}$  es el ancho efectivo de la sección rectangular equivalente al comportamiento de la placa a flexión y  $t_f$  es el espesor del ala del perfil.

A continuación se detalla el análisis realizado para el cálculo de la resistencia máxima de la componente, acorde a los tres modos de fallo considerados (Figura 42). De una forma similar a la componentes simétricas, se han establecido los mecanismos flexible por plastificación del ala (Figura 42a), semirrígido por colapso simultáneo del ala del perfil y los pernos (Figura 42b) y rígido por plastificación de los pernos (Figura 42c).



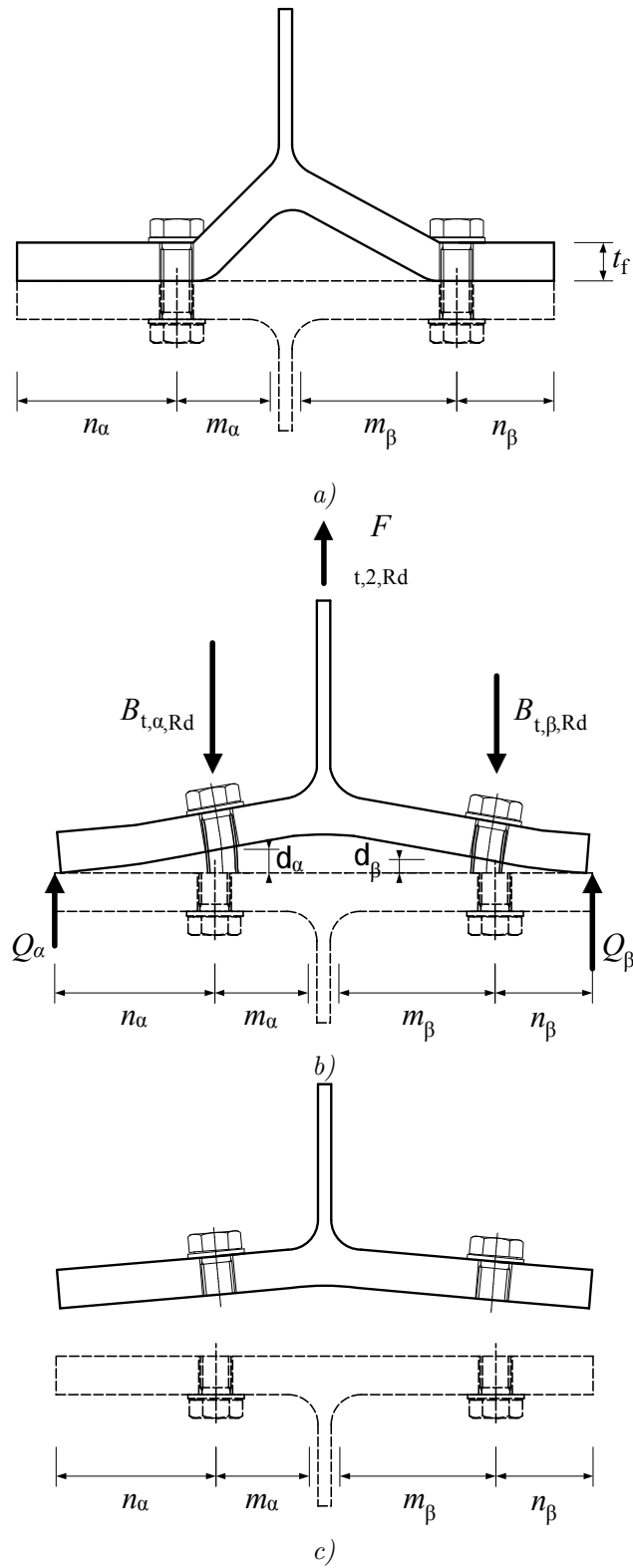


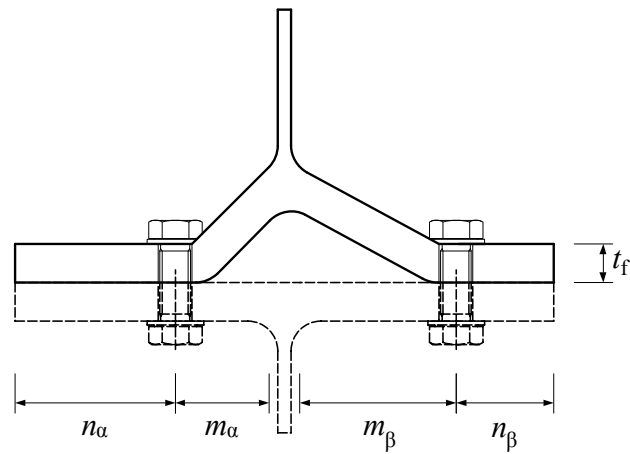
Figura 42 Mecanismos de colapso considerados en la componente T-equivalente asimétrica

Según los ensayos experimentales y los modelos de elementos finitos, en el caso del modo 1 de fallo se produce el colapso del componente por la formación de un mecanismo de cuatro rótulas plásticas, dos en la zona de los pernos y dos más en las zonas de conexión del alma y el ala, ya que la resistencia a esfuerzos de tracción y de flexión de los pernos es muy superior a la resistencia a flexión del ala. Sin embargo la ductilidad del material de los perfiles es muy superior a la del acero de los pernos, por lo que generalmente la rotura acontece en los pernos antes que en el perfil. En el caso de componentes T-equivalentes soldadas la zona de conexión entre el ala y el alma se fragilizada debido al proceso de fabricación, por lo que la rotura puede iniciarse en dicha zona.

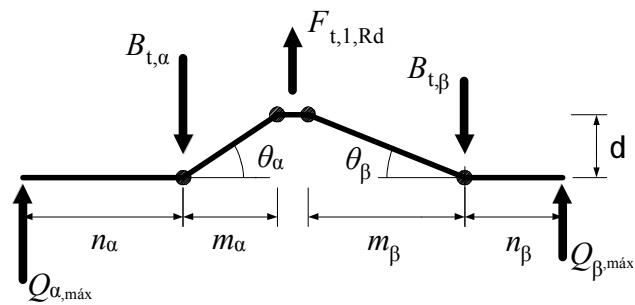
$$F_{t,1,Rd} = 2M_{pl,1,Rd} \left( \frac{1}{m_a} + \frac{1}{m_p} \right) \quad (59)$$

### 3.3.2.1-Análisis de resistencia según el modo 1 o modo flexible

El primer modo de colapso se caracteriza por la plastificación del ala del perfil en cuatro puntos diferentes, convirtiéndose en una estructura hipostática y por tanto inestable. Las zonas de plastificación se corresponden con la conexión del alma y el ala y con la posición de los pernos (en ambos lados), según se aprecia en la *Figura 43*.



a)



b)

Figura 43 Deformaciones y rótulas plásticas desarrolladas en el modo de fallo 1

A través del principio del trabajo virtual, el trabajo externo, realizado por la fuerza aplicada  $F_{t,1,Rd}$  durante el desplazamiento  $\delta$  debido a la deformación del ala, se transforma en energía interna en las rótulas plásticas desarrolladas por el momento plástico  $M_p$  y la deformación angular en los puntos de aplicación  $\theta$ .

$$\sum_j (M_p \theta)_j = \sum_i (P \delta)_i \quad (60)$$

Bajo la hipótesis de que la longitud efectiva de la sección equivalente es un parámetro lineal y que el espesor del ala del perfil es constante, en el punto de

formación de las cuatro rótulas plásticas la *Ecuación (60)* puede escribirse como la *Ecuación (61)*.

$$2M_{pl,1,Rd} \theta_{\alpha} + 2M_{pl,1,Rd} \theta_{\beta} = F_{t,1,Rd} \delta \quad (61)$$

Agrupando términos puede expresarse mediante la *Ecuación (62)*.

$$2M_{pl,1,Rd} (\theta_{\alpha} + \theta_{\beta}) = F_{t,1,Rd} \delta \quad (62)$$

Las deformaciones son suficientemente pequeñas aun considerando régimen plástico, por lo tanto el ángulo de rotación de cada rótula puede aproximarse a su tangente. Así pues, se pueden expresar los ángulos de giro como relaciones del desplazamiento y la distancia al alma, según las *Ecuaciones (63)* y *(64)*.

$$\theta_{\alpha} \simeq \tan \theta_{\alpha} = \frac{\delta}{m_{\alpha}} \rightarrow \theta_{\alpha} = \frac{\delta}{m_{\alpha}} \quad (63)$$

$$\theta_{\beta} \simeq \tan \theta_{\beta} = \frac{\delta}{m_{\beta}} \rightarrow \theta_{\beta} = \frac{\delta}{m_{\beta}} \quad (64)$$

Sustituyendo las *Ecuaciones (63)* y *(64)* y agrupando términos, finalmente la tracción máxima en el modo 1 puede despejarse como la *Ecuación (65)*:

$$F_{t,1,Rd} = 2M_{pl,1,Rd} \left( \frac{1}{m_{\alpha}} + \frac{1}{m_{\beta}} \right) \quad (65)$$

La relación entre las dimensiones  $m_{\alpha}$  y  $m_{\beta}$  puede definirse a través del parámetro  $\varepsilon = m_{\beta} / m_{\alpha} \leq 1$ , que establece el grado de excentricidad en la posición de los pernos respecto al alma del perfil. Por tanto sustituyendo y ordenando términos la *Ecuación (65)* puede simplificarse como la *Ecuación (66)*.

$$F_{t,1,Rd} = \frac{\varepsilon + 1}{2\varepsilon} \frac{4M_{pl,1,Rd}}{m_{\beta}} \quad (66)$$

En el caso particular en que las distancias de los pernos al centro del alma sean las mismas en ambos lados ( $m_{\alpha} = m_{\beta} = m$ ), sustituyendo en la Ecuación (66) la fuerza máxima en el modo 1 se calcula por la Ecuación (67):

$$F_{t,1,Rd} = \frac{4M_{pl,1,Rd}}{m} \quad (67)$$

Esta expresión se corresponde con el valor de la fuerza resistente de componentes T-equivalente en el modo 1. Por tanto se puede tener como conclusión que las componentes simétricas son un caso particular de las componentes asimétricas.

De forma similar a lo desarrollado por J. P. Jaspart [3], definido por el Eurocódigo como método alternativo, se puede analizar la influencia del tamaño de la cabeza del perno en el valor de la resistencia en el modo 1, *Figura 44*.

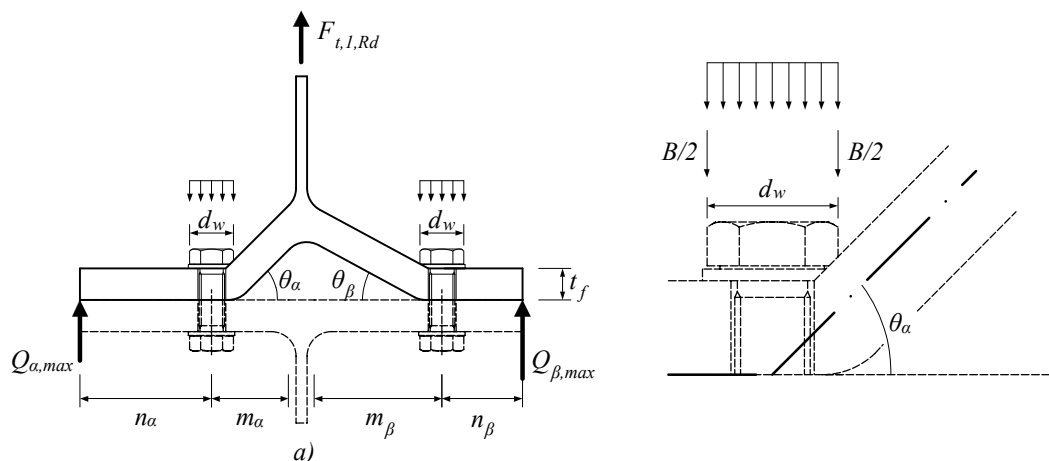


Figura 44 Deformaciones y rótulas plásticas desarrolladas en el modo de fallo 1, considerando el efecto de las dimensiones de la cabeza del perno

La reacción distribuida en la cabeza del perno se simplifica en este caso como dos fuerzas puntuales ubicadas en los extremos a una distancia  $d_w/4$ . Evaluando nuevamente el trabajo realizado por las fuerzas externas, en este caso la tracción aplicada en el ala y la parte de reacción en el perno interior, e igualándolo al trabajo interno desarrollado en las rótulas plásticas formadas en el estado de colapso, se obtiene la *Ecuación (68)*:

$$F_{t,1,Rd} \delta - (B_{t,\alpha} \delta_{B\alpha} + B_{t,\beta} \delta_{B\beta}) = 2M_{pl,1,Rd} (\theta_\alpha + \theta_\beta) \quad (68)$$

A través de relaciones trigonométricas se puede obtener la correspondencia entre las rotaciones y los desplazamientos, pudiéndose expresar mediante las *Ecuaciones (69) y (70)*:

$$\theta_\alpha \approx \tan \theta_\alpha = \frac{\delta}{m_\alpha} = \frac{\delta_{B\alpha}}{e} \rightarrow \delta_{B\alpha} = \delta \frac{e}{m_\alpha} \quad (69)$$

$$\theta_\beta \approx \tan \theta_\beta = \frac{\delta}{m_\beta} = \frac{\delta_{B\beta}}{e} \rightarrow \delta_{B\beta} = \delta \frac{e}{m_\beta} \quad (70)$$

Reemplazando las *Ecuaciones (69) y (70)* en la *Ecuación (68)*, se pueden ordenar los términos como la *Ecuación (71)*:

$$F_{t,1,Rd} \delta - \left( B_{t,\alpha} \delta \frac{e}{m_\alpha} + B_{t,\beta} \delta \frac{e}{m_\beta} \right) = 2M_{pl,1,Rd} \left( \frac{\delta}{m_\alpha} + \frac{\delta}{m_\beta} \right) \quad (71)$$

De esta ecuación el desplazamiento  $\delta$  puede eliminarse ya que aparece en todos los términos, por lo que ordenando términos se puede llegar a la *Ecuación (72)*:

$$F_{t,1,Rd} - B_{t,\alpha} \left( \frac{m_\alpha^2 + m_\beta^2}{m_\alpha m_\beta^2} e \right) = 2M_{pl,1,Rd} \left( \frac{m_\alpha + m_\beta}{m_\alpha m_\beta} \right) \quad (72)$$

Adicionalmente a la conservación de energía, se puede establecer la condición de equilibrio de fuerzas según la *Ecuación (73)*.

$$\sum \vec{F}_v = \vec{0} \rightarrow F_{t,1,Rd} + (Q_\alpha + Q_\beta) - (2B_{t,\alpha} + 2B_{t,\beta}) = 0 \quad (73)$$

Considerando una distribución lineal de la carga aplicada en los pernos, acorde a la distancia respecto al alma, la *Ecuación (73)* puede definirse como la *Ecuación (74)*:

$$\sum \vec{F}_v = \vec{0} \rightarrow F_{t,1,Rd} + (Q_\alpha + Q_\beta) - 2B_{t,\alpha} \left( \frac{m_\alpha + m_\beta}{m_\alpha} \right) = 0 \quad (74)$$

Se pueden establecer dos ecuaciones de equilibrio adicionales, las correspondientes al equilibrio de momentos en la línea de los pernos, *Ecuaciones (75)* y *(76)*.

$$\theta_\alpha n_\alpha - B_{t,\alpha} e = M_{pl,1,Rd} \quad (75)$$

$$\theta_\beta n_\beta - B_{t,\beta} e = \theta_\beta n_\beta - \frac{m_\alpha}{m_\beta} B_{t,\alpha} e = M_{pl,1,Rd} \quad (76)$$

Reemplazando estas dos ecuaciones en la *Ecuación (74)*, la reacción en el perno más cercano al alma se puede definir como la *Ecuación (77)*:

$$B_{t,\alpha} = \frac{m_\beta \left( F_{t,1,Rd} n_\alpha n_\beta + M_{pl,1,Rd} (n_\alpha + n_\beta) \right)}{2 \left( m_\alpha + m_\beta \right) n_\alpha n_\beta - e \left( m_\alpha n_\alpha + m_\beta n_\beta \right)} \quad (77)$$

Finalmente reemplazando la *Ecuación (77)* en la *Ecuación (72)*, operando se puede calcular la fuerza máxima por la *Ecuación (78)*:

$$F_{t,1,Rd} = \frac{4(m_\alpha + m_\beta)^2 n_\alpha n_\beta - e_w (m_\alpha^2 (n_\alpha - n_\beta) + m_\beta^2 (-n_\alpha + n_\beta) + 2m_\alpha m_\beta (n_\alpha + n_\beta))}{2m_\alpha m_\beta (m_\alpha + m_\beta) n_\alpha n_\beta - e_w (m_\alpha m_\beta^2 n_\beta + m_\beta^2 n_\alpha n_\beta + m_\alpha^2 n_\alpha (m_\beta + n_\beta))} M_{pl,1,Rd} \quad (78)$$

En el caso particular de perfil simétrico (donde  $m_\alpha = m_\beta = m$  y  $n_\alpha = n_\beta = n$ , la Ecuación (78) se simplifica a la expresión definida por JP. Jaspart [3] como método alternativo, según Ecuación (79):

$$F_{t,1,Rd} = \frac{(8n - 2e)M_{pl,1,Rd}}{2mn - e(m + n)} \quad (79)$$

La Ecuación (78), es compleja de evaluar si se tiene el objetivo de introducir en normas. Por tanto se pueden realizar algunas consideraciones con objeto de simplificarla y cometer un error que puede estimarse como asumible.

- 1) La relación entre los parámetros  $n$  y  $m$  puede estimarse como 1.25. Por tanto se puede simplificar  $n_\alpha = 1.25m_\alpha$  y  $n_\beta = 1.25m_\beta$
- 2) Según parámetros usuales de diseño, la relación entre las distancias  $m_\alpha$  y  $m_\beta$  suele adoptar valores comprendidos entre 0,5 y 1 (caso simétrico).

Teniendo en cuenta estas consideraciones, el cálculo de la fuerza máxima en el modo 1 puede expresarse como la Ecuación (95).

$$F_{t,1,Rd} = \frac{e_w - j_1 m_\alpha}{m_\alpha (j_2 e_w - j_3 m_\alpha)} M_{pl,1,Rd} \quad (80)$$

donde



$$\begin{aligned} j_1 &= 2\varepsilon - 7 \\ j_2 &= 1.875 - 0.75\varepsilon \\ j_3 &= 1.5\varepsilon - 2.75 \end{aligned} \quad (81)$$

Las variables  $j_1, j_2$  y  $j_3$  se definen como una aproximación, obtenidos a través de regresión lineal de los valores de excentricidad definidos entre los límites 0.5 y 1.

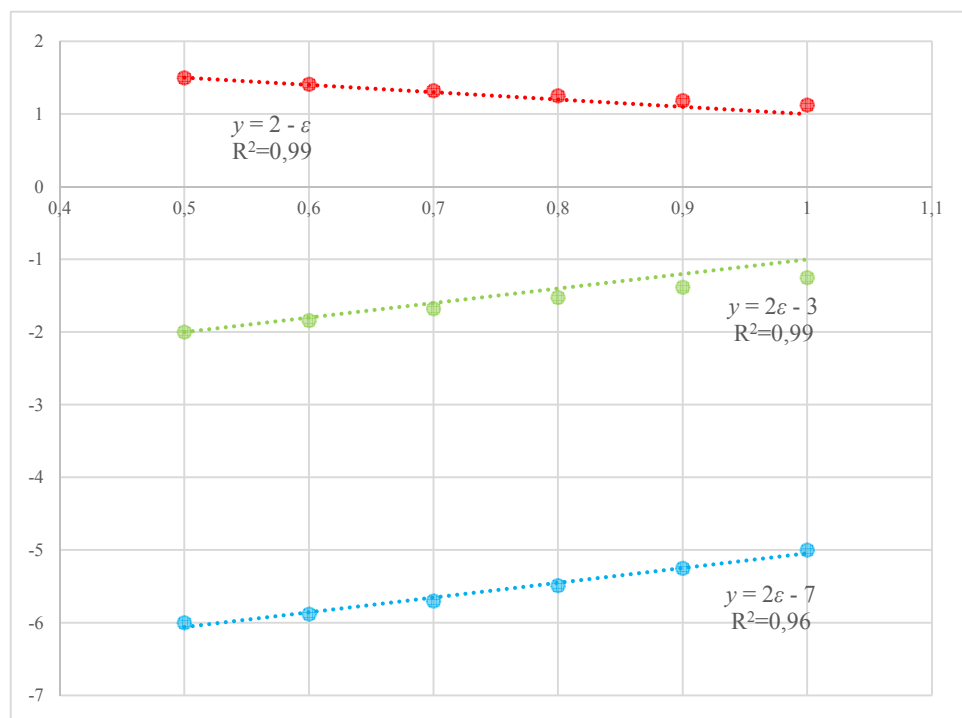


Figura 45 Estudio de regresión de parámetros propuestos  $j_1, j_2$  y  $j_3$

### 3.3.2.2-Análisis de resistencia según el modo 2 o modo semirrígido

El modo 2 de fallo, al igual que en las componentes simétricas, se caracteriza por la plastificación simultánea de los pernos y la formación de rótulas plásticas en la zona de unión entre el alma y el ala del perfil, como se observa en la Figura 45.

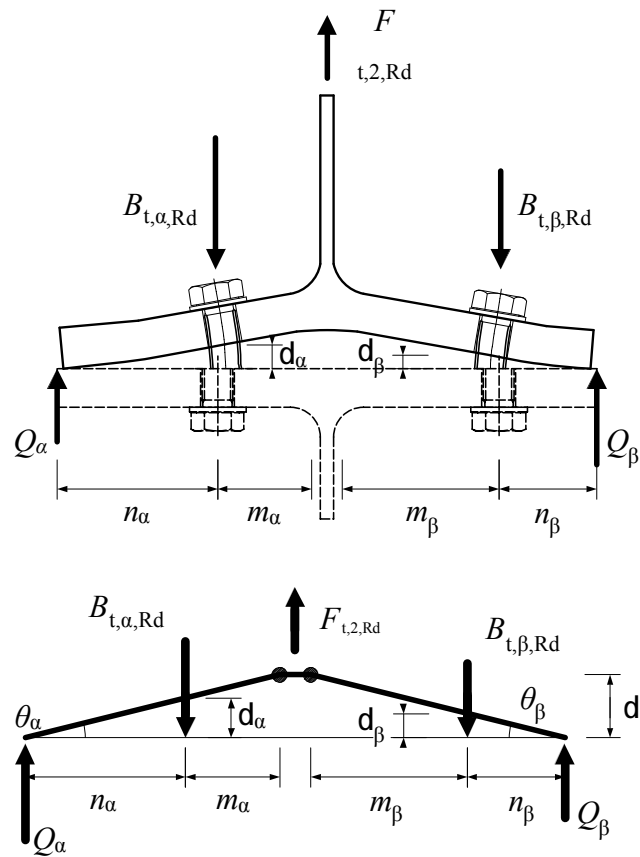


Figura 46 Deformaciones y rótulas plásticas en modo de fallo 2

Aplicando nuevamente el principio del trabajo virtual, en este caso, y considerando un comportamiento rígido-plástico, el balance de energía puede expresarse como la Ecuación (80).

$$M_{pl,2,Rd} \theta_{\alpha} + M_{pl,2,Rd} \theta_{\beta} = F_{t,2,Rd} \delta_F - B_{t,\alpha} \delta_{\alpha} - B_{t,\beta} \delta_{\beta} \quad (82)$$

De forma análoga a como se realizaba en el caso del modo de fallo 1, los ángulos de rotación de las alas en el estado de deformación puede expresarse según las Ecuaciones (81) y (82).

$$\theta_\alpha \simeq \tan \theta_\alpha = \frac{\delta_\alpha}{n_\alpha} = \frac{\delta_F}{m_\alpha + n_\alpha} \rightarrow \begin{cases} \theta_\alpha = \frac{\delta_F}{m_\alpha + n_\alpha} \\ \delta_{B,\alpha} = \delta_F \frac{n_\alpha}{m_\alpha + n_\alpha} \end{cases} \quad (83)$$

$$\theta_\beta \simeq \tan \theta_\beta = \frac{\delta_\beta}{n_\beta} = \frac{\delta_F}{m_\beta + n_\beta} \rightarrow \begin{cases} \theta_\beta = \frac{\delta_F}{m_\beta + n_\beta} \\ \delta_{B,\beta} = \delta_F \frac{n_\beta}{m_\beta + n_\beta} \end{cases} \quad (84)$$

Sustituyendo estas ecuaciones en la *Ecuación (80)*, la relación entre fuerzas externas y esfuerzos internos puede definirse como la *Ecuación (83)*.

$$M_{pl,2,Rd} \delta_F \left( \frac{1}{m_\alpha + n_\alpha} + \frac{1}{m_\beta + n_\beta} \right) = F_{t,2,Rd} \delta_F - B_{t,\alpha} \delta_F \frac{n_\alpha}{m_\alpha + n_\alpha} - B_{t,\beta} \delta_F \frac{n_\beta}{m_\beta + n_\beta} \quad (85)$$

Ordenando términos se puede despejar el valor de la fuerza máxima resistente en el modo 2 de fallo como la *Ecuación (84)*.

$$F_{t,2,Rd} = M_{pl,2,Rd} \left( \frac{1}{m_\beta + n_\beta} + \frac{1}{m_\beta + n_\beta} \right) + B_{t,\alpha} \frac{n_\alpha}{m_\alpha + n_\alpha} + B_{t,\beta} \frac{n_\beta}{m_\beta + n_\beta} \quad (86)$$

Asumiendo nuevamente distribución de los esfuerzos en los pernos según la posición respecto al alma, la *Ecuación (84)* puede evaluarse mediante la *Ecuación (85)*.

$$F_{t,2,Rd} = M_{pl,2,Rd} \left( \frac{1}{m_\alpha + n_\alpha} + \frac{1}{m_\beta + n_\beta} \right) + B_{t,Rd} \left( \frac{n_\alpha}{m_\alpha + n_\alpha} + \frac{m_\beta}{m_\alpha} \frac{n_\beta}{m_\beta + n_\beta} \right) \quad (87)$$

En el caso particular de simetría, es decir que  $m_\alpha = m_\beta = m$  y  $n_\alpha = n_\beta = n$ , la fuerza máxima resistente coincide con la expresión definida en norma para el modo 2 de fallo.

$$F_{t,2,Rd} \delta_F = M_{pl,2,Rd} \delta_F \left( \frac{2}{m+n} \right) + B_{t,Rd} \left( \frac{2n}{m+n} \right) = \frac{2M_{pl,2,Rd} + 2nB_{t,Rd}}{m+n} \quad (88)$$

El acero del ala del perfil tiene la suficiente ductilidad para no producirse la rotura en el estado plástico. Este hecho, sumado a las fuerzas de palanca desarrolladas en los extremos que producen una sobrecarga en los pernos, inducen a que el colapso se produzca por deformación excesiva de los pernos. Así pues el valor de la fuerza máxima de tracción resistente para el modo de fallo 2 se puede determinar a través de la *Ecuación (87)*.

$$F_{t,2,Rd} = M_{pl,2,Rd} \left( \frac{1}{m_\alpha + n_\alpha} + \frac{1}{m_\beta + n_\beta} \right) + B_{t,Rd} \left( \frac{n_\alpha}{m_\alpha + n_\alpha} + \frac{m_\beta}{m_\alpha} \frac{n_\beta}{m_\beta + n_\beta} \right) \quad (89)$$

En el caso en que las distancias en los extremos adopten el valor de 1,25 veces la distancia interna  $n_\alpha = 1.25m_\alpha$  y  $n_\beta = 1.25m_\beta$ , la *Ecuación (87)* puede simplificarse obteniendo la *Ecuación (88)*.

$$F_{t,2,Rd} = \frac{\varepsilon + 1}{2\varepsilon} \left( 0.9 \frac{M_{pl,2,Rd}}{m_\beta} + 1.1 B_{t,Rd} \right) \quad (90)$$

### 3.3.2.3-Análisis de resistencia según el modo 3 o modo rígido

En el modo de colapso rígido y considerando un reparto lineal en estado elástico los pernos que se encuentran más cerca del alma se sobrecargan con respecto a los más alejados.

