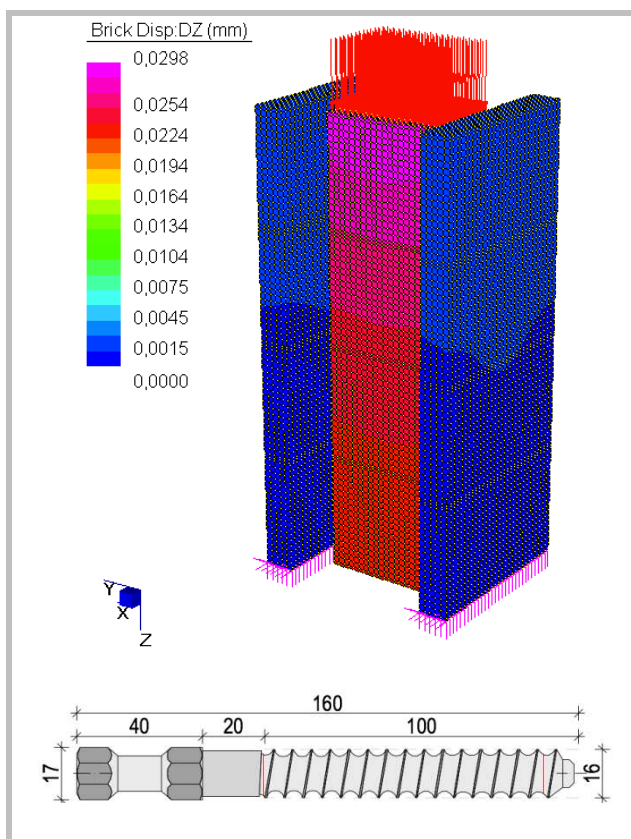


“Laboratorio virtual de pruebas de carga conectores secos Al-fer srl”



Ing. Cristián Zenari

Resumen

1	INTRODUCCIÓN	3
2	Descripción de las pruebas experimentales	3
2.1	Introducción	3
2.2	Matriz de evidencia experimental	3
2.3	Conectores de acero y viga de madera LE.AC.1/2/3	4
2.3.1	El conector seco al-fer	4
2.3.2	Geometría de las muestras	4
2.3.3	Esquema de las pruebas	5
2.3.4	Matriz de ensayos Madera Acero	5
2.4	Respuesta experimental	6
2.4.1	Informe de prueba	6
2.4.2	Datos disponibles	6
2.4.3	LE.AC.1	7
2.4.4	LE.AC.2	12
2.4.5	LE.AC.3	15
2.4.6	Conclusiones	dieciséis
3	Rigidez de la conexión	17
3.1	Introducción	17
3.2	Ejemplares de referencia	17
3.3	Modelos analíticos para el cálculo de la rigidez y la capacidad portante	18
3.3.1	Conectores pin unidos a la madera con resina epoxi	18
3.3.2	Conectores secos dentro de orificios calibrados	21
3.3.3	Reglamento	26
3.3.4	Comparación de los modelos analíticos propuestos	31
3.3.5	Linealización de la curva de capacidad	32
3.3.6	Modelo bilineal Al-fer	34
3.4	Consideraciones	35
4	modelos numéricos	36
4.1	Espécimen entero	36
4.1.1	Definición de geometría y tipo de elementos	36
4.1.2	Definición de condiciones de restricción	37
4.1.3	Definición de las condiciones de carga	38
4.1.4	Definición de las propiedades del material	39
4.1.5	Resolución del modelo	40
4.1.6	Postprocesamiento del modelo	40
4.1.7	Longitud de pandeo libre	48
4.1.8	Conclusiones	51
4.2	Vigas compuestas	55
4.2.1	Introducción	55
4.2.2	Teoría de vigas compuestas	55
4.2.3	Aplicación FEM: suelo compuesto de madera y hormigón o con conectores Al-fer srl	63
	Bibliografía	75

1 INTRODUCCIÓN

El estudio realizado tiene como objetivo la caracterización mecánica de un conector especial, patentado por la empresa Al-fer srl de Montorio (VR), utilizado para la construcción de estructuras mixtas de madera y hormigón. Están disponibles los resultados de los ensayos de empuje realizados en probetas de hormigón y madera ensambladas con conectores Al-fer en formato digital. Este recurso ha llevado al escritor a estudiar los principales factores de los que depende este fenómeno. Se procederá paso a paso ilustrando primero los datos disponibles y luego realizando comparaciones con modelos analíticos de la legislación, con sistemas de conexión análogos y finalmente con simulaciones numéricas. Por lo tanto, se ha propuesto un modelo simplificado para la rigidez de la conexión, adecuado para implementaciones numéricas prácticas,

2 Descripción de las pruebas experimentales

2.1 Introducción

En junio de 2002, se realizó un estudio experimental en el Departamento de Construcción y Transporte de la Universidad de Padua, con el objetivo de evaluar la eficacia del comportamiento mecánico de los conectores secos Al-fer srl para la construcción de pisos mixtos de madera y hormigón. Se realizaron ensayos de deslizamiento (push-out) en laboratorio sobre muestras ad hoc, estos ensayos permiten identificar los parámetros característicos, tanto de resistencia como de deformabilidad, para el diseño de la intervención de refuerzo en forjados existentes y de nueva construcción; en particular, el estudio estuvo dirigido a calibrar el coeficiente de rigidez específica (módulo de deslizamiento del conector) del cual depende el valor del coeficiente de efectividad de la conexión de la estructura compuesta mixta.

Los ensayos han proporcionado los diagramas de carga-desplazamiento y se presentarán solo después de la descripción de la actividad experimental realizada.

2.2 Matriz de evidencia experimental

La actividad experimental incluyó ensayos preliminares para la calificación físico-mecánica de los materiales base (en particular madera, hormigón y conectores) y ensayos mecánicos de empuje sobre elementos de piso de madera o de hormigón armado con losas de hormigón realizadas en obra. Hoy, por razones desconocidas, solo están disponibles las pruebas de calificación mecánica del conector; mientras que para las aplicaciones numéricas se estimaron los datos relativos a las características mecánicas del hormigón y la madera.

Las pruebas de deslizamiento para evaluar la efectividad de la conexión se realizaron en tres configuraciones de prueba diferentes, como se especifica a continuación. En particular, se ha previsto el uso de conectores de acero y aluminio para el refuerzo de los forjados de madera existentes con losas de hormigón, mientras que para el forjado tipo ladrillo-cemento se ha previsto únicamente la conexión mediante conectores de acero con la losa colaboradora.

Para obtener resultados suficientemente significativos, se realizaron 3 ensayos experimentales para cada combinación de conectores/tipo de suelo existente. Por lo tanto, la matriz de evidencia se puede resumir de la siguiente manera:

LE.AC.1/2/3	(haz adentro EL gno.conectores en ANTES DE CRISTO hola. número de prueba); (haz adentro EL
LE.AL.1/2/3	gno.conectores en AL número de espécimen de aluminio); (haz adentro C Armato
CA.AC.1/2/3	element.conectores en ANTES DE CRISTO hola. número de prueba).

Pestaña 1: Matriz de evidencia general

Este trabajo analiza en detalle la serie de ensayos con conectores en **ANTES DE CRISTO** hola y pasa **EL** gno, por ser en la actualidad un caso de indudable interés en el sector de la edificación. De hecho, en los últimos años ha habido un interés creciente por las estructuras mixtas de madera y hormigón, tanto en rehabilitación como en obra nueva. Estas intervenciones, que son posibles mediante el uso de dispositivos de conexión especiales de los cuales el conector seco Al-fer srl representa un ejemplo entre los muchos disponibles en el mercado.

2.3 Conectores de acero y viga de madera LE.AC.1/ 2/3

2.3.1 El conector seco al-fer

El conector seco Al-fer srl se fabrica mediante la conformación adecuada de una barra de acero al plomo tipo 9SMnPb36. La figura 1 muestra la geometría y algunas secciones transversales de la misma.

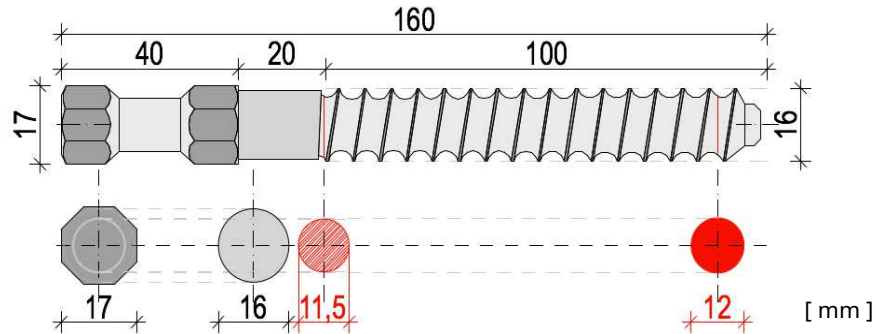


Figura 1: Geometría de conectores secos Al-fer srl

2.3.2 Geometría de las muestras

Muestras representativas de áticos existentes en *maderas* se realizaron a partir de una única viga central de madera (14x20 cm y 76 cm de largo) con dos losas de hormigón armado de 5 cm de espesor en los laterales, incluyendo malla electrosoldada. Se probó el comportamiento de conectores de acero de 16 mm de diámetro útil a una distancia de 19 cm. Entre las losas y las vigas se interpuso un tablón de madera de 2,5 cm de espesor, continuo sobre la viga por ambos lados.

La Fig. 2 muestra el plano y la sección de un espécimen típico.

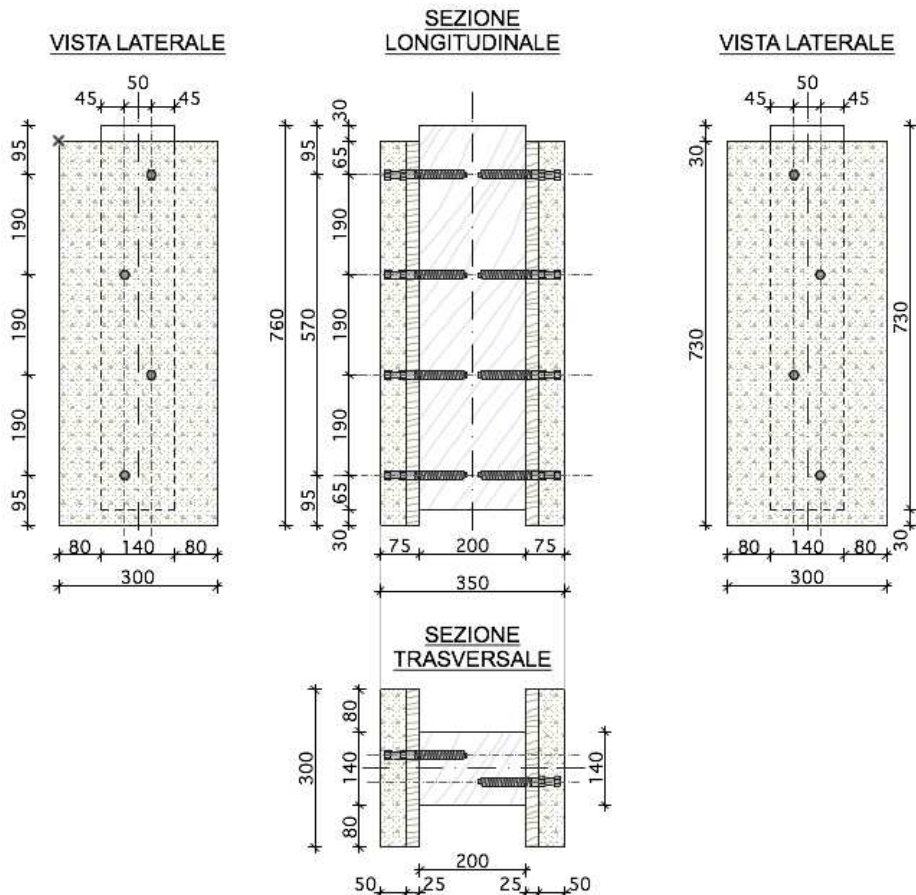


Figura 2: Geometría de las probetas de viga de madera y conectores de acero

2.3.3 Esquema de las pruebas

la Fig. 3 muestra el esquema de las pruebas; la carga vertical se aplicó mediante un ciclo de decantación preliminar y posteriores ciclos de medición hasta la falla, la cual varió de acuerdo a la muestra ensayada.

Para la realización de los ensayos se utilizó el siguiente equipo, disponible en el Laboratorio de Ensayos Experimentales de Materiales del Departamento de Construcción y Transportes de la Universidad de Padua:

- N. 1 unidad de adquisición "Spider 8";
- N.4 transductores de desplazamiento inductivos tipo W;
- N.1 portal de carga con gato de 30 t;
- N.1 celda de carga de 10 t.

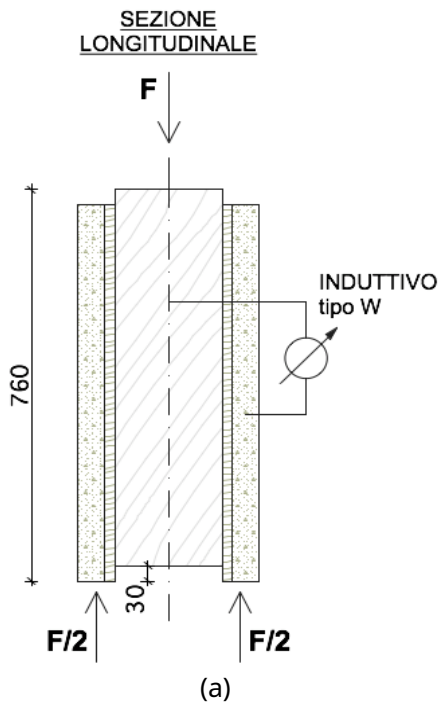


Fig. 3: Esquema de prueba de expulsión

2.3.4 Matriz de ensayos Madera Acero

Se sometieron a ensayos de deslizamiento tres probetas de la geometría especificada anteriormente y en cada una de ellas se midió la carga aplicada sobre la viga de madera y el desplazamiento inmediato del elemento mixto madera-hormigón mediante el conector seco Al-fer srl.

A continuación se muestra la matriz de pruebas para el caso en cuestión.

prueba no	nombre de la audición	prueba no	nombre de la prueba experimental
1	LE.AC.1	1	01_1_acc
		2	01_2_acc
		3	01_rupture_acc
2	LE.AC.2	4	02_1_acc
3	LE.AC.3	5	03_1_acc

Pestaña 2: Matriz de prueba de caso de vigas de madera y conectores de acero.

2.4 Respuesta experimental

2.4.1 Informe de prueba

A continuación se muestra el informe de prueba del Departamento de Construcción y Transportes de la Universidad de Padua, entregado al fabricante de los conectores objeto de estudio al final de la experimentación realizada en julio de 2002.

RAPPORTO DI PROVA N. 18905

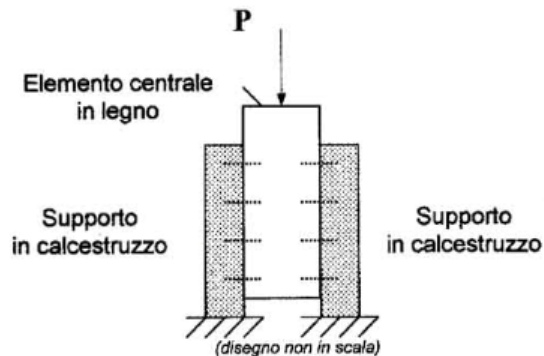
Pag. 1/1

Richiedente: AL.FER s.r.l., via dei Castagni n. 7 – VERONA.

Data della domanda di prova: 03 Luglio 2002.

Materiale: N. 03 campioni di elementi in calcestruzzo armato e legno da costruzione, assemblati mediante connettori in acciaio di produzione del Richiedente.

Prove richieste: prove di scorrimento per taglio come da schema di seguito riportato, secondo modalità non normative e concordate con il Richiedente.



Modalità di prova:

I campioni sono stati sottoposti a compressione in senso longitudinale, con applicazione del carico sulla sommità dell' elemento centrale, seguendo un ciclo composto dalle due seguenti fasi:

- 1ª fase: da scarico a circa 4000 daN e di nuovo scarico, per assestamento del campione,
- 2ª fase: da scarico fino al raggiungimento del carico massimo a rottura.

La prova vuole valutare la resistenza dei connettori, simulando le normali condizioni di utilizzo.

La prova si conclude con l'osservazione del tipo di rottura dei materiali impiegati.

CAMPIONE	CARICO MASSIMO	OSSERVAZIONI
1	18998 daN	In tutti i campioni si sono osservate la simultanea rottura del calcestruzzo e la rilevante deformazione dei connettori metallici con cedimento di alcuni di essi
2	17882 daN	
3	17038 daN	

Figura 4: Informe de prueba experimental de la Universidad de Padua

2.4.2 Datos disponibles

A continuación se analiza el comportamiento de las tres muestras, de la serie de conectores de acero y vigas de madera, sometidas a los ensayos de fluencia. Para cada ensayo se dispone de los datos detectados por los transductores de carga y desplazamiento, en formato Excel, con lo cual fue posible construir los siguientes tipos de curvas:

- Carga – tiempo (F,t);
- Carga – desplazamiento (F,u).

A partir de estos gráficos, se pueden entender los siguientes aspectos:

- Velocidad de carga (F/t) expresada en N/seg;
- Fases de carga y descarga;
- Rigidez del sistema conector madera-hormigón;
- Valor último de la carga que corresponde al fallo real o convencional de la conexión.

2.4.3 LE.AC.1

El primer espécimen, identificado con el nombre LE.AC.1, se utilizó como ensayo para calibrar los ciclos de carga de los siguientes 2 especímenes, sobre él se realizaron tres ensayos. El primer ensayo de carga, identificado con el código 01_1_acc, se realizó aplicando la fuerza a la viga de madera de forma monótona hasta un valor de sobre 2.000 daN, una vez alcanzado este valor, se descargó el sistema. El segundo ensayo, identificado con el código 01_2_acc, se realizó sobre la misma probeta y se llevó a cabo utilizando dos intervalos de carga:

- un primer ciclo hasta 2.000 daN con descarga posterior;
- segundo ciclo de carga desde cero hasta aproximadamente 12.000 daN y descarga.

El tercer ensayo, identificado con el código 01_rottura_acc, se realizó al final del ensayo 01_2_acc, en estas condiciones la probeta estaba descargada y presentaba deformaciones permanentes. Se procedió a incrementar el valor de la carga desde cero hasta llegar al fallo del sistema conectado. La Fig. 5 muestra la evolución de la carga aplicada al sistema en función del tiempo, para la probeta LE.AC.1 y en función de los tres ensayos realizados.

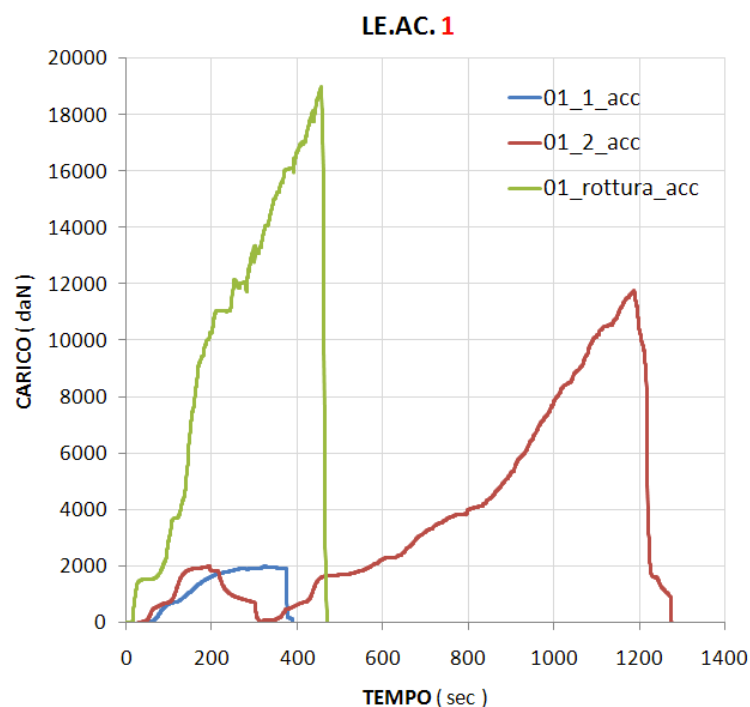


Figura 5: Gráfico de carga - tiempo para muestra LE.AC.1

Una vez aclarada la dinámica con la que se llevó a cabo la experimentación, la nomenclatura utilizada para identificar las distintas muestras así como los ensayos sobre cada una de ellas, es posible entrar en el fondo de las curvas carga-desplazamiento. Estos gráficos se obtuvieron procesando los datos disponibles y son, sin duda, el material más importante, a través de estas curvas, de hecho, es posible estudiar los valores de rigidez del sistema conectado o comprender las respuestas de los materiales sometidos a carga externa.

Los transductores se colocaron de manera diferente según la muestra analizada. Más precisamente en lo que respecta a la muestra LE.AC.1, los transductores detectaron deslizamientos positivos y negativos. Este hecho parece atribuible, dado que no se dispone de esta información, a la evaluación de posibles holguras o imperfecciones de las muestras. Aunque no se conoce el origen de esta elección, aún es posible sacar algunas consideraciones de ingeniería al respecto. Como se muestra en la Fig. 6, los transductores de la muestra LE.AC.1 son solidarios con la viga de madera y miden deslizamientos positivos si la varilla sufre un acortamiento mientras que registran deslizamientos negativos en el caso de alargamiento de la misma. Los 4 transductores se colocan por pares en las 2 secciones longitudinales de la muestra como se muestra en la figura.

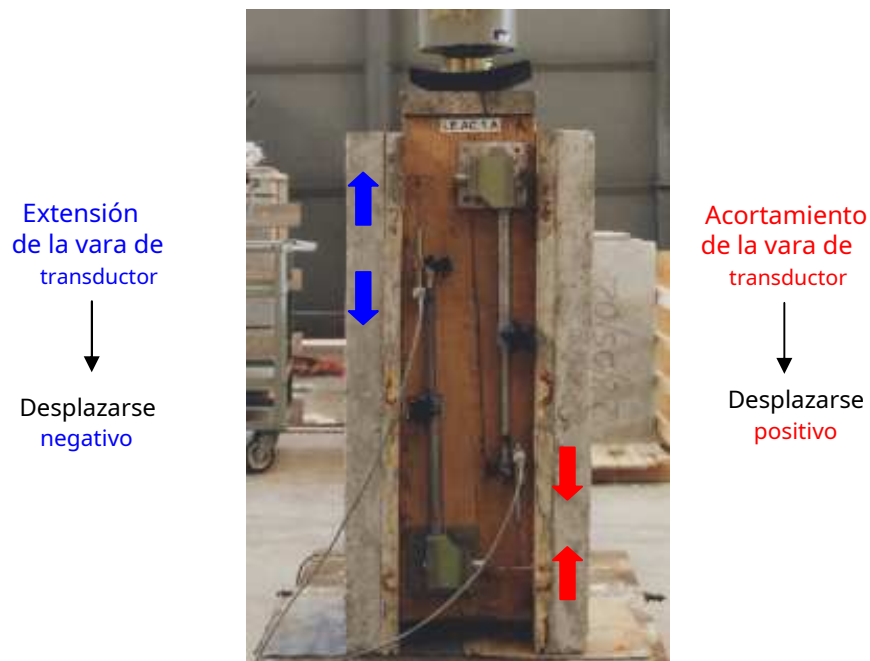


Figura 6: Posicionamiento de transductores de tipo inductivo en la muestra LE.AC.1

Como es razonable imaginar, los transductores que registraron los mayores deslizamientos fueron los de valores positivos. Como se muestra en la Fig. 6, el transductor de la derecha detecta un acortamiento entre un punto en un conector en la viga de madera cerca de la celda de carga y un punto integral con la losa final. En las inmediaciones del gato hidráulico se prevén condiciones de contorno tales que provoquen variaciones bruscas del estado de tensión y de las que cabe esperar un mayor rango de desplazamientos. Por el contrario, los puntos de la viga de madera en correspondencia con el banco de pruebas inferior estarán sometidos a un menor estado de tensión y por tanto a un menor deslizamiento, tal y como demuestran las siguientes gráficas (transductor izquierdo-alargamiento).

A continuación se muestran los gráficos relativos únicamente a los dos primeros ensayos realizados en la muestra LE.AC.1 ya que los gráficos del ensayo de rotura, como ya se anticipó, no son lo suficientemente claros para dibujar un diagrama carga-desplazamiento comprensible pero son de indudable interés. los valores de la carga última registrados en la falla.