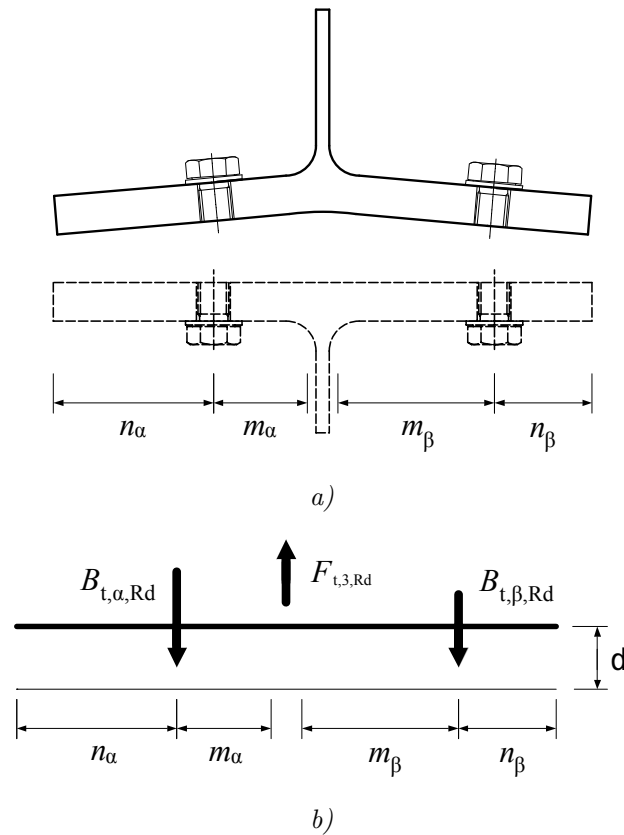


Figura 47 Distribución de fuerzas en modelo de fallo 3

Definiendo una distribución de esfuerzos, el equilibrio en el sistema puede expresarse entonces según las *Ecuaciones (89) y (90)*.

$$\sum_j \vec{F}_j = \vec{0} \rightarrow F_t = B_{t,\alpha} + B_{t,\beta} \quad (91)$$

$$\sum_j \vec{M}_j = \vec{0} \rightarrow B_{t,\alpha} m_\alpha - B_{t,\beta} m_\beta = 0 \quad (92)$$

Operando en ambas expresiones, la relación entre las fuerzas en los pernos puede expresarse por tanto como la inversa de la relación entre las distancias al alma, según la *Ecuación (91)*.

$$\frac{B_{\alpha}}{B_{\beta}} = \frac{m_{\beta}}{m_{\alpha}} \quad (93)$$

El colapso se produce cuando la carga en el perno adopta un valor igual a  $B_{t,Rd}$ , siendo la tracción en el otro perno reducida por un factor  $m_{\alpha}/m_{\beta}$ . El ala del perfil es suficientemente rígida y permanece en un régimen de tensiones en el rango elástico por tanto. Sustituyendo la *Ecuación(91)* en la *Ecuación (89)*, la fuerza máxima de tracción en el alma en el modo de fallo 3 puede expresarse como la *Ecuación (92)*.

$$F_{t,3,Rd} = \frac{m_{\alpha} + m_{\beta}}{m_{\beta}} B_{t,Rd} \quad (94)$$

Expresión que puede finalmente definirse introduciendo el factor de excentricidad  $\varepsilon$  según la *Ecuación (93)*.

$$F_{t,3,Rd} = \frac{m_{\alpha} + m_{\beta}}{m_{\beta}} B_{t,Rd} = (\varepsilon + 1) B_{t,Rd} \quad (95)$$

### 3.3.2.4-Límites entre modos de fallo

El parámetro  $\beta_{Rd}$  se define como la relación entre la resistencia a flexión de las alas de la componente T-equivalente y la resistencia a tracción de los pernos. Bajo la consideración de comportamiento plástico, entonces este parámetro puede estimarse como la relación entre el valor de la resistencia en el modo de fallo 1 y el del modo de fallo 3. Por tanto puede expresarse por la *Ecuación (96)*:

$$\beta_{Rd} = \frac{F_{t,1,Rd}}{F_{t,3,Rd}} = \frac{2 \frac{m_\alpha + m_\beta}{m_\alpha m_\beta} M_{pl,Rd}}{\frac{m_\alpha + m_\beta}{m_\beta} B_{t,Rd}} = \frac{2 M_{pl,Rd}}{m_\alpha B_{t,Rd}} \quad (96)$$

Para determinar el valor límite entre los modos 1 y 2, se procede igualando los valores de las resistencias determinados para dichos modos, según la *Ecuación (97)*.

$$F_{t,1,Rd} = F_{t,2,Rd} \quad (97)$$

Reemplazando los valores calculados previamente en los modos 1 y 2 (*Ecuaciones (66) y (90)*) en la *Ecuación (97)* se obtiene la *Ecuación (98)*

$$2 \frac{m_\alpha + m_\beta}{m_\alpha m_\beta} M_{pl,Rd} = M_{pl,Rd} \left( \frac{1}{m_\alpha + n_\alpha} + \frac{1}{m_\beta + n_\beta} \right) + B_{t,Rd} \left( \frac{n_\alpha}{m_\alpha + n_\alpha} + \frac{m_\beta}{m_\alpha} \frac{n_\beta}{m_\beta + n_\beta} \right) \quad (98)$$

Esta expresión puede escribirse de la forma de la *Ecuación (99)* que calculando la relación entre el momento plástico resistente de la sección  $M_{pl}$  y la resistencia del perno  $B_{t,rd}$  queda definitivamente según la *Ecuación (100)*.

$$2 M_{pl,Rd} \left( \frac{m_\alpha + m_\beta}{m_\alpha m_\beta} - \frac{1}{2(m_\alpha + n_\alpha)} - \frac{1}{2(m_\beta + n_\beta)} \right) = B_{t,Rd} \left( \frac{n_\alpha}{m_\alpha + n_\alpha} + \frac{m_\beta}{m_\alpha} \frac{n_\beta}{m_\beta + n_\beta} \right) \quad (99)$$

$$\beta_{Rd} = \frac{2 M_{pl,Rd}}{m_\alpha B_{t,Rd}} = \frac{\left( \frac{n_\alpha}{m_\alpha + n_\alpha} + \frac{m_\beta}{m_\alpha} \frac{n_\beta}{m_\beta + n_\beta} \right)}{m_\alpha \left( \frac{m_\alpha + m_\beta}{m_\alpha m_\beta} - \frac{1}{2(m_\alpha + n_\alpha)} - \frac{1}{2(m_\beta + n_\beta)} \right)} \quad (100)$$

Introduciendo en la *Ecuación (100)* las relaciones geométricas  $\varepsilon = m_\alpha/m_\beta$ ,  $\lambda_\alpha = n_\alpha/m_\alpha$  y  $\lambda_\beta = n_\beta/m_\beta$ , el límite entre los modos 1 y 2 de falla del parámetro  $\beta_{Rd}$  puede expresarse como la *Ecuación (101)*

$$\beta_{Rd} = \frac{\frac{\lambda_\alpha}{1+\lambda_\alpha} + \frac{1}{\varepsilon} \frac{\lambda_\beta}{1+\lambda_\beta}}{(\varepsilon+1) - \frac{1}{2(1+\lambda_\alpha)} - \varepsilon \frac{1}{2(1+\lambda_\beta)}} \quad (101)$$

En el caso particular de que  $n_\alpha = 1.25m_\alpha$  y  $n_\beta = 1.25m_\beta$ , la *Ecuación (101)* puede simplificarse como la *Ecuación (102)*:

$$\beta_{Rd, \text{Modo1-2}} = \frac{55}{81} \varepsilon \approx 0.7 \varepsilon \quad (102)$$

Procediendo de igual forma, el parámetro puede calcularse para la transición entre los modos 2 y 3 de colapso. Se procede a igual la resistencia entre los modos 2 y 3, *Ecuación (103)*, lo que sustituyendo por los valores previamente analizados queda como la *Ecuación (104)*.

$$F_{t,1,Rd} = F_{t,2,Rd} \quad (103)$$

$$M_{pl,Rd} \left( \frac{1}{m_\alpha + n_\alpha} + \frac{1}{m_\beta + n_\beta} \right) = B_{t,Rd} \left( \frac{m_\alpha + m_\beta}{m_\alpha} - \frac{n_\alpha}{m_\alpha + n_\alpha} - \frac{m_\beta}{m_\alpha} \frac{n_\beta}{m_\beta + n_\beta} \right) \quad (104)$$

Sustituyendo los valores de las relaciones geométricas nuevamente  $\varepsilon = m_\alpha/m_\beta$ ,  $\lambda_\alpha = n_\alpha/m_\alpha$  y  $\lambda_\beta = n_\beta/m_\beta$  y organizando los términos, la *Ecuación (104)* puede evaluarse como la *Ecuación (105)*.



$$\beta_{Rd} = \frac{2 \left( (1 + \varepsilon) - \frac{\lambda_\alpha}{1 + \lambda_\alpha} - \frac{1}{\varepsilon} \frac{\lambda_\beta}{1 + \lambda_\beta} \right)}{\frac{1}{1 + \lambda_\alpha} + \frac{1}{\varepsilon} \frac{1}{1 + \lambda_\beta}} \quad (105)$$

Esta expresión también puede simplificarse para el caso particular en que  $\lambda_\alpha = \lambda_\beta = 1.25$ , quedando como la *Ecuación (106)*.

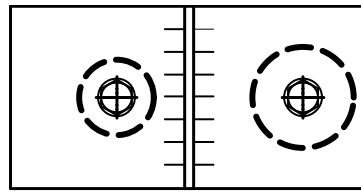
$$\beta_{Rd, \text{Modo2-3}} = 4.5\varepsilon - 2.5 \quad (106)$$

Para el caso particular de  $\lambda_\alpha = \lambda_\beta = \lambda$  y  $\varepsilon = 1$ , los valores del parámetro  $\beta_{Rd}$  se simplifican como  $\beta_{Rd} = \frac{2\lambda}{2\lambda + 1}$  para el límite entre el modo 1 y 2 y de  $\beta_{Rd} = 2$  para el límite entre los modos 2 y 3, lo cual se corresponde con los valores para el caso simétrico.

### 3.3.2.5- Patrones de plastificación

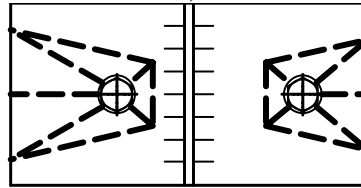
Los patrones de rotura definen el ancho efectivo para el análisis de la sección equivalente en el modelo de viga considerado. Se definen, de forma análoga a las componentes T-equivalente simétricas, tres posibles patrones de rotura en componentes con una única fila de pernos:

- Patrón circular, según la por plastificación en torno al perno. Este patrón es sólo considerado en el caso de plastificación por modo 1
- Patrón no circular, de forma similar a como establecido por P. Zoetemeijer [7]
- Patrón tipo viga, por plastificación en la línea de los pernos y de la unión alma-ala



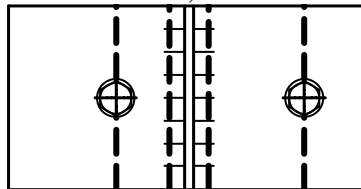
$$b_{\text{eff},1} = \pi m_{\beta} (\varepsilon + 1)$$

a)



$$b_{\text{eff},2} = 2(\varepsilon + 1)m_{\beta} + 0.625(e_{\alpha} + e_{\beta})$$

b)



$$b_{\text{eff},3} = b$$

c)

Figura 48 Patrones de rotura desarrollados en componentes T-equivalente asimétricas con una línea de pernos

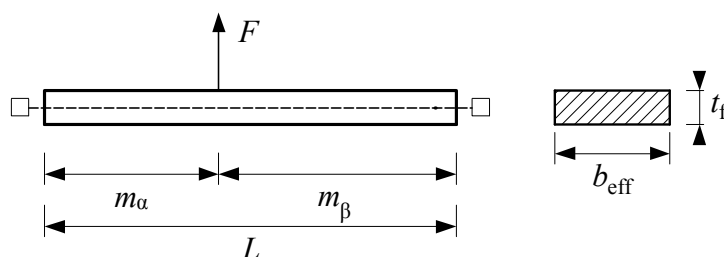
Por tanto según un criterio energético, el ancho efectivo a considerar para evaluar la resistencia máxima de la componente estará gobernado por el patrón de menor longitud, que puede expresarse por la Ecuación (107).

$$b_{\text{eff}} = \min(b_{\text{eff},i}) \quad (107)$$

### 3.3.3- Análisis de rigidez

#### 3.3.3.1-Análisis de rigidez mediante viga equivalente

El análisis de la deformación inicial ha sido abordado de una manera similar al que desarrollaron Faella et al. [11] para el caso de componentes simétricas. Se propone un modelo de viga equivalente Navier/Bernoulli, de sección rectangular equivalente y de iguales características geométricas definidas por Eurocódigo [1], sometido a una carga puntual intermedia y en los extremos con diferentes condiciones de apoyo, según la *Figura 49*. Estas condiciones de borde dependerán de la relación de rigideces del ala del perfil y el perno, es decir, en cierto modo dependerán del modo de fallo de la componente.



*Figura 49 Esquema de modelos de vigas considerados para análisis de rigidez inicial*

Este modelo permite obtener unas expresiones básicas, aunque requiere realizar a posteriori un ensamblaje junto con la rigidez de los pernos, ya que desconsidera la compatibilidad de deformaciones con estos así como las fuerzas de palanca.

Según los límites extremos, correspondientes a apoyos articulados y empotrados, la rigidez elástica puede determinarse como la relación entre la fuerza aplicada y el desplazamiento en el punto de aplicación de la carga. Considerando el factor de excentricidad  $\varepsilon$ , la rigidez puede por tanto expresarse como un valor intermedio mediante la *Ecuación (108)*, comprendido entre los dos límites definidos por las *Ecuaciones (109) y (110)*.

$$k_{\text{sem}} = \frac{1}{4} \frac{(\varepsilon^2 + 3\varepsilon + 1) b_{\text{eff}} t_f^3 E}{2\varepsilon^2 m_{\beta}^3} \quad (108)$$

$$k_{\text{flex}} = \frac{1}{4} \frac{\varepsilon + 1}{4\varepsilon^2} \frac{b_{\text{eff}} t_f^3 E}{m_{\beta}^3} \quad (109)$$

$$k_{\text{rig}} = \frac{1}{4} \frac{(\varepsilon + 1)^3}{4\varepsilon^2} \frac{b_{\text{eff}} t_f^3 E}{m_{\beta}^3} \quad (110)$$

Por tanto el valor de la rigidez puede expresarse finalmente como la *Ecuación (111)*, siendo  $C$  un parámetro que depende de la relación de rigidez entre el los pernos y las alas.

$$k = C \frac{\varepsilon + 1}{4\varepsilon^2} \frac{b_{\text{eff}} t_f^3 E}{m_{\beta}^3} \quad (111)$$

Para el análisis de la rigidez de los pernos, se considera el valor adoptado por los Eurocódigos según la *Ecuación (112)* para un comportamiento flexible o semirrígido. Sin embargo en el caso del modo de fallo rígido no se desarrollan fuerzas de palanca, por lo que la rigidez puede evaluarse mediante la *Ecuación (113)*

$$k = 1,6 \frac{EA_s}{L_b} \quad (112)$$

$$k = 2 \frac{EA_s}{L_b} \quad (113)$$

### **3.3.3.2-Análisis de la rigidez mediante el modelo matricial de barras**

El modelo de barras matricial utilizado para el cálculo de esfuerzos y realización de las comprobaciones de resistencia, expuesto en el apartado anterior, también puede ser empleado para obtener los desplazamientos en régimen lineal. La rigidez es por tanto calculada como la relación entre la fuerza aplicada y el desplazamiento experimentado por el punto de aplicación de dicha carga.

## **3.4- Simulación mediante elementos finitos de componentes T-equivalente asimétricas**

### **3.4.1- Descripción del modelo de elementos finitos**

El análisis ha sido abordado con el software comercial Abaqus® [35] y [36]. Se ha considerado el efecto de la no linealidad geométrica y del material, así como la interacción entre los elementos, realizando el análisis hasta la rotura. Para la calibración del modelo se han empleado los resultados experimentales descritos en la primera parte de este artículo.

La geometría modelada consiste en las dos componentes T, simétrica y asimétrica, empernadas a través de las alas mediante una única fila de pernos. Se ha considerado parte del alma, la correspondiente a la ubicación de los LVDT del ensayo, con objeto de considerar directamente la rigidez aportada al sistema.

En ambos casos se considera la simetría respecto al plano de contacto entre las alas de los perfiles T en contacto. Para poder proceder de esta forma es preciso realizar una modificación de las propiedades del perno puesto que en la realidad éste no es exactamente simétrico, dado que la tuerca tiene un espesor diferente a la cabeza del perno. Para ello, y acorde a la formulación definida por Bursi & Jaspart [29] se considera una longitud equivalente que estima la flexibilidad adicional correspondiente a dicha asimetría, y que viene reflejada por la *Ecuación (114)*:

$$L_b = t_f + \frac{t_h + t_n}{4} + t_{ws} \quad (114)$$

donde  $L_b$  es la longitud equivalente del perno,  $t_f$  es el espesor del ala del perfil,  $t_h$  es la longitud de la cabeza del perno,  $t_n$  es la altura de la tuerca y  $t_{ws}$  es el espesor de las arandelas.

El valor obtenido de la longitud equivalente para las características de los elementos (perno DIN933, arandelas DIN125-A y tuerca DIN934) es de 34,125 mm. La parte saliente es modelada como un cilindro de ancho igual al diámetro exterior de la arandela y altura igual a la suma del ancho de la arandela y de la altura media entre la cabeza del perno y la tuerca.

En la calibración fueron analizados dos especímenes: uno simétrico y otro de mismas características excepto por la asimetría. Se estudiaron las geometrías correspondientes a los ensayos 04a y 04b, presentados en la primera parte de este artículo, con los perfiles conectados mediante una única fila de pernos. De esta forma en el espécimen simétrico se pueden identificar dos condiciones de simetría: una primera respecto al plano medio del alma y la segunda respecto a la cara inferior del ala, por lo que solamente es necesario modelar un cuarto de la geometría. El espécimen del caso asimétrico sólo tiene un plano de simetría y es necesario modelar la mitad de la geometría. Para implementar en el modelo estas condiciones, en la primera se considera la cara modelada contenida en el plano  $S_1$  (*Figura 50c*) con el desplazamiento perpendicular a dicho plano restringido. La segunda condición se implementa mediante la incorporación de la superficie rígida, sobre la que hay definida una condición de contacto de la cara inferior del ala del perfil, y restringiéndose el desplazamiento vertical del perno en la zona contenida en el plano de simetría  $S_2$  (*Figura 50f*)

Para considerar la condición de simetría es preciso definir una superficie rígida sobre la que apoye el ala del perfil (posicionado en el plano XZ). Adicionalmente

es necesario establecer las condiciones de contorno correspondientes en el perno, que se corresponde con restricción del desplazamiento vertical (dirección Y).

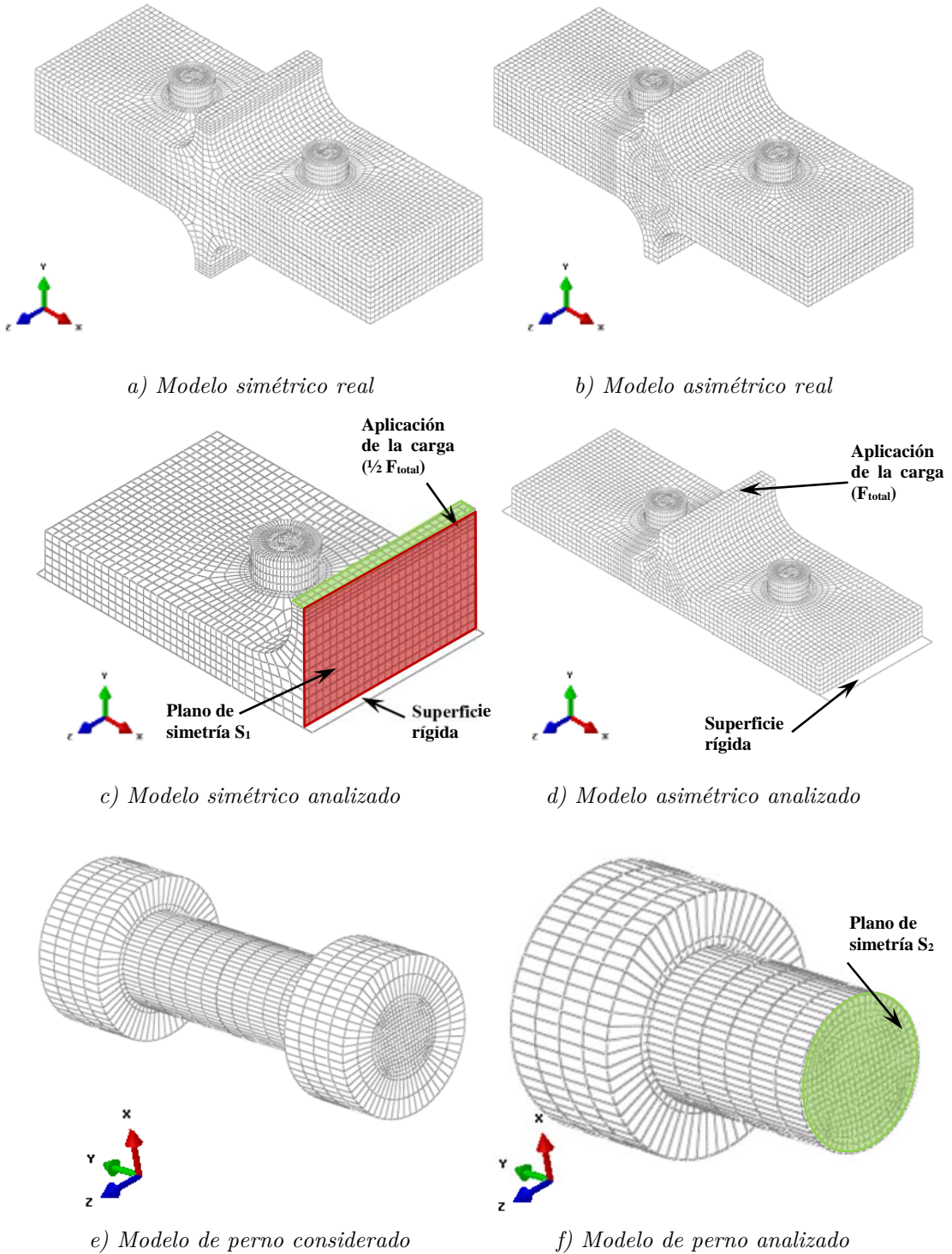


Figura 50 Modelos de componentes analizados en el proceso de calibración

Para el mallado del elemento finito se han utilizado elementos hexaédricos C3D8R de la librería de Abaqus, que se corresponden con sólidos tridimensionales de ocho nodos con integración reducida incompatibles y control de bloqueo por cortante. El modelo simétrico consta de 14161 nodos y 11356 elementos; el modelo asimétrico es mayor, al no disponer de la condición de asimetría respecto al alma como en el simétrico, siendo un total de 30447 nodos y 25068 elementos.

Referente a la preparación del modelo para el mallado automático, las partes fueron subdivididas convenientemente, con objeto de obtener una malla coherente y no distorsionada. Se utilizó un mallado con un tamaño de elemento aproximado de 4 mm, distorsión máxima de 0.2 y ángulo máximo de las caras del nodo de 160°. En las zonas de contacto (perímetro de los agujeros y cabeza del perno) se contemplaron tamaños más pequeños con objeto de poder caracterizar correctamente este fenómeno.