A continuación nos referiremos a los datos detectados por los transductores, a través de los 4 canales dedicados al scrolling, indicándolos con el símbolo CH, diminutivo del término anglosajón channel seguido del número correspondiente. Para mayor comprensión:

- CH1_canal 1_transductor dedicado al paso del tiempo en segundos;
- CH2_canal 2_transductor dedicado a la carga en daN;
- CH3_canal 3_transductor de desplazamiento, en mm, en la cara A de la muestra.
- CH4_canal 4_transductor de desplazamiento, en mm, en la cara A de la muestra.
- CH5_canal 5_transductor de desplazamiento, en mm, en la cara C de la muestra.
- CH6_canal 6_transductor de desplazamiento, en mm, en la cara C de la muestra.

A) 01_1_acc

La Fig. 7 muestra el diagrama característico F - u detectado durante la primera prueba realizada en la muestra LE.AC.1.

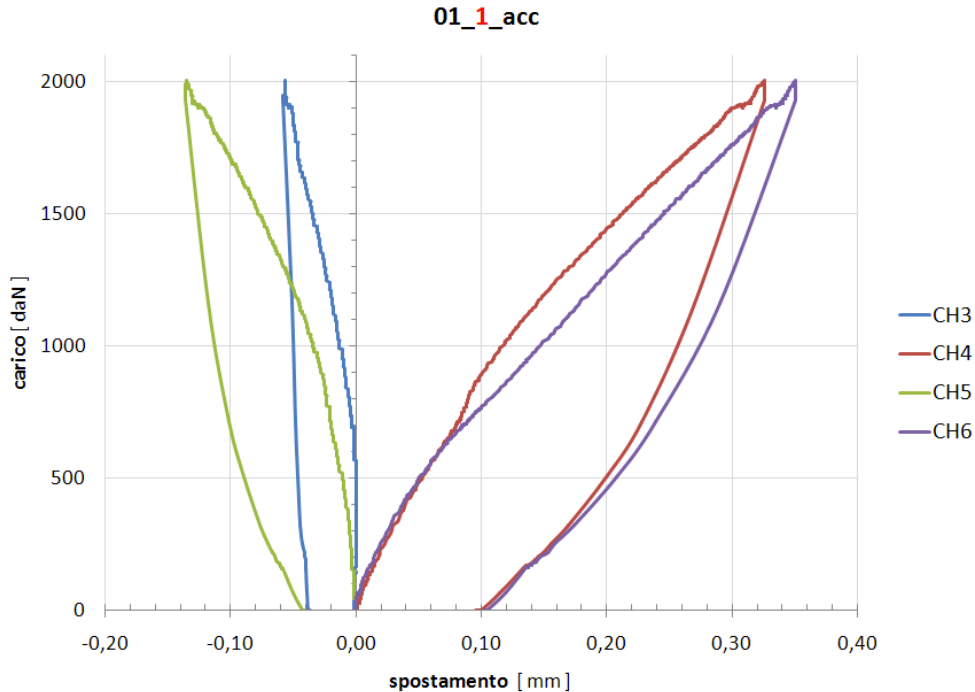


Figura 7: Datos experimentales - Prueba de curva de carga-deslizamiento 01_1_acc muestra LE.AC.1

Del gráfico es posible hacer algunas observaciones:

- 1) Se confirma la hipótesis de deslizamiento diferente de puntos pertenecientes a dos alturas distintas, respecto a la sección longitudinal de la viga de madera, Fig. 8(a). Las curvas con deslizamientos negativos muestran una marcada rigidez por lo que el canal 3, CH3, comienza a registrar desplazamientos para valores de fuerza superiores a 700 daN;
- 2) La fuerza absorbida por el conector único es proporcional al desplazamiento (o deslizamiento) al que está sometido, es razonable pensar que el conector cerca del soporte inferior debería absorber una fuerza menor que el conector en la cabeza de la probeta donde la aplicación de la carga, Fig. 8(b);
- 3) Se observa un comportamiento bastante lineal con una pendiente bastante alta de la curva, de hecho necesitas 2-004 daN para producir un deslizamiento máximo de la muestra igual a 0,351 mm;
- 4) Al final de la prueba, se registra una deformación permanente de aproximadamente 1/10 de milímetro.

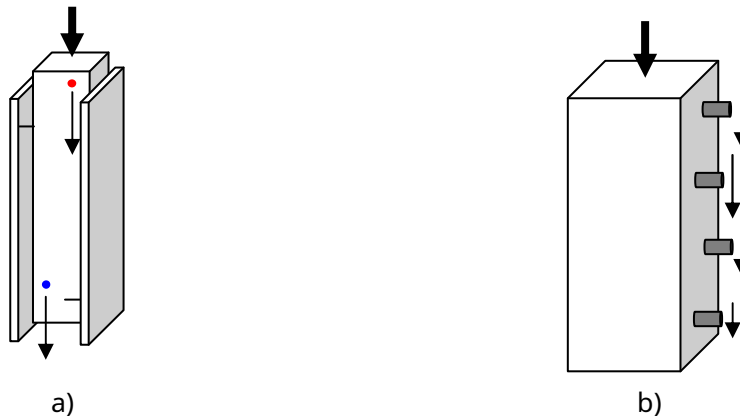


Figura 8: Diagrama de la muestra de carga

B) 01_2_acc

La Fig. 9 muestra el diagrama característico F – u detectado durante la segunda prueba realizada en la muestra LE.AC.1.

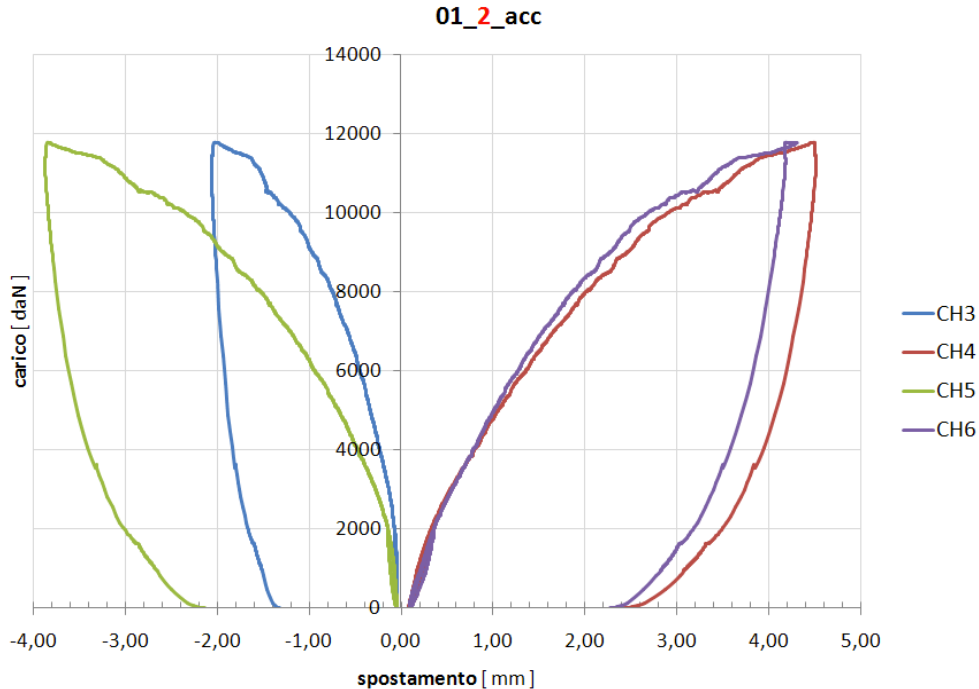


Figura 9: Datos experimentales - Prueba de curva de carga-deslizamiento 01_2_acc probeta LE.AC.1

El primer ciclo de carga se detuvo aproximadamente a las 2.000 daN, se procedió a la descarga y posterior recarga hasta 12.000 daN. Se pueden hacer las siguientes consideraciones:

- 1) El primer ciclo, mediante el asentamiento de la muestra, se realizó para eliminar cualquier fricción causada por la presencia de la mesa de madera. Este hueco, que suele estar presente en las intervenciones de consolidación de los suelos de madera, se insertó específicamente en la muestra para reproducir fielmente las condiciones de funcionamiento a las que se suele someter el conector en la práctica. De hecho, por razones relacionadas con la practicidad de colocación de los conectores, es preferible que este encofrado sea continuo aunque su presencia modifique el comportamiento estático de la conexión. A continuación se hará referencia a los estudios realizados por los profesores Giancarlo Turrini y Maurizio Piazza y en concreto a tres artículos, publicados en la revista RECUPERARE ANNO 1983, que tratan en detalle de una técnica de recuperación estática de suelos de madera. La técnica descrita consiste en el uso de conectores formados por una varilla de acero (del tipo de adherencia mejorada para hormigón armado), insertada en orificios previamente practicados en la estructura de madera, y conectado a la misma mediante una resina epoxi semifluida, pegamento a base. Estos conectores, explica el artículo, pueden presentar una cierta variedad de comportamiento estático en relación con las diferentes formas de realizar la intervención. Así, se distinguen tres tipos diferentes de comportamiento: pueden presentar una cierta variedad de comportamiento estático en relación con los diferentes métodos de realización de la intervención. Así, se distinguen tres tipos diferentes de comportamiento: pueden presentar una cierta variedad de comportamiento estático en relación con los diferentes métodos de realización de la intervención. Así, se distinguen tres tipos diferentes de comportamiento:

- cortar (losa de hormigón en contacto directo con la viga de madera);
- en cortante y flexión (losa de hormigón unida a la viga de madera y entablado continuo);
- axial (conectores dispuestos inclinados a 45° con respecto al eje de la viga).

El conector seco Al-fer no utiliza resinas epoxi y su comportamiento, en analogía con el sistema Turrini, es cercano al de los conectores de corte y flexión.

- 2) También en esta prueba, hasta valores de carga iguales a 2000 daN, el comportamiento del sistema es bastante lineal. Posteriormente las curvas denotan un carácter de tipo no lineal;
- 3) El deslizamiento máximo registrado es de 4,156 mm para un valor de carga de 11.776 daN.

C) 01_rotura_acc

Esta prueba se realizó rápidamente y no se muestran los diagramas correspondientes ya que están fuertemente influenciados por la falla de algunos conectores, Fig.10 (a), y por partes de la losa de concreto en contacto con el tablero, Fig.10b). Sólo se dirá, como informa el informe de prueba, que el valor último de la carga aplicada al sistema fue 18.898 daN con valores de deslizamiento de unos 25 mm, Fig. 10 (c), valor comparable con la desviación inicial entre la viga de madera y el banco de pruebas igual a 30 mm.

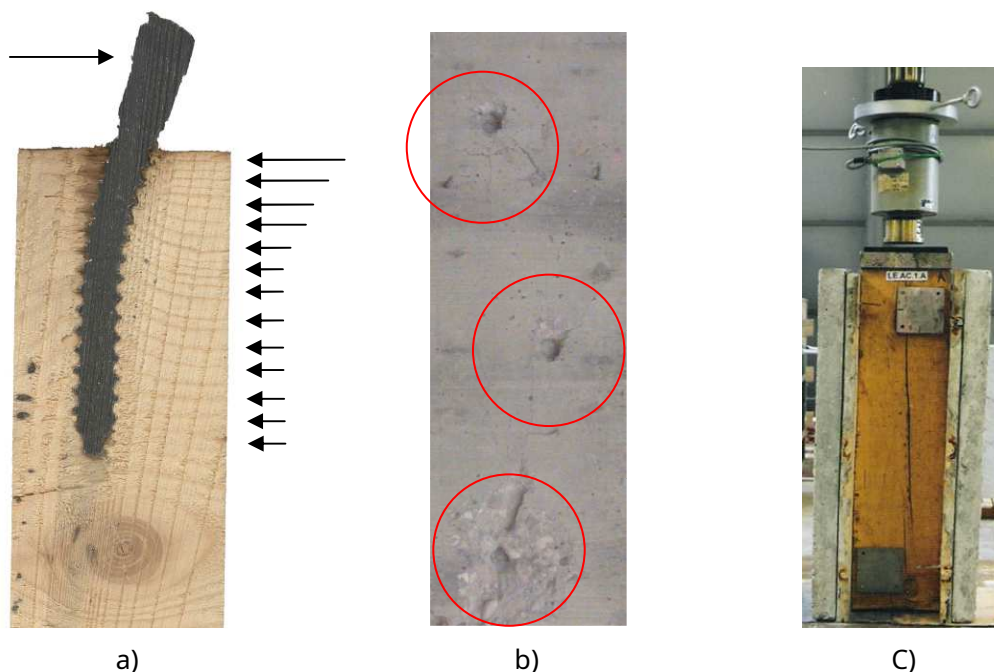


Figura 10: Imágenes al final del ensayo sobre la probeta LE.AC.1

A continuación se muestra una tabla que incluye los valores numéricos detectados.

LE.AC. 1							
Campione	prova	fase	carico CH2 daN	scorrimento			
				CH3 mm	CH4 mm	CH5 mm	CH6 mm
LE.AC.1	01_01_acc	1° carico	2004	-0,056	0,326	-0,135	0,351
	01_02_acc	1° carico	2004	-0,066	0,331	-0,141	0,361
			2002	-0,070	0,333	-0,141	0,363
		2° carico	4001	-0,229	0,796	-0,465	0,786
	01_rottura_acc	1° carico	11776	-1,990	4,469	-3,825	4,306
			1988	-2,291	-2,235	-4,414	-25,114
			4015	-2,291	-2,234	-4,415	-25,114
11790			-2,293	-2,234	-4,42	-25,115	
18998	-2,293	-2,234	-4,459	-25,115			

Tab.3: Valores numéricos para cargas y deslizamientos característicos en la probeta LE.AC.1

Conclusiones sobre la muestra LE.AC.1:

- 1) Con este espécimen se ensayó el dominio de valores, respectivamente de la carga y de los deslizamientos, admisibles para el sistema conectado en estudio;
- 2) La primera prueba, con un valor de carga máxima de 2000 daN, aproximadamente 2500 N en cada conector, es útil para investigar el comportamiento instantáneo de los conectores o mejor para evaluar la rigidez de servicio utilizada para las verificaciones en los estados límite de servicio. Se le dará amplio espacio a este tema a continuación;
- 3) La segunda prueba, con un valor de carga máxima de 12.000 daN, que corresponde a unos 15.000 N en cada conector, es útil para estudiar el comportamiento final del sistema donde los materiales alcanzan plastificaciones importantes. Será posible obtener valores de la rigidez última, útiles a efectos de las verificaciones en el estado límite último;
- 4) Para las dos primeras pruebas se evaluó la incidencia de los ciclos de carga y descarga, como ocurre en la realidad. De hecho, los pisos, independientemente del material con el que estén fabricados, pueden estar sujetos a variaciones en la configuración de los pesos que se les imponen durante su vida útil;

Para concluir, durante todas las pruebas y en particular a partir de la prueba de falla, gracias también a la destrucción efectiva de partes del espécimen, Fig. 10 (b), fue posible investigar los aspectos cruciales relacionados con el fenómeno. Con referencia a los estudios realizados por los autores Turrini y Piazza, los principales factores de los que dependen los parámetros de rigidez y resistencia de la conexión mediante conector seco Al-fer srl se pueden resumir de la siguiente manera:

- Diámetro, longitud de inserción en los materiales conectados y características mecánicas del conector;
- relleno de los materiales conectados (losa de hormigón y viga de madera);
- presencia de un tablón (comportamiento a cortante y flexión).

2.4.4 LE.AC.2

Esta muestra difiere de la primera tanto en la forma en que se realiza la prueba, Fig. 11 (a), como en la diferente configuración de los transductores, Fig. 11 (b). Los 4 se han colocado integralmente con la viga de madera y las medidas se deben al acortamiento de la varilla de cada transductor.



Figura 11: Método y esquema de prueba de muestra LE.AC.2

En cuanto a los métodos de ensayo, los ciclos de carga realizados en el único ensayo que se refería a esta muestra fueron:

- 1º CICLO de cero a 4000 daN y descarga;
- 2º CICLO de cero a 4000 daN y descarga;
- 3er CICLO de cero a 12000 daN y descarga.

Desde el punto de vista del escritor, es una prueba que quería investigar la relación entre los parámetros de resistencia y rigidez de la conexión y los ciclos repetidos de carga y descarga, Fig. 11 (a). En este sentido, es recomendable introducir las curvas F_u que muestren claramente el comportamiento de la conexión solicitada de la forma descrita anteriormente.

En virtud de la configuración particular del equipo de levantamiento, las gráficas son las 4 en el semiespacio positivo a diferencia de lo que sucedió con la muestra LE.AC.1 en la que 2 canales detectaron alargamiento y los otros 2 acortamiento. Así, para esta segunda probeta, se detectó el acortamiento respecto a dos conectores, uno próximo a la celda de carga y otro próximo a la bancada inferior, para 2 puntos de cada cara de la probeta, Fig.11 (b). Por lo tanto, es posible evaluar el deslizamiento del sistema en correspondencia con los 2 conectores más solicitados, en la cabeza de la viga.

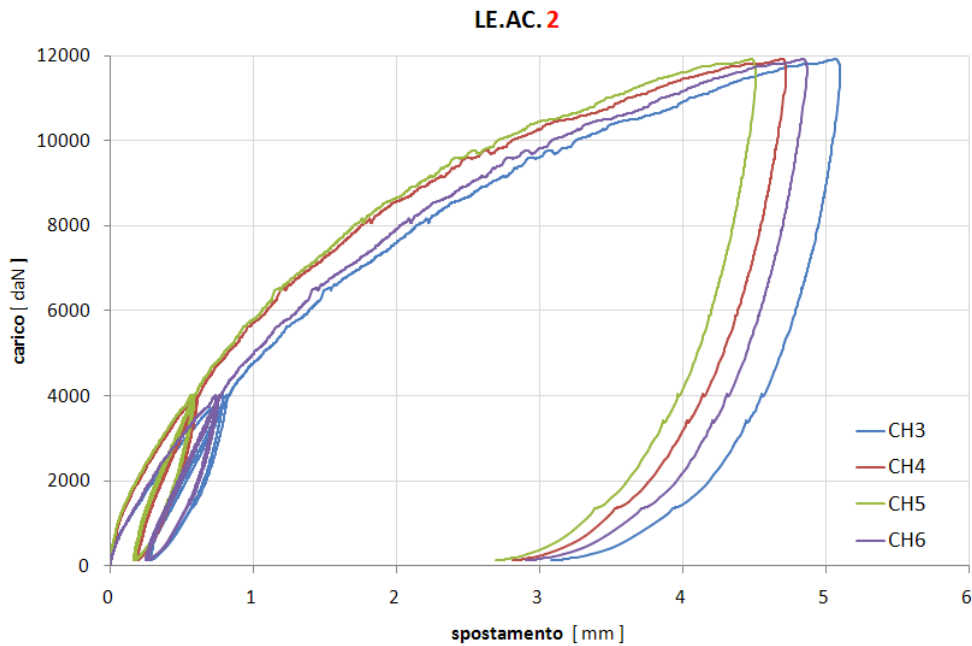


Fig. 12: Gráfico carga-deslizamiento de la probeta LE.AC.2

LE.AC. 2							
Campione	prova	fase	carico CH2 daN	scorrimento			
				CH3 mm	CH4 mm	CH5 mm	CH6 mm
LE.AC.2	02_01_acc	1° carico	1999	0,301	0,199	0,184	0,283
			3992	0,773	0,579	0,559	0,726
		2° carico	1999	0,504	0,344	0,323	0,474
			4000	0,811	0,606	0,581	0,759
		3° carico	1999	0,530	0,363	0,339	0,494
			3992	0,824	0,614	0,586	0,768
		11930	5,075	4,700	4,486	4,846	

Pestaña 4: Valores numéricos para cargas y desplazamientos característicos en la probeta LE.AC.2

Se puede hacer una primera consideración con respecto a la curva F_u , Fig. 12, se puede ver que existe una buena correspondencia entre el par de curvas de los canales CH4 y CH5 y el par CH3 y CH6. Este hecho sugiere que los transductores 4/5 pertenecen a una cara y los transductores 3/6 a la segunda cara de la misma muestra.

Parece legítimo, tras un análisis de las dos primeras muestras examinadas (LE.AC.1/2), enmarcar la unión del sistema mixto de madera y hormigón con conectores secos Al-fer srl desde el punto de vista de una no enlace constitutivo elástico lineal. Los parámetros de rigidez/suavidad son función del nivel de tensión y/o deformación alcanzado. En la lógica de introducir un enlace constitutivo para la conexión, parece evidente cómo el modelo bilineal, Fig. 13 (a), parece representar bien el comportamiento simplificado de las muestras ensayadas, Fig. 13 (b).

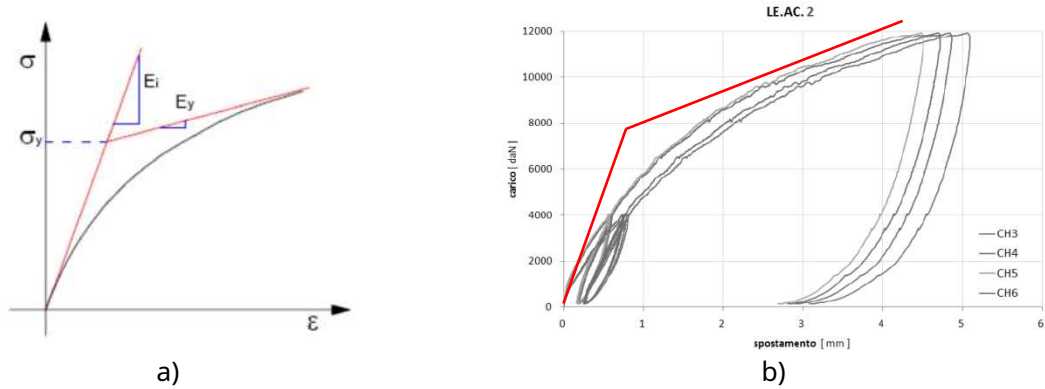


Figura 13: **bono constitutivo**

En apoyo de lo expuesto, se puede introducir un primer intervalo con un módulo de elasticidad tangencial inicial para el sistema conectado **Oyey** un segundo intervalo con módulo plástico **Oyey**. Las pruebas, sin embargo, pueden proporcionar más información, especialmente con referencia al fenómeno de la plasticidad elástica. Ahora queremos detenernos en este aspecto y para ello será útil introducir curvas referentes a los valores de deslizamiento obtenidos a partir de la media de los 4 transductores de desplazamiento. Se eligió la muestra LE.AC.2, ya que representa la tendencia del deslizamiento en la parte superior de la viga de madera donde los conectores están sujetos a mayores valores de fuerza y deslizamiento. La Fig. 14 (a), muestra la curva de fuerza de deslizamiento experimental obtenida como la media de los 4 transductores para el primer ciclo de carga hasta 4000 daN y posterior descarga hasta cero. Una vez que la carga ha alcanzado un determinado nivel, si se retira esta de la probeta, se observa que sólo se puede recuperar una parte de la deformación (contribución elástica), mientras que la parte restante queda como deformación residual (contribución plástica). Cabe señalar que la cuota de deformación residual representa el 30% de la deformación máxima alcanzada con el primer ciclo y el 70% restante compite por la deformación completamente reversible.

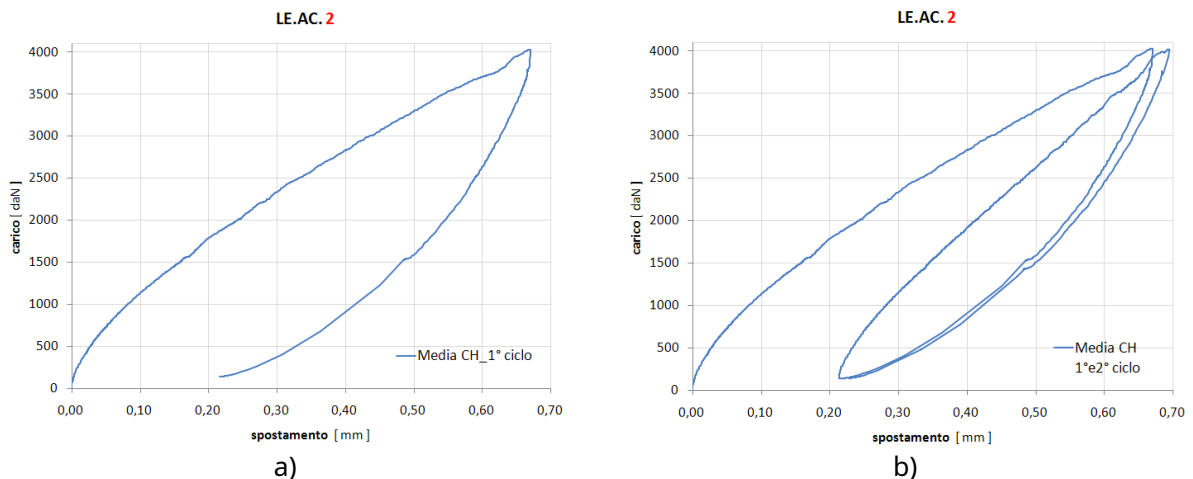


Fig. 14: Curva Fu para el 1° y 2° ciclos de carga y descarga del ensayo LE.AC.2, media de los canales.