El efecto del pretensado de los pernos también fue considerado en los análisis. Éste se contempló en el modelo mediante un desplazamiento longitudinal impuesto en el vástago del perno, que origine tensiones iguales del 30% del límite de fluencia del material, valor con el que fueron apretados los pernos.

Se han programado tres pasos principales de análisis. En el primero, en el que se definen las superficies de contacto entre partes así como las condiciones de simetría a excepción de la correspondiente al perno. El segundo paso se corresponde con la simulación del pretensado, desarrollado a través del desplazamiento del perno la distancia correspondiente: al existir una condición de contacto entre la parte inferior de la cabeza y la parte superior del ala del perfil, se produce la tracción en el perno como se aprecia en *Figura 51b*. El cálculo de la distancia de desplazamiento se efectúa según la *Ecuación (115)*:

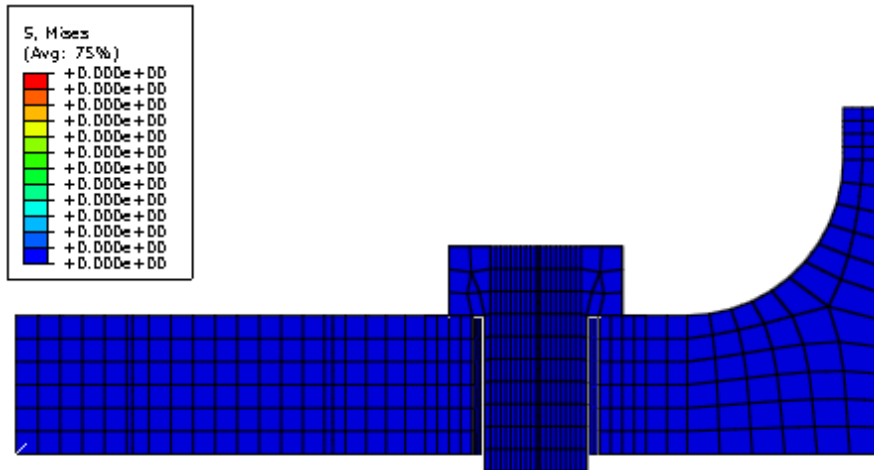
$$\delta = \frac{0.3f_y L_b}{E} \quad (115)$$



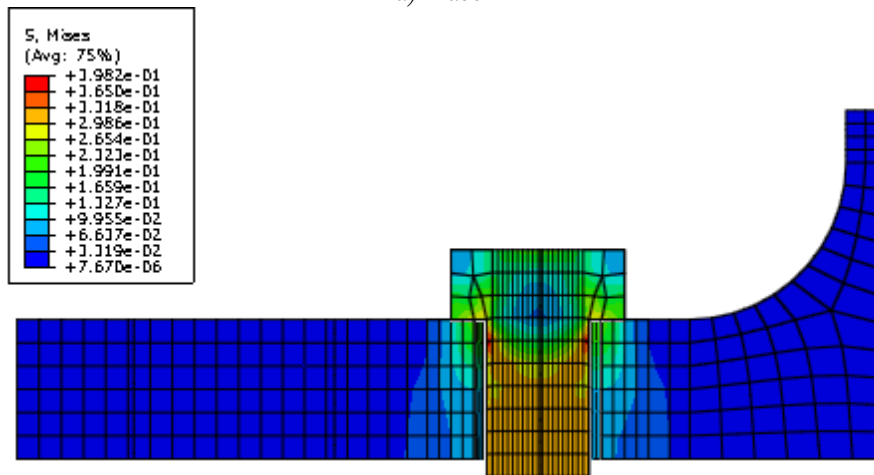
donde  $f_y$  es la tensión de fluencia del material del perno,  $L_b$  es la longitud equivalente del perno y  $E$  es el módulo de elasticidad del perno.

Sustituyendo estos datos por los equivalentes del ensayo, se obtiene que el desplazamiento prescrito en la parte inferior del medio perno modelado es igual a 0,0312 mm.

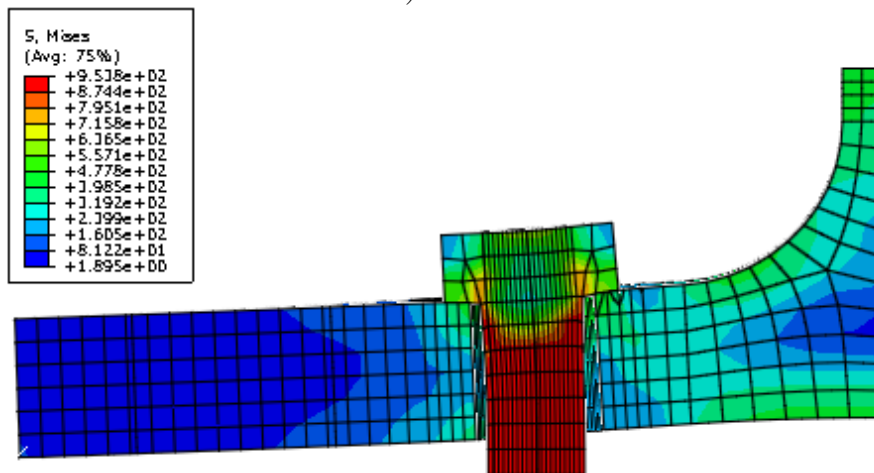
En el tercer paso se incorpora la condición de contorno correspondiente a la simetría del perno y la aplicación de la carga en la superficie correspondiente al alma del perfil.



a) Paso 1



b) Paso 2



c) Paso 3

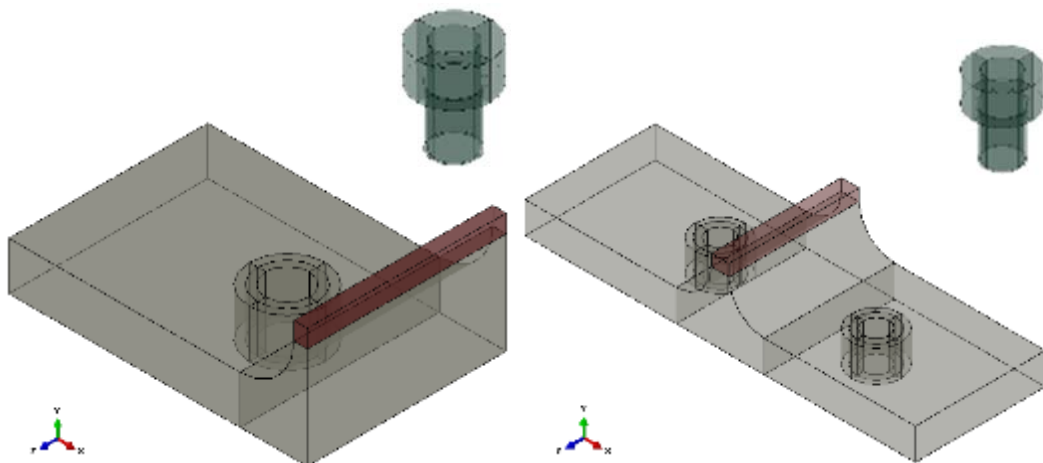
Figura 51 Pasos de análisis en modelo 04a. Vista según sección, deformación incrementada  $\times 10$

Al tratarse de un análisis no lineal, el análisis se desarrolla incrementando la carga y evaluando las condiciones para cada paso de carga. Se consideró un contacto tangencial isótropo con un coeficiente de rozamiento de 0.3, y un contacto normal sin cohesión con control mediante el método del penalti [4].

### 3.4.2- Calibración del modelo

El proceso de calibración del modelo de elementos finitos propuesto en este trabajo fue desarrollado mediante comparación con los ensayos obtenidos en el programa experimental desarrollado para tal fin. Para la determinación de los parámetros óptimos, tales como tamaño y tipo de elementos o la definición de las condiciones del cálculo de contacto, se emplearon los dos primeros ensayos realizados 04a y 04b.

Se realizó una subdivisión, tanto del perfil como del perno. En la *Figura 53* se observa para el perfil asimétrico y para el perno, aunque similar se desarrolló en el modelo simétrico. Esta subdivisión de partes se acentuó principalmente en la zona de contacto entre perno y perfil, con objeto de obligar al procesador de mallado que los nodos sean coincidentes y con el fin de facilitar la convergencia de la solución.



*Figura 52 Subdivisión de partes de perfil (modelo simétrico y asimétrico) y perno*

El primer estudio desarrollado en la calibración es la convergencia de malla, donde se trata de encontrar la malla que minimice el número de elementos consiguiendo

un suficiente grado de aproximación, con objeto de reducir en lo posible el tiempo de cómputo teniendo siempre y cuando los resultados obtenidos sean fiables. Se desarrollaron varios análisis con diferentes tamaños de malla y diferentes condiciones. Finalmente se optó por emplear un tamaño máximo del elemento de 4 mm, debiendo ser el mínimo número de elementos en el espesor del ala del perfil de 4 (Bursi & Jaspart [29]).

### 3.4.3- Simulación numérica de conexiones viga-columna

Adicionalmente a la simulación mediante elementos finitos de las componentes T-equivalente, se realizó un estudio de conexiones viga-viga, con objeto de determinar cualitativamente la idoneidad de emplear la componente asimétrica para caracterizar la zona a tracción de la conexión.

Para el calibrado del modelo se emplearon los mismos parámetros de elementos, mallado y condiciones de cálculo empleados para el análisis de las componentes, adoptando a la geometría y materiales utilizados por A. Girão [5] en su ensayo etiquetado como FS1a (ver *Figura 53* y *Tabla 5*).

| Elemento      | Propiedades de los materiales |          |                      |                      |
|---------------|-------------------------------|----------|----------------------|----------------------|
|               | <i>Designación</i>            | <i>E</i> | <i>f<sub>y</sub></i> | <i>f<sub>u</sub></i> |
| Columna       | S355                          | 210000   | 355,00               | 510,00               |
| Viga (alma)   | S235                          | 209496   | 299,00               | 446,25               |
| Viga (alas)   | S235                          | 209496   | 316,24               | 462,28               |
| Chapa frontal | S355                          | 209856   | 340,12               | 480,49               |
| Pernos        | 8,8                           | 223166   | 857,33               | 913,78               |

*Tabla 5 Características mecánicas calculadas, experimentales y según modelos de elementos finitos*

Este mismo ensayo fue adoptado por C. Díaz [32] para el estudio de conexiones de momento. El ensayo se corresponde a una unión viga-pilar mediante chapa frontal con pernos de 20 mm de diámetro y calidad 8.8 no pretensados, y sometida a una carga monotónicamente creciente en el extremo de la viga. La calidad del acero de la columna HEM340 y de la chapa frontal de 10 mm de espesor es de S355, y el de

la viga IPE300 es de S235. De la columna soporte no se disponen datos experimentales; del perno, la viga y la chapa de testa se desarrollaron ensayos con objeto de caracterizar sus propiedades para la implementación del modelo de elementos finitos.

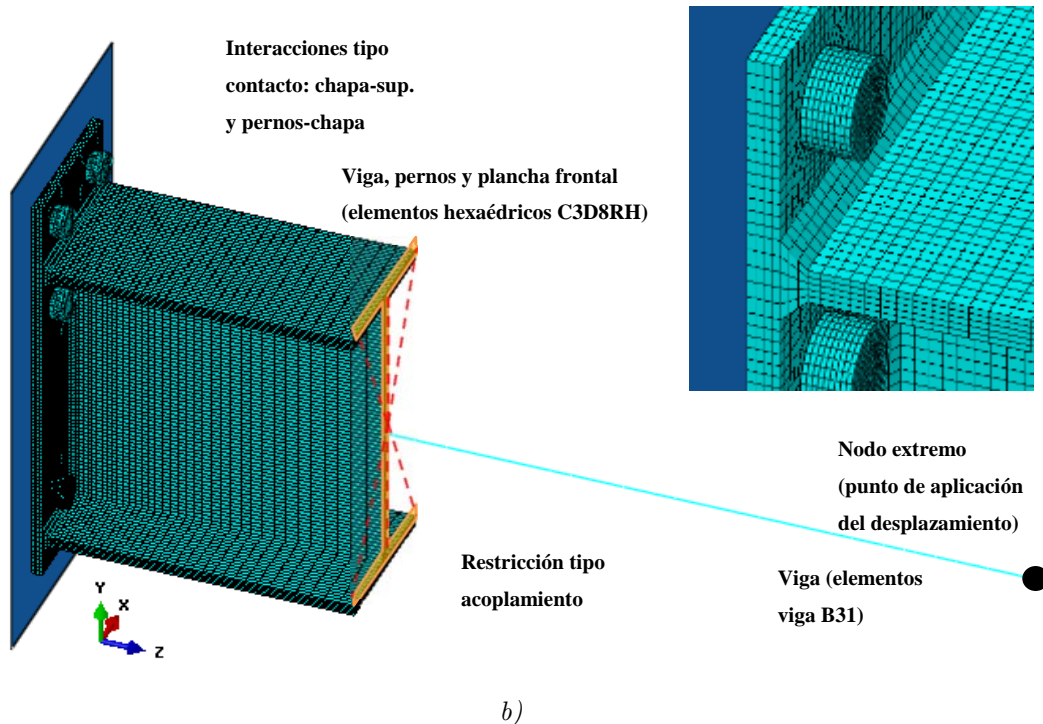
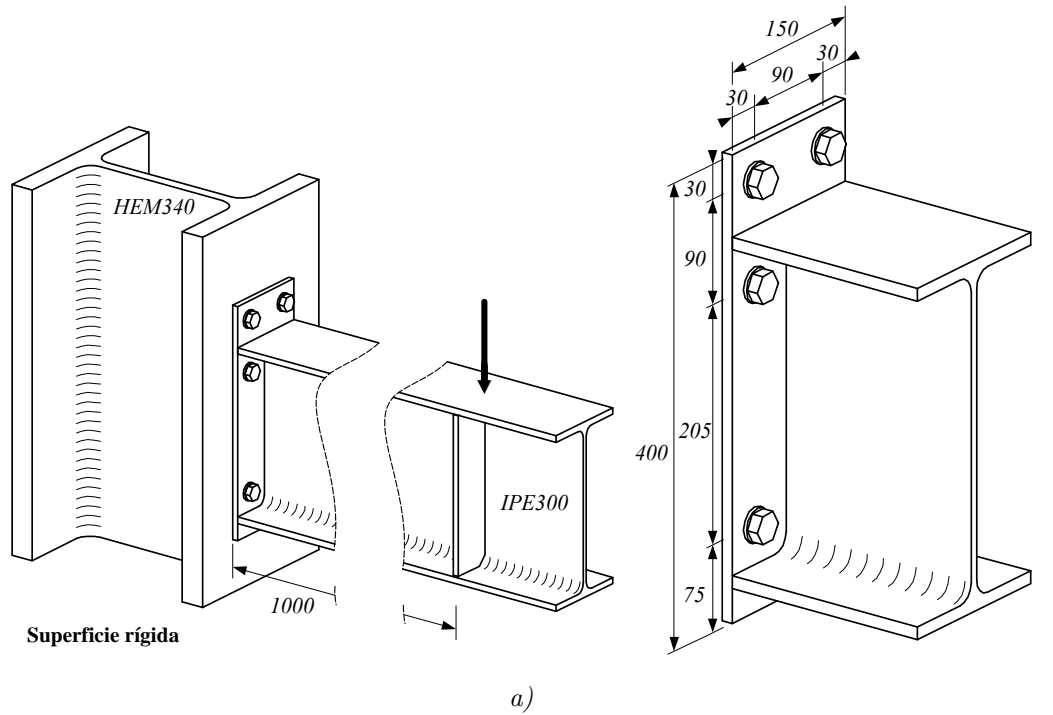


Figura 53 Geometría del ensayo experimental FS1a realizado por A. Girão a) y modelo de elementos finitos desarrollado b)

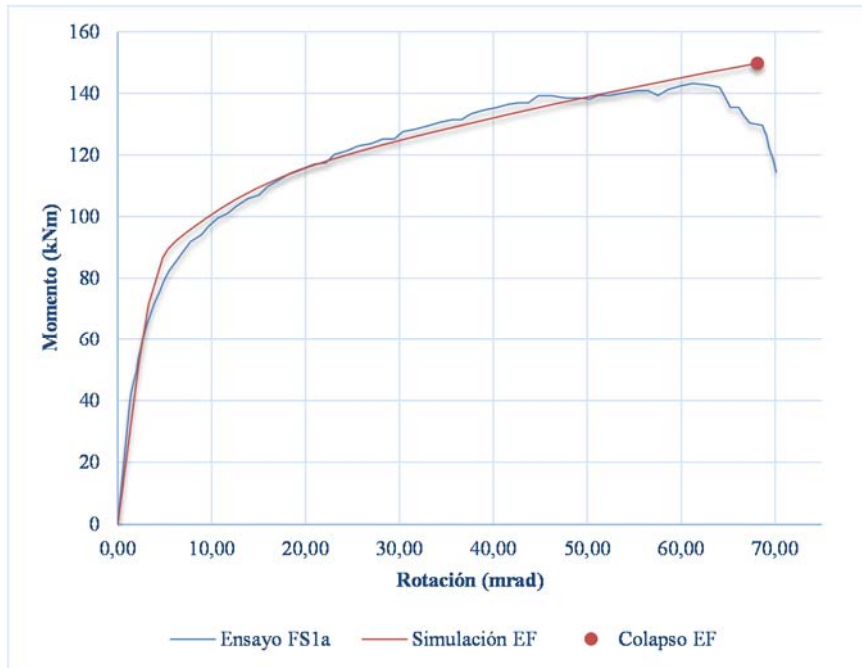
El modelo desarrollado consta del perfil de la viga de 71691 nodos y 58366 elementos, de los cuales 58296 son elementos hexaédricos tipo C3D8RH y 70 son

elementos lineales viga tipo B31. El pretensado de los pernos no se considera, al igual que en el ensayo experimental, por lo que se establecen dos únicos pasos de carga: el correspondiente a la definición de las superficies de contacto entre las diferentes partes y el segundo correspondiente a la aplicación de la propia carga. Ya que no hay información detallada sobre las características correspondientes a los materiales en la bibliografía [9], se emplearon modelos bilineales (para la columna y el perfil) y trilineales (para la chapa frontal y la viga). Como criterio de parada se ha considerado el mismo que para las simulaciones de las componentes: hasta alcanzar la deformación máxima del material de alguna de las partes de la conexión.

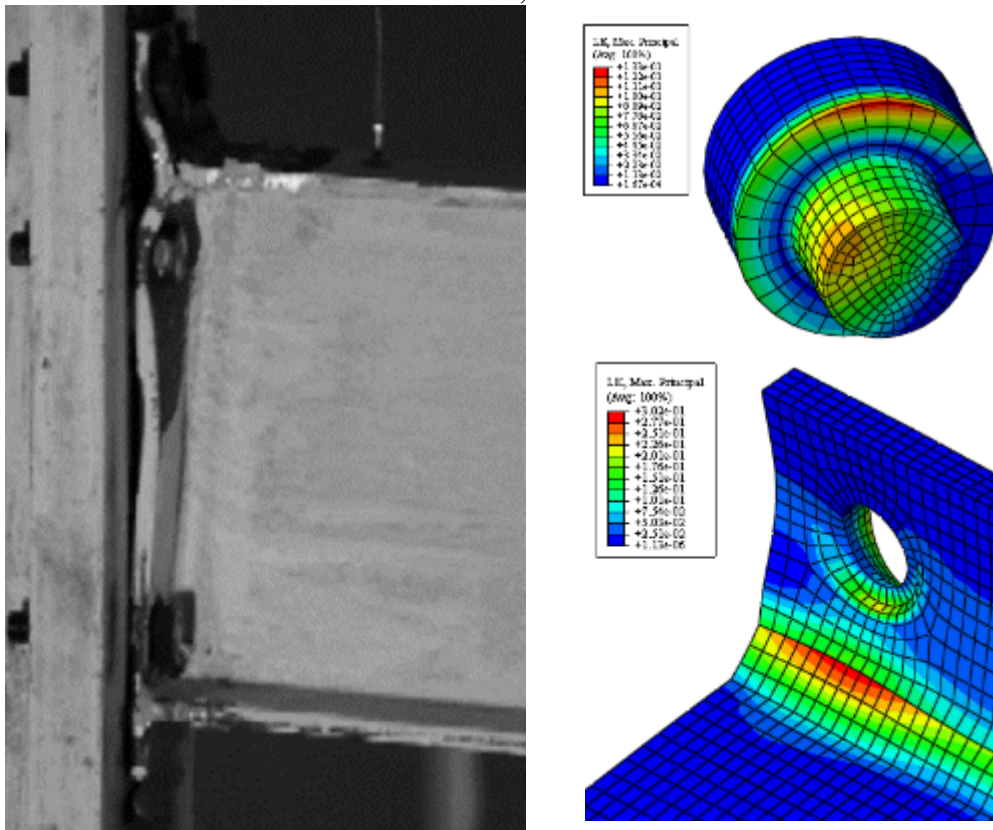
La curva momento-rotación del modelo de elementos finitos se determinó evaluando indirectamente el momento aplicado y el ángulo de giro de la conexión. El momento se evalúa como el producto de la fuerza ejercida en cada paso de carga por la distancia entre el punto de aplicación de dicha fuerza y la conexión. El ángulo de giro se calcula a través del desplazamiento vertical de la viga, descontada la deformación elástica de este tramo de viga (*Ecuación (116)*).

$$\theta = \arctan \frac{u_y}{L_v} - \theta_{\text{viga,el}} \quad (116)$$

donde  $\theta$  es el ángulo de giro en cada paso de carga,  $u_y$  es el desplazamiento vertical del punto de aplicación de la carga,  $L_v$  es la longitud de la viga y  $\theta_{\text{viga,el}}$  es la deformación elástica de la viga en cada paso de carga.



a)



b)

Figura 54 Curvas experimental y numérica de ensayo FS1a a) y resultados en el modelo de elementos finitos b)



Como puede observarse en las representaciones gráficas de los datos (*Figura 54a*), existe una buena correlación entre los resultados del modelo propuesto y los ensayos experimentales. La máxima diferencia se produce en la zona próxima a la rotura (colapso de la estructura y fin del ensayo), que puede ser atribuida a imperfecciones internas en la soldadura que reduzcan la ductilidad en esta fase última y no permitan la redistribución de las fuerzas internas.



## Capítulo 4. Resultados y discusión

---

### 4.1- Introducción

En este apartado se exponen los resultados obtenidos de la aplicación de las metodologías definidas en el capítulo anterior. Los resultados analíticos son comparados con los de los ensayos experimentales realizados y con los de las simulaciones mediante elementos finitos, a partir de los modelos definidos y de las consideraciones establecidas en el capítulo anterior.

### 4.2- Resultados

#### 4.2.1- Resultados experimentales y analíticos

Para la obtención de la curva Fuerza-desplazamiento correspondiente al comportamiento de la componente, se evaluaron la rigidez inicial y la resistencia. La rigidez elástica se evalúa según la relación entre la fuerza aplicada  $F$  y el desplazamiento del punto de aplicación  $u_3$ : para el sistema simétrico según *Ecuación (117)*, ya que al considerarse en el modelo la simetría sólo actúa la mitad de la carga; y para el sistema asimétrico según la *Ecuación (118)*.

$$K_{T\text{-stub,simétrico}} = \frac{F}{2u_3} \quad (117)$$

$$K_{T\text{-stub,asimétrico}} = \frac{F}{4u_3} \quad (118)$$

donde  $F$  es la fuerza aplicada,  $u_3$  es el desplazamiento del alma y  $K_{T\text{-stub,simétrico}}$  y  $K_{T\text{-stub,asimétrico}}$  son las rigideces de los modelos simétrico y asimétrico respectivamente.

El cálculo de la resistencia máxima se realiza a través del análisis de las tensiones a partir de los resultados de esfuerzos axil, cortante y flector obtenidos según el análisis matricial y considerando el criterio de plastificación de Von Misses. Para

la comprobación en la sección del ala se tiene en cuenta la reducción de la capacidad por la fuerza cortante actuante según *Ecuación (119)*, conforme a lo definido por C. Faella et al [07], pudiéndose evaluar la capacidad última según la *Ecuación (120)*.

$$M_f = M_{f,Rd} - \frac{3}{4} \frac{V_f^2}{b_{eff} f_y} \quad (119)$$

$$\frac{M_f}{M_{f,Rd}} + \left( \frac{V_f}{V_{f,Rd}} \right)^2 = 1 \quad (120)$$

donde  $M_f$  y  $V_f$  son el momento flector y el esfuerzo cortante respectivamente en la sección de estudio,  $M_{f,Rd}$  es el momento flector resistente de la sección del ala, y  $V_{f,Rd}$  es el cortante resistente de dicha sección y  $b_{eff}$  es el ancho eficaz definido según [1].

En el caso del perno, el análisis de tensiones se desarrolla considerando el efecto combinado de la tracción y la flexión según la *Ecuación (121)*.

$$\frac{N}{N_{t,Rd}} + \frac{M_f}{M_{f,Rd}} = 1 \quad (121)$$

donde  $N_t$  y  $M_f$  son el esfuerzo axial y el momento flector en la sección de estudio, y  $N_{t,Rd}$  y  $M_{f,Rd}$  son el axil y el momento resistente de la sección.

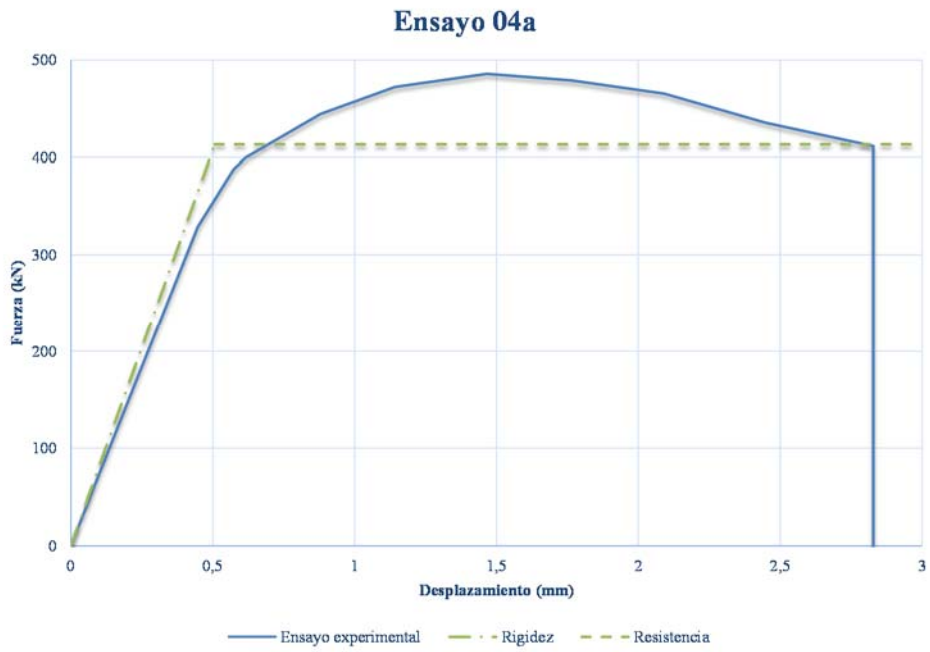
La calibración del modelo se realiza por medio de un programa experimental consistente en dos ensayos, uno con la configuración simétrica y otro con la asimétrica. Los ensayos son debidamente instrumentados para obtener la información requerida y comparar con los resultados numéricos.

Respecto a la rigidez inicial y la resistencia máxima fueron calculadas mediante tratamiento de los datos obtenidos. Los resultados se muestran en la *Tabla 6*.

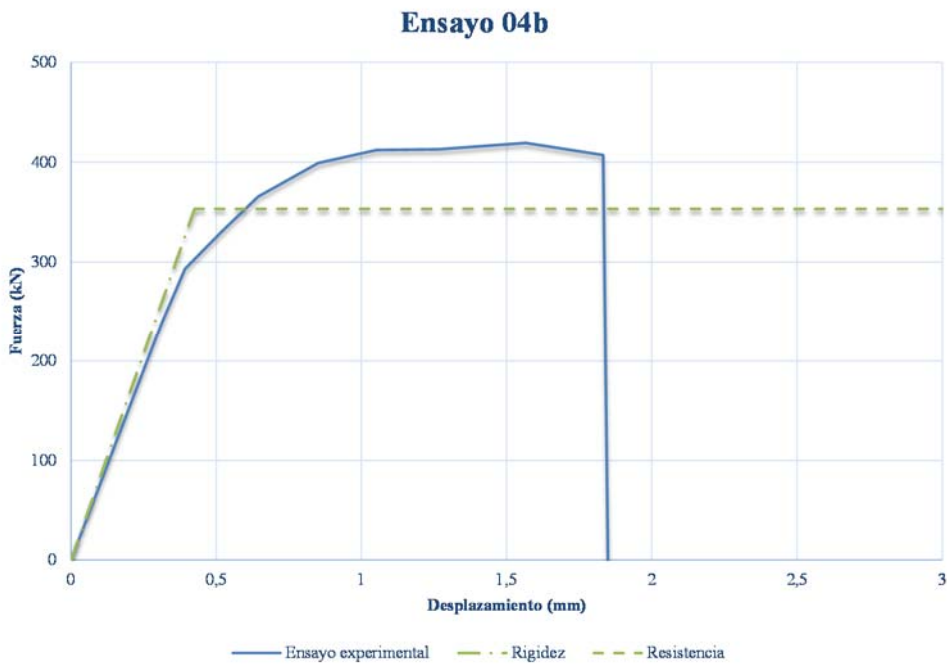
| Ensayo ID | Resultados experimentales / Resultados analíticos / Diferencia (%) |                      |                   | Resultados analíticos / Diferencia (%) |                     |                   |
|-----------|--|----------------------|-------------------|--|---------------------|-------------------|
|           | $k_{exp}$<br>(kN/mm)   | $k_{ana}$<br>(kN/mm) | Diferencia<br>(%) | $P_{u,exp}$<br>(kN)                    | $P_{u,ana}$<br>(kN) | Diferencia<br>(%) |
| 04a       | 735,01   | 814,72               | 9,78              | 485,76                                 | 413,39              | 17,51             |
| 04b       | 762,66   | 830,65               | 8,19              | 419,36                                 | 353,36              | 18,68             |

*Tabla 6 Características mecánicas calculadas, experimentales y según modelos analíticos*

La comparación de las curvas experimentales con los resultados numéricos obtenidos de los modelos de elementos finitos se muestra gráficamente en la *Figura 55* para ambos ensayos.



a)



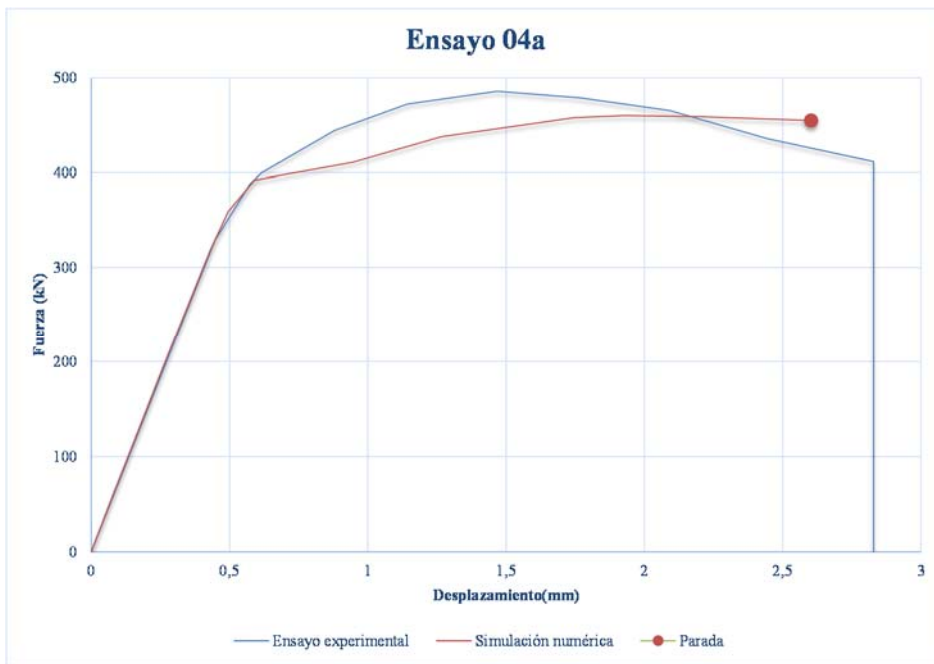
b)

Figura 55 Deformaciones en el paso correspondiente a la parada según criterio establecido de a) modelo simétrico y b) modelo asimétrico

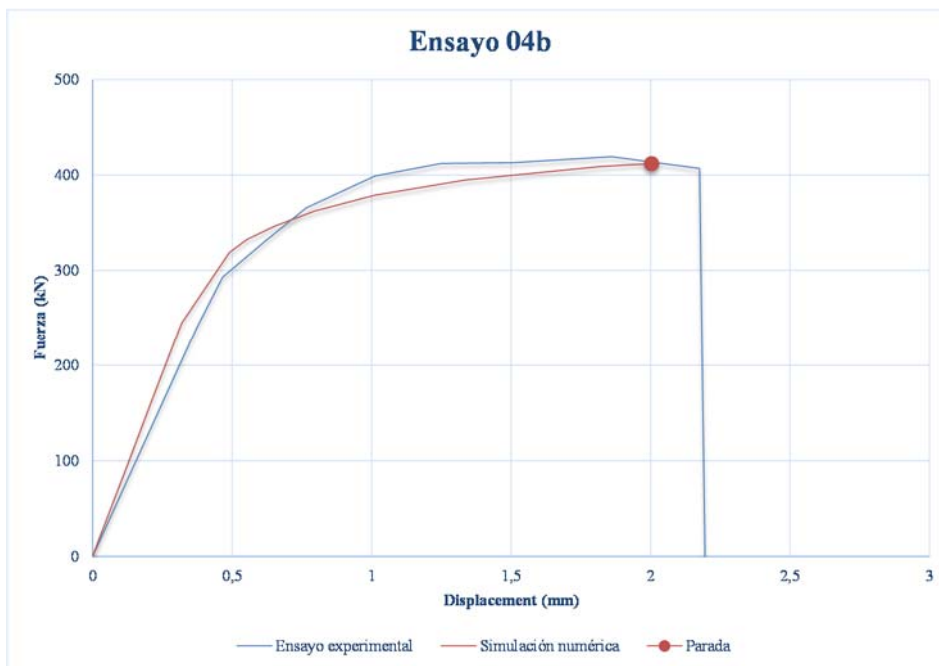
## **4.2.2- Resultados de las simulaciones por elementos finitos**

### **4.2.2.1-Obtención de resultados del modelo**

Para la obtención de la curva Fuerza-desplazamiento correspondiente al comportamiento de la componente, se seleccionaron los datos precisos procedentes del análisis. La carga total aplicada fue analizada a través de la reacción total sobre los elementos de la superficie frontal del alma del perfil (multiplicada por cuatro a analizar el modelo simétrico). El desplazamiento es obtenido igualmente de la misma posición, obteniéndose como el doble del valor medio de los desplazamientos de los elementos. Estos datos fueron obtenidos para cada paso de análisis, pudiéndose por tanto graficar dicha curva fuerza-desplazamiento total realizando una regresión lineal en el tramo elástico, forzando a la recta a pasar por el origen de coordenadas. Para los datos correspondientes a partir del límite elástico, los valores intermedios se obtienen mediante interpolación cuadrática mediante polinomios de Lagrange cada tres pares de puntos.



a)



b)

Figura 56 Comparación de las curvas numérica y experimental de la relación fuerza-desplazamiento de a) modelo 04a (simétrico) y b) modelo 04b (asimétrico)



Respecto a los parámetros de rigidez inicial, resistencia máxima y ductilidad fueron calculados mediante tratamiento de los datos obtenidos en cada una de las representaciones (*Tabla 7*).

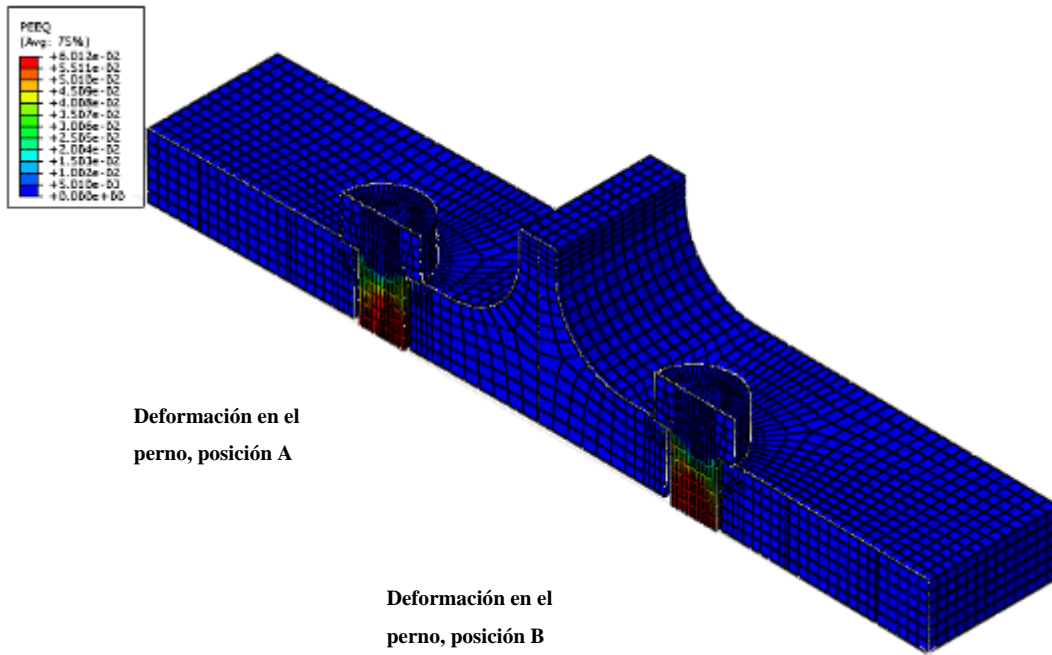
| Ensayo ID | Resultados experimentales / Resultados numéricos / Diferencia (%) |                      |                   |                     |                     |                   |                        |                        |
|-----------|---|----------------------|-------------------|---------------------|---------------------|-------------------|------------------------|------------------------|
|           | $k_{exp}$<br>(kN/mm)  | $k_{FEM}$<br>(kN/mm) | Diferencia<br>(%) | $P_{u,exp}$<br>(kN) | $P_{u,FEM}$<br>(kN) | Diferencia<br>(%) | $\Delta_{exp}$<br>(mm) | $\Delta_{FEM}$<br>(mm) |
| 04a       | 735,01  | 725,92               | 1,25              | 485,76              | 460,13              | 5,57              | 2,21                   | 2,01                   |
| 04b       | 642,24  | 770,25               | 16,62             | 419,38              | 412,01              | 1,79              | 1,56                   | 1,51                   |

*Tabla 7 Características mecánicas calculadas, experimentales y según modelos de elementos finitos*

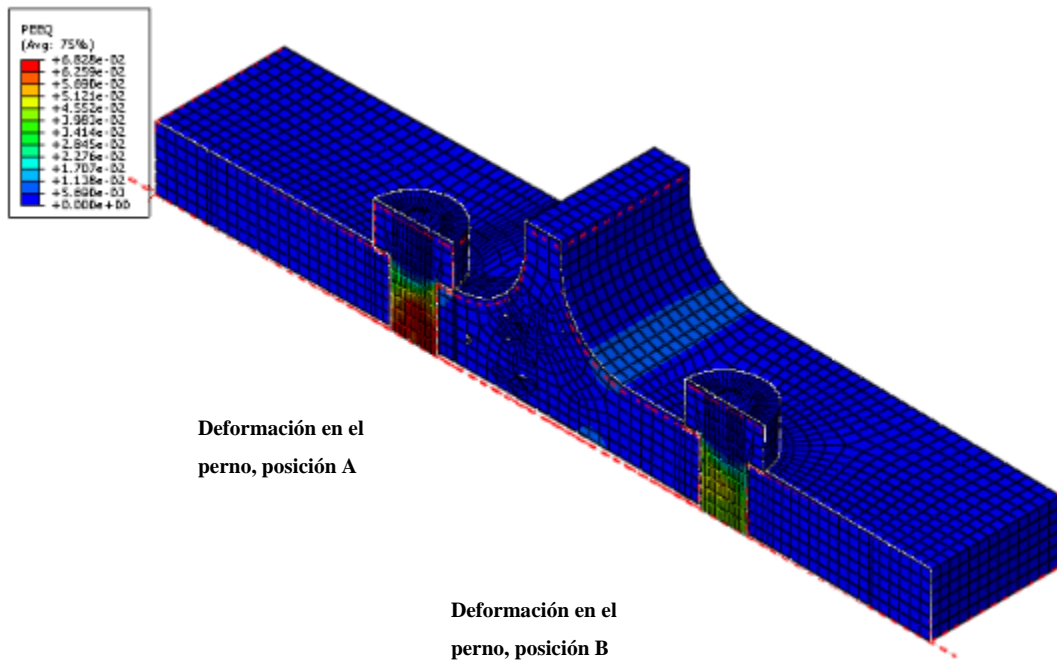
#### 4.2.2.2-Criterio de parada

La capacidad de deformación máxima en las componentes T-equivalente, como ya se ha especificado, está condicionada por la relación entre la resistencia a flexión del ala del perfil y a flexo-tracción del perno, dependiendo del modo de fallo que se produzca. Se puede establecer como criterio de colapso, y por tanto de fin de los análisis, que se alcance la rotura de alguno de ellos, es decir, cuando se desarrolle la deformación última  $\epsilon_u$  del material. Como puede observarse en las curvas características de los materiales, el material del perfil tiene una ductilidad superior a los pernos: este hecho, ligado a que se produce una sobrecarga por efecto palanca por el contacto entre alas de los dos perfiles, conlleva a que la rotura se produzca principalmente en el propio perno. Este hecho se acentúa en perfiles que están constituidos por soldadura de dos chapas.

Por tanto, tomando lo establecido previamente por otros autores [37], se considera un criterio de parada simplificado. Dicho criterio consiste en establecer el fin del proceso de cálculo cuando se alcanza la deformación correspondiente a la resistencia a la rotura, definida según el ensayo de caracterización del material, en alguno de los elementos, en el perfil o en los pernos, comparando este valor máximo con la deformación principal media máxima en cada nodo, obtenida del cálculo de elementos finitos.



a)



b)

Figura 57 Deformaciones en el paso correspondiente a la parada según criterio establecido de a) modelo simétrico y b) modelo asimétrico

Como puede observarse del modelo asimétrico (*Figura 57b*), tal y como cabría esperar, el perno que se encuentra más próximo al alma del perfil es el que se sobrecarga más, por lo que se produce un fallo prematuro de la conexión por deformación excesiva de este perno. Mientras tanto, en la conexión simétrica (*Figura 57a*) el colapso se produce simultáneamente en ambos pernos, observándose que para todos los pasos de carga el nivel de tensiones es el mismo en ambos pernos.

Respecto a los cálculos desarrollados en los modelos de viga con chapa frontal, las máximas diferencias se observan en la zona próxima al colapso, pero pueden estimarse originadas por defectos de fabricación que originasen fallas prematuras de ciertas partes. Al igual que en los ensayos de laboratorio, el fallo se produce en la soldadura de conexión de la viga y la chapa frontal. Por tanto se llega a la conclusión de que los parámetros de modelado propuestos son correctos para la simulación de conexiones empernadas con chapa frontal, y que los resultados que sean obtenidos con esta configuración son fiables.

#### **4.2.2.3-Análisis de conexiones viga-pilar asimétricas**

Con objeto de complementar el trabajo desarrollado en las componentes T-equivalente, y evaluar el uso del método definido por el Eurocódigo, se abordó el análisis de un total de 4 tipos de conexiones con chapa frontal. La geometría de la conexión fue seleccionada para que sea similar a la de los perfiles T-equivalente estudiados: perfiles HEB400, espesor de la chapa de tope de 24 mm y pernos de diámetro de 20 mm. Se emplearon los parámetros del modelo de elementos finitos calibrado con el ensayo FS1a (ver *Figura 55*). Se analizaron modelos con chapa frontal extendida y no extendida respecto al ala superior del perfil. En los modelos con chapa extendida se consideró la misma posición de los pernos respecto al ala traccionada de la fila superior e inferior.

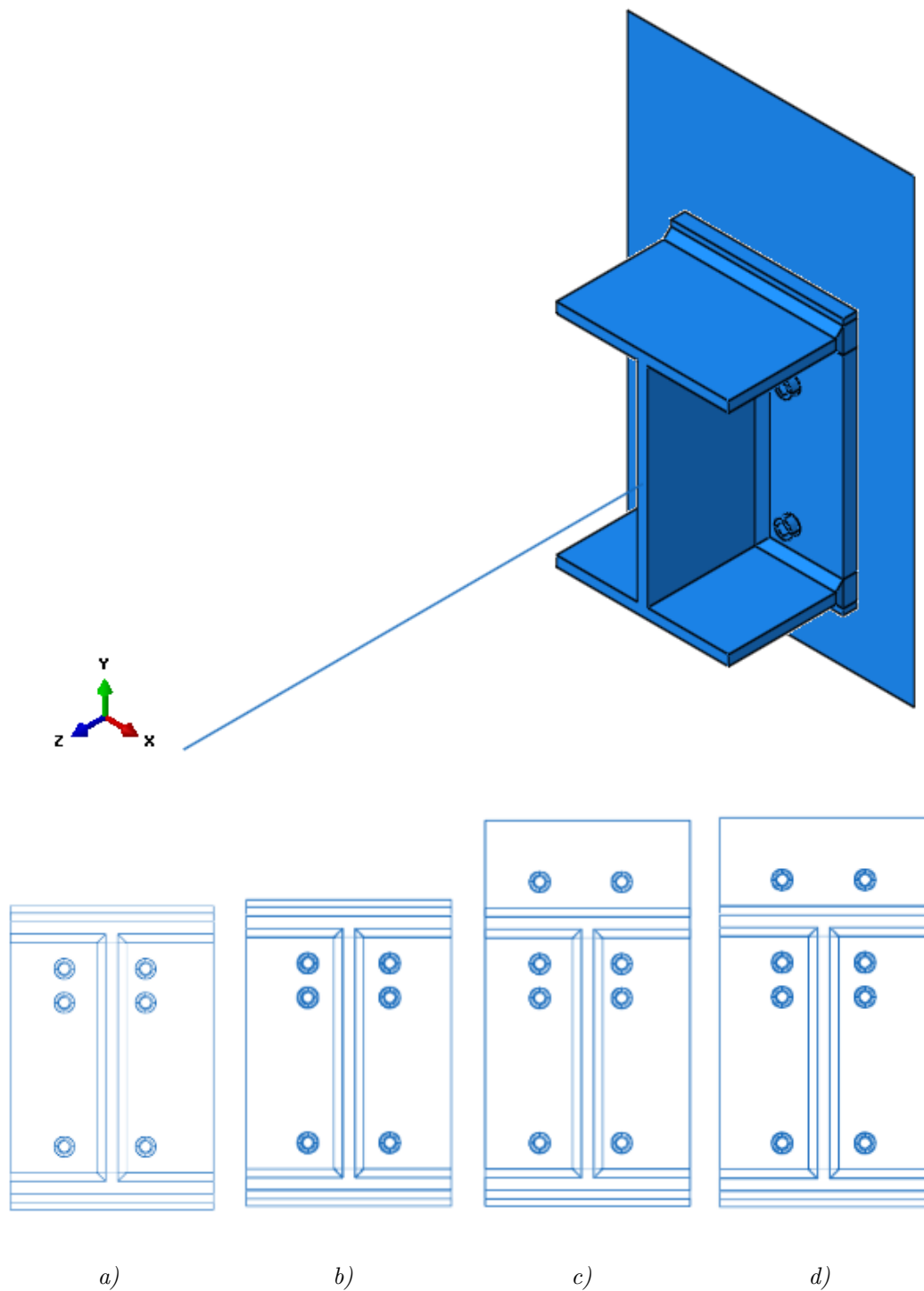
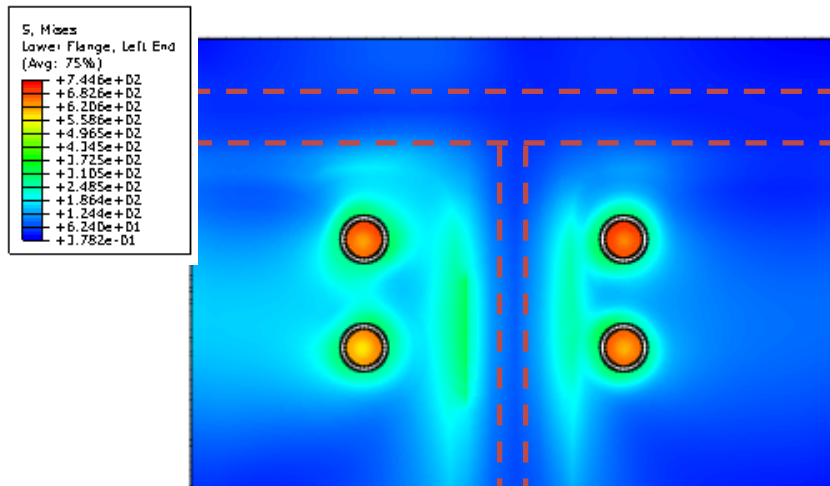


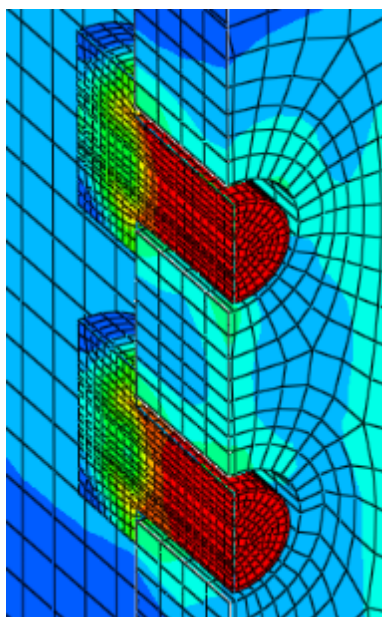
Figura 58 Tipos de conexiones viga-columna asimétricas analizadas

Los resultados han sido evaluados cualitativamente. Se observa que en las filas de pernos que están próximas al ala a tracción del perfil la distribución de fuerzas es

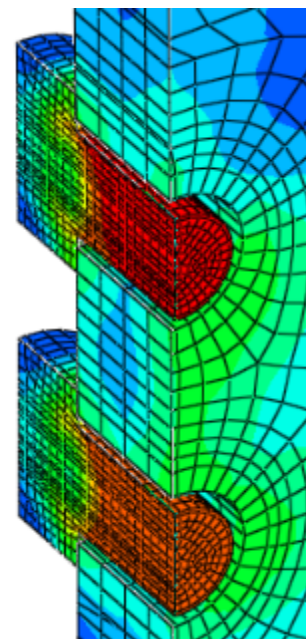
similar, por lo que el efecto de asimetría respecto al plano vertical no tiene una repercusión significativa. Sin embargo en las filas de pernos más alejadas del ala sí que se produce un incremento de fuerza significativo, lo que conlleva a que se sobrecarguen los que se encuentran más próximos al alma.



a) Resultados en conexión asimétrica



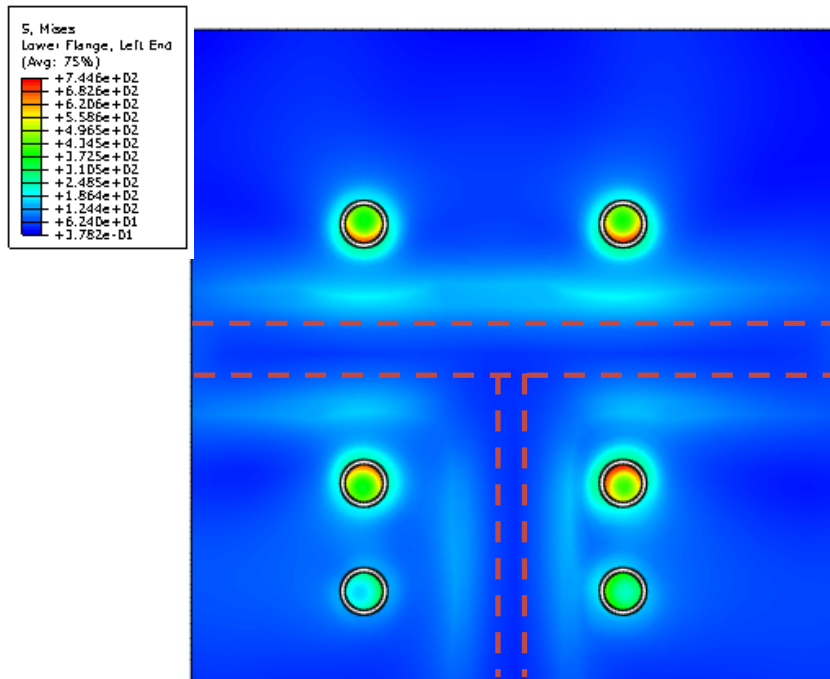
Detalle de la línea de pernos más cercanos al alma



Detalle de la línea de pernos más alejados del alma

Figura 59 Resultados de análisis

Igual efecto ocurre en la conexión con chapa extendida. Los pernos sometidos a mayor tracción, en torno a las alas del perfil, no están influenciados significativamente por el efecto de la asimetría respecto al alma (ver *Figura 59*). Sin embargo puede observarse que en los interiores, no afectados por la tracción ejercida por el ala, sí que es considerable el efecto de redistribución.