Si al primer ciclo le sigue un segundo ciclo idéntico, Fig. 14 (b), se puede observar como la probeta tiende progresivamente a la curva del primer ciclo de carga. Habiendo alcanzado el valor de 4000 daN por segunda vez, la curva de descarga sigue fielmente la de la primera descarga. Este aspecto denota un comportamiento marcadamente elástico en el que puede confiar la conexión. La prueba de esta última afirmación se puede obtener observando la tendencia del deslizamiento promedio de toda la prueba esquematizada en la Fig. 15.

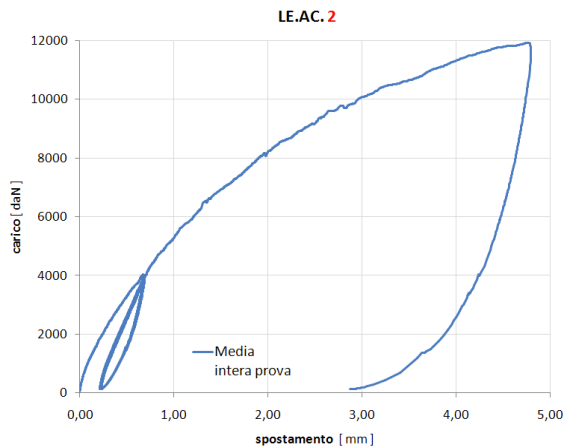


Fig. 15: Curva Fu de todo el ensayo, valores medios.

LE.AC. 2				
Campione	prova	fase	carico CH2 daN	scorrimento media mm
LE.AC.2	02_01_acc	1° carico	1999	0,242
			3992	0,659
		2° carico	1999	0,411
			4000	0,689
		3° carico	1999	0,432
			3992	0,698
			11930	4,777

Tab.4*: Valores numéricos medios de todo el ensayo.

la curva carga-deslizamiento del tercer ciclo sigue los pasos de la segunda carga y continúa para incrementos de fuerza sucesivos con una tendencia no lineal hasta el final de la prueba. En ficha. 4* es posible observar los valores numéricos característicos de esta muestra con referencia siempre al valor de deslizamiento medio. Obsérvese cómo la fluencia media al final del segundo ciclo (0,689 mm) difiere en solo un 4 % en comparación con la registrada al final del 1er ciclo (0,659 mm) y en solo un 1 % en comparación con el final del 3er ciclo (0,698 mm). Estas consideraciones confirman la hipótesis de comportamiento elástico-plástico asumida inicialmente.

2.4.5 LE.AC.3

Para la tercera y última muestra se previó un ensayo similar al de la muestra 2, que se diferencia de esta última por la reducida velocidad de aplicación de la carga con la que se realizó. En la Fig. 16 (a) muestra la curva de tiempo de carga relacionada con el espécimen 3, mientras que en la fig. 16 (b) es posible observar la comparación entre los tres especímenes. Esta última imagen confirma la hipótesis inicial de haber tomado la probeta 1 como test para las 2 muestras siguientes. A criterio del lector, esta última prueba quiere investigar los efectos de una menor velocidad de carga en el sistema.

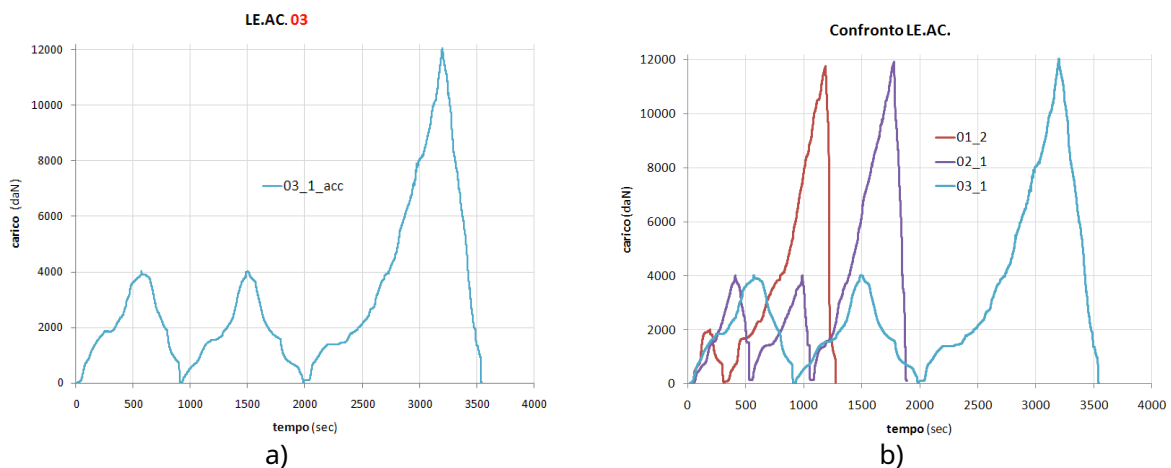


Fig. 16: a la derecha, el modo de prueba de la muestra LE.AC.3. A la izquierda, la comparación con los otros 2 ejemplares.

También en esta prueba los transductores miden acortamiento de las varillas y por lo tanto se obtuvieron 4 curvas con valores de desplazamiento todas positivas. Como puede verse en las curvas F-u (Fig. 17), y en los datos numéricos de la Tabla 5, el canal 4 tiene una tendencia inusual, no atribuible a los comportamientos típicos mostrados en todas las pruebas presentadas hasta ahora. La razón de este movimiento excesivo podría atribuirse a algún error durante la prueba, quizás debido a una desalineación que ha desviado la varilla del transductor. Aunque extraño, no se puede descartar un potencial fallo de algunos conectores que podría haber provocado un mayor deslizamiento del sistema. Sin embargo, este hecho es inverosímil en virtud de la lentitud con la que se llevó a cabo la prueba.

Para poder comparar los datos y hacer una comparación entre pruebas similares, tab. 5 los valores numéricos característicos resultantes de la 3ª muestra en la que la media se refiere a tres canales a excepción del canal 4.

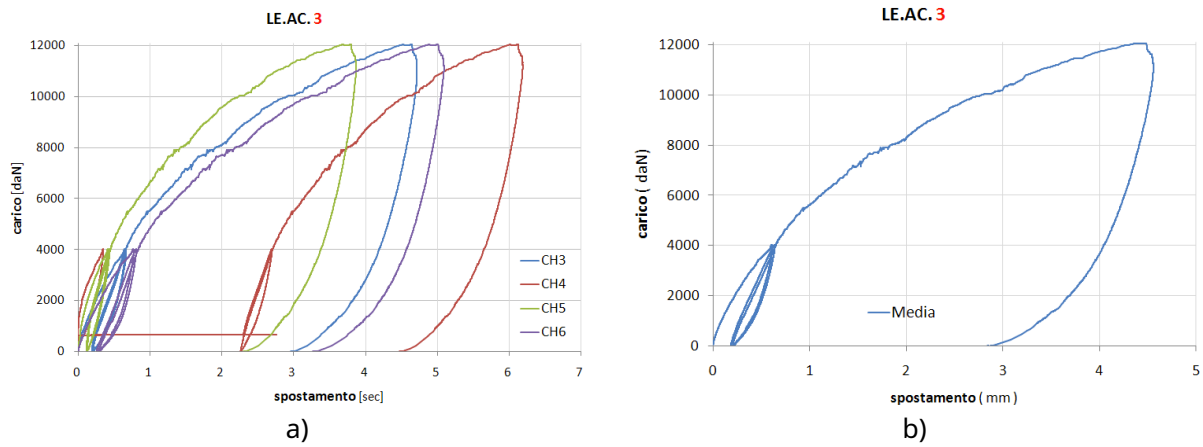


Figura 17: Curva Fu para la prueba LE.AC.3, media de los canales.

LE.AC. 3								
Campione	prova	fase	carico CH2 daN	scorrimento				
				CH3 mm	CH4 mm	CH5 mm	CH6 mm	media mm
LE.AC.3	03_01_acc	1° carico	1999	0,243	0,051	0,128	0,301	0,224
			4007	0,64	0,34	0,406	0,756	0,601
		2° carico	1999	0,404	2,439	0,219	0,534	0,386
			4000	0,656	2,689	0,429	0,795	0,627
		3° carico	1999	0,426	2,46	0,236	0,584	0,415
			3998	0,666	2,706	0,448	0,835	0,650
	11935	4,384	5,888	3,555	4,743	4,227		

Pestaña 5: Valores numéricos de la prueba LE.CA.3.

El comportamiento de la probeta 3 no introduce novedades respecto al comportamiento mecánico demostrado por la conexión en todos los ensayos, una vez que se da por sentado que el canal 4 es fruto de un resultado anómalo imputable a causas de otra naturaleza. El comportamiento es elástico lineal dentro de ciertos valores de fuerza y luego asume un carácter elástico no lineal hasta el valor de fuerza máxima convencional alcanzado en los ensayos.

2.4.6 Conclusiones

Se estudiaron tres muestras sometidas a diferentes ensayos realizados en control de fuerza. Cada prueba se utilizó para investigar los principales aspectos de los que depende el fenómeno. Se entendió, gracias a la observación de la tendencia del deslizamiento a medida que varía la carga, que la conexión tiene una naturaleza elástica no lineal y presumiblemente puede esquematizarse mediante un modelo bilineal con endurecimiento por trabajo asumiendo dos valores de rigidez diferentes.

Las pruebas realizadas resaltan los aspectos críticos del comportamiento de los materiales involucrados pero son de poca utilidad cuando se desea investigar más. De hecho, mucho se ha dicho sobre la respuesta de las probetas a las cargas aplicadas y los deslizamientos correspondientes, pero aún no se ha mencionado el estado de tensión y deformación. El estado de tensión que se genera en los materiales, para cualesquiera valores de fuerza y deslizamiento, puede ser cuantificado por medio de la ciencia de las construcciones mediante modos que contemplan relaciones de equilibrio simples. Otras fuentes están representadas por formulaciones de normativas que tratan de la unión mixta madera-hormigón mediante conectores metálicos a través de las experiencias realizadas por varios autores como por ejemplo el Profesor Turrini (Universidad de Padua) y Piazza (Universidad de Trento), Profesor Gelfi (Universidad de Brescia) y muchos otros en Italia. El primero de todos, sin embargo, fue Johansen quien en 1949 propuso un enfoque para la capacidad portante de la conexión con conectores de vástago cilíndrico (**modelo de rendimiento europeo**) obtenido a partir de simples consideraciones sobre el equilibrio en el estado límite, con la hipótesis de un

comportamiento rígido-plástico de ambos materiales. Este enfoque, que posteriormente fue perfeccionado por varios investigadores (Möller, 1950; Aune, 1966; Larsen, 1977), es hoy la base del cálculo de la resistencia de las conexiones de varias normas técnicas nacionales e internacionales (DIN 1052:2004, EN 1995: 2004, documento de Nicole).

La evidencia experimental ha demostrado que algunos de los mecanismos de falla, que ocurren en una conexión de madera con conectores con vástago cilíndrico, están asociados con el fenómeno de rodamiento de una de las dos partes de madera conectadas y la fluencia (flexión) del vástago del conector de metal, con la formación de una o más bisagras plásticas. Estos conceptos se retomarán a continuación con referencia a la introducción de modelos numéricos de elementos finitos, con los que es posible investigar los aspectos de tensión y deformación de la conexión que no están disponibles en las pruebas experimentales.

3 Rigidez de conexión

3.1 Introducción

En el capítulo 2 se describieron los ensayos de empuje realizados en el pasado en el sistema conectado madera-hormigón mediante conectores secos Al-fer, y se discutieron ampliamente los datos de salida de estos ensayos. Con la lógica de entender lo que ocurre en los materiales con referencia sobre todo a las tensiones, se elaboró un modelo de elementos finitos utilizando el programa straus 7. La introducción de modelos numéricos es una oportunidad tanto en lo que se refiere al estudio de mecanismos locales no investigados por medios de los datos disponibles de las pruebas experimentales, tanto para probar diferentes configuraciones de conexiones que en realidad son onerosas en términos de tiempo y recursos económicos.

Surge ahora la necesidad de hacer referencia a ciertas curvas carga-desplazamiento de los ensayos experimentales para poder hacer comparaciones con los resultados numéricos.

3.2 Ejemplares de referencia

En el contexto de este capítulo es significativo hacer referencia a los valores medios de deslizamiento de las probetas 2 y 3 ya que los ensayos realizados son muy similares entre sí y los resultados son suficientemente comparables. La bondad de lo afirmado se aprecia en la Fig. 18 en la que se obtienen los valores medios de los 4 transductores de los dos ensayos comparados, LE.AC. 2/3, estoy en general en buena sintonía.

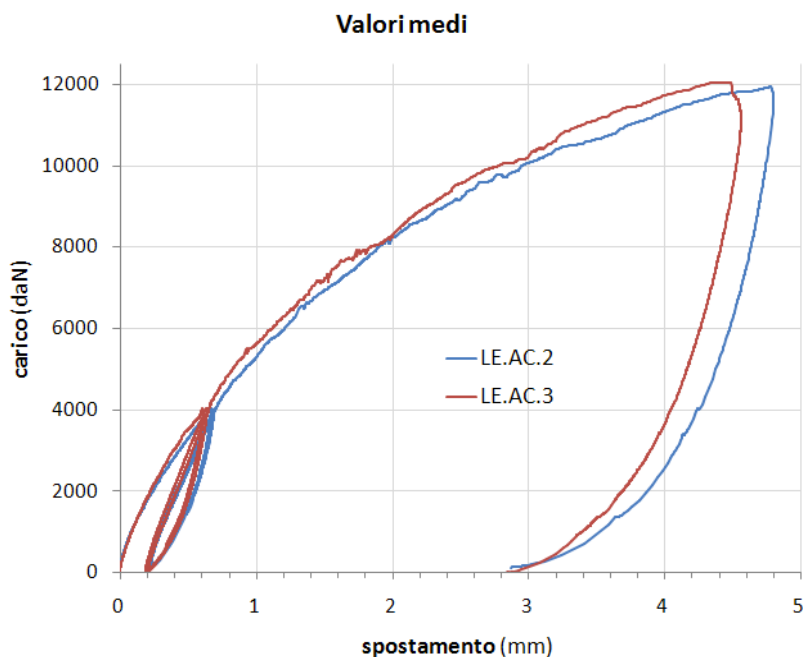


Figura 18: Valores numéricos medios de las pruebas LE.CA.2/3, (8 conectores).

Antes de analizar los modelos numéricos es necesario introducir los modelos analíticos disponibles en la literatura, ya anticipados en los párrafos anteriores. Este hecho se vuelve indispensable tanto para poder configurar correctamente el modelado FEM como para realizar comparaciones con experiencias análogas.

3.3 Modelos analíticos para el cálculo de la rigidez y la capacidad portante

3.3.1 Conectores pin unidos a la madera con resina epoxi

Esta técnica se debe a los nombres de los profesores Turrini G. y Piazza M. y está tomada de los artículos 5,6,7, de la revista Recuperare (Milán, 1983). La técnica consiste esencialmente en hacer que una losa de hormigón colabore estáticamente con las vigas de madera existentes, con la ayuda de conectores de pasadores unidos a la madera con resina epoxi. A partir de los resultados de las pruebas realizadas, los autores han propuesto leyes de comportamiento capaces de representar el comportamiento de la propia conexión hasta estados de fallo convencionales. A continuación se presentan algunas frases tomadas de los artículos considerados de fundamental importancia.

Evidentemente, el conocimiento del comportamiento estático de la conexión es esencial para analizar el comportamiento global de la estructura mixta de madera y hormigón. En particular, **el rigidez y el máxima resistencia** de la conexión. La rigidez K se define como la relación entre la intensidad de la fuerza mutua F (paralelo al eje del haz) transmitido a través de la conexión y el desplazamiento relativo tu (en la dirección del eje) de los dos puntos conectados; por resistencia última de la conexión entendemos el valor máximo F_{tu} de falla convencional, atribuible a la fuerza F sí mismo. Los parámetros de rigidez y resistencia de la conexión están directamente relacionados con el comportamiento de la varilla de acero anclada en la viga de madera en sus dos operaciones típicas, las denominadas cortante y axial.

Con objeto de comparar el comportamiento de la conexión, con conectores Al-fer y con pines resinados, se hará referencia a la primera operación o al corte. En los artículos, los autores informan dos tipos principales de operación:

- 1) Conector de corte;
- 2) Conector de cortante y flexión.

A partir de los resultados de los experimentos sobre los pines resinados, se encontró que el comportamiento del pin bajo esfuerzo cortante prácticamente no depende del diámetro del agujero d_f , y como la longitud del ancla L asume una importancia significativa solo para valores inferiores a 8 veces el diámetro de la clavija d_a ; sobre esto, pudiendo fijarse como límite mínimo práctico $L \geq 10 d_a$, será posible considerar el comportamiento del perno a cortante independiente de la longitud de anclaje.

El valor ha sido propuesto como el valor último de la resistencia convencional T_{tu} de la Fuerza F - que corresponde a un desplazamiento de aproximadamente 1 mm (comienzo de grandes desplazamientos) - y como valor constante de la rigidez (en el campo lineal) el valor de la secante w correspondiente a un valor de fuerza igual a 90÷95% del valor T_{tu} . Entonces se pueden proporcionar las siguientes expresiones experimentales para las dos cantidades consideradas en las que los factores numéricos siempre deben entenderse relacionados con fuerzas expresadas en newtons y longitudes en mm:

$$w = 0.08 \text{ edición } a \quad (1)$$

$$T_{tu} = 0.086 E d_a \quad (2)$$

Los parámetros característicos de la conexión a cortante, previamente definidos, coinciden con los parámetros identificados para el montante, pudiendo configurarse:

$$K = F/u = W = 0.08 E d_a \quad (3)$$

$$F_{tu} = T_{tu} = 0.086 E d_a \quad (4)$$

En cuanto al comportamiento de los conectores de cortante y flexión, estos se remontan a los de los pasadores de cortante, introduciendo un modelo analítico que establece la igualdad formal entre la expresión (3) y la análoga válida para la sección final de un **haz largo en el medio elástico**. En este caso la viga está formada por el taco de acero y el hipotético medio elástico por la madera. La adopción propuesta de los denominados coeficientes de haz **largo** deriva de la observación de la indiferencia del comportamiento con respecto a la longitud de la clavija. Indicando con E_a el módulo lineal de elasticidad del acero y con J_a el momento de inercia de la sección del montante y expresando el parámetro de reacción del hipotético medio elástico relativo al ancho d_a en la forma E/m (m número puro), la expresión de rigidez se obtiene inmediatamente w proporcionada por el modelo analítico:

$$W = E m^{-1} / a \quad (5)$$

$$\alpha = [E / (4 m E_a J_a)]^{1/4}$$

$$j_a = \pi r e^4 / 64$$

Poniendo ahora igualdad formal entre los segundos miembros de (3) y de (5) obtenemos:

$$m = 16,86 (E_a / Y)^{1/3}$$

$$\alpha = 0,7513 \text{ días} (Y_a / Y)^{1/3}$$

resultando así en la definición de los parámetros característicos del modelo analítico introducido.

La expresión final de la rigidez se da k de la conexión por flexión y cortante: $k = qW$

(6)

$$q = 3 [(ah_0 - 1)^3 + 4]^{-1}$$

donde W es la rigidez a cortante habitual del espárrago dada por (3) o (5) eq representa un factor de reducción de expresión y h_0 es la altura de la mesa intermedia.

En cuanto al valor de la resistencia convencional última, considerando que es proporcional a un valor de desplazamiento, todavía se puede preguntar lo siguiente:

$$F_{tu} = q T_{tu}$$

(7)

donde T_{tu} está dada por (2).

A partir de las experiencias de los profesores Piazza M. y Turrini G., se han obtenido modelos analíticos de clavijas fijadas en madera con resina, que pueden compararse tanto en rigidez como en resistencia última con los obtenidos a partir de ensayos en el sistema con conectores secos Al-fer srl El modelo analítico que acabamos de presentar se refiere, sin embargo, al comportamiento de una sola varilla de acero, mientras que en los ensayos experimentales realizados en el conector Al-fer, las probetas constan de 8 conectores. Por lo tanto, la comparación es posible siempre que sea posible llevar las pruebas experimentales de Al-fer a un solo conector. Este hecho es aceptable si nos referimos a las probetas 2 y 3 en las que los transductores de desplazamiento, tal y como se ha mencionado en el apartado 2.4.3, detectan el deslizamiento de los conectores en el extremo de la viga.

Las curvas de fuerza-desplazamiento, Fig. 19, del conector seco único Al-fer srl se presentan a continuación. Estos se obtuvieron considerando los especímenes 2 y 3 y tomando como referencia los valores de deslizamiento promedio y dividiendo la carga aplicada a la estructura por 8 por simplicidad y cumplimiento de las hipótesis de equilibrio.

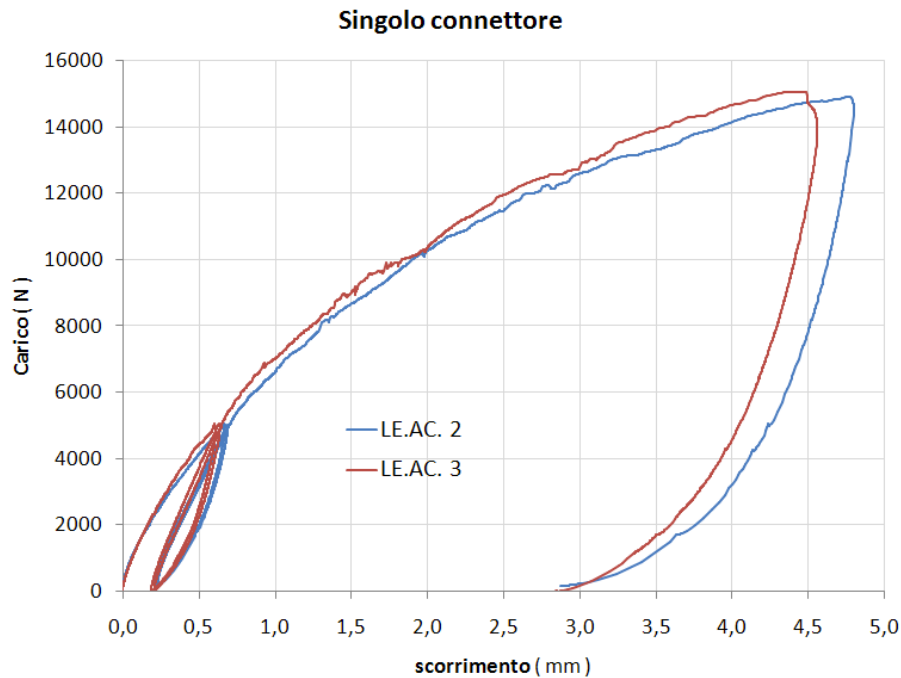


Figura 19: Valores numéricos medios de las pruebas LE.CA.2/3 en un solo conector.

El modelo analítico del montante resinado requiere la definición de parámetros que conciernen exclusivamente a la madera y al montante. Estos, como ya se mencionó, consisten en barras de acero con adherencia mejorada y se puede suponer un valor de módulo elástico de 200.000 Mpa.

Para la madera se puede suponer razonablemente una tercera categoría (C18) y un valor del módulo elástico paralelo a las fibras igual a 8000 Mpa, valor justificado por la presencia de fisuras evidentes a lo largo de las vigas, Fig. 10 (c). Si se asumen las hipótesis anteriores, mediante el modelo analítico presentado, es posible realizar una comparación entre un espárrago resinado de 16 mm de diámetro y el comportamiento mostrado por los ensayos experimentales sobre el conector seco de Al-fer.

- Suposiciones asumidas:

Módulo elástico de la madera	$Y = 8000$	MPa
Módulo elástico del montante	$Y_a = 200000$	MPa
Diámetro del montante	$d_a =$ dieciséis	milímetro
Altura del tablón	$h_o = 25$	milímetro

- Comportamiento al corte:

Rigidez inicial	$w = 10240$	MPa
Resistencia máxima	$T_{tu} = 11008$	MPa

- Comportamiento a cortante y flexión:

Rigidez inicial	$k = 8127$	MPa
Resistencia máxima	$F_{tu} = 8373$	MPa

La figura 20 muestra la comparación entre las curvas experimentales y el modelo analítico para una espiga resinada de 16 mm de diámetro.