*Figura 60 Resultados de análisis en conexión con chapa extendida*

Finalmente, como consecuencia de los resultados obtenidos en las simulaciones, se realizó un estudio considerando la asimetría de los pernos respecto al ala traccionada, manteniéndose simétricos respecto al alma. Se observa en el posprocesado (*Figura 61*) que en este caso el efecto de asimetría sí tiene una repercusión en las tensiones desarrolladas en los pernos, incrementándose en los más cercanos al ala, mismo comportamiento que en el caso de las componentes T-equivalente asimétricas.

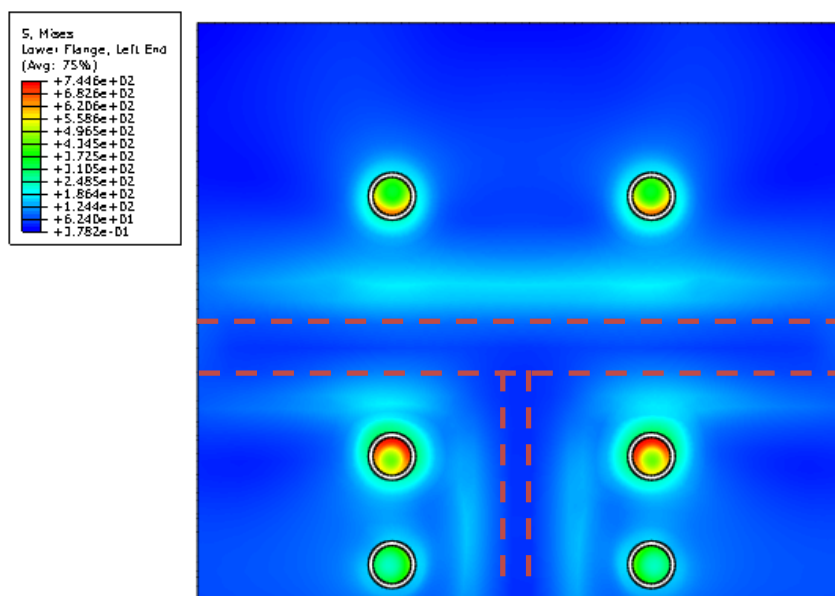


Figura 61 Resultados de análisis en conexión con chapa extendida

### 4.3- Discusión de los resultados

Se observa en los resultados experimentales, que el error cometido en el cálculo de la carga última está por debajo del 20%, produciéndose el fallo por plastificación del perno como se esperaba por las características geométricas y mecánicas de los componentes que conforman el ensamblaje. Además la carga última es mayor en el modelo simétrico que en el asimétrico, por el efecto ya comentado de distribución no simétrica de la misma en los pernos. Respecto a la rigidez se obtienen diferencias de los modelos numéricos respecto a los reales inferiores al 10%. La diferencia de rigidez obtenida entre el modelo simétrico respecto al modelo asimétrico no es significativa, como puede apreciarse. Puede deducirse que las diferencias obtenidas son originadas como consecuencia de la no consideración en el modelo teórico de determinados parámetros, tales como tolerancias dimensionales y no homogeneidad en los materiales, lo que repercutiría en una flexibilidad mayor. Adicionalmente cabe destacar que los pernos se han modelado como conectados rigidamente al ala del perfil, situación que no ocurre en la realidad, existiendo un determinado giro relativo entre las dos partes. Los errores obtenidos en los

resultados son menores que los obtenidos por otros autores [29], [11] o [16], donde llegan a obtenerse diferencias de hasta el 50% entre el modelo teórico y los resultados experimentales,

Así mismo, se confirma que la asimetría produce una redistribución de la carga en los pernos, produciendo el fallo de la unión a valores menores de la carga aplicada que cuando la distribución de los pernos es simétrica.



## **Capítulo 5. Conclusiones y futuras líneas de investigación**

---

### **5.1- Resumen del trabajo realizado y conclusiones**

La experiencia en el trabajo de consultoría estructural, en donde aspectos constructivos condicionan al sistema estructural del edificio, obligando a introducir conexiones asimétricas, ha servido como punto de partida para abordar el problema estudiado en esta tesis. El hecho de que no existan prescripciones normativas para el diseño de dichas conexiones, y que tampoco pudieron encontrarse referencias bibliográficas sobre este problema, nos ha inducido a abordar este tema partiendo desde la base hasta alcanzar un entendimiento profundo de su comportamiento que nos lleve a poder efectuar el cálculo de estas uniones de forma fiable.

El objetivo principal se estableció en definir un procedimiento simplificado para el análisis de conexiones asimétricas según la metodología de las componentes, con la intención de implementarlo en normativas nacionales e internacionales. Por tanto se aborda el estudio de una forma equivalente a la utilizada por los distintos autores en la caracterización de la componente de configuración simétrica, es decir, a través de tres enfoques: analítico, numérico y experimental.

En el programa experimental, desarrollado en los laboratorios del Departamento de Engenharia Civil da Universidade de Coimbra (Portugal), se abordaron dos ensayos de componentes sometidas a tracción: una de configuración simétrica y otra asimétrica. Las probetas fueron predimensionadas para que la rotura aconteciera en el modo rígido (es decir, por fallo de los pernos). El objetivo de adoptar estas consideraciones es poder estudiar la repercusión que tiene la asimetría en los parámetros de la componente, principalmente en el modo 3 de fallo.

En paralelo a los ensayos experimentales fueron realizados los diferentes cálculos analíticos. Tanto para el cálculo de la resistencia como de la rigidez se consideró la componente como una viga de sección equivalente apoyada en ambos extremos y sometida a una carga puntual intermedia, que simula la tracción en el alma del

perfil. Las fuerzas de palanca originadas por el contacto entre alas son simuladas como apoyos en los extremos. Para el análisis de resistencia se considera la capacidad de plastificación de las secciones. También fue desarrollado un modelo matricial que considera la flexión del perno intrínsecamente en el modelo (no es necesario por tanto realizar un ensamblaje posteriormente)

Finalmente fue abordado un estudio mediante elementos finitos de las componentes para verificar los estados de esfuerzos de los pernos y del ala del perfil. También fueron realizadas simulaciones de conexiones viga-viga, con objeto de realizar un estudio cualitativo sobre la influencia de la asimetría, constatándose las previsiones realizadas inicialmente.

## **5.2- Conclusiones**

El estudio realizado propone un modelo analítico con elementos tipo barra en el que se fijan las condiciones de simetría y se determinan los parámetros característicos.

Los resultados obtenidos utilizando el modelo teórico numérico propuesto se aproximan más a los resultados experimentales que los publicados previamente en la bibliografía.

Así mismo se confirma que la asimetría produce una redistribución de la carga en los pernos, produciendo el fallo de la conexión a valores menores de la carga aplicada que cuando la distribución de los pernos es simétrica.

Se propone un modelo de elementos finitos constituido por elementos sólidos en el que se fijan las condiciones de simetría y se determinan los parámetros característicos. El análisis se plantea teniendo en cuenta las no linealidades tanto geométricas como del material, es decir, el contacto y el comportamiento elástico-plástico de las partes.

La calibración del modelo se realiza por medio del programa experimental mostrado en esta tesis. Se observa en los resultados, que el error cometido en el

cálculo de la carga última está por debajo del 5,6% cuando el fallo se produce por plastificación del perno.

Por último, se ha realizado un modelo de conexión de viga con pilar por medio de chapa frontal, utilizando las mismas soluciones que en el modelo numérico realizado para la componente. Los resultados del análisis muestran una buena concordancia con los resultados experimentales publicados previamente.

### **5.3- Futuras líneas de investigación**

En la presente tesis se ha realizado un análisis de las principales características que determinan el comportamiento de la componente T-equivalente asimétrica. A continuación se exponen nuevas líneas de investigación que se pueden plantear en base a este trabajo:

- Análisis de la ductilidad de la componente: en base a los resultados experimentales y numéricos obtenidos, se plantea determinar la capacidad máxima de deformación, desde el inicio de fluencia hasta la rotura. Deben abordarse ensayos adicionales, que contemplen modos de fallo flexible y semirrígido. Este análisis incluiría también el comportamiento ante ciclos de histéresis, correspondientes a una acción sísmica.
- Evaluación de la influencia de parámetros adicionales que no han sido evaluados en la presente investigación. Un parámetro determinante es el ancho equivalente, ya que depende de éste la resistencia última y la rigidez elástica. Evaluar correctamente este parámetro es esencial para una correcta caracterización del comportamiento de la T-equivalente asimétrica.
- Como se ha podido constatar en la presente investigación, la asimetría en la geometría induce a una sobrecarga de los pernos que se encuentren ubicados más cerca de la parte traccionada. Este hecho, sumado a la posibilidad de cargas repetitivas (como es el caso de estructuras soporte de maquinaria, por ejemplo), conlleva la necesidad de investigar la reducción de la capacidad máxima de la conexión como consecuencia del fenómeno de fatiga que puede suceder en el material.

- Evaluación del comportamiento de las componentes T-equivalente asimétricas en condiciones de elevada temperatura, que se corresponden al caso de un incendio.
- Desarrollo de programa experimental en conexiones viga-viga con diferentes condiciones de asimetría, con objeto de contrastar las simulaciones numéricas propuestas en este trabajo y evaluar su correspondencia en modelos reales.
- En el análisis de la componente no se ha considerado el efecto del pretensado de los pernos. Sólo ha sido tenido en cuenta en las simulaciones por elementos finitos, pero como éste era pequeño (30% del límite de fluencia del material del perno) no repercutía considerablemente en los parámetros finales. Se requiere un estudio exhaustivo que contemple la influencia de este pretensado hasta los niveles definidos por norma (70% del límite de fluencia).

## Bibliografía

---

- [1] EN-1993-1-8, «" Eurocode 3: Design of Steel Structures, Part 1.8: Design of joints",» Brussels, 2005.
  
- [2] Federal Emergency Management Agency, *FEMA-350: Recommended Seismic Design Criteria for New Steel Moment-Frame Buildings*, 2000.
  
- [3] J.-P. Jaspart, *Estude de la semi-rigidité des noeuds poutre-colonne et son influence sur la resistance et la stabilité des ossatures en acier*. Ph. D. thesis. Liège: University of Liège, 1991.
  
- [4] R. Maquoi, A. Colson y J. P. Jaspart, «Frame design including joint behaviour,» *Report EUR 18563 EN, ECSC/European Commission*, 1998.
  
- [5] A. M. Girão Coelho, *Characterization of the ductility of bolted end plate beam-to-column steel connections*, 2004.
  
- [6] T. Douty y W. McGuire, «High Strength Bolted Moment Connections,» *Journal of the Structural Division*, vol. 91, nº ST2, pp. 101-128, April 1965.
  
- [7] P. Zoetemeijer, «A design method for the tension side of statically loaded, bolted beam-to-column connections,» *HERON*, vol. 20, nº 1, 1974.
  
- [8] J. A. Packer y L. J. Morris, «A limit state design method for the tension region of bolted beam-column connections,» *The structural Engineer*, vol. 55, nº 10, pp. 446-458, 1977.

- [9] H. Agerskov, «High-Strength Bolted Connections Subject to Prying,» *Journal of the Structural Division*, pp. 161-175, January 1976.
- [10] G. L. Kulak, J. W. Fisher y J. H. A. Struik, *Guide to Design Criteria for Bolted and Riveted Joints*, Chicago: John Wiley & Sons, 1987.
- [11] C. Faella, V. Piluso y G. Rizzano, *Structural Steel Semirigid Connections*, CRC Press, 2000.
- [12] A. M. Girão Coelho, F. S. K. Bijlaard, N. Gresnigt y L. Simões da Silva, «Experimental assessment of the behaviour of bolted T-stub connections made up of welded plates,» *Journal of Constructional Steel Research*, nº 60, pp. 269-311, 2004.
- [13] J. A. Swanson, *Characterization of the strength, stiffness and ductility behavior of T-stub connections*, 1999.
- [14] D. J. Kennedy, S. Vinnakota y A. N. Sherbourne, «The Split-Tee Analogy in Bolted Splices and Beam-Column Connections,» de *Proceedings of the International Conference: Joints in Structural Steelwork: The Design and Performance of Semi-Rigid and Rigid Joints in Steel and Composite Structures and Their Influence on Structural Behaviour*, Middlesbrough, Cleveland, England, 1981.
- [15] Y. L. Yee y R. E. Melchers, «Moment-Rotation Curves for Bolted Connections,» *Journal of Structural Engineering*, vol. 112, nº 3, pp. 615-635, March 1986.

- [16] A. Loureiro, R. Gutiérrez, J. M. Reinoso y A. Moreno, «Axial stiffness prediction of non-preloaded T-stubs: An analytical frame approach,» *Journal of Constructional Steel Research*, nº 66, pp. 1516-1522, 2010.
- [17] J. M. Reinoso, A. Loureiro, R. Gutiérrez y M. López, «Analytical frame approach for the axial stiffness prediction of preloaded T-stubs,» *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 90, pp. 156-163, 2013.
- [18] American Institute of Steel Construction, *Steel Construction Manual*, 14th Ed., 2012.
- [19] V. Piluso, C. Faella y G. Rizzano, «Ultimate Behavior of Bolted T-Stubs. I: Theoretical Model,» *Journal of Structural Engineering*, vol. 127, nº 6, pp. 686-693, June 2001.
- [20] V. Piluso, C. Faella y G. Rizzano, «Ultimate Behavior of Bolted T-Stubs. II: Model Validation,» *Journal of Structural Engineering*, vol. 127, nº 6, pp. 694-704, June 2001.
- [21] R. Sabatino, *Comportamento al collasso di T-stubs bullonati: analisi teorico-sperimentale*, 2007.
- [22] L. Simões da Silva y A. Girão Coelho, «A ductility model for steel connections,» *Journal of Constructional Steel Research*, nº 57, pp. 45-70, 2001.

- [23] D. Beg, E. Zupancic y I. Vayas, «On the rotation capacity of moment connections,» *Journal of Constructional Steel Research*, nº 60, pp. 601-620, 2004.
- [24] M. E. Lemonis y C. J. Gantes, «Incremental modeling of T-stub connections,» *Journal of Mechanics of Materials and Structures*, vol. 1, nº 7, pp. 1135-1159, 2006.
- [25] J. A. Swanson, D. S. Kokan y R. T. Leon, «Advanced finite element modeling of bolted T-stub connection components,» *Journal of Constructional Steel Research*, nº 58, pp. 1015-1031, 2002.
- [26] C. J. Gantes y M. E. Lemonis, «Influence of equivalent bolt length in finite element modeling of T-stub steel connections,» *Computers & Structures*, nº 81, pp. 595-604, 2003.
- [27] F. Alkatan, *Modélisation des raideurs des assemblages par éléments filetés précontraints*, 2005.
- [28] C. Díaz, P. Martí, M. Victoria y O. Querin, «Review on the modelling of joint behaviour in steel frames,» *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 67, pp. 741-758, 2011.
- [29] O. S. Bursi y J. P. Jaspart, «Benchmarks for Finite Element Modelling of Bolted Steel Connections,» *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 43, nº 1-3, pp. 17-42, 1997.



- [30] A. M. Girão Coelho, L. Simões da Silva y F. S. K. Bijlaard, «Finite-Element Modeling of the Nonlinear Behavior of Bolted T-Stub Connections,» *Journal of Structural Engineering*, vol. 132, nº 6, pp. 918-928, June 2006.
- [31] O. S. Bursi y L. Leonelli, «A Finite Element Model for the Rotational Behavior of End Plate Steel Connections,» *Proceedings 1994 Annual Task Group. Technical Session*, pp. 163-176, 1994.
- [32] C. Díaz, M. Victoria, P. Martí y O. M. Querin, «FE model of beam-to-column extended end-plate joints,» *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 67, pp. 1578-1590, 2011.
- [33] R. d. Recommendation, «Tension testing of metallic structural materials for determining stress-strain relations under monotonic and uniaxial tensile loading,» *Materials and Structures*, vol. 23, pp. 35-46, 1990.
- [34] J. J. Jiménez de Cisneros y Fonfría, S. d. S. Luís y C. Á. Juan de Dios, «Stiffness of T-stub components with 4 lines of bolts,» de *Eurosteel 2011: 6th European Conference on Steel and Composite Structures*, Budapest, Hungary, 2011.
- [35] ABAQUS Theory Manual Vers. 6.11, USA: Hibbitt, Karlsson and Sorensen Inc, 2011.
- [36] ABAQUS User's Manual Vers. 6.11. Vols I and II, USA: Hibbitt, Karlsson and Sorensen Inc., 2011.

- [37] J. Henriques, L. Simões da Silva y I. Valente, «Numerical modeling of composite beam to reinforced concrete wall joints. Part I: Calibration of joint components,» *Engineering Structures*, vol. 52, pp. 747-761, 2013.

## **ANEJO A. Publicación y presentación de trabajos**

En este apartado se exponen los trabajos relacionados en la elaboración de esta tesis, tanto en revistas como en congresos.

### Publicaciones en revistas

- Juan José Jiménez de Cisneros, Daniel Carazo Álvarez y Juan de Dios Carazo Álvarez "Propossal for a stiffness model on non preloaded bolts applied to T-stub components", Engineering Structures (artículo enviado, pendiente de evaluación)
- Juan José Jiménez de Cisneros, Daniel Carazo Álvarez, Juan de Dios Carazo Álvarez, Sandra Jordão Alves y Luís Simões da Silva, "Análisis de Componentes T-equivalente asimétricas: enfoque experimental y numérico", Revista Internacional de Métodos Numéricos en Ingeniería (artículo enviado, pendiente de evaluación)
- Daniel Carazo Álvarez, Juan José Jiménez de Cisneros, José Camacho Sampedro, Rafael Ignacio Medina Baena and Juan de Dios Carazo Álvarez, "Influence of test samples location and orientation on mechanical properties of hot-rolled structural steel", Material and Structures (artículo enviado, pendiente de evaluación)
- J.J. Jiménez de Cisneros, D. Carazo-Álvarez, J.D. Carazo-Álvarez. Discusión sobre el artículo "Evaluación numérica del efecto del espesor de la placa de contacto en la acción de palanca en conexión de acero tipo T" de L.M. Bezerra, C.S. de Freitas, W.T. Matías y J.E. Carmona. Revista Internacional de Métodos Numéricos para Cálculo y Diseño en Ingeniería, Volume 30, Issue 2. April-June 2014, Pages 106-107. doi:10.1016/j.rimni.2013.02.0017

Presentaciones en congresos

- Jiménez De Cisneros-Fonfría, Juan José; Gallego-Sevilla, Rafael; Carazo-Álvarez, Juan De Dios. “Propuesta de un nuevo modelo analítico de tornillo 2D para la simulación de uniones atornilladas. Aplicación a componentes T-equivalente (T-stub)” Congreso Bolivariano de Ingeniería Mecánica, 2012, Cuzco (Perú)
- Jiménez De Cisneros-Fonfría, Juan José; Camacho-Sampedro, José; Carazo-Álvarez, Juan de Dios; Simões da Silva, Luís. Diseño, fabricación y calibración de máquina de ensayos para ensayos de tracción de elevadas cargas. Congreso Bolivariano de Ingeniería Mecánica, 2012, Cuzco (Perú)

## **ANEJO B. Códigos Python de modelos de elementos finitos**

En este apartado se presenta el código desarrollado en lenguaje de programación Python para el análisis de componentes simétricas y asimétricas. Este código permite al usuario definir la geometría y características de los materiales de una forma sencilla en el programa Abaqus. El procedimiento consta de dos pasos: en primer lugar en un procesador de textos se copia el texto completo y se modifican los parámetros y posteriormente se copia dicho texto en la línea de comandos de Abaqus (“*kernel command*”).

**B.1- Código T-equivalente 04a**

```

1  # T-STUB PARAMETRIC SCRIPT
2  #
3  #VARIABLE
4  DEFINITIONS*****
5  *****
6  #
7  #
8  #
9  #
10 #
11 #
12 #
13 #
14 #
15 #
16 #
17 #
18 #
19 #
20 #
21 #
22 #
23 #
24 #
25 #
26 #
27 #
28 #
29 #
30 #
31 #
32 #
33 #
34 #
35 #
36 #
37 #
38 #
39 #
40 #
41 #
42 #
43 #
44 #
45 #
46 #

```

```

47 #
48 # Profile dimensions [mm]
49 tf=24.0 # Thickness of the T flange
50 tw=13.5 # Thickness of the T web
51 mp=60.0 #
52 n=90.0 #
53 b=100.0 #
54 e1=50.0 #
55 h=60.0 #
56 r=27.0 #
57
58 # Bolt dimensions [mm]
59 db=20.00 # Diameter of the bolt
60 di=17.65 # Diameter of the bolt shank
61 th=15.0 # Thickness of the bolt head
62 dh=30.0 # Diameter of the bolt head
63 tol=2.0 # Tolerance in the bolt-hole
64 lbad=0.0 # Additional length of the bolt due to
the symmetric
65
66 # Material properties [N,mm]
67
68 # Flange profile material properties
69 Ef=210000.0 # Young's module
70 nuf=0.3 # Poisson module
71 fyf=275.0 # Yield strength
72 fuf=430.0 # Ultimate strength
73
74 # Web profile material properties
75 Ew=210000.0 # Young's module
76 nuw=0.3 # Poisson module
77 fyw=275.0 # Yield strength
78 fuw=430.0 # Ultimate strength
79
80 # Bolt material properties
81 Eb=147692.31 # Young's module
82 nub=0.3 # Poisson module
83 fyb=640.0 # Yield strength
84 fub=800.0 # Ultimate strength
85
86 # LISTS
87
88 # a) Main variables
89
90 bolt_db_list = [12, 16, 20, 24, 27, 30]
91 bolt_deq_list = [10.863, 14.701, 18.376, 22.051, 25.051, 27.727]
92 bolt_th = [10, 13, 15.5, 19, 21, 22.7]
93 bolt_dh = [19, 24, 30, 34, 36, 41, 46]

```

```

94 material_list = [235, 275, 355, 460]
95 thickness_list = [5, 6, 8, 10, 12, 15, 18, 20, 22, 25, 30, 35, 40, 45]
96 par_n_list = []
97 par_m_list = []
98 par_el_list = []
99 par_b_list = []
100
101 # b) Parameters for profiles creation
102
103 # profiles_IPE_list = [IPE100, IPE120, IPE140, IPE160, IPE180,
IPE200, IPE220, IPE240, IPE270, IPE300, IPE330, IPE360, IPE400,
IPE450, IPE500, IPE550, IPE600]
104 # profiles_HEA_list = [HEA100, HEA120, HEA140, HEA160, HEA180,
HEA200, HEA220, HEA240, HEA260, HEA280, HEA300, HEA320, HEA340,
HEA360, HEA400, HEA450, HEA500, HEA550, HEA600]
105 # profiles_HEB_list = [HEB100, HEB120, HEB140, HEB160, HEB180,
HEB200, HEB220, HEB240, HEB260, HEB280, HEB300, HEB320, HEB340,
HEB360, HEB400, HEB450, HEB500, HEB550, HEB600]
106
107 # b.1) Profiles IPE
108
109 profile_IPE_b_list = []
110 profile_IPE_tf_list = []
111 profile_IPE_tw_list = []
112 profile_IPE_r_list = []
113
114 # b.1) Profiles HEA
115
116 profile_HEA_b_list = []
117 profile_HEA_tf_list = []
118 profile_HEA_tw_list = []
119 profile_HEA_r_list = []
120
121 # b.1) Profiles HEB
122
123 profile_HEB_b_list = []
124 profile_HEB_tf_list = []
125 profile_HEB_tw_list = []
126 profile_HEB_r_list = []
127
128
129 # b) Material variables
130
131 # c) Bolt geometric properties
132
133 # INITIAL
134
135 # Import of Abacus modules for Python