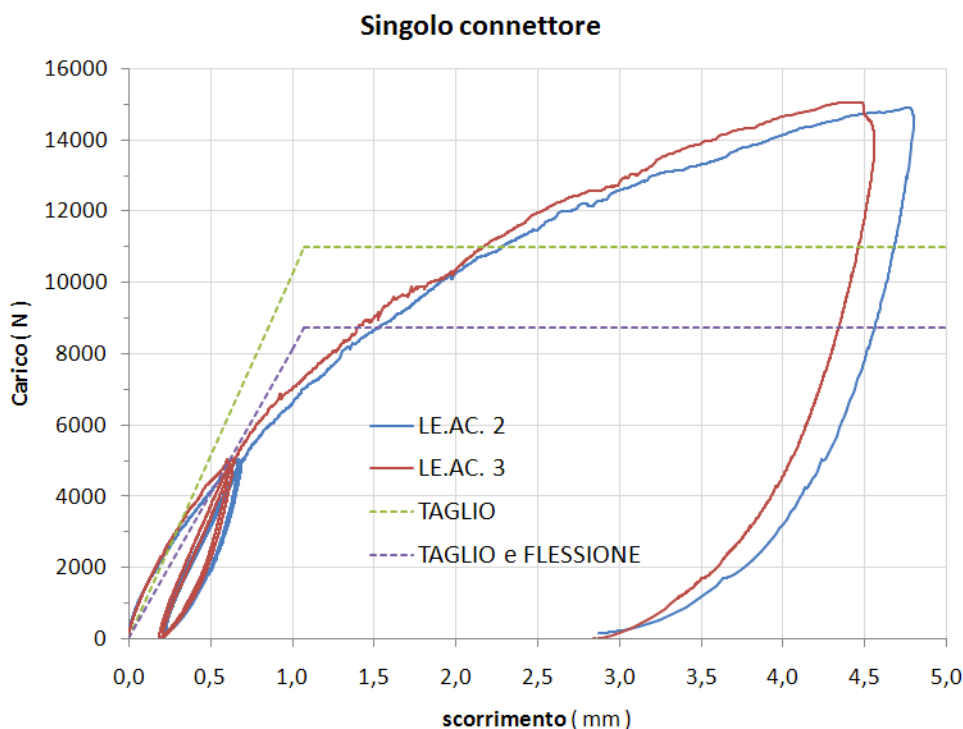


Figura 20: Comparación entre los ensayos experimentales y el modelo analítico de un montante abovedado.

Se pueden hacer las siguientes observaciones:

- 1) el conector seco Al-fer tiene una rigidez inicial alta, y precisamente por eso se acerca a un perno resinado de 16 mm de diámetro con comportamiento a cortante. El modelo de cortante y flexión es demasiado conservador para valores de carga bajos, mientras que la curva experimental tiende a la del pasador de cortante y flexión para valores de fuerza del orden de 5000 N;
- 2) ambos modelos analíticos son demasiado conservadores con referencia a los valores de resistencia última, resultando inadecuados para una comparación con el conector Al-fer;

Podemos añadir una reflexión sobre las causas que conducen a una rigidez inicial elevada. Este hecho es probablemente atribuible a un efecto coercitivo que se produce entre la viga de madera y el entarimado intermedio, debido a que el conector Al-fer está dotado de un rebaje que comprime la

el encofrado a la propia viga. En la Fig. 21 podemos apreciar lo dicho. El conector, cuyo cuerpo central es cónico inverso (tiene un diámetro de 11,5 mm en el extradós del haz y de 12 mm en la punta), puede funcionar como un tapón de presión. En nuestra opinión, este efecto es capaz de generar un retraso en el deslizamiento generando así una alta rigidez tangente al origen.

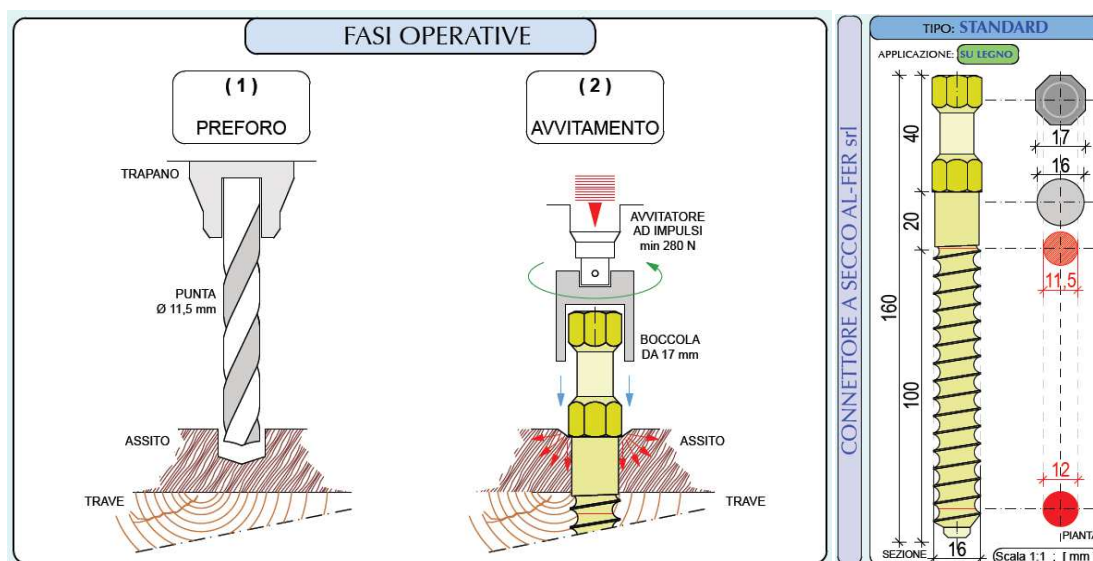


Figura 21: Fijación del conector seco Al-fer srl

3.3.2 Conectores secos dentro de orificios calibrados

Esta segunda técnica de conexión ha sido estudiada en detalle por el profesor Piero Gelfi de la Universidad de Brescia. Al igual que el método Turrini, la clavija se fabrica con una barra (ahora lisa) de acero de refuerzo, pero se diferencia de ésta en que se elimina la resina. La fijación de la espiga en la viga de madera se obtiene realizando un orificio calibrado, uno o dos mm menor que el diámetro del conector.

El estudio realizado por el profesor Gelfi y el personal se refiere a la modelización teórica de la conexión entre losa y viga realizada con peldaños secos con entarimado interpuesto. El enfoque parte de un estudio teórico y experimental para los conectores de vigas de secciones mixtas de acero y hormigón (Gelfi y Giuriani 1987), en el que se modela el comportamiento inicialmente elástico del conector y el comportamiento a falla con la formación de rótulas plásticas en el conector. Los resultados del modelado teórico se comparan con los resultados experimentales obtenidos en Gelfi y Giuriani 1995 y Gelfi et al. 1995.

EVALUACIÓN TEÓRICA DE LA RIGIDEZ DE LA CONEXIÓN

El comportamiento del taco, Fig. 22 (a) se remonta idealmente al clásico de la viga sobre suelo elástico, Fig. 22 (b), tanto en la sección sumergida en el hormigón como en la sección hincada en la madera. La sección correspondiente al encofrado interpuesto entre la losa y la viga se considera libre, ya que el encofrado no está rígido a la vigueta y el taco actúa en este tramo en un medio muy elástico al estar sometido a esfuerzos perpendiculares a las fibras.

Por la rigidez k_{wse} se dispone de pocos resultados experimentales para la madera. Según los ensayos realizados por los autores, la rigidez en el rango elástico en la dirección paralela a las fibras, definida como la relación entre la resistencia de la interfaz montante-madera por unidad de longitud del montante y el desplazamiento relativo tiene, para la especie de abeto, se puede asumir un valor de alrededor de 1300 Mpa y no parece depender significativamente del diámetro del espárrago.

La rigidez del hormigón k_{cha} ha sido estudiado en detalle (en Gelfi y Giuriani 1987), donde se propuso $k_c = \gamma d/b$ con $b = 2.5 \div 3.3$ según la relación entre el diámetro y la distancia entre ejes de los montantes.

Se supone que el montante tiene una longitud ilimitada tanto en hormigón como en madera, Fig. 22 (c), ya que la profundidad de las áreas perturbadas, donde las deformaciones son significativas, es modesta y comparable con la longitud de diseño generalmente adoptada para el montante.

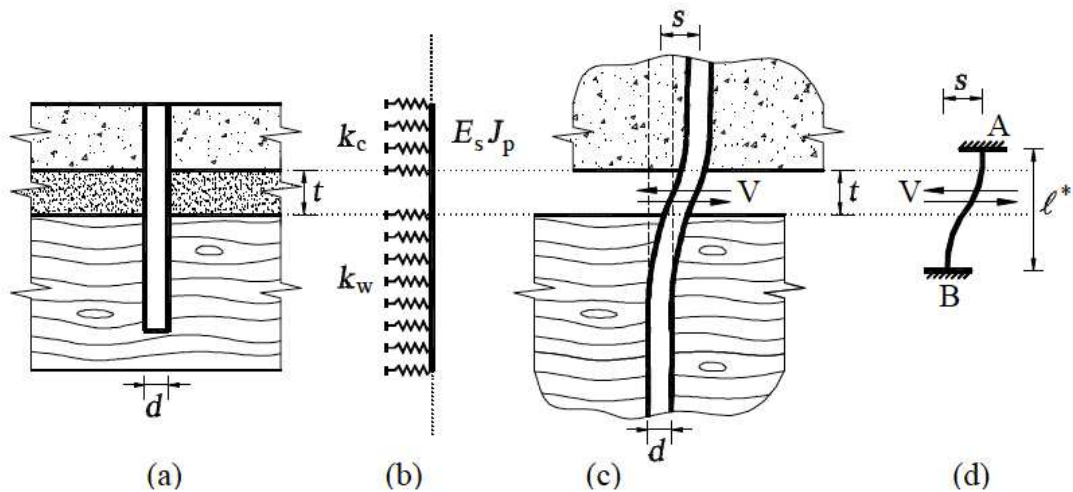


Figura 22: Modelo para el cálculo de la rigidez de la conexión

Recurriendo a las soluciones clásicas de la teoría de la viga sobre suelo elástico, imponiendo la continuidad de la deformación del poste bajo el efecto del desplazamiento relativo s entre el hormigón y la madera, Fig. 22 (c), es posible obtener la rigidez K_{PA} de la conexión como la relación entre la acción cortante V y el desplazamiento s :

$$K_{PA} = \frac{12 \cdot E_s J_p}{4 \cdot \left(\frac{1}{3} + \frac{1}{3} + \frac{1}{3} \right)} \quad (8)$$

donde t es el espesor del tablero interpuesto y $E_s J_p$ la rigidez a la flexión del montante.

Es posible llegar a una formulación más simple, que se aproxima mucho a la solución exacta, imponiendo que la rigidez de la conexión sea igual a la del espárrago de doble cuña de longitud ideal l^* , Fig. 22(d):

$$K_{PA} = \frac{12 \cdot E_s J_p}{l^*} \quad (9)$$

$$l^* = \frac{1}{\#} \sqrt{\frac{E_s J_p}{K_{PA}}} \quad (9')$$

La función $\#$ se puede expandir en series de Taylor alrededor de los valores de referencia E_s , J_p , K_{PA} y l^* de las cuatro variables:

$$\# = \#(E_s, J_p, K_{PA}, l^*) = \#(E_s^0, J_p^0, K_{PA}^0, l^{*0}) + \frac{\partial \#}{\partial E_s} (E_s - E_s^0) + \frac{\partial \#}{\partial J_p} (J_p - J_p^0) + \frac{\partial \#}{\partial K_{PA}} (K_{PA} - K_{PA}^0) + \frac{\partial \#}{\partial l^*} (l^* - l^{*0}) + \dots$$

Es posible verificar que los términos dependientes de las derivadas superiores al primer orden, directas y mixtas, son despreciables y por tanto detienen la serie en los términos de primer orden.

Asumiendo los valores más comunes para los valores de referencia de la rigidez del hormigón y de la madera, del espesor del tablero interpuesto y del diámetro del montante:

- $E_s = 10000 \text{ MPa}$;
- $J_p = 1300 \text{ N/mm}^2$;
- $t = 25 \text{ mm}$;
- $d = 16 \text{ mm}$

obtenemos:

$$- 17,3 - 0,000572 - 0,00894 y'' \quad \text{"} \quad 0,880 \quad 4,34 \% \quad (10)$$

con expresado en Mpa, ted en mm.

Es posible obtener una mayor simplificación considerando que variaciones significativas de conducen a variaciones insignificantes de . Por lo tanto, colocar $= 10000 \text{ N/mm}^2$, (10) se puede reescribir De la siguiente manera:

$$- 11,6 - 0,00894 \quad \text{"} \quad 0,880 \quad 4,34 \% \quad (11)$$

El error cometido en la evaluación de con (10) y (11) es inferior al 5% si los parámetros varía dentro de los rangos de interés práctico:

$$7000 < < 14000 \text{ N/mm}^2 ; 900 < < 1300 \text{ N/mm}^2 ; 12 < d < 20 \text{ mm} ; 0 < t < 50 \text{ mm}.$$

Esta imprecisión conduce a un error máximo del 14% en la evaluación de la rigidez. k_{PAG} de la conexión

Nótese que la expresión de k_{PAG} puede reducirse directamente a una relación linealmente dependiente de las variables, σ , d, t ya que está fuertemente influenciado por los términos que contienen las derivadas mixtas y las derivadas de orden superior de las variables de t.

En el caso de conectores de diámetro $d = 16 \text{ mm}$ con entablado interpuesto, la recta teórica coincide prácticamente con el primer tramo de las curvas experimentales.

EVALUACIÓN TEÓRICA DE LA FUERZA ÚLTIMA DE LA CONEXIÓN

La longitud de inserción en la madera y en el hormigón adoptada en la práctica constructiva es generalmente tal que permite alcanzar la máxima resistencia del montante que ocurre cuando se forma un mecanismo de colapso con dos bisagras plásticas (Gelfi et al.1995 y Gelfi y Giuriani 1987). En el presente trabajo, la evaluación teórica de la resistencia de la conexión se refiere a esta situación de un poste con suficiente longitud de inserción en la madera y el hormigón para la formación de un mecanismo de colapso con dos bisagras plásticas, considerando también la presencia del espesor interpuesto t, Fig. 23.

La formulación representa una extensión de la teoría desarrollada para conexiones acero-hormigón (Gelfi y Giuriani 1987) y de la teoría propuesta por Johansen (1949), denominada "European Yield Model", adoptada por el EC5, sobre madera-madera y madera. - placas de metal.

Se considera oportuno referirse al concepto de longitud efectiva introducido en (Gelfi y Giuriani 1995). De hecho, la capacidad de carga del pasador es igual a la resultante de la presión de carga $\#7$ en la madera actuando sobre la longitud efectiva o la presión de apoyo $\#7$ en el hormigón actuando sobre la longitud efectiva (Fig. 23). La clavija debe tener entonces una longitud adicional mínima de hundimiento en la madera y el hormigón (respectivamente y'' en la Fig. 23) para que el mecanismo de plegado se pueda establecer con dos bisagras de plástico (Fig. 23 a) que permite alcanzar la máxima capacidad de carga.

Como no existe cortante en correspondencia con las rótulas plásticas A y B donde el momento flector del pasador es máximo (Fig. 23c), el equilibrio de la sección AB (Fig. 23d) se expresa mediante la ecuación:

$$89 \frac{\sigma}{2} \frac{y''}{2} \quad \text{;;} \quad - 2 < - Q \quad (12)$$

y'' , y'' longitudes efectivas del lado del hormigón;
 \leq momento de resistencia plástica del espárrago;
 $\#$, $\#7$ resistencia a la filtración del hormigón y la madera;
 resistencia última de la conexión para cada peldaño.

8

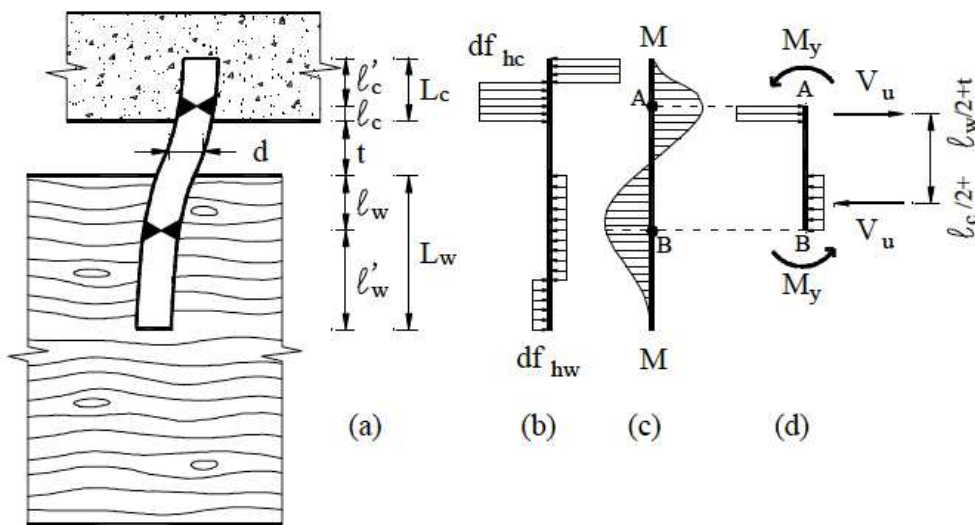


Fig. 23: Mecanismo de colapso y modelo para el cálculo de la resistencia del montante

De (12), siendo la resistencia última de la conexión para el único peldaño:

$$R = \frac{F_u}{\gamma} \quad (12')$$

y ser:

$$R = \frac{F_u}{\gamma} \quad (12'')$$

la longitud eficaz de la sección fijada en la madera se puede obtener:

$$L_e = \frac{C_A}{\gamma} \frac{F_u}{\gamma} \frac{A}{A^n} \quad (13)$$

Dado que el momento de resistencia plástica del espárrago viene dado por la relación conocida:

$$M_p = \frac{f_y I}{6}$$

Dónde está f_y es el límite elástico del espárrago, (13) se puede escribir en la forma más expresiva:

$$R = \frac{f_y I}{6 \gamma} \quad (14)$$

con:

$$R = \frac{d}{\gamma} \frac{C_A}{\gamma} \frac{F_u}{\gamma} \frac{A}{A^n} \quad (15)$$

La resistencia última del montante es entonces para (12') y (14):

$$R = \frac{f_y I}{6 \gamma} \quad (dieciséis)$$

Cabe señalar que las longitudes de inserción en la madera, iguales a seis diámetros, son suficientes para el establecimiento del mecanismo de colapso con dos bisagras de plástico.

Ahora, por medio de las ecuaciones presentadas, es posible estimar el comportamiento de la conexión con clavijas fijadas mediante agujeros calibrados con el sistema que llamaremos Gelfi. Por lo tanto, se puede hacer una comparación con un pin Gelfi y el conector Al-fer. Como es habitual, las expresiones proporcionadas son válidas para un único montante, por lo que la comparación se realizará sobre una madera similar a la utilizada para los ensayos de Al-fer y montantes de 16 mm.

El conector Al-fer está fabricado con un acero con un límite elástico dos veces superior al de una barra lisa de hormigón armado, pero a lo largo de su eje la sección varía desde un máximo de 16 mm hasta un mínimo de 11,5 mm. Estos dos aspectos, junto con el pilar y el efecto de tracción discutido anteriormente, podrían, y esto es lo que queremos demostrar, conferir propiedades de resistencia y rigidez superiores a los sistemas de conexión ordinarios con un diámetro constante igual al diámetro máximo del conector seco Al-Fer.

COMPARACIÓN SISTEMA GELFI Y CONECTOR AL-FER DRY

A continuación se reportan las hipótesis, mediante el modelo analítico presentado, para una comparación entre un espárrago de 16 mm de diámetro en orificios calibrados y el comportamiento mostrado por los ensayos experimentales sobre el conector seco de Al-fer.

Suposiciones asumidas:

1) MADERA:

Tipo de abeto (clase C18)

Masa característica

Resistencia al rodamiento

Rigidez

$$\begin{aligned} \rho_k &= 320 && \text{kg/mc} \\ F_{c0.05} &= 35 && \text{MPa} \\ k_w &= 1300 && \text{MPa} \end{aligned}$$

2) HORMIGÓN:

clase C25/30

Resistencia al rodamiento

Rigidez

$$\begin{aligned} F_{ct,0.05} &= 25 && \text{MPa} \\ F_{hc} &= 120 && \text{MPa} \\ k_c &= 10000 && \text{MPa} \end{aligned}$$

3) CLAVIJA:

Diámetro de clavija

Límite elástico característico Módulo elástico del espárrago

Momento de inercia del peldaño

$$\begin{aligned} d &= \text{dieciséis} && \text{MPa} \\ F_y &= 350 && \text{MPa} \\ Y_s &= 210000 && \text{milímetro} \\ j_{PAG} &= 3217 && \text{milímetro} \end{aligned}$$

4) ASISTIDO

altura de la mesa

$$h_o = 25 \quad \text{milímetro}$$

Rigidez del modelo analítico:

Longitud ideal del peldaño de doble cuña [ecuación (10)]

Rigidez inicial [ecuación (9)]

$$\begin{aligned} &= 91 && \text{milímetro} \\ k_{PAG} &= 10611 && \text{N/mm} \end{aligned}$$

Resistencia última del modelo analítico:

parámetro adimensional. [ecuación (15)]

Longitud efectiva de la sección hincada en la madera. [ecuación (14)]

Longitud efectiva de la sección hincada en el hormigón. [ecuación (12'')]

Resistencia máxima [ecuación (16)]

$$\begin{aligned} EL &= 1.36 \\ &= 22 && \text{milímetro} \\ &= 6 && \text{milímetro} \\ v_{tu} &= 12223 && \text{No} \end{aligned}$$

Por lo tanto, la tendencia de la rigidez y la resistencia última del espárrago Gelfi se puede trazar superponiéndola a los valores experimentales del conector seco Al-fer, Fig. 24.

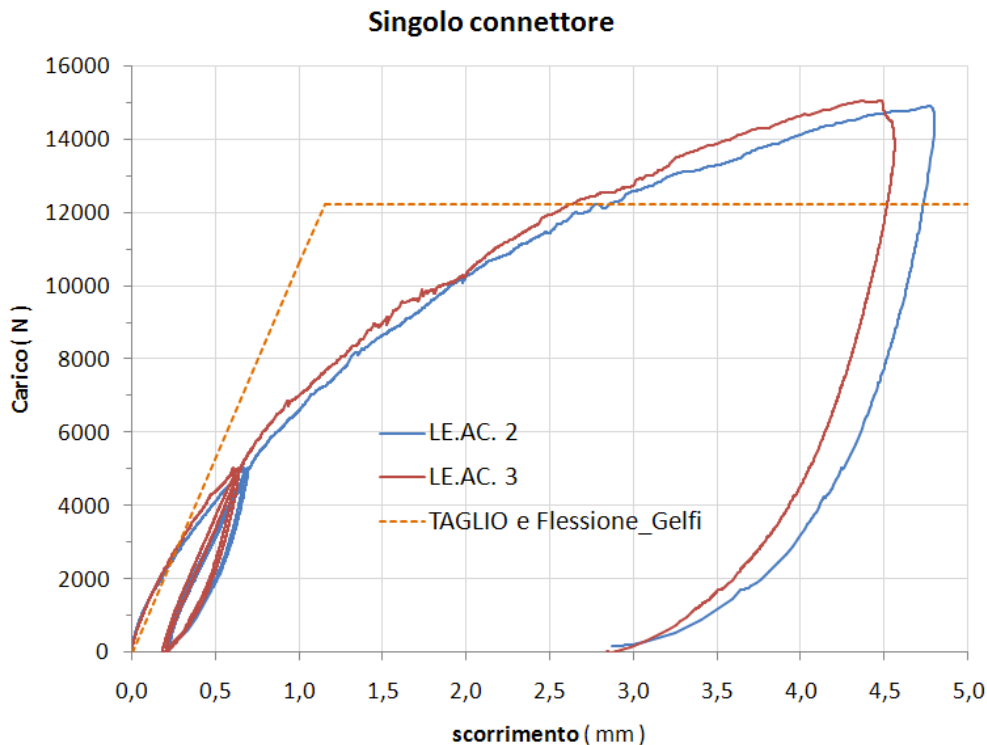


Figura 24: Curvas experimentales Al-fer y modelo analítico prof. Gelfi

Se pueden hacer las siguientes consideraciones:

- 1) El modelo analítico propuesto por el profesor Gelfi es sin duda más completo que el propuesto para el comportamiento de las clavijas resinadas. En este último los parámetros de rigidez y resistencia se obtienen, al igual que para los montantes en huecos calibrados, a partir de la teoría de la viga larga en medio elástico;
- 2) El modelo analítico prevé una formulación exacta y otra más simple, esta última prevé el uso de una longitud ideal que podría ser de gran ayuda para las aplicaciones FEM;
- 3) Suponiendo que los valores asumidos para los materiales están dictados por el sentido común y no son el resultado de investigaciones adecuadas, notamos una buena correspondencia con los datos experimentales de Al-fer y la rigidez de los pernos en agujeros calibrados con un diámetro de 16 mm. El valor de rigidez inicial de los espárragos es de 10611 N/mm y la curva obtenida con esta pendiente corta las curvas experimentales para valores de aproximadamente 3000 N, correspondientes aproximadamente a la fuerza de deslizamiento a aplicar a los conectores en funcionamiento;
- 4) La conexión de espárragos de φ 16 mm con encofrado interpuesto entre la losa y la viga tiene un comportamiento muy próximo al de los conectores secos Al-fer en cuanto a la rigidez inicial. Por otro lado, subestima la resistencia última, de hecho se ha obtenido $V_{tw}=12223$ N, incorrecto en más del 20 % en comparación con los aproximadamente 15000 N del conector seco Al-fer;

3.3.3 Reglamento

En suelo italiano, la legislación obligatoria está contenida en el texto del DM 14/01/08, también llamado normas técnicas para la construcción "NTC 08". El capítulo 4.4 está dedicado a las construcciones en madera, y en particular el apartado 4.4.9 trata de las conexiones de los distintos tipos de unión (madera-madera, acero-madera, etc...). En este subcapítulo la norma explica que la capacidad portante y la deformabilidad de los medios de conexión pueden ser evaluadas con referencia a normas de probada validez. Las mismas se encuentran en el capítulo 12 de la NTC 08, donde se explica que las indicaciones que se dan en los siguientes documentos pretenden ser congruentes con los principios que las sustentan:

- Eurocódigos Estructurales publicados por el CEN, con las especificaciones dadas en los Anexos Nacionales o, en su defecto, en el formulario internacional EN;
- normas armonizadas UNI EN cuyas referencias se publican en el Diario Oficial de la Unión Europea;
- Normas para ensayos, materiales y productos publicadas por la UNI.

A raíz de una investigación realizada, las normas útiles para este trabajo son:

- 1) CNR-DT 206/2007_Instrucciones para el diseño, ejecución y control de estructuras de madera;
- 2) EC5_UNIEN1995-1-1-2009_Diseño de estructuras de madera.

Examinando la normativa, es evidente que el modelo adoptado es de tipo elástico-plástico perfecto, y el comportamiento del medio de unión viene descrito por tres parámetros fundamentales:

- k_{LM} módulo de deslizamiento instantáneo (en N/mm) para cada sección resistente a cortante y para cada medio de unión, a utilizar en el estado límite de ejercicio ;
- k_{8} módulo de deslizamiento instantáneo (en N/mm) para cada sección resistente a cortante y para cada medio de conexión, a utilizar en el estado límite de último ;
- $F_{v,Rk}$ capacidad portante característica de clavos, pernos, espigas y tornillos, para un solo plano de corte y para un solo medio de unión.

Se puede hacer una primera observación con respecto a la diferencia con la que los dos estándares mencionados determinan el parámetro k_{LM} :

CNR 206/2007	EC5 2009
$k_{LM} = \frac{2 \cdot N_{0,9} \cdot \gamma_{HACER}}{20}$	$k_{LM} = \frac{2 \cdot N_{0,9} \cdot \gamma_{HACER}}{23}$

En el cual $N_{0,9}$ y γ_{HACER} son respectivamente la densidad de la madera, media y característica. El número 2 se debe a que según la legislación para uniones de madera y hormigón los valores de k_{LM} se puede duplicar

En cuanto a los valores de k_{8} y $F_{v,Rk}$, las dos regulaciones están en excelente acuerdo, las formulaciones propuestas se informan a continuación.

Módulo deslizante para ULS:

$$k_{8} = \frac{2}{3} \cdot k_{LM} \tag{17}$$

El valor característico de la capacidad portante de las uniones madera-hormigón, con conectores metálicos de vástago cilíndrico, se remonta al de las uniones madera-acero con plano de corte con placa **grueso**. Esta suposición requiere que el sistema de conexión esté suficientemente embebido en los dos materiales Fig 25, y que se garanticen las siguientes condiciones mínimas:

- $L_w \geq 6d$
- $L_c \geq 2.5d$

Dónde está:

- L_w es la longitud de penetración de la espiga en el elemento de madera (Fig. 25)
- L_c es la longitud sumergida de la espiga en el hormigón;
- D es el diámetro del conector.

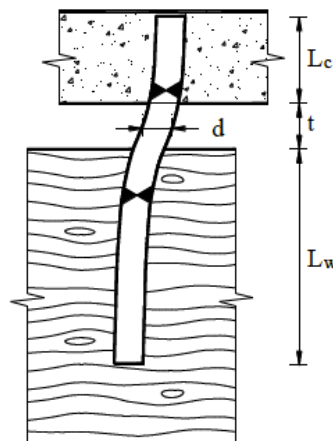
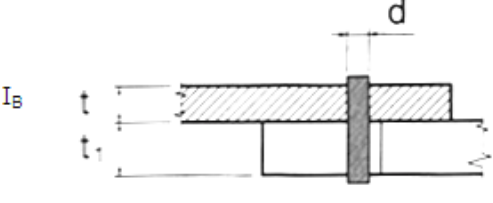
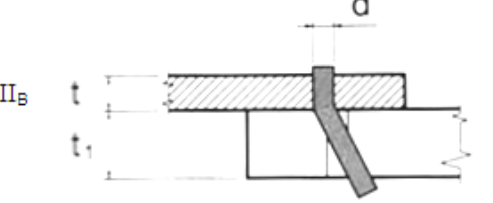
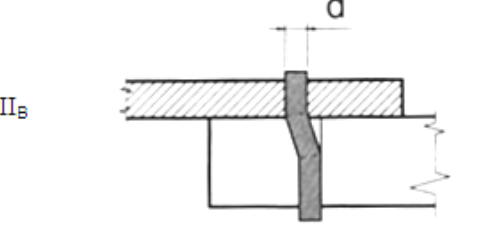


Fig. 25: Conexión realizada con pasadores con vástago cilíndrico

El valor característico de la capacidad portante, para cada medio de unión y plano de corte con placa de acero **grueso**, se asumirá como el menor de los valores obtenibles de las siguientes fórmulas:

Piastre spesse $t \geq d$	
Modi di rottura	Valori caratteristici di resistenza a taglio
 <p style="text-align: center;">I_B</p>	$R_k = f_{h,k} t_1 d$
 <p style="text-align: center;">II_B</p>	$R_k = f_{h,k} t_1 d \cdot \left[\sqrt{2 + \frac{4M_{y,k}}{f_{h,k} t_1^2 d}} - 1 \right]$
 <p style="text-align: center;">II_B</p>	$R_k = 2,3 \cdot \sqrt{M_{y,k} f_{h,k} d}$

Pestaña 6: *Modos de falla y valores característicos de las uniones acero-madera*

En la cual los términos contenidos en la tabla 6 tienen el siguiente significado:

- R_k es la capacidad portante característica, por plano de cortante y por unión en función del modo de rotura;
- $f_{h,k}$ es la resistencia característica a la ebullición en el elemento de madera;
- t_1 es el menor de los espesores del elemento en el lado de la madera, o la profundidad de penetración;
- d es el diámetro del medio de unión;
- $M_{y,Rk}$ es el momento de fluencia característico, para los medios de unión;

En última instancia, la capacidad de carga se puede determinar como el valor mínimo:

$$F_{V,Rk} = \min (R_{k,I_B}, R_{k,II_B}, R_{k,III_B}) \quad (18)$$

Este enfoque, contenido en las normas, fue propuesto por primera vez por Johansen en 1949. Las ecuaciones de la capacidad portante de la conexión con conectores de mango cilíndrico se obtienen a partir de simples consideraciones de equilibrio en el estado límite, con la suposición de un rígido comportamiento -plástico para ambos materiales. Las formas de ruptura que pueden tener lugar en una conexión son sustancialmente las siguientes:

- **Forma₀** Reposición de la parte de madera;
- **Forma₀** Carga de la parte de madera y cesión simultánea del conector metálico, con la formación de una bisagra plástica;
- **Forma_{III}** Carga de la parte de madera y cesión simultánea del conector metálico, con la formación de una bisagra plástica;

La formulación propuesta por Johansen tiene dos limitaciones fundamentales. El primero es de relativamente poco interés para las conexiones de viga de madera y losa colaborativa mientras que el segundo es de indudable interés. Con referencia a lo anterior, el modelo no tiene en cuenta algunos modos de colapso, en particular de la pieza de madera, asociados a la ocurrencia de tensiones ortogonales a la fibra de la madera, y que pueden determinar mecanismos de falla frágil. Estos mecanismos son por tanto responsables de colapsos estructurales a valores inferiores a los predichos por el modelo de Johansen. Mientras que en cuanto al otro límite, éste es inherente al propio modelo de análisis: el modelo es por tanto capaz de predecir, en las hipótesis formuladas, la carga límite de rotura pero no puede dar ninguna indicación sobre la deformabilidad de la conexión ni, en consecuencia, de las propiedades de rigidez y ductilidad de la conexión. De hecho, se utilizan las normas CNR y EC 5 para la formulación de la rigidez del enlace al documento NICOLE, utilizando las fórmulas ya mencionadas anteriormente.

Ahora disponemos de todas las herramientas para poder caracterizar el comportamiento de un conector de vástago cilíndrico según los modelos propuestos por las normas. Por lo tanto, es fácil comparar un pin hipotético fijado en un medio de madera, con características (supuestas) comparables a las utilizadas para los experimentos, y el conector seco Al-fer srl

Primero se analiza un pasador equivalente que tiene un diámetro de 16 mm. Para el valor de la resistencia portante de la madera se puede utilizar la expresión contenida en las normas, para $\alpha=0$ (dirección paralela a las fibras):

$$f_{h,y,*} = 0,082 \cdot 1 - 0,01 \% N_{o,*} \quad (19)$$

Mientras que por las características de rendimiento del conector

$$k_{h,y,*} \leq 0,08 \cdot f_{h,y,*} \quad (20)$$

Al igual que en los capítulos anteriores, se han asumido las siguientes hipótesis:

1) MADERA:

Tipo de abeto (clase C18)			
Densidad característica	ρ_k	=	320 kg/mc
Masa característica media	ρ_{medio}	=	380 kg/mc
resistencia a la ebullición [ecuación 19]	$F_{h,0,k}$	=	22 MPa

2) ENCHUFE:

Barras de refuerzo con adherencia mejorada (B450 C)			
Diámetro del conector de vástago cilíndrico	d	=	dieciséis milímetro
Longitud de inserción en la madera	t_1	=	100 milímetro
Límite elástico característico Resistencia a la rotura característica	F_{yk}	=	450 MPa
Momento plástico	$M_{pl,Rd}$	=	540 MPa
[ecuación 20]	\leq	=	176947 mmm

en el que la longitud de inserción en la madera, t_1 , Al-fer seco, o 100 mm fue adoptado en línea con el del conector a

De donde es posible obtener los parámetros de rigidez mecánica:

CNR 206/2007	EC5 2009
- extensión KLM-9159Q/SS	- extensión KLM- 10306 Q/SS
- 8- 6106 Q/SS	- 8- 6870 Q/SS

Para los valores de capacidad de carga última, resulta:

CNR206/2007/EC5 2009

T^* , ultravioleta - 35267 Q/SS

T^* , UUV - 17050 Q/SS

T^* , UUVV - 18169 Q/SS

w_{X,Y^*} - 17050 Q/SS

Cabe señalar que el valor de K_{ser} , determinada por una u otra normativa difiere en un 12,5%. Mucho se ha dicho ya sobre la alta rigidez inicial del conector seco Al-fer, por lo que a modo de comparación se utiliza el modelo EC5 versión 2009. Los valores numéricos se muestran a continuación:

EC5-2009

- K_{ser} - 10306 Q/SS

- γ - 6870 Q/SS

w_{X,Y^*} - 17050 Q/SS

Al informar los parámetros en el gráfico habitual, se obtiene la tendencia en la Fig. 26.

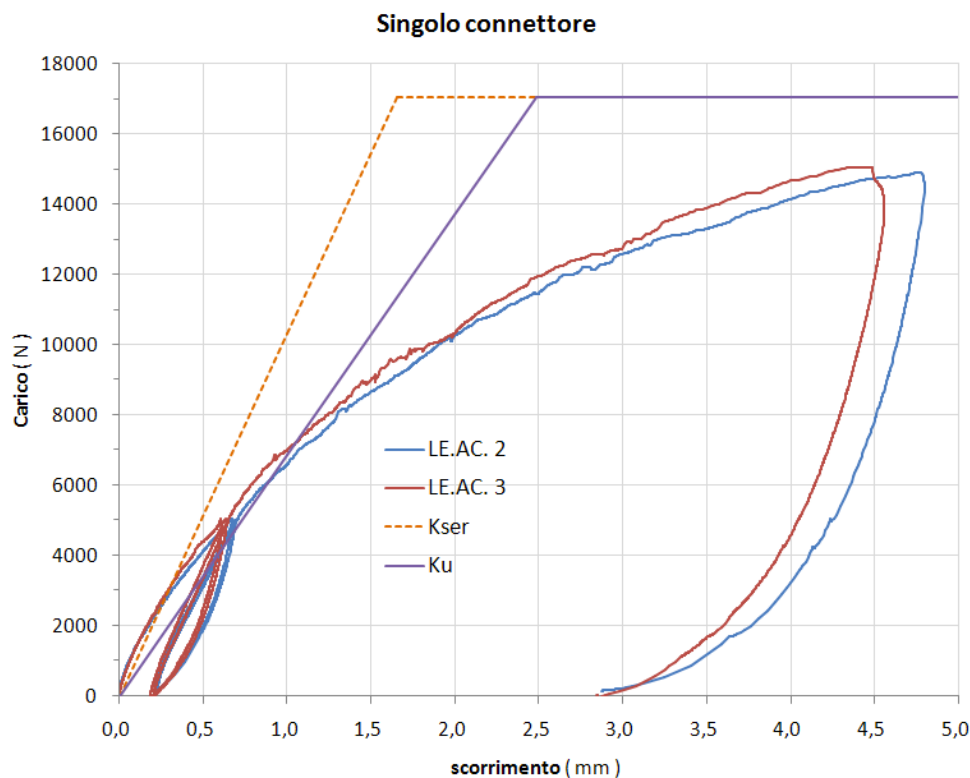


Figura 26: *Conexión realizada con tapones de vástago cilíndrico EC5 2009*

La hipótesis de comparar el conector con un pin de 16 mm de diámetro resulta ser una idea válida si nos detenemos en la observación de las curvas hasta valores bajos de la carga aplicada, alrededor de 4000 N. Para cargas superiores, sin embargo, es una mala solución, especialmente con referencia a la capacidad de carga última. De hecho, según el modelo analítico propuesto por la norma, el bulón debería ceder teóricamente con un modo de fallo del tipo II, que prevé el rebose de la madera y la consiguiente formación de una rótula plástica para cargas del orden de 17.000 N. Este valor se suma a los aproximadamente 15.000 N obtenidos experimentalmente. Debe recordarse que estos resultados están fuertemente influenciados por la incertidumbre sobre el medio de madera, ya que se han estimado características mecánicas arbitrarias.

Es importante observar lo informado en las discusiones del profesor Gelfi sobre el modelo analítico propuesto por la legislación. De hecho, a diferencia de lo que sucedió con los modelos analíticos

propuesta por Gelfi y Turrini, la normativa propone un módulo deslizando, K_{ser} , que no tiene en cuenta el desprendimiento debido al encofrado. En esta circunstancia, por frecuente que sea, el Eurocódigo proporciona valores de rigidez que no siempre están a favor de la seguridad Fig 27.

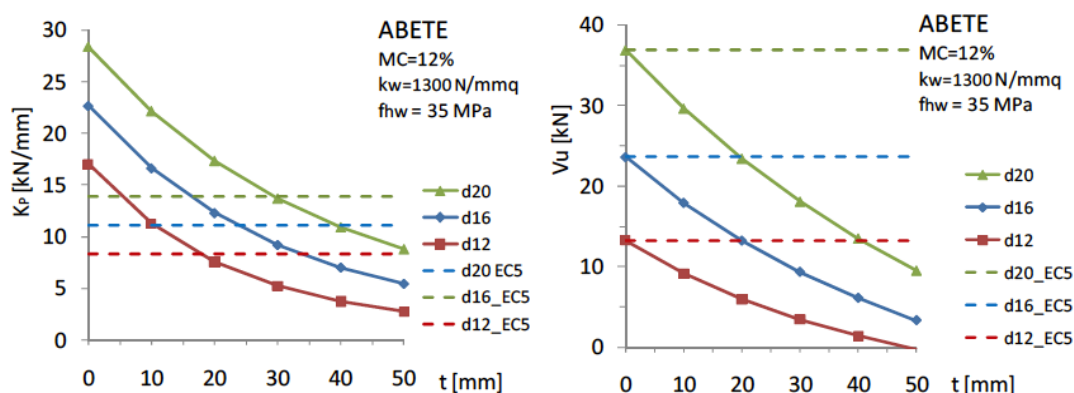


Fig. 27: Variación de la rigidez y capacidad portante de la conexión en función del encofrado Gelfi.

La imagen está tomada de una publicación del prof. Gelfi y muestra claramente cómo la rigidez y la capacidad portante de la conexión dependen del grosor del encofrado. Es lógico esperar que para valores altos de despegue entre la losa y la viga de madera haya una penalización del sistema mixto. Como muestra la imagen, para valores de tabloncillos de unos 25 mm, la rigidez con el modelo Gelfi y el EC5 concuerdan bien con los experimentos de Al-fer, es decir, hay una rigidez inicial k de unos 10.000 N. Mientras que no hay armonía con los modelos analíticos y experimentales de Al-fer con referencia a la capacidad última. Según los valores de los ensayos, la resistencia última es de 15.000 N, valor que se encuentra justo en la mitad de los valores obtenibles de los modelos analíticos (Gelfi en torno a 12.000 N y EC5 en torno a 17.000 N).

Cabe mencionar una segunda falencia que, a juicio del autor, es inherente a la normativa, y que atañe a lo concreto. Fue posible tratar la junta madera-hormigón como una junta acero-madera asumiendo que la losa se comporta como una gruesa placa de acero infinitamente rígida. Este hecho no es tan evidente, ya que, aunque mucho más rígido, el hormigón también está sujeto a fenómenos de filtraciones. Este aspecto, que sólo considera el modelo analítico del profesor Gelfi y que por lo tanto, por las razones antes mencionadas, se cree que es el más válido para representar el fenómeno aunque deba ser modificado para ser aplicado al sistema mixto con Al-fer conectores secos.

3.3.4 Comparación de los modelos analíticos propuestos

En los capítulos anteriores se han estudiado varios modelos analíticos, cada uno de los cuales es capaz de describir el comportamiento mecánico de conectores metálicos fijados en la madera aptos para la creación de juntas madera-hormigón. Los diferentes sistemas no difieren mucho en cuanto a la tecnología constructiva, pero cada autor ha propuesto su propia formulación. Los distintos modelos se compararon con los datos experimentales de los conectores Al-fer, con el objetivo de medir la rigidez y resistencia de estos últimos. A continuación se muestra una tabla que resume las experiencias realizadas al respecto para un conector equivalente de 16 mm de diámetro.

medios de unión	Autor	modelo analítico	
		k [N/mm]	v [norte]
Clavija recubierta de resina	Turrini	10240	11008
clavija seca	Gelfi	10611	12223
Enchufe	Reglamento (Johansen, Nicole)	10306	17050

Pestaña 7: Comparación de modelos analíticos utilizando una unión de acero de 16 mm de diámetro

Se puede observar que existe una buena concordancia entre los valores de rigidez, mientras que la variación de valores en cuanto a la resistencia a la rotura es significativamente evidente.

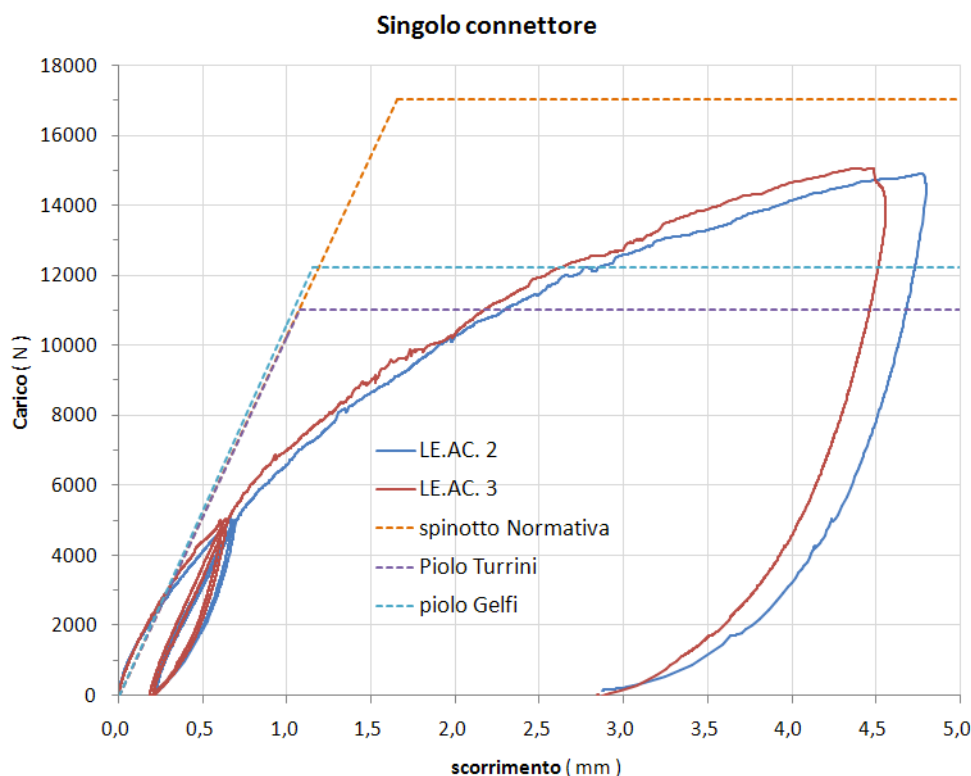


Fig. 28: Comparación entre ensayos experimentales y modelos analíticos para un medio de unión de 16 mm de diámetro.

De todos los experimentos realizados se concluye que no es posible describir el comportamiento del conector seco Al-fer utilizando los modelos conocidos en la literatura.

Se podría pensar en utilizar el modelo analítico del profesor Gelfi, en cuanto a la estimación de la rigidez inicial. Este modelo, como ya se mencionó, es el más completo ya que tiene en cuenta la rigidez de cada material que constituye el sistema mixto y también considera la presencia del encofrado pasante. En cuanto a la capacidad portante última del conector, se podría pensar en adoptar un modelo elástico-plástico de endurecimiento capaz de reflejar aproximadamente la curva de capacidad mostrada por los ensayos experimentales.

3.3.5 Linealización de la curva de capacidad

El análisis pushover o análisis de empuje (literalmente pushover significa "empujar más") es un procedimiento estático no lineal que se utiliza para determinar el comportamiento de una estructura frente a una determinada acción (fuerza o desplazamiento) aplicada.

Consiste en "empujar" la estructura hasta que colapsa o un parámetro de control de deformación alcanza un valor límite preestablecido; el "empuje" se obtiene aplicando un perfil preestablecido de fuerzas o desplazamientos de forma monótona.

Esta técnica se utiliza para obtener un pronóstico preciso y realista de la respuesta sísmica de una estructura, y requiere el uso de herramientas de análisis que permitan comprender su comportamiento no lineal y su evolución en el tiempo.

La capacidad de una estructura depende de las capacidades de resistencia y deformación de sus componentes individuales.

La curva de capacidad define la capacidad de la estructura independientemente de cualquier demanda sísmica específica (de hecho no se hace referencia a la acción sísmica) y por lo tanto describe las características intrínsecas del sistema resistente; en otras palabras, es una especie de vínculo constitutivo simplificado de la estructura.