```



```

136
137 from abaqus import *
138 from abaqusConstants import *
139 import regionToolset
140 from part import *
141 from material import *
142 from section import *
143 from assembly import *
144 from step import *
145 from interaction import *
146 from load import *
147 from mesh import *
148 from job import *
149 from sketch import *
150 from visualization import *
151 from connectorBehavior import *
152
153 # Line to generate findAt comands in the *.jnl file
154
155 session.journalOptions.setValue(replayGeometry=COORDINATE,
156 recoverGeometry=COORDINATE)
157
158 # Definition of variables
159
160 dd=dh/3-di/3
161
162 # MATERIALS
163
164 # Definition of material properties
165
166 # Steel web profile
167 mdb.models['Model-1'].Material(name='Steel-Web profile')
168 mdb.models['Model-1'].materials['Steel-Web profile'].Elastic(table
169 =((Ew,
170 (nuw)), ))
171 mdb.models['Model-1'].materials['Steel-Web profile'].Plastic(table=((
172 472.889023, 0.0), (480.175208, 0.018769), (588.323686, 0.090445),
173 (
174 660.052753, 0.150683), (765.508525, 0.285012)))
175
176 # Steel flange profile
177
178 mdb.models['Model-1'].Material(name='Steel-Flange profile')
179 mdb.models['Model-1'].materials['Steel-Flange profile'].Elastic(table
180 =((
181 (Ef), (nuf)), ))
182 mdb.models['Model-1'].materials['Steel-Flange profile'].Plastic(

```

```

180     table=((433.414211, 0.0), (440.094388, 0.018162), (561.736514,
181         0.084883), (
182         655.434420, 0.150948), (758.703660, 0.282134)))
183     # Steel bolt
184
185     mdb.models['Model-1'].Material(name='Steel-Bolt')
186     mdb.models['Model-1'].materials['Steel-Bolt'].Elastic(table=((Eb),
187         (nub)), )
188     mdb.models['Model-1'].materials['Steel-Bolt'].Plastic(table=((896.96,
189         0.0), (908.26, 0.01790), (991.43, 0.030218), (1031.01, 0.050526)))
190
191     # Creation of sections
192
193     mdb.models['Model-1'].HomogeneousSolidSection(material='Steel-Web
194         profile',
195         name='Section-Web profile', thickness=None)
196     mdb.models['Model-1'].HomogeneousSolidSection(material='Steel-Flange
197         profile',
198         name='Section-Flange profile', thickness=None)
199     mdb.models['Model-1'].HomogeneousSolidSection(material='Steel-Bolt',
200         name=
201         'Section-Bolt', thickness=None)
202
203     # GEOMETRIC CHARACTERISTICS
204
205     # xxxxxxxxxxxxxx #
206     # Profile part #
207     # xxxxxxxxxxxxxx #
208
209     # a) Sketch the L section
210
211     mdb.models['Model-1'].ConstrainedSketch(name='Profile', sheetSize=5.0)
212     mdb.models['Model-1'].sketches['Profile'].Line(point1=(0.0, 0.0),
213         point2=((mp+n), 0.0))
214     mdb.models['Model-1'].sketches['Profile'].Line(point1=((mp+n), 0.0
215         ), point2=((mp+n), (h)))
216     mdb.models['Model-1'].sketches['Profile'].Line(point1=((mp+n), (h
217         )), point2=((mp+n)-tw/2), (h)))
218     mdb.models['Model-1'].sketches['Profile'].Line(point1=((mp+n)-tw/2),
219         (h), point2=((mp+n)-tw/2), (tf+r))
220     mdb.models['Model-1'].sketches['Profile'].ArcByCenterEnds(center=((
221         mp+n)-tw/2-r), (tf+r), point1=((mp+n)-tw/2), (tf+r), point2=((mp+
222         n)-tw/2-r), tf), direction=CLOCKWISE)
223     mdb.models['Model-1'].sketches['Profile'].Line(point1=((mp+n)-tw/2-r
224         ), (tf), point2=(0.0, (tf)))
225     mdb.models['Model-1'].sketches['Profile'].Line(point1=(0.0, (tf)),
226         point2=(0.0, 0.0))

```

```

216
217 # b) Create a deformable 'Profile' part
218
219 mdb.models['Model-1'].Part(dimensionality=THREE_D, name='Profile',
220 type=DEFORMABLE_BODY)
221 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].BaseSolidExtrude(depth=(b/2+e1
222 ), sketch=mdb.models['Model-1'].sketches['Profile'])
223 del mdb.models['Model-1'].sketches['Profile']
224
225 # c) Create the hole in the flange of the 'Profile' part
226
227 mdb.models['Model-1'].ConstrainedSketch(gridSpacing=5.0, name=
228 '__profile__',
229 sheetSize=5.0, transform=
230 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].MakeSketchTransform(
231 sketchPlane=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].faces.findAt((
232 1.0,
233 (tf), 1.0), ), sketchPlaneSide=SIDE1,
234 sketchUpEdge=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt
235 ((0.0,
236 (tf), 1.0), ), sketchOrientation=RIGHT, origin=(0.0, (tf), 0.0)))
237 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].projectReferencesOntoSketch(
238 filter=
239 COPLANAR_EDGES, sketch=mdb.models['Model-1'].sketches[
240 '__profile__'])
241 mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'].CircleByCenterPerimeter
242 (center=(
243 (-n), (b/2), point1=((-n), (b/2+(db+tol)/2)))
244 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].CutExtrude(
245 flipExtrudeDirection=OFF,
246 sketch=mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'],
247 sketchOrientation=
248 RIGHT, sketchPlane=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].faces.
249 findAt((
250 1.0, (tf), 1.0), ), sketchPlaneSide=SIDE1, sketchUpEdge=
251 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt((0.0, (tf),
252 12.5), ))
253 del mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__']
254
255 # d) Set surfaces and cells
256
257 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].Set(cells=
258 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt(((0.0, 0.0,
259 0.0),
260 )), name='Set-Profile cell')
261 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].Set(faces=
262 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].faces.findAt(((n/2), (tf)

```

```

249     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].faces.findAt(((n/2), (tf
250     ),
251     (b/2)), ), name='Set-Profile top flange')
252     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].Set(faces=
253     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].faces.findAt(((n/2), 0.0,
254     (b/2)), ), name='Set-Profile bottom flange')
255     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].Set(faces=
256     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].faces.findAt(((n/2), (tf/
257     2),
258     0.0), ), name='Set-Profile lateral L')
259     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].Set(faces=
260     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].faces.findAt(((n+mp), (tf
261     ),
262     (b/2)), ), name='Set-Profile lateral web')
263     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].Set(faces=
264     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].faces.findAt(((n+mp-tw/4
265     ), (h),
266     (b/2)), ), name='Set-Profile top web')
267     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].Surface(name='Surface-Profile
268     bottom flange', side1Faces=
269     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].faces.findAt(((1.0, 0.0,
270     1.0), )))
271     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].Surface(name='Surface-Profile
272     top flange', side1Faces=
273     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].faces.findAt(((1.0, (tf),
274     1.0), )))
275     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].Surface(name='Surface-Profile
276     interior hole', side1Faces=
277     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].faces.findAt(((n+db/2+tol
278     /2), (tf/2), (b/2)), )))
279     # e) Partition 'Profile' in web
280     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].
281     PartitionCellByPlanePointNormal(cells=
282     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt(((0.0, 0.0,
283     0.0), )), normal=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.
284     findAt(
285     (0.0, (tf/3), 0.0), ), point=
286     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].vertices.findAt(((mp+n)-
287     tw/2), (tf+r), 0.0), ))
288     # f) Section assignments
289     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].SectionAssignment(offset=0.0,
290     offsetField='', offsetType=MIDDLE_SURFACE, region=Region(
291     cells=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt(((n+mp

```

```

282     cells=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt(((n+mp
283     ),
284     (h), (0.0)), ), ), sectionName='Section-Web profile',
285     thicknessAssignment=FROM_SECTION)
286     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].SectionAssignment(offset=0.0,
287     offsetField='', offsetType=MIDDLE_SURFACE, region=Region(
288     cells=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt(((0.0,
289     0.0, 0.0)), ), ), sectionName='Section-Flange profile',
290     thicknessAssignment=FROM_SECTION)
291     # g) Partition flange 'Profile' in the radius part
292
293     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].
294     PartitionCellByPlanePointNormal(cells=
295     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt(((0.0, 0.0,
296     0.0), )), normal=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.
297     findAt(
298     ((e1), 0.0, 0.0), ), point=
299     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].vertices.findAt(((n+mp-tw/
300     2-r), (tf), 0.0), ))
301
302     # h) Partition of the top face of the flange around the hole
303
304     mdb.models['Model-1'].ConstrainedSketch(gridSpacing=5.0, name=
305     '__profile__',
306     sheetSize=5.0, transform=
307     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].MakeSketchTransform(
308     sketchPlane=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].faces.findAt((
309     1.0,
310     (tf), 1.0), ), sketchPlaneSide=SIDE1,
311     sketchUpEdge=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt
312     ((0.0,
313     (tf), 1.0), ), sketchOrientation=RIGHT, origin=(0.0, (tf), 0.0)))
314     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].projectReferencesOntoSketch(
315     filter=
316     COPLANAR_EDGES, sketch=mdb.models['Model-1'].sketches[
317     '__profile__'])
318     mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'].CircleByCenterPerimeter
319     (center=(
320     (-n), (b/2), point1=(-n-dh/2), (b/2)))
321     mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'].CircleByCenterPerimeter
322     (center=(
323     (-n), (b/2), point1=(-n-dh/2-dd), (b/2)))
324
325     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].PartitionFaceBySketch(faces=
326     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].faces.findAt(((1.0), (tf
327     ),
328     (b/4)), ).), sketch=mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'].

```

```

315 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].PartitionFaceBySketch(faces=
316     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].faces.findAt(((1.0), (tf
    ),
317     (b/4)), ), sketch=mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'],
318     sketchUpEdge=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt
    ((0.0,
319     (tf), 15.0), ))
320
321 # Creation partition by extending the sketch created before
322
323 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].PartitionCellByExtrudeEdge(
    cells=
324     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt(((0.0, 0.0,
325     0.0), )), edges=(mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.
    findAt(
326     ((n-dh/2), (tf), (b/2)), ), ), line=
327     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt((0.0, (tf/1.5
    ), 0.0), ),
328     sense=FORWARD)
329 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].PartitionCellByExtrudeEdge(
    cells=
330     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt(((0.0, 0.0,
331     0.0), )), edges=(mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.
    findAt(
332     ((n-dh/2-dd), (tf), (b/2)), ), ), line=
333     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt((0.0, (tf/1.5
    ), 0.0), ),
334     sense=FORWARD)
335
336 # i) Cutting cells around the bolt
337
338 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].
    PartitionCellByPlanePointNormal(cells=
339     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt(((n+(db+tol
    )/2), 0.0,
340     (b/2)), ), ((n+(dh+1)/2), 0.0, (b/2)), ), ), normal=
341     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt((n), (tf),
    (0.0), )
342     , point=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].InterestingPoint(
343     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt((n), (tf), (
    b/2-(db+tol)/2)), ),
344     CENTER))
345
346 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].
    PartitionCellByPlanePointNormal(cells=
347     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt(((n+(db+tol
    )/2), 0.0,
348     (b/2)), ), ((n+(dh+tol)/2), 0.0, (b/2)), ), ((n-(db+tol)/2),

```

```

346 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].
PartitionCellByPlanePointNormal(cells=
347     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt((((n+(db+tol
) / 2), 0.0,
348     (b/2)), ), ((n+(dh+tol)/2), 0.0, (b/2)), ), ((n-(db+tol)/2),
0.0,
349     (b/2)), ), ((n-(dh+tol)/2), 0.0, (b/2)), ), ), normal=
350     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt((0.0, (tf), (
b/2)), ),
351     point=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].InterestingPoint(
352     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt(((n-(db+tol)/
2), (tf),
353     (b/2)), ), CENTER))
354
355 # xxxxxxxxxx #
356 # Bolt part #
357 # xxxxxxxxxx #
358
359 # a) Sketch the 'Bolt' section
360
361 mdb.models['Model-1'].ConstrainedSketch(name='Bolt', sheetSize=5.0)
362 mdb.models['Model-1'].sketches['Bolt'].Line(point1=(0.0, (-lbad)),
point2=(0.0, (tf+th)))
363 mdb.models['Model-1'].sketches['Bolt'].Line(point1=(0.0, (tf+th)),
point2=((dh/2), (tf+th)))
364 mdb.models['Model-1'].sketches['Bolt'].Line(point1=((dh/2), (tf+th)),
point2=((dh/2), (tf)))
365 mdb.models['Model-1'].sketches['Bolt'].Line(point1=((dh/2), (tf)),
point2=((di/2), (tf)))
366 mdb.models['Model-1'].sketches['Bolt'].Line(point1=((di/2), (tf)),
point2=((di/2), (-lbad)))
367 mdb.models['Model-1'].sketches['Bolt'].Line(point1=((di/2), (-lbad)),
point2=(0.0, (-lbad)))
368 mdb.models['Model-1'].sketches['Bolt'].ConstructionLine(point1=(0.0,
-100.0), point2=(0.0, 100.0))
369
370 # b) Create a deformable 'Bolt' part
371
372 mdb.models['Model-1'].Part(name='Bolt', dimensionality=THREE_D, type=
DEFORMABLE_BODY)
373 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].BaseSolidRevolve(sketch=mdb.
models['Model-1'].sketches['Bolt'], angle=360.0, flipRevolveDirection
=OFF)
374
375 # c) Set surfaces and cells
376
377 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].Set(faces=
378     mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].faces.findAt(((0.0, (tf),

```

```

377 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].Set(faces=
378     mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].faces.findAt(((0.0, (tf),
379         (di/2+tol)), ), name='Set-Bolt bottom head')
380
381 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].Set(faces=
382     mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].faces.findAt(((0.0, (-lbad),
383         0.0), )), name='Set-Bolt shank')
384
385 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].Set(cells=
386     mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].cells.findAt(((0.0, 0.0, 0.0
387         ),
388         )), name='Set-Bolt cell')
389
390 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].Surface(name='Surface-Bolt
391     bottom head', side1Faces=
392     mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].faces.findAt((((di/2+1), (tf
393         ),
394         0.0), )))
395
396 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].Surface(name='Surface-Bolt shank'
397     , side1Faces=
398     mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].faces.findAt(((0.0, (tf/2),
399         (di/2)), )))
400
401 # d) Create a sketch in the bottom surface of the bolt head
402
403 mdb.models['Model-1'].ConstrainedSketch(gridSpacing=5.0, name=
404     '__profile__',
405     sheetSize=5.0, transform=
406     mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].MakeSketchTransform(
407     sketchPlane=mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].faces.findAt((((
408     di+dh)/4),
409     (tf), 0.0), ), sketchPlaneSide=SIDE1,
410     sketchUpEdge=mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].edges.findAt((
411     0.0, (tf),
412     (dh/2)), ), sketchOrientation=RIGHT, origin=(0.0, (tf), 0.0)))
413
414 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].projectReferencesOntoSketch(
415     filter=
416     COPLANAR_EDGES, sketch=mdb.models['Model-1'].sketches[
417     '__profile__'])
418
419 mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'].CircleByCenterPerimeter
420     (center=(
421     0.0, 0.0), point1=(0.0, ((db+tol)/2)))
422
423 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].PartitionFaceBySketch(faces=
424     mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].faces.findAt((((di+dh)/4), (
425     tf),
426     0.0), )), sketch=mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'],
427     sketchUpEdge=mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].edges.findAt((
428     0.0, (tf), (dh/2)), ))

```



```

413
414 # e) Section assignments
415
416 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].SectionAssignment(offset=0.0,
417 offsetField='', offsetType=MIDDLE_SURFACE, region=Region(
418 cells=mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].cells.findAt(((0.0,
419 0.0, 0.0), ), )), sectionName='Section-Bolt',
420 thicknessAssignment=FROM_SECTION)
421
422 # f) Divide the bolt part with a inner circle
423
424 mdb.models['Model-1'].ConstrainedSketch(gridSpacing=5.0, name=
425 '__profile__',
426 sheetSize=5.0, transform=
427 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].MakeSketchTransform(
428 sketchPlane=mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].faces.findAt((0.0
429 (tf+th), 0.0), ), sketchPlaneSide=SIDE1,
430 sketchUpEdge=mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].edges.findAt((
431 0.0, (tf+th),
432 (dh/2)), ), sketchOrientation=RIGHT, origin=(0.0, (tf+th), 0.0)))
433 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].projectReferencesOntoSketch(
434 filter=
435 COPLANAR_EDGES, sketch=mdb.models['Model-1'].sketches[
436 '__profile__'])
437 mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'].CircleByCenterPerimeter
438 (center=(
439 0.0, 0.0), point1=((di/2-tol/2), 0.0))
440
441 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].PartitionFaceBySketch(faces=
442 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].faces.findAt(((0.0, (tf+th),
443 0.0), )), sketch=mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'],
444 sketchUpEdge=mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].edges.findAt((
445 0.0, (tf+th),
446 (dh/2)), ))
447
448 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].PartitionCellByExtrudeEdge(cells=
449 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].cells.findAt(((0.0, 0.0, 0.0
450 ),
451 )), edges=(mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].edges.findAt((0.0,
452 (tf+th),
453 -(di/2-tol/2)), ), ), line=mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].
454 datums[1], sense=
455 FORWARD)
456
457 # g) Divide the bolt into four parts
458
459 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].PartitionCellByPlaneThreePoints(
460 cells=

```

```

449 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].PartitionCellByPlaneThreePoints(
      cells=
450     mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].cells.findAt(((0.0, (tf+th),
451     (dh/2-1)), ), point1=(0.0, 0.0, 0.0), point2=(0.0, (tf+th), 0.0
      ), point3=((dh/2), (tf+th), 0.0))
452 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].PartitionCellByPlaneThreePoints(
      cells=
453     mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].cells.findAt(((0.0, (tf+th),
454     (dh/2-1)), ), ((0.0, (tf+th), (-dh/2+1)), ), ), point1=(0.0, 0.0
      , 0.0), point2=(0.0, (tf+th), 0.0), point3=(0.0, (tf+th), (dh/2)))
455
456 # xxxxxxxxxx #
457 # Rigid part #
458 # xxxxxxxxxx #
459
460 # a) Sketch the 'Rigid' section
461
462 mdb.models['Model-1'].ConstrainedSketch(name='Rigid', sheetSize=5.0)
463 mdb.models['Model-1'].sketches['Rigid'].Line(point1=(-5.0, 0.0),
      point2=((5+n+mp), 0.0))
464
465 # b) Create a rigid 'Rigid' part
466
467 mdb.models['Model-1'].Part(name='Rigid', dimensionality=THREE_D, type
      =ANALYTIC_RIGID_SURFACE)
468 mdb.models['Model-1'].parts['Rigid'].AnalyticRigidSurfExtrude(sketch=
      mdb.models['Model-1'].sketches['Rigid'], depth=(10+e1+b/2))
469
470 # c) Create a reference point
471
472 mdb.models['Model-1'].parts['Rigid'].ReferencePoint(point=(0.0, 0.0,
      0.0))
473
474 # d) Surface
475
476 mdb.models['Model-1'].parts['Rigid'].Surface(name='Surf-Rigid',
      side1Faces=
477     mdb.models['Model-1'].parts['Rigid'].faces.findAt(((0.0, 0.0,
478     0.0), )))
479
480 # xxxxxxxxxx #
481 # ASSEMBLY #
482 # xxxxxxxxxx #
483
484 # a) Intances creation
485
486 mdb.models['Model-1'].rootAssembly.DatumCsysByDefault(CARTESIAN)
487 mdb.models['Model-1'].rootAssembly.Instance(dependent=ON, name=

```

```

480 # xxxxxxxx #
481 # ASSEMBLY #
482 # xxxxxxxx #
483
484 # a) Intances creation
485
486 mdb.models['Model-1'].rootAssembly.DatumCsysByDefault (CARTESIAN)
487 mdb.models['Model-1'].rootAssembly.Instance(dependent=ON, name=
  'Profile-1',
488     part=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'])
489 mdb.models['Model-1'].rootAssembly.Instance(dependent=ON, name=
  'Bolt-1', part=
490     mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'])
491 mdb.models['Model-1'].rootAssembly.Instance(dependent=ON, name=
  'Rigid-1', part=
492     mdb.models['Model-1'].parts['Rigid'])
493
494 # b) Displacement of instances
495
496 mdb.models['Model-1'].rootAssembly.translate(instanceList=('Bolt-1',
  ), vector=
497     ((n), 0.0, (b/2)))
498 mdb.models['Model-1'].rootAssembly.translate(instanceList=('Rigid-1',
  ), vector=
499     (0.0, 0.0, (b/4+e1/2)))
500
501 # STEPS
502
503 # Bolt preloading
504
505 #mdb.models['Model-1'].StaticStep(adaptiveDampingRatio=None,
506 #   continueDampingFactors=False, description='Bolt preload',
507 #   initialInc=0.01,
508 #   minInc=1e-07, name='Bolt preload', nlgeom=ON,
509 #   previous='Initial',
510 #   stabilizationMagnitude=0.0002,
511 #   stabilizationMethod=DAMPING_FACTOR)
512
513 # Load application
514
515 mdb.models['Model-1'].StaticStep(adaptiveDampingRatio=None,
516 #   continueDampingFactors=False, description='Aplication of load',
517 #   initialInc=
518     0.01, minInc=1e-07, name='Load', nlgeom=ON, previous='Initial',
519     stabilizationMagnitude=0.0002, stabilizationMethod=DAMPING_FACTOR)
520
521 # BOUNDARY CONDITIONS
522

```

```

517 # BOUNDARY CONDITIONS
518
519 mdb.models['Model-1'].XsymmBC(createStepName='Initial', name=
520     'BC-Profile symmetry web', region=
521     mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances['Profile-1'].sets[
522         'Set-Profile lateral web'])
523
524 mdb.models['Model-1'].ZsymmBC(createStepName='Initial', name=
525     'BC-Profile symmetry L', region=
526     mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances['Profile-1'].sets[
527         'Set-Profile lateral L'])
528
529 mdb.models['Model-1'].YsymmBC(createStepName='Initial', name=
530     'BC-Bolt symmetry shank', region=
531     mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances['Bolt-1'].sets[
532         'Set-Bolt shank'])
533
534 mdb.models['Model-1'].DisplacementBC(amplitude=UNSET, createStepName=
535     'Load',
536     distributionType=UNIFORM, fieldName='', fixed=OFF, localCsys=None
537     , name=
538     'BC-Load application', region=
539     mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances['Profile-1'].sets[
540         'Set-Profile top web']
541     , u1=UNSET, u2=30.0, u3=UNSET, ur1=UNSET, ur2=UNSET, ur3=UNSET)
542
543 mdb.models['Model-1'].EncastreBC(createStepName='Initial', name=
544     'BC-Reference point', region=Region(referencePoints=(
545     mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances['Rigid-1'].
546     referencePoints[2],
547     )))
548
549 # MESHING
550
551 # 1) Seed parts
552
553 # a) Global seed
554
555 sisi=min(tf/4,4.0)
556 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].seedPart(deviationFactor=0.1,
557     size=(sisi))
558 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].seedPart(deviationFactor=0.1,
559     size=(sisi))
560
561 # b) Refining seed around the bolt
562
563 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].seedEdgeByNumber(constraint=
564     FINER,
565     edges=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt(((n-(
566     dh+1)/2), (tf),
567     (b/2)), ), ((n-(dh+1)/2), 0.0, (b/2)), ), ((n-(dh-1)/2), (tf),
568     (b/2)), ), ((n-(dh-1)/2), 0.0,

```

```

548 # b) Refining seed around the bolt
549
550 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].seedEdgeByNumber(constraint=
551 FINER,
552     edges=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt((((n-(
553 dh+1)/2), (tf),
554 (b/2)), ), ((n-(dh+1)/2), 0.0, (b/2)), ), ((n-(dh-1)/2), (tf),
555 (b/2)), ), ((n-(dh-1)/2), 0.0,
556 (b/2)), ), ((n+(dh-1)/2), 0.0, (b/2)), ), ((n+(dh-1)/2), (tf),
557 (b/2)), ), ((n+(dh+1)/2), 0.0,
558 (b/2)), ), ((n+(dh+1)/2), (tf), (b/2)), ), ((n, 0.0, (b/2-(dh+
559 1)/2))), ),
560 ((n), (tf), (b/2-(dh+1)/2)), ), ((n), 0.0, (b/2-(dh-1)/2)), ),
561 ((n), (tf), (b/2-(dh-1)/2)), ),
562 ((n), (tf), (b/2+(dh-1)/2)), ), ((n), 0.0, (b/2+(dh-1)/2)), ),
563 ((n), 0.0, (b/2+(dh+1)/2)), ),
564 ((n), (tf), (b/2+(dh+1)/2)), ), ), number=2)
565
566 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].seedEdgeByNumber(constraint=
567 FINER,
568     edges=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt((((n-
569 sqrt(2.0)*dh/4),
570 (tf), (b/2-sqrt(2.0)*dh/4)), ), ((n-sqrt(2.0)*dh/4), (tf), (b/2+
571 sqrt(2.0)*dh/4)), ), ((n+sqrt(2.0)*dh/4), (tf),
572 (b/2-sqrt(2.0)*dh/4)), ), ((n+sqrt(2.0)*dh/4), (tf), (b/2+sqrt(
573 2.0)*dh/4)), ), ), number=15)
574
575 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].seedEdgeByNumber(constraint=FINER
576 ,
577     edges=mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].edges.findAt((((-sqrt(
578 2.0)*dh/4),
579 (tf), (-sqrt(2.0)*dh/4)), ), ((-sqrt(2.0)*dh/4), (tf), (sqrt(2.0)
580 *dh/4)), ), ((sqrt(2.0)*dh/4), (tf),
581 (-sqrt(2.0)*dh/4)), ), ((sqrt(2.0)*dh/4), (tf), (sqrt(2.0)*dh/4
582 )), ), ), number=15)
583
584 # c) Web seed
585
586 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].seedEdgeByNumber(constraint=
587 FINER,
588     edges=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt((((n+mp
589 ), (h-1), 0.0), ),
590 ((n+mp), (h-1), (b/2+e1)), ), ((n+mp-tw/2), (h-1), (b/2+e1)),
591 ),
592 ((n+mp-tw/2), (h-1), 0.0), ), ), number=4)
593
594 # 2) Assign mesh controls
595
596
597

```

```

576 # 2) Assign mesh controls
577
578 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].setMeshControls(algorithm=
579     ADVANCING_FRONT,
579     elemShape=HEX_DOMINATED, regions= mdb.models['Model-1'].parts[
580         'Bolt'].cells, technique=SWEEP)
580
581 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].setMeshControls(algorithm=
582     MEDIAL_AXIS,
582     regions=mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].cells.findAt(((0.0,
583         0.0, 0.0), )))
583
584 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].setMeshControls(algorithm=
585     MEDIAL_AXIS,
585     regions=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt(((
586         0.0, 0.0, 0.0), )), technique=SWEEP)
586
587
588 # 3) Assign element type
589
590 # 3.1) Assign element type to bolt
591
592 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].setElementType(elemTypes=(
593     ElemType(
593     elemCode=C3D8I, elemLibrary=STANDARD, secondOrderAccuracy=OFF,
594     distortionControl=DEFAULT), ElemType(elemCode=C3D6, elemLibrary=
595     STANDARD),
595     ElemType(elemCode=C3D4, elemLibrary=STANDARD)), regions=(
596     mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].cells.findAt(((0.0, (tf+th),
597         0.0), ), ((dh/2-1), (tf+th), 1.0), ), ((dh/2-1), (tf+th), -1.0
598         ),
598     ), (((-dh/2+1), (tf+th), 1.0), ), (((-dh/2+1), (tf+th), -1.0), ),
599     ), ))
599
600 # 3.2) Assign element type to profile
601
602 # a) Cell with the hole
603
604 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].setElementType(elemTypes=(
605     ElemType(
605     elemCode=C3D8R, elemLibrary=STANDARD, secondOrderAccuracy=OFF,
606     kinematicSplit=AVERAGE_STRAIN, hourglassControl=DEFAULT,
607     distortionControl=DEFAULT), ElemType(elemCode=C3D6, elemLibrary=
608     STANDARD),
608     ElemType(elemCode=C3D4, elemLibrary=STANDARD)), regions=(
609     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt(((0.0, 0.0,
610         0.0), )), ))
610
611 # b) Cell with the radius

```

```

611 # b) Cell with the radius
612
613 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].setElementType(elemTypes=(
ElemType(
614     elemCode=C3D8R, elemLibrary=STANDARD, secondOrderAccuracy=OFF,
615     kinematicSplit=AVERAGE_STRAIN, hourglassControl=DEFAULT,
616     distortionControl=DEFAULT), ElemType(elemCode=C3D6, elemLibrary=
STANDARD),
617     ElemType(elemCode=C3D4, elemLibrary=STANDARD)), regions=(
618     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt(((mp+n), 0.0
, 0.0), )), )
619
620 # c) Web cell
621
622 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].setElementType(elemTypes=(
ElemType(
623     elemCode=C3D8R, elemLibrary=STANDARD, secondOrderAccuracy=OFF,
624     kinematicSplit=AVERAGE_STRAIN, hourglassControl=DEFAULT,
625     distortionControl=DEFAULT), ElemType(elemCode=C3D6, elemLibrary=
STANDARD),
626     ElemType(elemCode=C3D4, elemLibrary=STANDARD)), regions=(
627     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt(((mp+n), (h
), 0.0), )), )
628
629 # Mesh parts
630
631 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].generateMesh()
632 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].generateMesh()
633
634 # CONTACT
635
636 # a) Contact properties
637
638 # a.1) Flange-bolt head contact (friction coefficient = 0.25)
639
640 mdb.models['Model-1'].ContactProperty('Contact_1')
641 mdb.models['Model-1'].interactionProperties['Contact_1'].
TangentialBehavior(
642     dependencies=0, directionality=ISOTROPIC, elasticSlipStiffness=
None,
643     formulation=PENALTY, fraction=0.005, maximumElasticSlip=FRACTION,
644     pressureDependency=OFF, shearStressLimit=None, slipRateDependency
=OFF,
645     table=((0.3, ), ), temperatureDependency=OFF)
646 mdb.models['Model-1'].interactionProperties['Contact_1'].
NormalBehavior(
647     allowSeparation=ON, clearanceAtZeroContactPressure=0.0,
648     constraintEnforcementMethod=PENALTY, contactStiffness=DEFAULT,

```

```

649     contactStiffnessScaleFactor=1.0, pressureOverclosure=HARD,
650     stiffnessBehavior=LINEAR)
651
652     # a.2) Flange-rigid surface contact (friction coefficient = 0.0)
653
654     mdb.models['Model-1'].ContactProperty('Contact_2')
655     mdb.models['Model-1'].interactionProperties['Contact_2'].
        NormalBehavior(
656         allowSeparation=ON, clearanceAtZeroContactPressure=0.0,
657         constraintEnforcementMethod=PENALTY, contactStiffness=DEFAULT,
658         contactStiffnessScaleFactor=1.0, pressureOverclosure=HARD,
659         stiffnessBehavior=LINEAR)
660     mdb.models['Model-1'].interactionProperties['Contact_2'].
        TangentialBehavior(
661         formulation=FRICTIONLESS)
662
663     # b) Contact interactions
664
665     # b.1) Head bolt-flange contact
666
667     mdb.models['Model-1'].SurfaceToSurfaceContactStd(adjustMethod=NONE,
668         clearanceRegion=None, createStepName='Initial', datumAxis=None,
669         initialClearance=OMIT, interactionProperty='Contact_1', master=
670         mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances['Profile-1'].
        surfaces['Surface-Profile top flange']
671         , name='Contact Bolt-Flange', slave=
672         mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances['Bolt-1'].surfaces[
        'Surface-Bolt bottom head']
673         , sliding=FINITE, thickness=ON)
674
675     # b.2) Bolt shank-hole contact
676
677     mdb.models['Model-1'].SurfaceToSurfaceContactStd(adjustMethod=NONE,
678         clearanceRegion=None, createStepName='Initial', datumAxis=None,
679         initialClearance=OMIT, interactionProperty='Contact_1', master=
680         mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances['Profile-1'].
        surfaces['Surface-Profile interior hole']
681         , name='Contact Bolt shank-Hole', slave=
682         mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances['Bolt-1'].surfaces[
        'Surface-Bolt shank']
683         , sliding=FINITE, thickness=ON)
684
685     # b.3) Flange-rigid surface contact
686
687     mdb.models['Model-1'].SurfaceToSurfaceContactStd(adjustMethod=NONE,
688         clearanceRegion=None, createStepName='Initial', datumAxis=None,
689         initialClearance=OMIT, interactionProperty='Contact_2', master=
690         mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances['Rigid-1'].surfaces[

```



```
691     'Surf-Rigid']
692     , name='Contact Flange-Rigid', slave=
693     mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances['Profile-1'].
694     surfaces['Surface-Profile bottom flange']
695     , sliding=FINITE, thickness=ON)
696
697 # JOB
698 mdb.Job(atTime=None, contactPrint=OFF, description='', echoPrint=OFF,
699     explicitPrecision=SINGLE, getMemoryFromAnalysis=True,
700     historyPrint=OFF,
701     memory=50, memoryUnits=PERCENTAGE, model='Model-1', modelPrint=
702     OFF,
703     multiprocessingMode=DEFAULT, name='Job-1', nodalOutputPrecision=
704     SINGLE,
705     numCpus=1, queue=None, scratch='', type=ANALYSIS, userSubroutine=
706     '',
707     waitHours=0, waitMinutes=0)
708
709
710
711
712
713
714
715
716
717
718
719
720
721
722
723
724
725
726
727
728
729
730
731
732
```



**B.2- Código T-equivalente 04b**

```

1  # ASYMMETRICAL T-STUB PARAMETRIC SCRIPT
2  #
3  # VARIABLE
4  DEFINITIONS*****
5  #
6  #           tw
7  #         <->
8  #         _____
9  #         |         |
10 #         |         |
11 #         |         |
12 #         |         |
13 #         |         |
14 #         | h       |
15 #         |         |
16 #         |         |
17 #         |         |
18 #         |         |
19 #         |         |
20 #         |         |
21 #         |         |
22 #         |         |
23 #         |         |
24 #         |         |
25 #         |         |
26 #         |         |
27 #         |         |
28 #         |         |
29 #         |         |
30 #         |         |
31 #         |         |
32 #         |         |
33 #         |         |
34 #         |         |
35 #         |         |
36 #         |         |
37 #         |         |
38 #         |         |
39 #         |         |
40 #         |         |
41 #         |         |
42 #         |         |
43 #         |         |
44 #         |         |
45 #         |         |

```

```

46 #
47 #
48 # Profile dimensions [mm]
49 tf=24.0 # Thickness of the I flange
50 tw=13.5 # Thickness of the I web
51 mp1=50.0 #
52 mp2=70.0 #
53 np1=100.0 #
54 np2=80.0 #
55 b=100.0 #
56 e1=50.0 #
57 h=60.0 #
58 r=27.0 #
59
60 # Bolt dimensions [mm]
61 di=17.65 # Diameter of the bolt shank
62 th=15.0 # Thickness of the bolt head
63 dh=30.0 # Diameter of the bolt head
64 tol=2.0 # Tolerance in the bolt-hole
65 lbad=0.0 # Additional length of the bolt due to
the symmetric
66
67 # Material properties [N,mm]
68
69 # Flange profile material properties
70 Ef=210000.0 # Young's module
71 nuf=0.3 # Poisson module
72 fyf=275.0 # Yield strength
73 fuf=430.0 # Ultimate strength
74
75 # Web profile material properties
76 Ew=210000.0 # Young's module
77 nuw=0.3 # Poisson module
78 fyw=275.0 # Yield strength
79 fuw=430.0 # Ultimate strength
80
81 # Bolt material properties
82 Eb=147692.31 # Young's module
83 nub=0.3 # Poisson module
84 fyb=640.0 # Yield strength
85 fub=800.0 # Ultimate strength
86
87 # INITIAL
88
89 # Import of Abaqus modules for Python
90
91 from abaqus import *
92 from abaqusConstants import *

```

```

93 import regionToolset
94 from part import *
95 from material import *
96 from section import *
97 from assembly import *
98 from step import *
99 from interaction import *
100 from load import *
101 from mesh import *
102 from job import *
103 from sketch import *
104 from visualization import *
105 from connectorBehavior import *
106
107 # Line to generate findAt comands in the *.jnl file
108
109 session.journalOptions.setValue(replayGeometry=COORDINATE,
110 recoverGeometry=COORDINATE)
111
112 # Definition of variables
113 dd=dh/3-di/3
114
115 # MATERIALS
116
117 # Definition of material properties
118
119 # Steel web profile
120
121 mdb.models['Model-1'].Material(name='Steel-Web profile')
122 mdb.models['Model-1'].materials['Steel-Web profile'].Elastic(table
123 =((Ew,
124 (nuw)), ))
125 mdb.models['Model-1'].materials['Steel-Web profile'].Plastic(table=((
126 344.00000, 0.0), (348.16417, 0.02333), (520.20247, 0.155887), (
127 521.28427, 0.20739)))
128
129 # Steel flange profile
130
131 mdb.models['Model-1'].Material(name='Steel-Flange profile')
132 mdb.models['Model-1'].materials['Steel-Flange profile'].Elastic(table
133 =((
134 (Ef), (nuf)), ))
135 mdb.models['Model-1'].materials['Steel-Flange profile'].Plastic(
136 table=((332.64519, 0.0), (335.08779, 0.01647), (527.66412,
137 0.16977), (
138 536.69947, 0.23979)))

```

```

137 # Steel bolt
138
139 mdb.models['Model-1'].Material(name='Steel-Bolt')
140 mdb.models['Model-1'].materials['Steel-Bolt'].Elastic(table=((Eb,
141     (nub)), ))
142 mdb.models['Model-1'].materials['Steel-Bolt'].Plastic(table=((735.50,
143     0.0), (860.00, 0.01650), (966.63152, 0.04655), (986.01262,
144     0.07061)))
145
146 # Creation of sections
147 mdb.models['Model-1'].HomogeneousSolidSection(material='Steel-Web
148     profile',
149     name='Section-Web profile', thickness=None)
150 mdb.models['Model-1'].HomogeneousSolidSection(material='Steel-Flange
151     profile',
152     name='Section-Flange profile', thickness=None)
153 mdb.models['Model-1'].HomogeneousSolidSection(material='Steel-Bolt',
154     name=
155     'Section-Bolt', thickness=None)
156
157 # GEOMETRIC CHARACTERISTICS
158
159 # xxxxxxxxxxxxxx #
160 # Profile part #
161 # xxxxxxxxxxxxxx #
162
163 # a) Sketch the T section
164
165 mdb.models['Model-1'].ConstrainedSketch(name='Profile', sheetSize=5.0)
166 mdb.models['Model-1'].sketches['Profile'].Line(point1=(0.0, 0.0),
167     point2=((mp1+mp2+np1+np2), 0.0))
168 mdb.models['Model-1'].sketches['Profile'].Line(point1=((mp1+mp2+np1+
169     np2), 0.0), point2=((mp1+mp2+np1+np2), (tf)))
170 mdb.models['Model-1'].sketches['Profile'].Line(point1=((mp1+mp2+np1+
171     np2), (tf)), point2=((mp1+np1+tw/2+r), (tf)))
172 mdb.models['Model-1'].sketches['Profile'].ArcByCenterEnds(center=((
173     mp1+np1+tw/2+r), (tf+r)), point1=((mp1+np1+tw/2+r), (tf)), point2=((
174     mp1+np1+tw/2), (tf+r)), direction=CLOCKWISE)
175 mdb.models['Model-1'].sketches['Profile'].Line(point1=((mp1+np1+tw/2
176     ), (tf+r)), point2=((mp1+np1+tw/2), (h)))
177 mdb.models['Model-1'].sketches['Profile'].Line(point1=((mp1+np1+tw/2
178     ), (h)), point2=((mp1+np1-tw/2), (h)))
179 mdb.models['Model-1'].sketches['Profile'].Line(point1=((mp1+np1-tw/2
180     ), (h)), point2=((mp1+np1-tw/2), (tf+r)))
181 mdb.models['Model-1'].sketches['Profile'].ArcByCenterEnds(center=((
182     mp1+np1-tw/2-r), (tf+r)), point1=((mp1+np1-tw/2), (tf+r)), point2=((
183     mp1+np1-tw/2-r), (tf)), direction=CLOCKWISE)

```

```

171 mdb.models['Model-1'].sketches['Profile'].Line(point1=((m*pl+np1-tw/2-
172 r), (tf)), point2=(0.0, (tf)))
173
174 # b) Create a deformable 'Profile' part
175
176 mdb.models['Model-1'].Part(dimensionality=THREE_D, name='Profile',
177 type=DEFORMABLE_BODY)
178 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].BaseSolidExtrude(depth=(b/2+e1
179 ), sketch=mdb.models['Model-1'].sketches['Profile'])
180 del mdb.models['Model-1'].sketches['Profile']
181
182 # c) Create the holes in the flange of the 'Profile' part
183
184 # c.1) n1 size
185
186 mdb.models['Model-1'].ConstrainedSketch(gridSpacing=5.0, name=
187 '__profile__',
188 sheetSize=5.0, transform=
189 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].MakeSketchTransform(
190 sketchPlane=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].faces.findAt((
191 1.0,
192 (tf), 1.0), ), sketchPlaneSide=SIDE1,
193 sketchUpEdge=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt
194 ((0.0,
195 (tf), 1.0), ), sketchOrientation=RIGHT, origin=(0.0, (tf), 0.0)))
196 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].projectReferencesOntoSketch(
197 filter=
198 COPLANAR_EDGES, sketch=mdb.models['Model-1'].sketches[
199 '__profile__'])
200 mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'].CircleByCenterPerimeter
201 (center=(
202 (-np1), (b/2)), point1=(-np1), (b/2+(di+tol)/2))
203 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].CutExtrude(
204 flipExtrudeDirection=OFF,
205 sketch=mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'],
206 sketchOrientation=
207 RIGHT, sketchPlane=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].faces.
208 findAt((
209 1.0, (tf), 1.0), ), sketchPlaneSide=SIDE1, sketchUpEdge=
210 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt((0.0, (tf),
211 12.5), ))
212 del mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__']
213
214 # c.2) n2 size
215
216 mdb.models['Model-1'].ConstrainedSketch(gridSpacing=5.0, name=

```

```

205     '__profile__',
206     sheetSize=5.0, transform=
207     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].MakeSketchTransform(
208     sketchPlane=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].faces.findAt((
209     1.0,
210     (tf), 1.0), ), sketchPlaneSide=SIDE1,
211     sketchUpEdge=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt
212     ((0.0,
213     (tf), 1.0), ), sketchOrientation=RIGHT, origin=(0.0, (tf), 0.0))
214     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].projectReferencesOntoSketch(
215     filter=
216     COPLANAR_EDGES, sketch=mdb.models['Model-1'].sketches[
217     '__profile__'])
218     mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'].CircleByCenterPerimeter
219     (center=(
220     (-np1-mp1-mp2), (b/2)), point1=(-np1-mp1-mp2), (b/2+(di+tol)/2))
221     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].CutExtrude(
222     flipExtrudeDirection=OFF,
223     sketch=mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'],
224     sketchOrientation=
225     RIGHT, sketchPlane=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].faces.
226     findAt((
227     1.0, (tf), 1.0), ), sketchPlaneSide=SIDE1, sketchUpEdge=
228     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt((0.0, (tf),
229     12.5), ))
230     del mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__']
231
232     # d) Set surfaces and cells
233
234     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].Set(cells=
235     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt(((0.0, 0.0,
236     0.0),
237     )), name='Set-Profile cell')
238     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].Set(faces=
239     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].faces.findAt(((np1/2), (
240     tf),
241     (b/2)), )), name='Set-Profile top flange')
242     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].Set(faces=
243     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].faces.findAt(((np1/2),
244     0.0,
245     (b/2)), )), name='Set-Profile bottom flange')
246     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].Set(faces=
247     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].faces.findAt(((np1/2), (
248     tf/2),
249     0.0), )), name='Set-Profile lateral L')
250     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].Set(faces=
251     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].faces.findAt(((np1+mp1),
252     (h),

```



```

238     (b/2)), ), name='Set-Profile top web')
239     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].Surface(name='Surface-Profile
bottom flange', sidelFaces=
240         mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].faces.findAt(((1.0, 0.0,
1.0), )))
241     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].Surface(name='Surface-Profile
top flange', sidelFaces=
242         mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].faces.findAt(((1.0, (tf),
1.0), )))
243     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].Surface(name='Surface-Profile
top flange2', sidelFaces=
244         mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].faces.findAt((((np1+mp1+
mp2+np2-1.0), (tf), 1.0), )))
245     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].Surface(name='Surface-Profile
interior hole', sidelFaces=
246         mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].faces.findAt((((np1+di/2+
tol/2), (tf/2), (b/2)), )))
247     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].Surface(name='Surface-Profile
interior hole2', sidelFaces=
248         mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].faces.findAt((((np1+mp1+
mp2+di/2+tol/2), (tf/2), (b/2)), )))
249
250     # e) Partition 'Profile' in web
251
252     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].
PartitionCellByPlanePointNormal(cells=
253         mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt(((0.0, 0.0,
0.0), )), normal=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.
254         findAt(
255             (0.0, (tf/3), 0.0), ), point=
256             mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].vertices.findAt(((mp1+np1
)-tw/2), (tf+r), 0.0), ))
257
258     # f) Section assignments
259
260     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].SectionAssignment(offset=0.0,
261         offsetField='', offsetType=MIDDLE_SURFACE, region=Region(
262         cells=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt((((np1+
mp1),
263         (h), (0.0)), ), )), sectionName='Section-Web profile',
264         thicknessAssignment=FROM_SECTION)
265     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].SectionAssignment(offset=0.0,
266         offsetField='', offsetType=MIDDLE_SURFACE, region=Region(
267         cells=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt(((0.0,
0.0, 0.0), ), )), sectionName='Section-Flange profile',
268         thicknessAssignment=FROM_SECTION)
269
270
271     # g) Partition flange 'Profile' in the radius part

```

```

272
273 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].
PartitionCellByPlanePointNormal(cells=
274     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt(((0.0, 0.0,
275     0.0), )), normal=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.
findAt(
276     ((e1), 0.0, 0.0), ), point=
277     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].vertices.findAt(((np1+mp1-
tw/2-r), (tf), 0.0), ))
278
279 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].
PartitionCellByPlanePointNormal(cells=
280     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt(((np1+mp1+
mp2+np2-1), 0.0,
281     0.0), )), normal=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.
findAt(
282     ((e1), 0.0, 0.0), ), point=
283     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].vertices.findAt(((np1+mp1+
tw/2+r), (tf), 0.0), ))
284
285 # h) Partition of the top face of the flange around the hole
286
287 # h.1) n1 size
288
289 # Create the sketch
290
291 mdb.models['Model-1'].ConstrainedSketch(gridSpacing=5.0, name=
'__profile__',
292     sheetSize=5.0, transform=
293     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].MakeSketchTransform(
294     sketchPlane=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].faces.findAt((
1.0,
295     (tf), 1.0), ), sketchPlaneSide=SIDE1,
296     sketchUpEdge=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt
((0.0,
297     (tf), 1.0), ), sketchOrientation=RIGHT, origin=(0.0, (tf), 0.0)))
298 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].projectReferencesOntoSketch(
filter=
299     COPLANAR_EDGES, sketch=mdb.models['Model-1'].sketches[
'__profile__'])
300 mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'].CircleByCenterPerimeter
(center=(
301     (-np1), (b/2)), point1=(-np1-dh/2), (b/2)))
302 mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'].CircleByCenterPerimeter
(center=(
303     (-np1), (b/2)), point1=(-np1-dh/2-dd), (b/2)))
304 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].PartitionFaceBySketch(faces=
305     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].faces.findAt(((np1), (tf)

```

```

306     (b/4)), ), sketch=mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'],
307     sketchUpEdge=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt
      ((0.0,
308        (tf), 15.0), )
309
310     # Creation partition by extending the sketch created before
311
312     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].PartitionCellByExtrudeEdge(
      cells=
313         mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt(((0.0, 0.0,
314            0.0), )), edges=(mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.
      findAt(
315         ((np1-dh/2), (tf), (b/2)), ), ), line=
316         mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt((0.0, (tf/1.5
      ), 0.0), ),
317         sense=FORWARD)
318     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].PartitionCellByExtrudeEdge(
      cells=
319         mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt(((0.0, 0.0,
320            0.0), )), edges=(mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.
      findAt(
321         ((np1-dh/2-dd), (tf), (b/2)), ), ), line=
322         mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt((0.0, (tf/1.5
      ), 0.0), ),
323         sense=FORWARD)
324
325     # h.2) n2 size
326
327     # Create the sketch
328
329     mdb.models['Model-1'].ConstrainedSketch(gridSpacing=8.24, name=
      '__profile__',
330         sheetSize=5.0, transform=
331         mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].MakeSketchTransform(
332         sketchPlane=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].faces.findAt((
333         (np1+mp1+mp2), (tf), (1.0)), ), sketchPlaneSide=SIDE1,
334         sketchUpEdge=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt
      ((0.0,
335         (tf), 1.0), ), sketchOrientation=RIGHT, origin=(0.0, (tf), 0.0)))
336     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].projectReferencesOntoSketch(
      filter=
337         COPLANAR_EDGES, sketch=mdb.models['Model-1'].sketches[
      '__profile__'])
338     mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'].CircleByCenterPerimeter
      (center=(
339         (-np1-mp1-mp2), (b/2)), point1=(-np1-mp1-mp2-dh/2), (b/2)))
340     mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'].CircleByCenterPerimeter
      (center=(

```

```

341     (-np1-mp1-mp2), (b/2)), point1=(-np1-mp1-mp2-dh/2-dd), (b/2))
342     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].PartitionFaceBySketch(faces=
343     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].faces.findAt(((np1+mp1+
    mp2), (tf),
344     (b/4)), )), sketch=mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'],
345     sketchUpEdge=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt
    ((0.0,
346     (tf), 15.0), ))
347
348     # Creation partition by extending the sketch created before
349
350     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].PartitionCellByExtrudeEdge(
    cells=
351     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt(((np1+mp1+
    mp2+np2-1), 0.0,
352     0.0), )), edges=(mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.
    findAt(
353     ((np1+mp1+mp2+dh/2), (tf), (b/2)), ), ), line=
354     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt(((np1+mp1+mp2
    +np2), (tf/1.5), 0.0), ),
355     sense=FORWARD)
356     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].PartitionCellByExtrudeEdge(
    cells=
357     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt(((np1+mp1+
    mp2+np2), 0.0,
358     0.0), )), edges=(mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.
    findAt(
359     ((np1+mp1+mp2+dh/2+dd), (tf), (b/2)), ), ), line=
360     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt(((np1+mp1+mp2
    +np2), (tf/1.5), 0.0), ),
361     sense=FORWARD)
362
363     # i) Cutting cells around the bolt
364
365     # i.1) n1 size
366
367     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].
    PartitionCellByPlanePointNormal(cells=
368     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt(((np1+(di+
    tol)/2), 0.0,
369     (b/2)), ), ((np1+(dh+1)/2), 0.0, (b/2)), ), ), normal=
370     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt(((np1), (tf),
    0.0), )
371     , point=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].InterestingPoint(
372     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt(((np1), (tf),
    (b/2-(di+tol)/2)), ),
373     CENTER))
374     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].