Pero esto es exactamente lo que se hizo con el conector seco Al-fer. De hecho, en los capítulos anteriores, se hizo un uso extensivo de la curva de capacidad exhibida por el sistema y luego volvimos a las curvas que representan el comportamiento del conector único.

Cuando pretendemos analizar la respuesta de estructuras reales, podemos simplificar aún más el problema

linealizando por partes la respuesta del sistema, y por tanto su curva de capacidad, adoptando aproximaciones bilineales o trilineales como se muestra a modo de ejemplo en la Fig. 29.

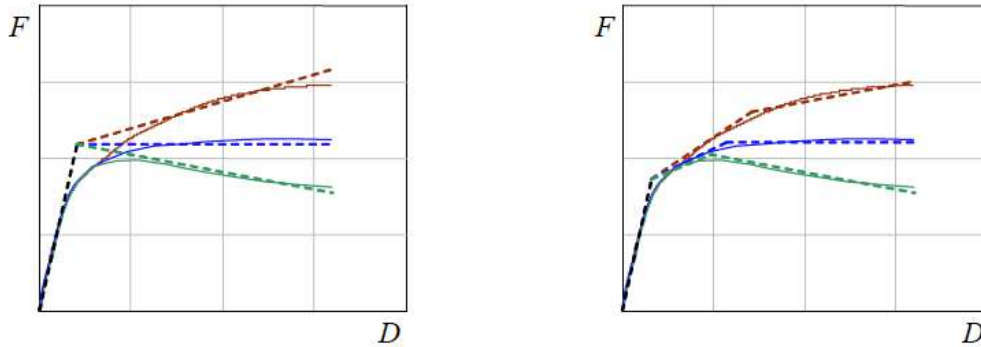


Figura 29: Linealizaciones bilineal (derecha) y trilineal (izquierda) de la curva de capacidad de un sistema real.

Esta es solo una forma elegida de presentar algunas linealizaciones posibles y no una condición que necesariamente debe cumplirse. De hecho, no existe un único criterio para linealizar la curva de capacidad. Por ejemplo, diferentes métodos de análisis estático no lineal emplean diferentes criterios. En principio, la aproximación es tanto más precisa cuanto más "sigue de cerca" el segmento lineal la tendencia curvilínea real alrededor del punto que representa la respuesta esperada.

A modo de ejemplo, la Figura 30 muestra algunas linealizaciones diferentes de la misma curva de capacidad.

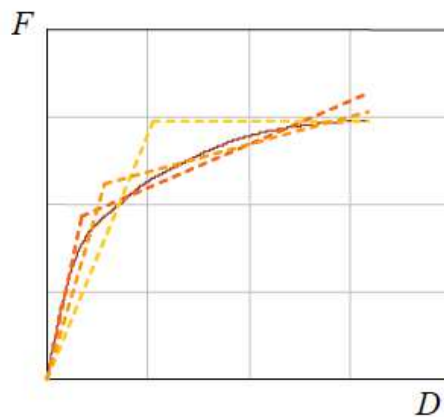


Figura 30: Distintas linealizaciones de la curva de capacidad de un sistema real.

Por lo tanto, el comportamiento del sistema se puede esquematizar idealmente con una rama elástica lineal hasta el punto de fluencia y con una rama postelástica de endurecimiento por deformación (**el**), Perfecto (**pag**) o degradantes (**d**). Las curvas que se muestran en la Fig. 31 representan las relaciones fuerza-desplazamiento relativas, es decir, las respectivas curvas de capacidad.

Esta representación permite identificar la resistencia global nominal y el desplazamiento de la estructura: en particular, el límite elástico F_y , la rigidez elástica efectiva k_y y la rigidez postelástica $k_{pag} = pke$ la relación de endurecimiento **pages** positivo, negativo o nulo respectivamente en el caso cruelty-free, degradante o perfecto.

Como se mencionó, hay varios criterios disponibles para linealizar la curva de capacidad. En el Capacity Spectrum Method (CSM) la representación bilineal es relativa a un punto de presunto funcionamiento PP del sistema y se basa en un criterio de equivalencia de energía (principio de igual energía): el primer segmento de la bilineal es una línea que pasa por el origen con pendiente definida por la rigidez inicial del sistema y el segundo es una recta que pasa por **PÁGINAS** y pendiente tal que el área subtendida por la bilineal sea equivalente a la subtendida por la curva de capacidad ($A_1 = A_2$ en la Figura 32).

La curva de capacidad es bilineal, para un desplazamiento determinado d , está completamente definido por tres parámetros:

- la rigidez elástica inicial k_y que es proporcional a la tangente en el origen de la curva de capacidad;
- el límite elástico F_y ;
- el factor de endurecimiento p a la relación entre la rigidez postelástica y la elástica; a través de la siguiente relación:

$$F = \begin{cases} -LZ & d \leq d_y \\ W = [-L \setminus Z - Z] & d > d_y \end{cases}$$

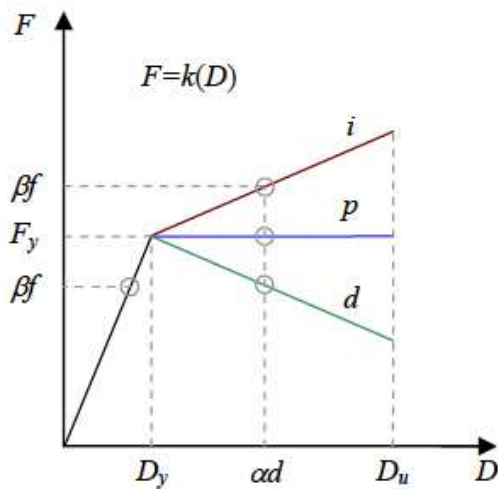


Figura 31

Endurecimiento (i), degradación (d) y perfecto (p) comportamiento plástico elástico.

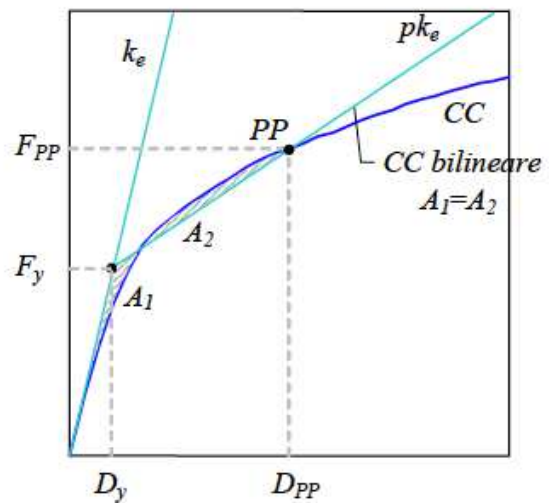


Figura 32

Representación bilineal de la curva de capacidad (usada en el CSM)

3.3.6 Modelo bilineal Al-fer

En analogía con lo explicado en el inciso anterior, se puede pensar en linealizar la curva de capacidad del conector seco Al-fer con un comportamiento de endurecimiento elástico-plástico. La rigidez inicial puede venir dada por el modelo del profesor Gelfi, para peldaños de 16 mm de diámetro, ya que se ha visto que este modelo se aproxima correctamente a la rigidez inicial del sistema y proporciona una longitud ideal de un peldaño de doble cuña. Convencionalmente, se puede asumir 6000 N como el valor del límite elástico y, por lo tanto, el valor del desplazamiento en el rango elástico igual a 0,565 mm. En lo que se refiere a la rama plástica, se puede asumir el valor convencional de 4 mm, que corresponde a un valor de fuerza igual a 14900 N. La Fig. 33 muestra la comparación entre los resultados Al-fer,

Los parámetros numéricos utilizados para la representación bilineal son:

	Rama elástica		Rama de plástico	
Rigidez	k_y	= 10611 N/mm	k_{PAG}	= 2591 N/mm
Poder	f_y	= 6000 No	Era	= 14900 No
Desplazarse	d_y	= 0.565 milímetro	d_u	= 4 milímetro

El modelo bilineal introducido, a pesar de ser una simplificación considerable del fenómeno en cuestión, es capaz de acomodar la capacidad del sistema con la precisión adecuada.

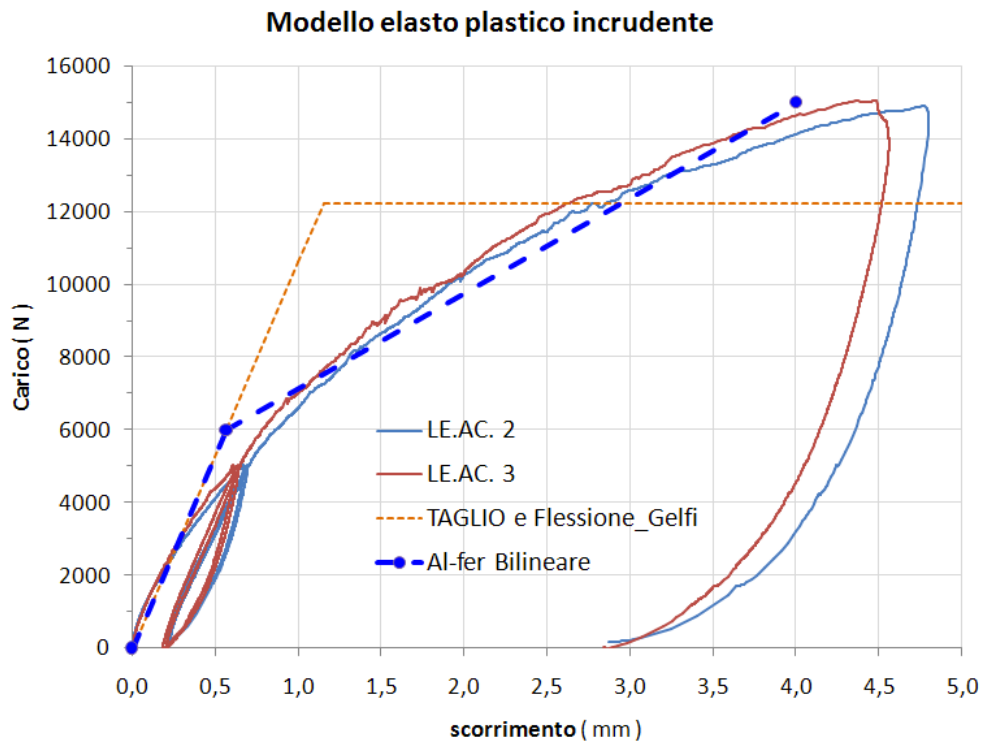


Fig. 33: Representación bilineal de la curva de capacidad del conector Al-fer.

3.4 Consideraciones

En primer lugar, se estudiaron algunos modelos analíticos, a partir de los cuales se comprendió la complejidad del fenómeno y los aspectos principales. Luego se propuso una formulación simplificada mediante el uso de un modelo bilineal libre de crueldad.

Siguen ahora las aplicaciones numéricas, con las cuales es posible investigar más a fondo la capacidad resistente de la conexión Al-fer, y donde es posible hacer consideraciones sobre el campo de esfuerzos de todo el sistema analizado. De hecho, las simulaciones numéricas, mediante el uso del método de los elementos finitos, representan una ayuda fundamental para comprender los complejos procesos mecánicos que se activan durante la fase de carga del sistema mixto.

4 Modelos numéricos

Con el objetivo de profundizar en el comportamiento mecánico del sistema mixto con conectores secos Alfer, se realizó un análisis numérico de elementos finitos, con el programa STRAUS7 de G+D Computing, cuyos resultados se presentan en los siguientes párrafos.

La primera aplicación a elementos finitos, a la que nos referiremos a continuación con el acrónimo FEM (Finite Element Analysis), se refiere a la discretización de toda la probeta sometida al ensayo push-over.

4.1 Espécimen entero

Este modelo fue creado respetando al máximo las dimensiones geométricas de las muestras reales. Ahora describimos este modelo y las hipótesis asumidas para él.

Para realizar este análisis, nos referiremos a una secuencia estándar de pasos comúnmente utilizados en el modelado de elementos finitos:

- 1) Definición de geometría y tipo de elementos
- 2) Definición de las condiciones de restricción
- 3) Definición de las condiciones de carga
- 4) Definición de las propiedades del material
- 5) Resolución del modelo
- 6) Postprocesamiento del modelo, para visualización e interpretación de los resultados.

4.1.1 Definición de la geometría y tipo de elementos

El espécimen real fue discretizado usando los siguientes elementos finitos:

<i>audición real</i>	<i>Tipo de artículo terminado</i>
Viga de madera	<i>Ladrillo hexagonal 8</i>
Losa de hormigón entablonado	<i>Ladrillo hexagonal 8</i>
Conector seco al-fer	<i>braguero haz</i>

La Figura 34 muestra una serie de imágenes capaces de transmitir intuitivamente la geometría utilizada en los análisis FEM. El modelo numérico reproduce bastante fielmente el modelo real, de hecho se puede observar que existe una buena similitud entre las figuras 34 b) y c). A través de una visualización **estructura alámbrica** también es posible ver el modelado de los ocho conectores en el interior de la viga.

En cuanto a las unidades de medida utilizadas:

- Longitud	milímetro
- Poder	No
- Masa	T
- Módulos elásticos/tensores	MPa

Para la madera y la losa se utilizaron elementos de ladrillo Hexa 8 y se eligió uno **malla** con paralelepípedos cúbicos de lado 10 mm. La creación del modelo se llevó a cabo a partir de elementos **placa** convenientemente extruido y espejado hasta obtener una cuarta parte de todo el modelo, cuya longitud representa, no por casualidad, la distancia de posicionamiento entre los conectores. Al organizar cada cuarto en 4 grupos, fue posible insertar cada conector en el nivel correcto. Allí **malla** de 10 mm para la madera y la losa fue una elección acertada con particular referencia a la posibilidad de introducir para el conector la variación de la sección sobre su propio eje, fig 35, mediante el uso de **4 haz** diferente:

- haz1	Hexagonal de 17 mm Cañón	Parte empotrada en el hormigón	Parte
- haz2	de 14 mm de diámetro Cañón	anclada en el hormigón	Parte en
- haz3	de 16 mm de diámetro Cañón	contacto con el entarimado	Parte
- haz4	de 13 mm de diámetro	insertada en la madera	

Se utilizó un diámetro de 13 mm para tener en cuenta la presencia de la rosca que estrecha la sección de 16 mm a 12 mm.

Finalmente, se eligió un elemento de cercha para el tablón de madera, utilizado para la losa y para la madera, es decir, 10 x 10 mm.².

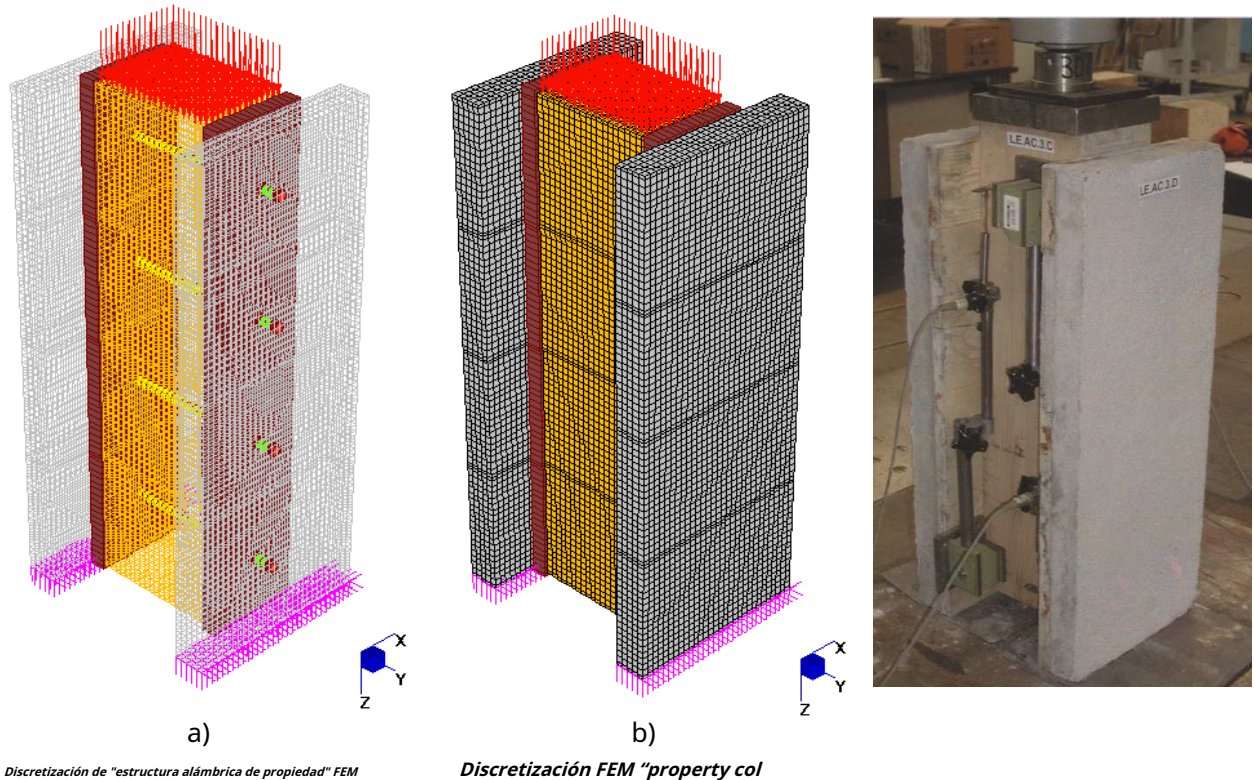


Figura 34

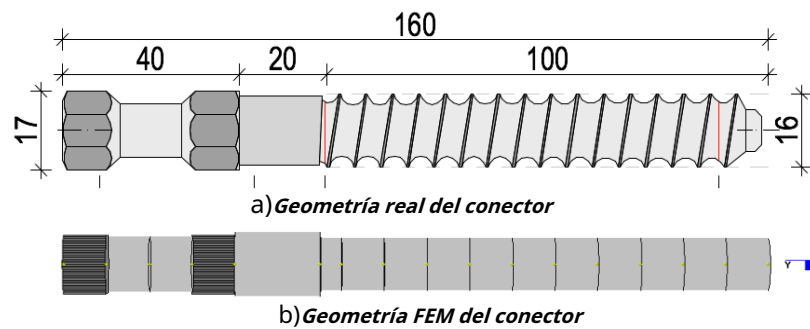


Figura 35

4.1.2 Definición de condiciones de restricción

Una vez que se ha creado la geometría de la estructura, es necesario asignar las condiciones de restricción apropiadas, porque en ausencia de estas, la estructura tiene libertad para moverse en el espacio. Para proporcionar las restricciones necesarias, se debe prestar atención a la situación física que se simula. Cada nodo tiene seis grados de libertad (dof, grados de libertad) y por tanto seis posibilidades de movimiento: tres traslaciones según X, Y, Z y tres rotaciones alrededor de los mismos ejes.

Como se muestra en la fig. 34 a) y b), se ha hecho coincidir el eje vertical real con el eje Z. Se han asignado las únicas condiciones de restricción que impiden las tres componentes de desplazamiento de los nudos pertenecientes a la cara inferior de las losas de hormigón, fig 34 a) y B). Físicamente sólo el banco inferior sobre el que descansa la probeta es capaz de impedir el movimiento a lo largo de Z, pero es necesario impedir las otras dos traslaciones para evitar movimientos rígidos de la probeta FEM.

La viga de madera es así capaz de moverse verticalmente, mientras se conecta a las losas por medio de los conectores y el encofrado. Cabe señalar que el entablado se insertó como un elemento capaz de absorber las contracciones laterales de la viga de madera, pero a cortante, siendo un *braguero*, no ofrece ningún impedimento de desplazamiento.

La figura 36 muestra el modelo FEM, en el que se realizó una sección transversal para captar mejor algunos detalles del modelado.

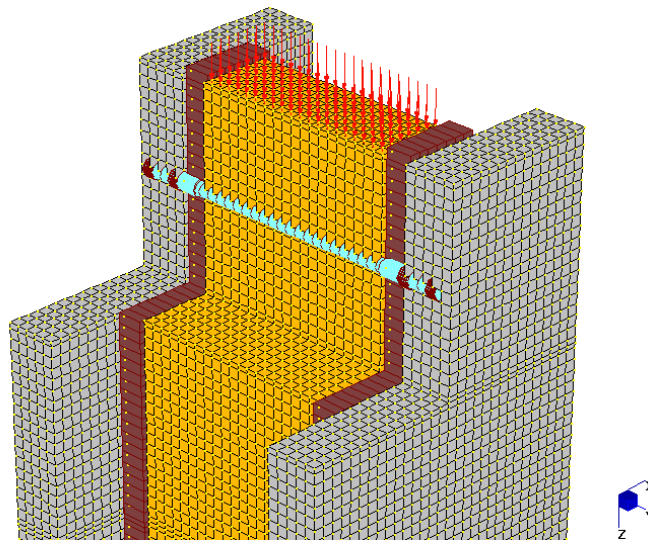


Fig. 36: Sección transversal del modelo FEM.

4.1.3 Definición de las condiciones de carga

El gato en realidad aplica la carga a la viga de madera a través de una placa de acero gruesa, fig. 34 C). Por lo tanto, es posible, con una buena aproximación, aplicar la fuerza externa al modelo *FEM* usando la herramienta *presión de la cara global*, fig. 37, a los elementos *ladrillo* de la viga de madera.

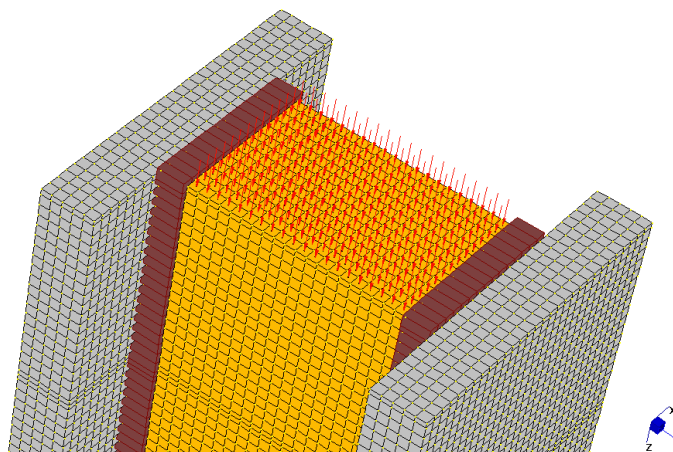


Fig. 37 Cargar aplicación a través del atributo Presión frontal (Global).

Como se hizo para el capítulo 3, se cree que la simulación puede ser significativa con referencia a los resultados promedio de los especímenes LE.AC 2 y 3. De estos, el primer ciclo de carga puede ser considerado eligiendo adecuadamente algunos valores de la fuerza impresión a toda la audición.

La fuerza se asignó dividiendo el valor de la carga transformada en Newtons por el área de la viga de madera, por medio de 13 *Casos de carga*, de acuerdo con los datos disponibles de los ensayos, ver tabla 8 para los valores numéricos. La Figura 38 muestra la curva obtenida a partir de la discretización de los valores experimentales.

Finalmente, cabe señalar que se han considerado los puntos principales cercanos al origen para investigar con precisión la rigidez inicial del sistema.

Como veremos en la fase de posprocesamiento, las diversas condiciones de carga se compararán con los datos experimentales.

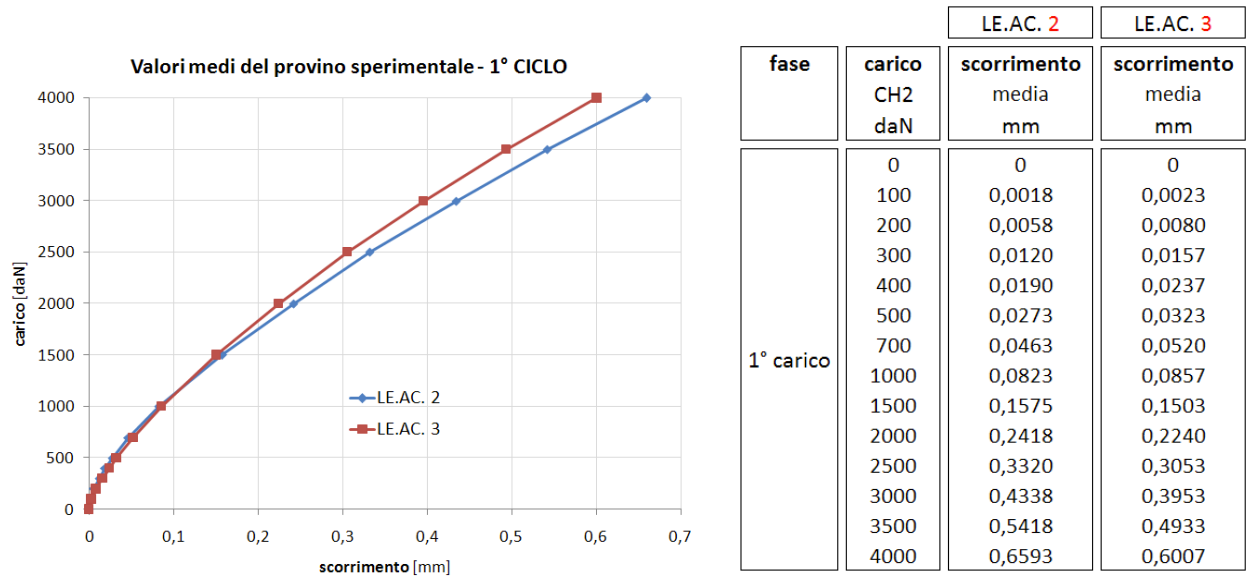


Figura 38

Curva de desplazamiento de carga considerada para la comparación FEM.

Tabla 8

Valores experimentales de Carga y Desplazamiento

Cada combinación de cargas ha sido nombrada con el valor de la suma de las cargas en la dirección Z, es decir igual a la fuerza aplicada a la probeta, obteniendo así la siguiente correspondencia:

primario Casos de carga	global Presión facial [MPa]
1) F=100 daN	0.0357
2) F=200 daN	0.0714
3) F=300 daN	0.1071
4) F=400 daN	0.1429
5) F=500 daN	0.1786
6) F=700 daN	0.25
7) F=1000 daN	0.3571
8) F=1500 daN	0.5357
9) F=2000 daN	0.7143
10) F=2500 daN	0.8929
11) F=3000 daN	1.0714
12) F=3500 daN	1.25
13) F=4000 daN	1.4286

Tabla 9: Combinaciones de carga y presiones correspondientes aplicadas a la viga en el análisis FEM.

4.1.4 Definición de las propiedades del material

Para la definición de las propiedades de los diversos elementos finitos se asumieron los valores de la tabla 10:

ELEMENTO :	Viga de madera	Forjado	conector al-fer	Tapiada
Chico =	Ladrillo (Hexa8)	Ladrillo (Hexa8)	Área de corte de viga	cerchas
material =	Isotrópico	isotrópico	Acero	Madera
Y[MPa] =	8000	27460	200000	7000
v =	0.3	0.25	0.25	-
Densidad[T/mm³] =	5.50x10 ⁻¹⁰	2.50x10 ⁻⁹	7.85x10 ⁻⁹	5.50x10 ⁻¹⁰

Tabla 10: Propiedades de materiales para análisis FEM.

Las razones que llevaron a la elección de estos valores ya han sido ampliamente discutidas en los capítulos anteriores, a los que se hace referencia para mayor información.

4.1.5 Resolución del modelo

Un modelo tridimensional hecho de esta manera se presta puramente a un análisis estático lineal ya que el alto número de grados de libertad del sistema restringe fuertemente la elección. Efectivamente, el sistema **FEM** se compone de 55655 **nodos**, 2558 **vigas** y 46400 **ladrillos** y tarda unos 10 minutos en arreglarse.

Se ha lanzado un análisis estático lineal en el que se le ha pedido al solucionador que calcule:

- Reacciones de Nodo;
- Fuerza/Esfuerzo del haz;
- Deformación/curvatura del haz;
- Estrés Ladrillo;
- Cepas de ladrillo;

Estas cantidades se calcularon para cada una de las 13 combinaciones de carga.

4.1.6 Postprocesamiento del modelo

Post-procesamiento es el nombre que se le da a la fase de evaluación e interpretación de los resultados de un análisis de elementos finitos. En Straus7, el posprocesador le permite ver los resultados de varias maneras, a través de "contornos" de color que con mapas de color representan cantidades de interés (como tensiones, deformaciones, desplazamientos, etc.), a través de gráficos, animaciones, configuraciones deformadas, listas de datos, etc

Es una buena práctica verificar el archivo de registro, que contiene la lista de todos los mensajes generados por el solucionador durante el procedimiento de solución. Primero, se aseguró que las cargas deseadas se aplicaran a la estructura misma. Luego, buscó algún mensaje o error, pero la búsqueda falló.

Es importante poder evaluar la configuración deformada de la estructura para asegurar que exhibe el comportamiento esperado con respecto a las fuerzas y restricciones que se han aplicado. Usando la función "Escala de desplazamiento" es posible investigar esta deformación, la figura 39 muestra la tendencia de la deformación.

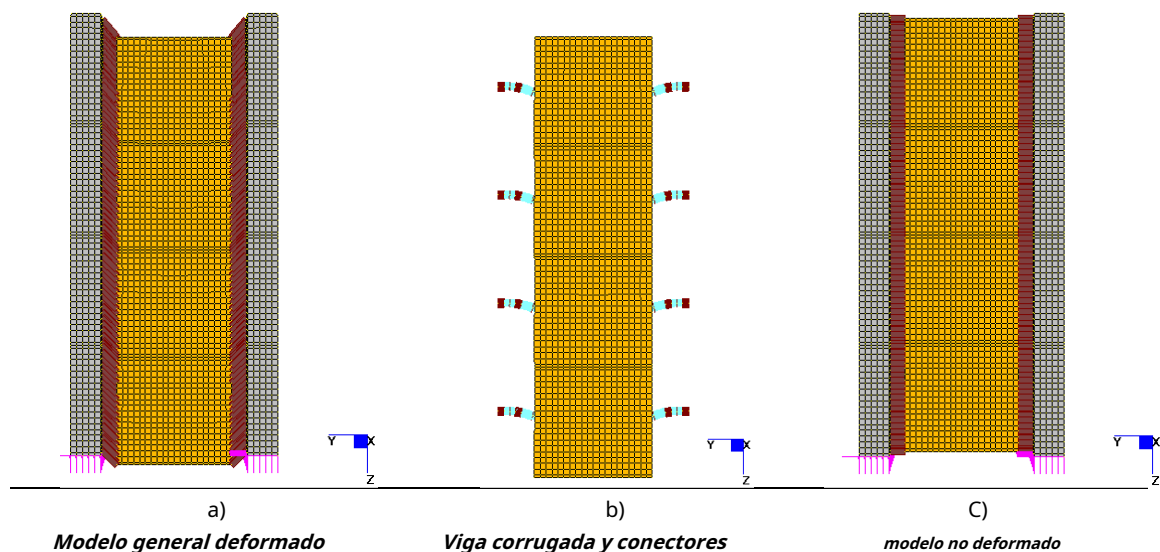


Figura 39

De la figura 39 a) se puede entender como toda la probeta sufre, tras la aplicación de presión en la cabeza de la viga de madera, se genera una deformación esperada o mejor dicho un deslizamiento de toda la viga en la dirección Z positiva. La Figura 39 b) en cambio, muestra cómo la transferencia de fuerza de la viga pasa a las losas mediante el deslizamiento del conector, que se convierte en el único elemento capaz de ofrecer resistencia a la acción de cortante. La figura 39 c) muestra a modo de comparación el caso de probeta descargada, viga de madera y losas alineadas.

Nos detenemos en este aspecto de fundamental importancia para una última consideración. En la figura 40 a) se muestra la deformación del modelo FEM de un conector, y para comparación en la figura 40 b) la deformación obtenida experimentalmente. Se nota una buena correspondencia a pesar de que la deformación real representa un conector al final de la prueba de empuje y por lo tanto es lógico esperar una plastificación de los materiales. Finalmente, la figura 40 c) muestra la imagen tomada de CNR-DT 206/2007 para conexión realizada con pasadores con vástago cilíndrico de sección constante.

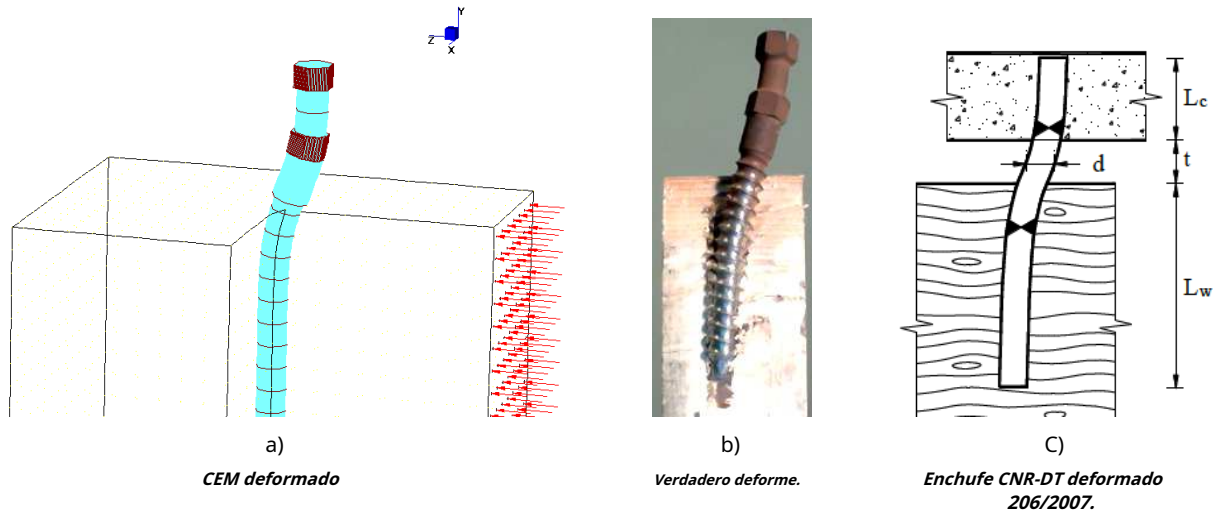


Fig. 40: Varios deformados

De las imágenes superiores se desprende que en este primer modelo, que indicaremos con FEM 1,00, la longitud de flexión libre del conector es menor que la que se crea al someter la muestra a una prueba experimental. De hecho, este modelo ve el conector conectado al trasdós de la viga de madera y al intradós de la losa de hormigón. En esta situación, el conector tiene una longitud libre de flexión igual a la del tablón (25 mm). Por lo tanto, se espera una mayor rigidez que la exhibida durante las pruebas.

A continuación se reportan las previsiones del FEM de este primer modelo, junto con los valores medios introducidos en los párrafos anteriores para su comparación.

VIAJES

Con la lógica de hacer una comparación óptima con los datos experimentales, es necesario elegir qué desplazamiento es el más significativo. La respuesta se puede encontrar observando la figura 41, que muestra el desplazamiento de los elementos de ladrillo para un valor de carga de 100 daN aplicado a toda la muestra.

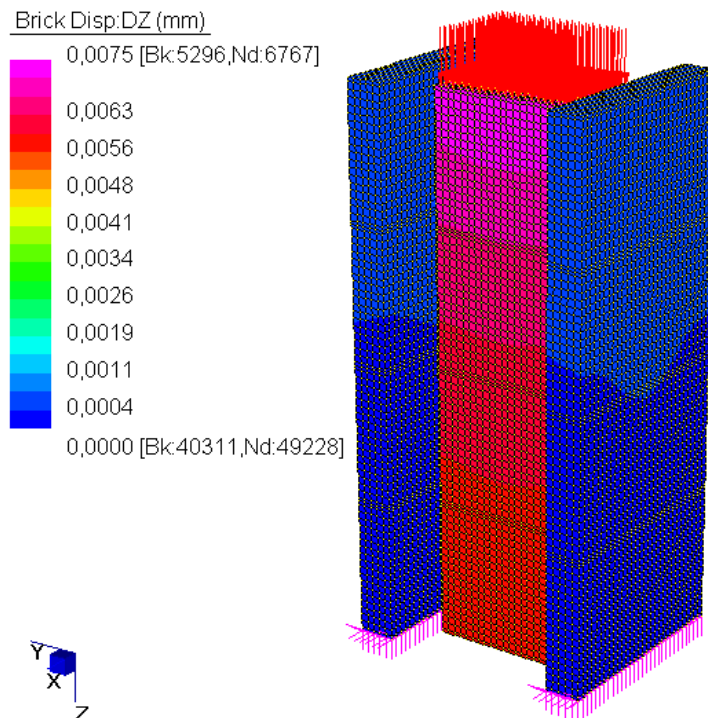


Figura 41: Rango de desplazamiento de los elementos de ladrillos para una carga de 100 daN

Ampliando aún más la imagen anterior, figura 42, se puede observar que el desplazamiento de los elementos *ladrillos* es máximo cerca de los dos primeros conectores. El transductor se montó sobre esta línea ideal, formada por el eje longitudinal de los conectores. Por tanto, parece legítimo comparar el desplazamiento máximo del haz con los valores medios de las probetas LE.AC 2 y 3.

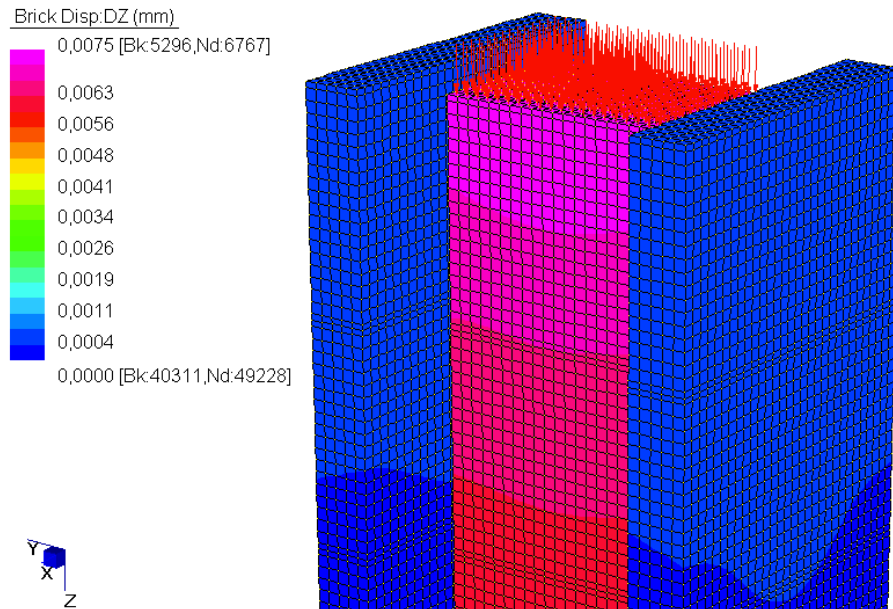
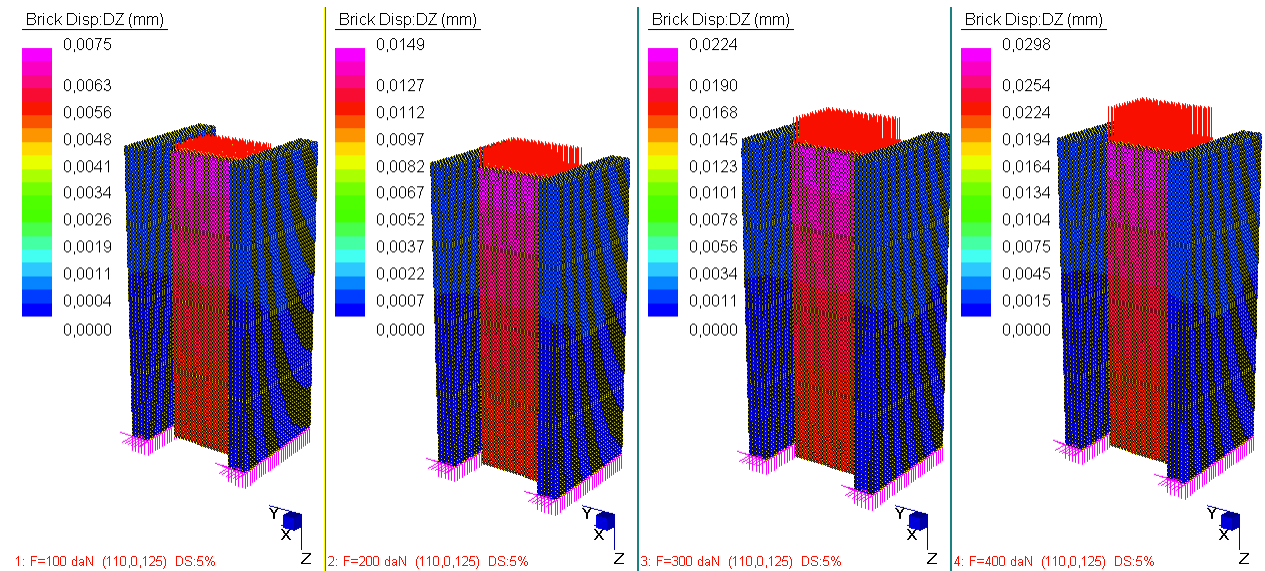


Figura 42: Ampliación de una parte del modelo FEM 1.00

Luego de estas consideraciones introductorias, los resultados del análisis FEM se reportan a continuación con referencia al campo de desplazamiento DZ para cada combinación de carga.



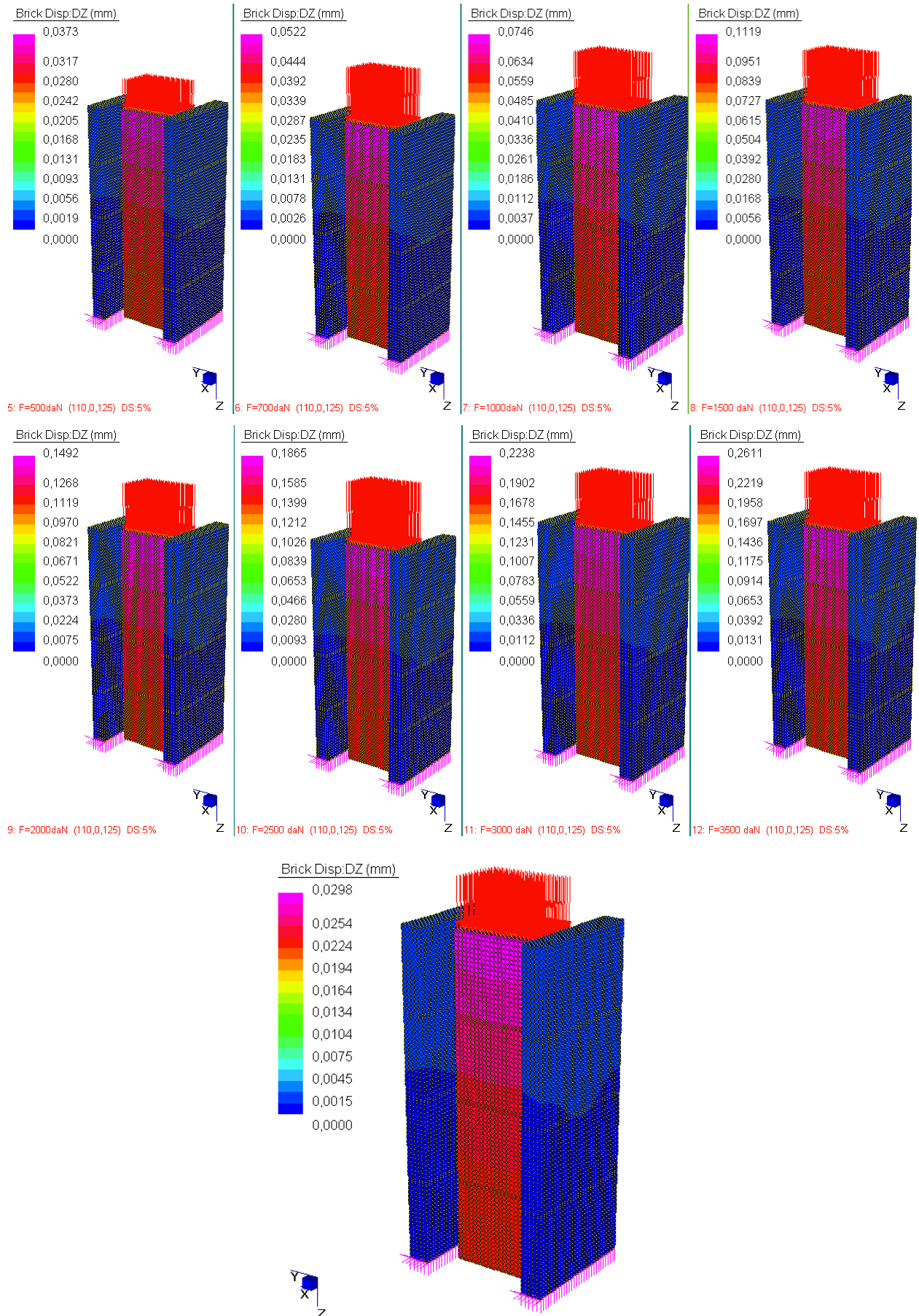


Figura 43: Offset DZ para combinación 13: F=4000 daN, modelo FEM 1.00

Para resumir y hacer algunas consideraciones útiles, los valores numéricos se reportan en la tab. 10 y las respectivas tendencias en el gráfico de fuerza de deslizamiento en la figura 44.

fase	carico CH2 daN	LE.AC. 2	LE.AC. 3	FEM 1.00
		scorrimento media mm	scorrimento media mm	scorrimento DZ_bricks mm
1° carico	0	0	0	0
	100	0,0018	0,0023	0,0075
	200	0,0058	0,0080	0,0149
	300	0,0120	0,0157	0,0224
	400	0,0190	0,0237	0,0298
	500	0,0273	0,0323	0,0373
	700	0,0463	0,0520	0,0522
	1000	0,0823	0,0857	0,0746
	1500	0,1575	0,1503	0,1119
	2000	0,2418	0,2240	0,1492
	2500	0,3320	0,3053	0,1865
	3000	0,4338	0,3953	0,2238
	3500	0,5418	0,4933	0,2611
	4000	0,6593	0,6007	0,2984

Ficha 10: Valores numéricos DZ fuerza de desplazamiento

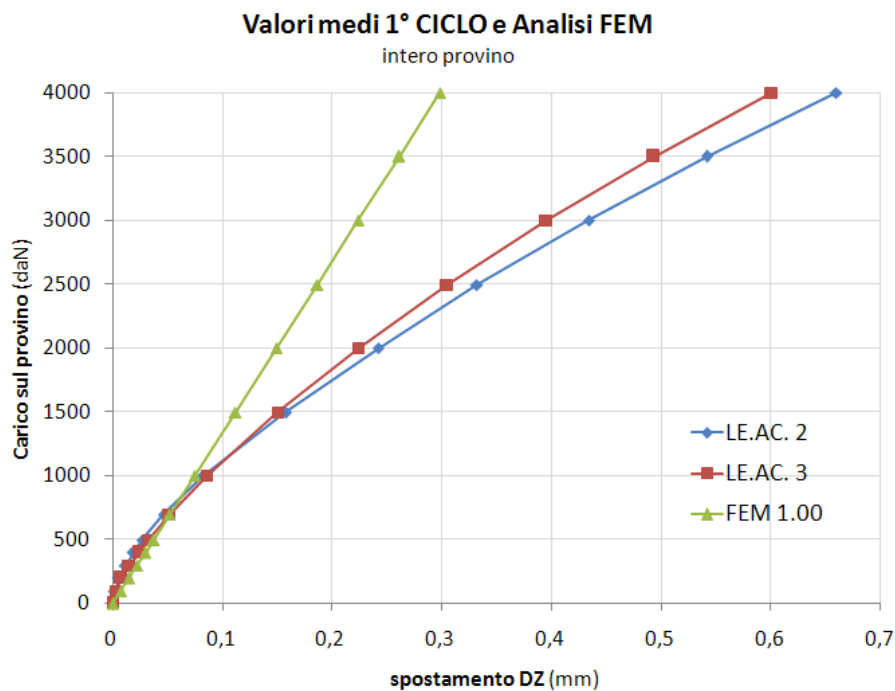
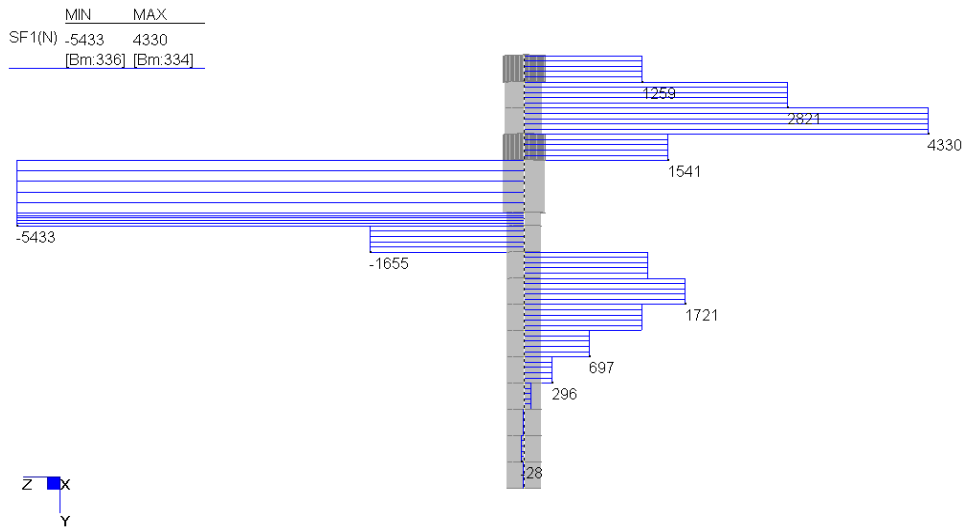


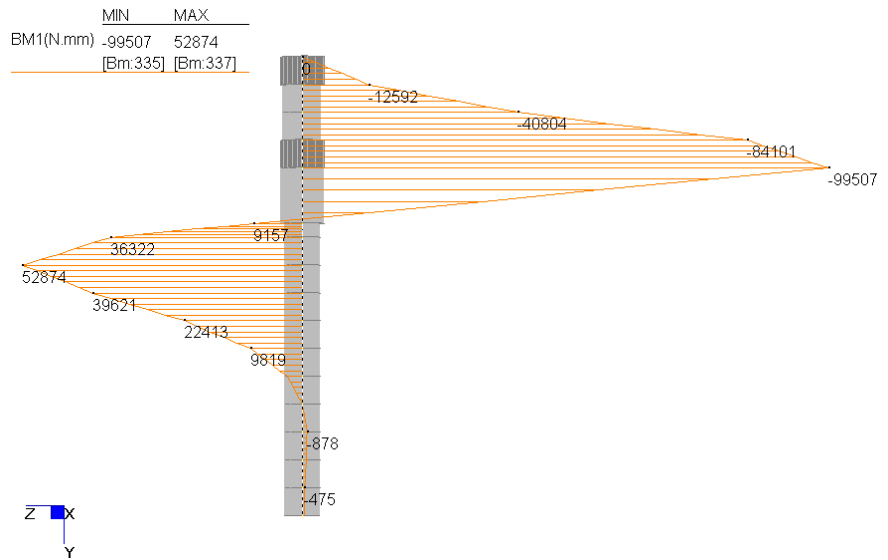
Fig. 44: Comparación de análisis experimentales y modelo FEM 1.00

Con este modelo, siempre tomando como referencia la curva carga-desplazamiento, es posible investigar y confirmar lo dicho en los capítulos anteriores respecto al esfuerzo cortante absorbido por cada conector, así como el deslizamiento sufrido por este último.