```

```

375     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt((((np1+(di+
376         tol)/2), 0.0,
377         (b/2)), ), (((np1+(dh+tol)/2), 0.0, (b/2)), ), (((np1-(di+tol)/2
378         ), 0.0,
379         (b/2)), ), (((np1-(dh+tol)/2), 0.0, (b/2)), ), ), normal=
380     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt((0.0, (tf), (
381         b/2)), ),
382     point=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].InterestingPoint(
383     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt(((np1-(di+tol
384         )/2), (tf),
385         (b/2)), ), CENTER))
386
387 # i.2) n2 size
388
389 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].
390 PartitionCellByPlanePointNormal(cells=
391     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt((((np1+mp1+
392         mp2+(di+tol)/2), 0.0,
393         (b/2)), ), (((np1+mp1+mp2+(dh+1)/2), 0.0, (b/2)), ), ), normal=
394     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt(((np1+mp1+mp2
395         ), (tf), 0.0), )
396     , point=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].InterestingPoint(
397     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt(((np1+mp1+mp2
398         ), (tf), (b/2-(di+tol)/2)), ),
399     CENTER))
400
401 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].
402 PartitionCellByPlanePointNormal(cells=
403     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt((((np1+mp1+
404         mp2+(di+tol)/2), 0.0,
405         (b/2)), ), (((np1+mp1+mp2+(dh+tol)/2), 0.0, (b/2)), ), (((np1+mp1
406         +mp2-(di+tol)/2), 0.0,
407         (b/2)), ), (((np1+mp1+mp2-(dh+tol)/2), 0.0, (b/2)), ), ), normal=
408     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt((0.0, (tf), (
409         b/2)), ),
410     point=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].InterestingPoint(
411     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt(((np1+mp1+mp2
412         -(di+tol)/2), (tf),
413         (b/2)), ), CENTER))
414
415 # xxxxxxxx #
416 # Bolt part #
417 # xxxxxxxx #
418
419 # a) Sketch the 'Bolt' section
420
421 mdb.models['Model-1'].ConstrainedSketch(name='Bolt', sheetSize=5.0)
422 mdb.models['Model-1'].sketches['Bolt'].Line(point1=(0.0, (-lbad)),
423     point2=(0.0, (tf+th)))

```

```

409 mdb.models['Model-1'].sketches['Bolt'].Line(point1=(0.0, (tf+th)),
point2=((dh/2), (tf+th)))
410 mdb.models['Model-1'].sketches['Bolt'].Line(point1=((dh/2), (tf+th)),
point2=((dh/2), (tf)))
411 mdb.models['Model-1'].sketches['Bolt'].Line(point1=((dh/2), (tf)),
point2=((di/2), (tf)))
412 mdb.models['Model-1'].sketches['Bolt'].Line(point1=((di/2), (tf)),
point2=((di/2), (-lbad)))
413 mdb.models['Model-1'].sketches['Bolt'].Line(point1=((di/2), (-lbad)),
point2=((0.0), (-lbad)))
414 mdb.models['Model-1'].sketches['Bolt'].ConstructionLine(point1=(0.0,
-100.0), point2=(0.0, 100.0))
415
416 # b) Create a deformable 'Bolt' part
417
418 mdb.models['Model-1'].Part(name='Bolt', dimensionality=THREE_D, type=
DEFORMABLE_BODY)
419 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].BaseSolidRevolve(sketch=mdb.
models['Model-1'].sketches['Bolt'], angle=360.0, flipRevolveDirection
=OFF)
420
421 # c) Set surfaces and cells
422
423 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].Set(faces=
424     mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].faces.findAt(((0.0, (tf),
425     (di/2+tol)), )), name='Set-Bolt bottom head')
426
427 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].Set(faces=
428     mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].faces.findAt(((0.0, (-lbad),
429     0.0), )), name='Set-Bolt shank')
430
431 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].Set(cells=
432     mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].cells.findAt(((0.0, 0.0, 0.0
433     ),
434     )), name='Set-Bolt cell')
435
436 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].Surface(name='Surface-Bolt
bottom head', side1Faces=
437     mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].faces.findAt((((di/2+1), (tf
438     ),
439     0.0), )))
440
441 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].Surface(name='Surface-Bolt shank'
, side1Faces=
442     mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].faces.findAt(((0.0, (tf/2),
443     (di/2)), )))
444
445 # c) Create a sketch in the bottom surface of the bolt head
446

```

```

444 mdb.models['Model-1'].ConstrainedSketch(gridSpacing=5.0, name=
    '__profile__',
445     sheetSize=5.0, transform=
446     mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].MakeSketchTransform(
447     sketchPlane=mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].faces.findAt(((
        di+dh)/4),
448     (tf), 0.0), ), sketchPlaneSide=SIDE1,
449     sketchUpEdge=mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].edges.findAt((
        0.0, (tf),
450     (dh/2)), ), sketchOrientation=RIGHT, origin=(0.0, (tf), 0.0)))
451 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].projectReferencesOntoSketch(
    filter=
452     COPLANAR_EDGES, sketch=mdb.models['Model-1'].sketches[
        '__profile__'])
453 mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'].CircleByCenterPerimeter
    (center=(
454     0.0, 0.0), point1=(0.0, ((di+tol)/2)))
455 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].PartitionFaceBySketch(faces=
456     mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].faces.findAt((((di+dh)/4), (
        tf),
457     0.0), )), sketch=mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'],
458     sketchUpEdge=mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].edges.findAt((
        0.0, (tf), (dh/2)), ))
459
460 # d) Section assignments
461
462 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].SectionAssignment(offset=0.0,
463     offsetField='', offsetType=MIDDLE_SURFACE, region=Region(
464     cells=mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].cells.findAt(((0.0,
465     0.0, 0.0), ), )), sectionName='Section-Bolt',
466     thicknessAssignment=FROM_SECTION)
467
468 # e) Divide the bolt part with a inner circle
469 .....
470 mdb.models['Model-1'].ConstrainedSketch(gridSpacing=5.0, name=
    '__profile__',
471     sheetSize=5.0, transform=
472     mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].MakeSketchTransform(
473     sketchPlane=mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].faces.findAt((0.0
        ,
474     (tf+th), 0.0), ), sketchPlaneSide=SIDE1,
475     sketchUpEdge=mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].edges.findAt((
        0.0, (tf+th),
476     (dh/2)), ), sketchOrientation=RIGHT, origin=(0.0, (tf+th), 0.0)))
477 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].projectReferencesOntoSketch(
    filter=
478     COPLANAR_EDGES, sketch=mdb.models['Model-1'].sketches[
        ' profile '])

```

```

479 mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'].CircleByCenterPerimeter
    (center=(
480     0.0, 0.0), point1=((di/2-tol/2), 0.0))
481 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].PartitionFaceBySketch(faces=
482     mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].faces.findAt(((0.0, (tf+th),
483     0.0), )), sketch=mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'],
484     sketchUpEdge=mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].edges.findAt((
485     0.0, (tf+th),
486     (dh/2)), ))
487 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].PartitionCellByExtrudeEdge(cells=
488     mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].cells.findAt(((0.0, 0.0, 0.0
489     ),
490     )), edges=(mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].edges.findAt((0.0,
491     (tf+th),
492     -(di/2-tol/2)), ), ), line=mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].
493     datums[1], sense=
494     FORWARD)
495 # e) Divide the bolt into four parts
496 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].PartitionCellByPlaneThreePoints(
497     cells=
498     mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].cells.findAt(((0.0, (tf+th),
499     (dh/2-1)), )), point1=(0.0, 0.0, 0.0), point2=(0.0, (tf+th), 0.0
500     ), point3=((dh/2), (tf+th), 0.0))
501 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].PartitionCellByPlaneThreePoints(
502     cells=
503     mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].cells.findAt(((0.0, (tf+th),
504     (dh/2-1)), ), ((0.0, (tf+th), (-dh/2+1)), ), ), point1=(0.0, 0.0
505     , 0.0), point2=(0.0, (tf+th), 0.0), point3=(0.0, (tf+th), (dh/2)))
506 # xxxxxxxxxxxx #
507 # Rigid part #
508 # xxxxxxxxxxxx #
509 # a) Sketch the 'Rigid' section
510 mdb.models['Model-1'].ConstrainedSketch(name='Rigid', sheetSize=5.0)
511 mdb.models['Model-1'].sketches['Rigid'].Line(point1=(-10.0, 0.0),
512     point2=((10.0+np1+mp1+mp2+np2), 0.0))
513 # b) Create a rigid 'Rigid' part
514 mdb.models['Model-1'].Part(name='Rigid', dimensionality=THREE_D, type
515     =ANALYTIC_RIGID_SURFACE)
516 mdb.models['Model-1'].parts['Rigid'].AnalyticRigidSurfExtrude(sketch=
517     mdb.models['Model-1'].sketches['Rigid'], depth=(10+e1+b/2))

```



```

515
516 # c) Create a reference point
517
518 mdb.models['Model-1'].parts['Rigid'].ReferencePoint(point=(0.0, 0.0,
519 0.0))
520
521 # d) Surface
522
523 mdb.models['Model-1'].parts['Rigid'].Surface(name='Surf-Rigid',
524 sidelFaces=
525     mdb.models['Model-1'].parts['Rigid'].faces.findAt(((0.0, 0.0,
526 0.0), )))
527
528 # xxxxxxxx #
529 # ASSEMBLY #
530 # xxxxxxxx #
531
532 # a) Intances creation
533
534 mdb.models['Model-1'].rootAssembly.DatumCsysByDefault (CARTESIAN)
535 mdb.models['Model-1'].rootAssembly.Instance(dependent=ON, name=
536 'Profile-1',
537     part=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'])
538 mdb.models['Model-1'].rootAssembly.Instance(dependent=ON, name=
539 'Bolt-1', part=
540     mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'])
541 mdb.models['Model-1'].rootAssembly.Instance(dependent=ON, name=
542 'Rigid-1', part=
543     mdb.models['Model-1'].parts['Rigid'])
544
545 # b) Displacement/copy of instances
546
547 mdb.models['Model-1'].rootAssembly.translate(instanceList=('Bolt-1',
548 ), vector=
549     ((np1), 0.0, (b/2)))
550 mdb.models['Model-1'].rootAssembly.translate(instanceList=('Rigid-1',
551 ), vector=
552     (0.0, 0.0, (b/4+e1/2)))
553
554 mdb.models['Model-1'].rootAssembly.LinearInstancePattern(direction1=(
555 1.0, 0.0,
556 0.0), direction2=(0.0, 1.0, 0.0), instanceList=('Bolt-1', ),
557     number1=2,
558     number2=1, spacing1=(mp1+mp2), spacing2=24.0)
559
560 # xxxxxx #
561 # STEPS #
562 # xxxxxx #

```

```

554
555 # Bolt preloading
556
557 #mdb.models['Model-1'].StaticStep(adaptiveDampingRatio=None,
558 #   continueDampingFactors=False, description='Bolt preload',
initialInc=0.01,
559 #   minInc=1e-07, name='Bolt preload', nlgeom=ON,
previous='Initial',
560 #   stabilizationMagnitude=0.0002,
stabilizationMethod=DAMPING_FACTOR)
561
562 # Load application
563
564 mdb.models['Model-1'].StaticStep(adaptiveDampingRatio=None,
565 #   continueDampingFactors=False, description='Application of load',
initialInc=
566 #   0.01, minInc=1e-07, name='Load', nlgeom=ON, previous='Initial',
567 #   stabilizationMagnitude=0.0002, stabilizationMethod=DAMPING_FACTOR)
568
569 # xxxxxxxxxxxxxxxxxxxxxxx #
570 # BOUNDARY CONDITIONS #
571 # xxxxxxxxxxxxxxxxxxxxxxx #
572
573 mdb.models['Model-1'].YsymmBC(createStepName='Initial', name=
574 #   'BC-Bolt symmetry shank', region=
575 #   mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances['Bolt-1'].sets[
'Set-Bolt shank'])
576
577 mdb.models['Model-1'].YsymmBC(createStepName='Initial', name=
578 #   'BC-Bolt symmetry shank2', region=
579 #   mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances['Bolt-1-lin-2-1'].
sets['Set-Bolt shank'])
580
581 mdb.models['Model-1'].DisplacementBC(amplitude=UNSET, createStepName=
582 #   'Load',
distributionType=UNIFORM, fieldName='', fixed=OFF, localCsys=None
583 #   , name=
584 #   'BC-Load application', region=
585 #   mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances['Profile-1'].sets[
'Set-Profile top web']
586 #   , u1=UNSET, u2=30.0, u3=UNSET, ur1=UNSET, ur2=UNSET, ur3=UNSET)
587
588 mdb.models['Model-1'].EncastreBC(createStepName='Initial', name=
589 #   'BC-Reference point', region=Region(referencePoints=(
590 #   mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances['Rigid-1'].
referencePoints[2],
591 #   )))
592
593 # xxxxxxxx #
594 # MESHING #
595 # xxxxxxxx #

```

```

592
593 # 1) Seed parts
594
595 # a) Global seed
596
597 sisi=min(tf/4,4.0)
598 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].seedPart(deviationFactor=0.1,
599 size=(sisi))
600 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].seedPart(deviationFactor=0.1,
601 size=(sisi))
602
603 # b) Refining seed around the bolt
604
605 # b.1) Bolt at np1
606
607 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].seedEdgeByNumber(constraint=
608 FINER,
609 edges=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt(((np1
610 -(dh+1)/2), (tf),
611 (b/2)), ), ((np1-(dh+1)/2), 0.0, (b/2)), ), ((np1-(dh-1)/2), (
612 tf), (b/2)), ), ((np1-(dh-1)/2), 0.0,
613 (b/2)), ), ((np1+(dh-1)/2), 0.0, (b/2)), ), ((np1+(dh-1)/2), (
614 tf), (b/2)), ), ((np1+(dh+1)/2), 0.0,
615 (b/2)), ), ((np1+(dh+1)/2), (tf), (b/2)), ), ((np1), 0.0, (b/2
616 -(dh+1)/2)), ),
617 ((np1), (tf), (b/2-(dh+1)/2)), ), ((np1), 0.0, (b/2-(dh-1)/2)),
618 ), ((np1), (tf), (b/2-(dh-1)/2)), ),
619 ((np1), (tf), (b/2+(dh-1)/2)), ), ((np1), 0.0, (b/2+(dh-1)/2)),
620 ), ((np1), 0.0, (b/2+(dh+1)/2)), ),
621 ((np1), (tf), (b/2+(dh+1)/2)), ), ), number=2)
622
623 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].seedEdgeByNumber(constraint=
624 FINER,
625 edges=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt(((np1-
626 sqrt(2.0)*dh/4),
627 (tf), (b/2-sqrt(2.0)*dh/4)), ), ((np1-sqrt(2.0)*dh/4), (tf), (b/
628 2+sqrt(2.0)*dh/4)), ), ((np1+sqrt(2.0)*dh/4), (tf),
629 (b/2-sqrt(2.0)*dh/4)), ), ((np1+sqrt(2.0)*dh/4), (tf), (b/2+sqrt
630 (2.0)*dh/4)), ), ), number=15)
631
632 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].seedEdgeByNumber(constraint=FINER
633 ,
634 edges=mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].edges.findAt((( -sqrt(
635 2.0)*dh/4),
636 (tf), (-sqrt(2.0)*dh/4)), ), ((-sqrt(2.0)*dh/4), (tf), (sqrt(2.0)
637 *dh/4)), ), ((sqrt(2.0)*dh/4), (tf),
638 (-sqrt(2.0)*dh/4)), ), ((sqrt(2.0)*dh/4), (tf), (sqrt(2.0)*dh/4
639 ))), ), ), number=15)

```

```

624 # b.2) Bolt at np2
625
626 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].seedEdgeByNumber(constraint=
    FINER,
627     edges=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt(((np1+
        mp1+mp2-(dh+1)/2), (tf),
628         (b/2)), ), (((np1+mp1+mp2-(dh+1)/2), 0.0, (b/2)), ), (((np1+mp1+
        mp2-(dh-1)/2), (tf), (b/2)), ), (((np1+mp1+mp2-(dh-1)/2), 0.0,
629         (b/2)), ), (((np1+mp1+mp2+(dh-1)/2), 0.0, (b/2)), ), (((np1+mp1+
        mp2+(dh-1)/2), (tf), (b/2)), ), (((np1+mp1+mp2+(dh+1)/2), 0.0,
630         (b/2)), ), (((np1+mp1+mp2+(dh+1)/2), (tf), (b/2)), ), (((np1),
        0.0, (b/2-(dh+1)/2)), ),
631         (((np1+mp1+mp2), (tf), (b/2-(dh+1)/2)), ), (((np1+mp1+mp2), 0.0,
        (b/2-(dh-1)/2)), ), (((np1+mp1+mp2), (tf), (b/2-(dh-1)/2)), ),
632         (((np1+mp1+mp2), (tf), (b/2+(dh-1)/2)), ), (((np1+mp1+mp2), 0.0,
        (b/2+(dh-1)/2)), ), (((np1+mp1+mp2), 0.0, (b/2+(dh+1)/2)), ),
633         (((np1+mp1+mp2), (tf), (b/2+(dh+1)/2)), ), ), number=2)
634
635 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].seedEdgeByNumber(constraint=
    FINER,
636     edges=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].edges.findAt(((np1+
        mp1+mp2-sqrt(2.0)*dh/4),
637         (tf), (b/2-sqrt(2.0)*dh/4)), ), (((np1+mp1+mp2-sqrt(2.0)*dh/4), (
        tf), (b/2+sqrt(2.0)*dh/4)), ), (((np1+mp1+mp2+sqrt(2.0)*dh/4), (
        tf),
638         (b/2-sqrt(2.0)*dh/4)), ), (((np1+mp1+mp2+sqrt(2.0)*dh/4), (tf), (
        b/2+sqrt(2.0)*dh/4)), ), ), number=15)
639
640 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].seedEdgeByNumber(constraint=FINER
    ,
641     edges=mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].edges.findAt((((-sqrt(
        2.0)*dh/4),
642         (tf), (-sqrt(2.0)*dh/4)), ), (((-sqrt(2.0)*dh/4), (tf), (sqrt(2.0)
        )*dh/4)), ), (((sqrt(2.0)*dh/4), (tf),
643         (-sqrt(2.0)*dh/4)), ), (((sqrt(2.0)*dh/4), (tf), (sqrt(2.0)*dh/4
        )), ), ), number=15)
644
645 # 2) Assign mesh controls
646
647 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].setMeshControls(algorithm=
    ADVANCING_FRONT,
648     elemShape=HEX_DOMINATED, regions= mdb.models['Model-1'].parts[
        'Bolt'].cells, technique=SWEEP)
649
650 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].setMeshControls(algorithm=
    MEDIAL_AXIS,
651     regions=mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].cells.findAt(((0.0,
        0.0, 0.0), )))

```

```

652
653 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].setMeshControls(algorithm=
MEDIAL_AXIS,
654     regions=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt(((
655     0.0, 0.0, 0.0), )), technique=SWEEP)
656
657 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].setMeshControls(algorithm=
MEDIAL_AXIS,
658     regions=mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt(((
659     (np1+mp1+mp2), 0.0, 0.0), )), technique=SWEEP)
660
661 # 3) Assign element type
662
663 # 3.1) Assign element type to bolt
664
665 mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].setElementType(elemTypes=(
ElemType(
666     elemCode=C3D8I, elemLibrary=STANDARD, secondOrderAccuracy=OFF,
667     distortionControl=DEFAULT), ElemType(elemCode=C3D6, elemLibrary=
STANDARD),
668     ElemType(elemCode=C3D4, elemLibrary=STANDARD)), regions=(
669     mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].cells.findAt(((0.0, (tf+th),
670     0.0), )), (((dh/2-1), (tf+th), 1.0), )), (((dh/2-1), (tf+th), -1.0
)),
671     ), (((-dh/2+1), (tf+th), 1.0), )), (((-dh/2+1), (tf+th), -1.0), )),
)), ))
672
673 # 3.2) Assign element type to profile
674
675 # a) Cell with the holes
676
677 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].setElementType(elemTypes=(
ElemType(
678     elemCode=C3D8R, elemLibrary=STANDARD, secondOrderAccuracy=OFF,
679     kinematicSplit=AVERAGE_STRAIN, hourglassControl=DEFAULT,
680     distortionControl=DEFAULT), ElemType(elemCode=C3D6, elemLibrary=
STANDARD),
681     ElemType(elemCode=C3D4, elemLibrary=STANDARD)), regions=(
682     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt(((0.0, 0.0,
683     0.0), )), ))
684
685 # b) Cell with the radius
686
687 mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].setElementType(elemTypes=(
ElemType(
688     elemCode=C3D8R, elemLibrary=STANDARD, secondOrderAccuracy=OFF,
689     kinematicSplit=AVERAGE_STRAIN, hourglassControl=DEFAULT,
distortionControl=DEFAULT), ElemType(elemCode=C3D6, elemLibrary=

```

```

        STANDARD),
690     ElemType(elemCode=C3D4, elemLibrary=STANDARD)), regions=(
691     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt(((mp1+np1),
        0.0, 0.0), )), )
692
693     # c) Web cell
694
695     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].setElementType(elemTypes=(
        ElemType(
696         elemCode=C3D8R, elemLibrary=STANDARD, secondOrderAccuracy=OFF,
697         kinematicSplit=AVERAGE_STRAIN, hourglassControl=DEFAULT,
698         distortionControl=DEFAULT), ElemType(elemCode=C3D6, elemLibrary=
        STANDARD),
699         ElemType(elemCode=C3D4, elemLibrary=STANDARD)), regions=(
700         mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].cells.findAt(((mp1+np1),
        (h), 0.0), )), )
701
702     # Mesh parts
703
704     mdb.models['Model-1'].parts['Bolt'].generateMesh()
705     mdb.models['Model-1'].parts['Profile'].generateMesh()
706
707     # ***** #
708     # CONTACT #
709     # ***** #
710
711     # a) Contact properties
712
713     # a.1) Flange-bolt head contact (friction coefficient = 0.25)
714
715     mdb.models['Model-1'].ContactProperty('Contact_1')
716     mdb.models['Model-1'].interactionProperties['Contact_1'].
        TangentialBehavior(
717         dependencies=0, directionality=ISOTROPIC, elasticSlipStiffness=
        None,
718         formulation=PENALTY, fraction=0.005, maximumElasticSlip=FRACTION,
719         pressureDependency=OFF, shearStressLimit=None, slipRateDependency
        =OFF,
720         table=((0.3, ), ), temperatureDependency=OFF)
721     mdb.models['Model-1'].interactionProperties['Contact_1'].
        NormalBehavior(
722         allowSeparation=ON, clearanceAtZeroContactPressure=0.0,
723         constraintEnforcementMethod=PENALTY, contactStiffness=DEFAULT,
724         contactStiffnessScaleFactor=1.0, pressureOverclosure=HARD,
725         stiffnessBehavior=LINEAR)
726
727     # a.2) Flange-rigid surface contact (friction coefficient = 0.0)
728

```

```

729     mdb.models['Model-1'].ContactProperty('Contact_2')
730     mdb.models['Model-1'].interactionProperties['Contact_2'].
NormalBehavior(
731         allowSeparation=ON, clearanceAtZeroContactPressure=0.0,
732         constraintEnforcementMethod=PENALTY, contactStiffness=DEFAULT,
733         contactStiffnessScaleFactor=1.0, pressureOverclosure=HARD,
734         stiffnessBehavior=LINEAR)
735     mdb.models['Model-1'].interactionProperties['Contact_2'].
TangentialBehavior(
736         formulation=FRICITIONLESS)
737
738     # b) Contact interactions
739
740     # b.1) Head bolt-flange contact at np1
741
742     mdb.models['Model-1'].SurfaceToSurfaceContactStd(adjustMethod=NONE,
743         clearanceRegion=None, createStepName='Initial', datumAxis=None,
744         initialClearance=OMIT, interactionProperty='Contact_1', master=
745         mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances['Profile-1'].
surfaces['Surface-Profile top flange']
746         , name='Contact Bolt-Flange', slave=
747         mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances['Bolt-1'].surfaces[
'Surface-Bolt bottom head']
748         , sliding=FINITE, thickness=ON)
749
750     # b.2) Bolt shank-hole contact at np1
751
752     mdb.models['Model-1'].SurfaceToSurfaceContactStd(adjustMethod=NONE,
753         clearanceRegion=None, createStepName='Initial', datumAxis=None,
754         initialClearance=OMIT, interactionProperty='Contact_1', master=
755         mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances['Profile-1'].
surfaces['Surface-Profile interior hole']
756         , name='Contact Bolt shank-Hole', slave=
757         mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances['Bolt-1'].surfaces[
'Surface-Bolt shank']
758         , sliding=FINITE, thickness=ON)
759
760     # b.3) Head bolt-flange contact at np2
761
762     mdb.models['Model-1'].SurfaceToSurfaceContactStd(adjustMethod=NONE,
763         clearanceRegion=None, createStepName='Initial', datumAxis=None,
764         initialClearance=OMIT, interactionProperty='Contact_1', master=
765         mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances['Profile-1'].
surfaces['Surface-Profile top flange2']
766         , name='Contact Bolt-Flange2', slave=
767         mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances['Bolt-1-lin-2-1'].
surfaces['Surface-Bolt bottom head']
768         , sliding=FINITE, thickness=ON)

```

```

769
770 # b.4) Bolt shank-hole contact at np2
771
772 mdb.models['Model-1'].SurfaceToSurfaceContactStd(adjustMethod=NONE,
773 clearanceRegion=None, createStepName='Initial', datumAxis=None,
774 initialClearance=OMIT, interactionProperty='Contact_1', master=
775 mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances['Profile-1'].
776 surfaces['Surface-Profile interior hole2']
777 , name='Contact Bolt shank-Hole2', slave=
778 mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances['Bolt-1-lin-2-1'].
779 surfaces['Surface-Bolt shank']
780 , sliding=FINITE, thickness=ON)
781
782 # b.5) Flange-rigid surface contact
783
784 mdb.models['Model-1'].SurfaceToSurfaceContactStd(adjustMethod=NONE,
785 clearanceRegion=None, createStepName='Initial', datumAxis=None,
786 initialClearance=OMIT, interactionProperty='Contact_2', master=
787 mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances['Rigid-1'].surfaces[
788 'Surf-Rigid']
789 , name='Contact Flange-Rigid', slave=
790 mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances['Profile-1'].
791 surfaces['Surface-Profile bottom flange']
792 , sliding=FINITE, thickness=ON)
793
794 # JOB
795
796 mdb.Job(atTime=None, contactPrint=OFF, description='', echoPrint=OFF,
797 explicitPrecision=SINGLE, getMemoryFromAnalysis=True,
798 historyPrint=OFF,
799 memory=50, memoryUnits=PERCENTAGE, model='Model-1', modelPrint=
800 OFF,
801 multiprocessingMode=DEFAULT, name='AT_0X_rev0X',
802 nodalOutputPrecision=SINGLE,
803 numCpus=1, queue=None, scratch='', type=ANALYSIS, userSubroutine=
804 '',
805 waitHours=0, waitMinutes=0)

```