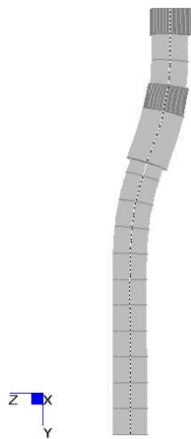
Tome como ejemplo la combinación de carga 13, que corresponde a una carga aplicada sobre la viga de madera de 4000 daN. Diagramando la tendencia del cortante, figura 45 a), y del momento en la figura 45 b), es posible encontrar la formulación propuesta por gelfi, figura 45 d).



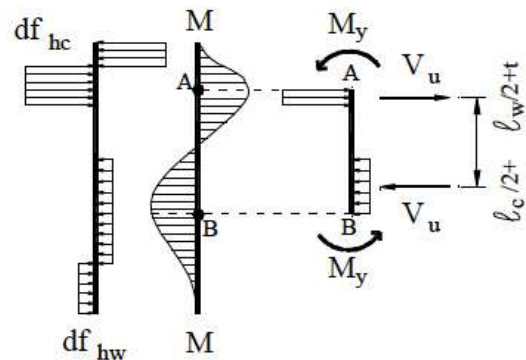
a) tendencia del cortante en el conector, modelo FEM 1.00



b) tendencia del momento en el conector, modelo FEM 1.00



c) conector deformado



d) Modelo de capacidad de resistencia del profesor Gelfi

Figura 45

La tabla 11.1 muestra los valores numéricos y la figura 46 muestra la tendencia cualitativa de estos últimos.

fase	carico provino intero sperimentale (daN)	Forza carico/8 stimato (N)	Forza taglio sul connettore FEM 1.00 (N)	scorrimento media LE.AC. 2 (mm)	scorrimento media LE.AC. 3 (mm)	scorrimento DZ_bricks FEM 1.00 (mm)
1° carico	0	0	0	0	0	0
	100	125	136	0,0018	0,0023	0,0075
	200	250	272	0,0058	0,0080	0,0149
	300	375	407	0,0120	0,0157	0,0224
	400	500	543	0,0190	0,0237	0,0298
	500	625	679	0,0273	0,0323	0,0373
	700	875	950	0,0463	0,0520	0,0522
	1000	1250	1358	0,0823	0,0857	0,0746
	1500	1875	2037	0,1575	0,1503	0,1119
	2000	2500	2717	0,2418	0,2240	0,1492
	2500	3125	3396	0,3320	0,3053	0,1865
	3000	3750	4075	0,4338	0,3953	0,2238
	3500	4375	4754	0,5418	0,4933	0,2611
	4000	5000	5433	0,6593	0,6007	0,2984

Tabla 11.1: Comparación entre datos experimentales y numéricos en un solo conector

Valori medi 1° CICLO e Analisi FEM
singolo connettore

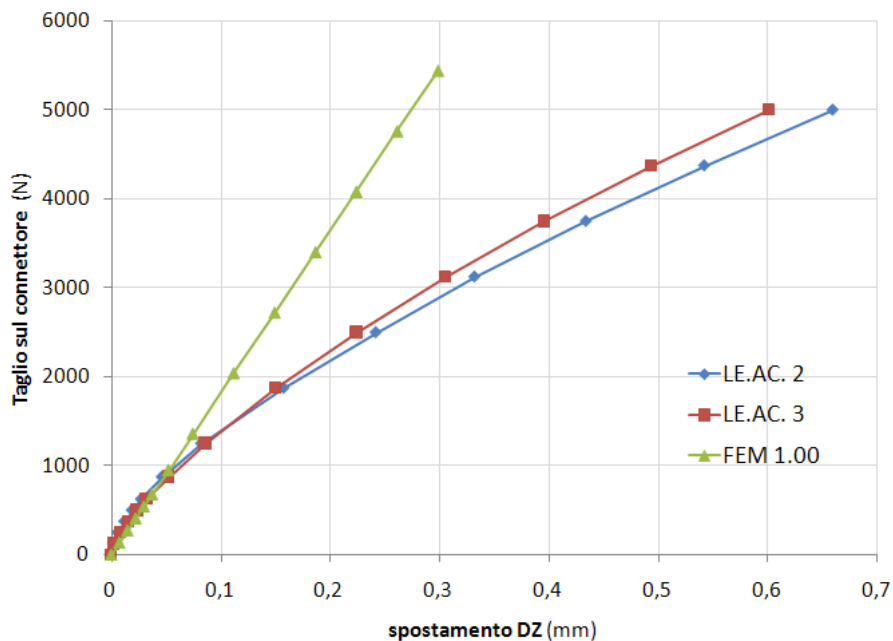
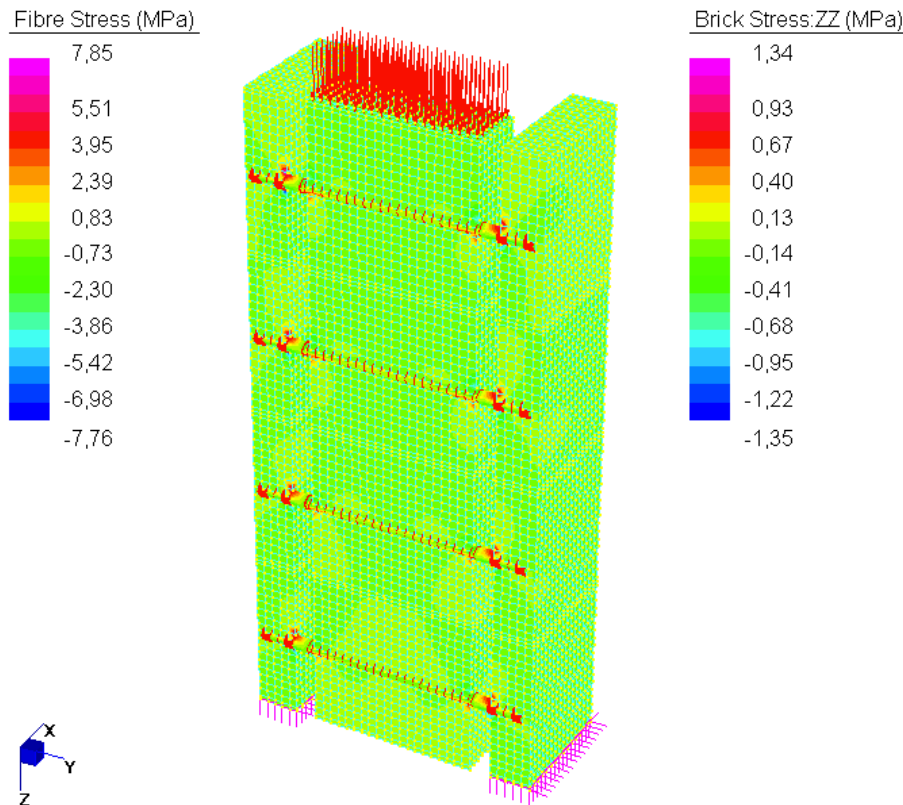


Figura 46: Curva carga-desplazamiento para el conector único

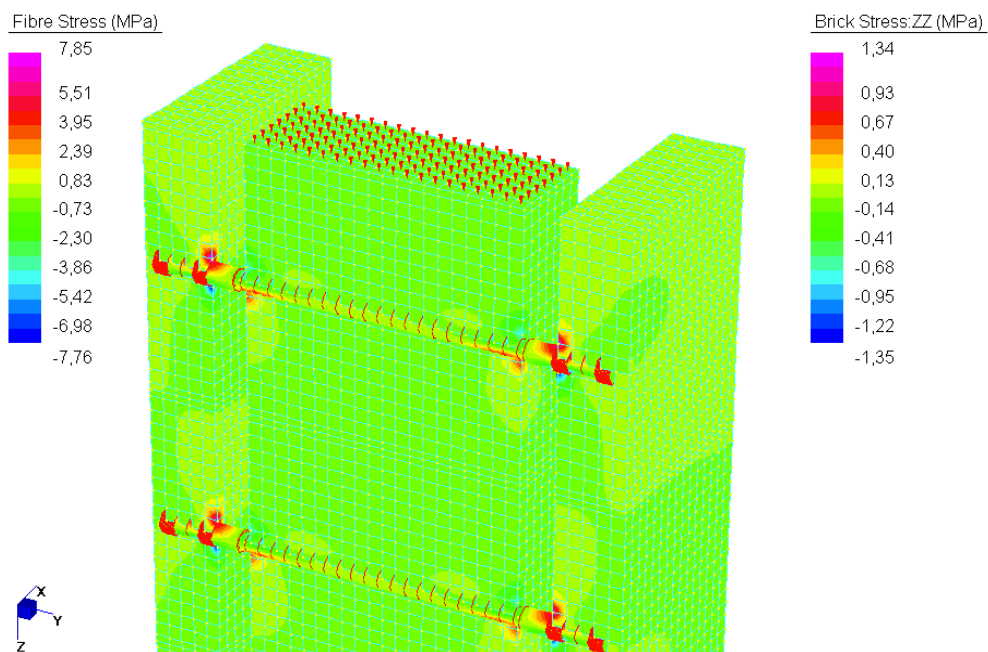
Como ya se anticipó, la rigidez de este primer modelo es muy superior a la mostrada en los ensayos experimentales, de hecho estamos ante una rigidez *FEM* valor inicial de 18200 N frente a los 10600 N estimados en el capítulo 3. Este hecho, una vez más, es atribuible a la pequeña longitud libre de inflexión adoptada en este modelo. Por lo tanto, es útil desenganchar algunos nudos entre los conectores de vigas de madera y los conectores de losas de hormigón con el fin de aumentar la luz libre de flexión debido a la probable plastificación debida a los materiales en contacto con el conector. Esto se abordará a continuación, inmediatamente después de haber investigado el campo de tensiones en elementos sólidos.

TENSIONES

El modelo FEM permite estudiar los esfuerzos que se generan en los distintos materiales para cada condición de carga implementada. Como ejemplo, la figura 47 muestra la condición de carga igual a 100 daN.



a) ZZ y tensiones totales de fibra para la combinación de carga 1



b) Ampliación. Tensiones ZZ y fibras totales para combinación de carga 1

Figura 47

En cambio, la Tabla 11.2 muestra los valores numéricos de las tensiones máximas en los materiales. Cabe señalar que los valores máximos se registran en la interfaz entre la losa de hormigón y el entablado, o entre este último y la viga de madera, con la formación de rótulas plásticas.

Casos de carga	HAZ		PLANTILLA		CONECTOR	
	Tensión de ladrillo ZZ		Tensión de ladrillo ZZ		Fibras totales	
	[MPa]		[MPa]		[MPa]	
	trac.	compensación	trac.	compensación	trac.	compensación
1) F=100 daN	+ 0,71	- 0,77	+ 1,34	- 1,35	+ 7.85	- 7.76
2) F=200 daN	+ 1,42	- 1.54	+ 2,68	- 2.71	+ 15,70	- 15.52
3) F=300 daN	+ 2,13	- 2.31	+ 4.02	- 4,06	+ 23,55	- 23:28
4) F=400 daN	+ 2,84	- 3,08	+ 5,35	- 5.42	+ 31,40	- 31.04
5) F=500 daN	+ 3.55	- 3.84	+ 6,69	- 6.77	+ 39.25	- 38,79
6) F=700 daN	+ 4.97	- 5.38	+ 9.37	- 9.48	+ 54,95	- 54.31
7) F=1000 daN	+ 7.10	- 7.69	+ 13.39	- 13:55	+ 78.51	- 77.59
8) F=1500 daN	+ 10,65	- 11.54	+ 20.08	- 20.32	+ 117.76	- 116.38
9) F=2000 daN	+ 14.20	- 15.38	+ 26,77	- 27.10	+157.01	- 155.18
10) F=2500 daN	+ 17.74	- 19.23	+ 33.46	- 33,87	+ 196.26	- 193.97
11) F=3000 daN	+ 21.29	- 23.08	+ 40.16	- 40,64	+ 235.52	- 232.77
12) F=3500 daN	+ 24.84	- 26,92	+ 46.85	- 47.42	+ 274.77	- 271.56
13) F=4000 daN	+ 28.39	- 30.77	+ 53.54	- 54.19	+ 314.02	- 310.35

Tabla 11.2: Tensiones en los distintos materiales del modelo FEM 1.00

Consideraciones:

- 1) Para valores de carga inferiores a 2500 daN en toda la probeta, lo que corresponde a un cortante de 3396 N en cada conector, los materiales aún no han plastificado, si consideramos unos 20 Mpa como valor límite para el retorno de la madera ;
- 2) Este modelo, como puede verse en los valores numéricos, proporciona tensiones positivas y negativas para la madera y para el hormigón. Este aspecto es inherente a la naturaleza del propio modelo, pero representa un límite muy restrictivo para el uso de datos ya que el conector comparte algunos nodos con los elementos sólidos, generando tracciones inverosímiles en estos;
- 3) A la luz de este defecto, se puede ver que el hormigón, para cada condición de carga, permanece dentro del valor de desbordamiento supuesto e igual a aproximadamente 120 Mpa;
- 4) La característica del conector es un alto límite elástico que es igual a aproximadamente 850 Mpa, valor que nunca se alcanza en el primer ciclo de carga.

4.1.7 Longitud de pandeo libre

Del estudio anterior se ha visto que la rigidez numérica de la conexión está sobreestimada, debido a la plastificación de los materiales que este modelado no es capaz de capturar. En experimentos reales alrededor del conector, y en la interfaz con la madera y el hormigón, se producen picos de tensión, y por tanto los materiales vuelven. Una vez alcanzado el valor de apoyo, el material ya no es capaz de ofrecer resistencia y el conector sufre incrementos deslizantes para valores constantes de fuerza aplicada.

Por lo tanto, el modelo FEM debe modificarse para captar mejor este aspecto. Una técnica propuesta es aumentar la luz libre de flexión del montante, desprendiendo algunos nudos de tal manera que los haga menos rígidos y así simular el efecto de la falta de material reactivo compresivo. Para ello se estudiaron otros dos modelos, idénticos al primero, donde se modificaron las longitudes libres de deflexión del espárrago de la siguiente manera:

MODELO	Longitud libre de pandeo [mm]
FEM1.00	25
FEM1.01	45
FEM1.02	55

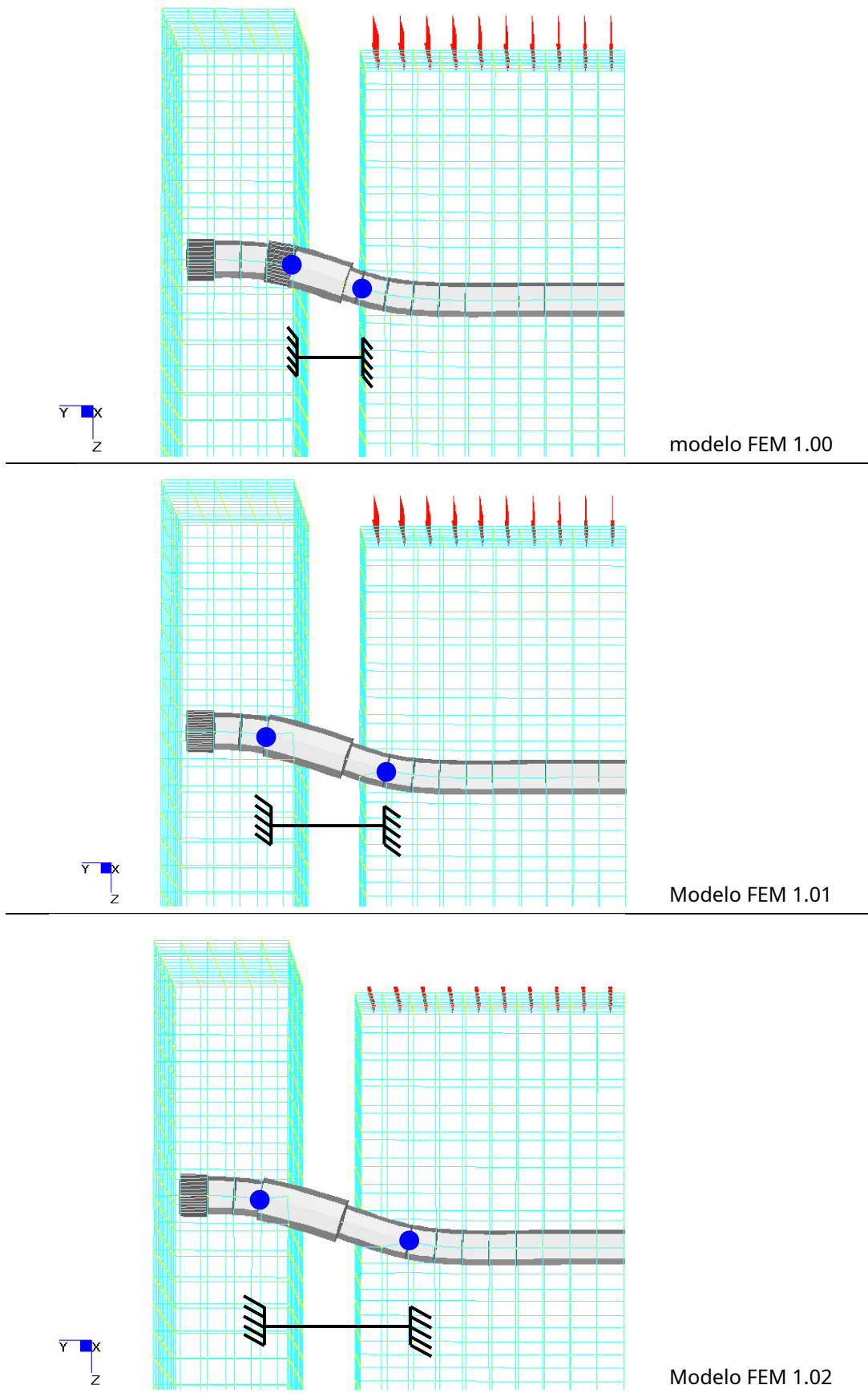


Figura 48: Longitud de pandeo libre para cada modelo FEM

Los valores numéricos obtenidos del análisis se muestran a continuación, tab. 12, mientras que en la figura 49 se muestra la tendencia cualitativa de las curvas de cada modelo en comparación con los datos experimentales.

fase	carico CH2 daN	LE.AC. 2	LE.AC. 3	FEM 1.00	FEM 1.01	FEM 1.02
		scorrimento media mm	scorrimento media mm	scorrimento DZ_bricks mm	scorrimento DZ_bricks mm	scorrimento DZ_bricks mm
		Lunghezza libera di inflessione			25 mm	45 mm
1° carico	0	0	0	0	0	0
	100	0,0018	0,0023	0,0075	0,0129	0,0177
	200	0,0058	0,0080	0,0149	0,0258	0,0355
	300	0,0120	0,0157	0,0224	0,0387	0,0532
	400	0,0190	0,0237	0,0298	0,0516	0,0709
	500	0,0273	0,0323	0,0373	0,0645	0,0887
	700	0,0463	0,0520	0,0522	0,0904	0,1241
	1000	0,0823	0,0857	0,0746	0,1291	0,1773
	1500	0,1575	0,1503	0,1119	0,1936	0,2660
	2000	0,2418	0,2240	0,1492	0,2581	0,3547
	2500	0,3320	0,3053	0,1865	0,3227	0,4433
3000	0,4338	0,3953	0,2238	0,3872	0,5320	
3500	0,5418	0,4933	0,2611	0,4518	0,6207	
4000	0,6593	0,6007	0,2984	0,5163	0,7093	
3° carico	6000	1,2080	1,1187	0,4476	0,7744	1,0640
	8000	1,9020	1,8457	0,5968	1,0326	1,4187
	10000	2,9490	2,7873	0,7460	1,2907	1,7734
	12000	4,7770	4,3017	0,8952	1,5489	2,1280
				Rigidezza [N/mm]	Rigidezza [N/mm]	Rigidezza [N/mm]
			16756	9684	7049	

Tabla 12: Comparación de valores numéricos

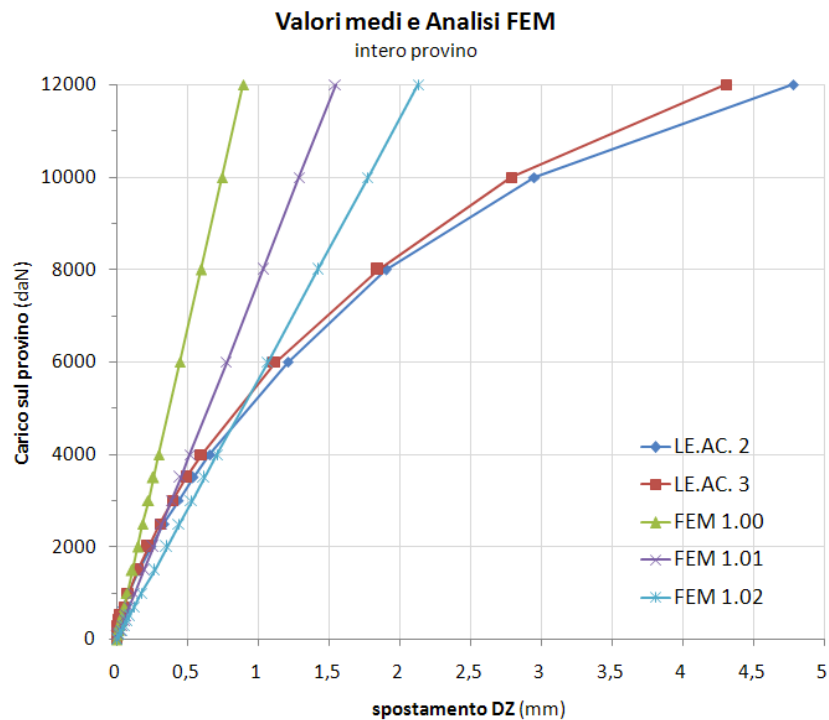


Figura 49: Comparación entre las rigideces del análisis FEM y los datos experimentales para el espécimen completo

Para valores de carga bajos aplicados al modelo, es lógico esperar que los materiales conserven las características de linealidad, por lo que es plausible que el conector pueda deslizarse como si estuviera doblemente acuñado entre el extradós de la viga y el intradós de la losa. Este comportamiento se muestra en la fig. 48, modelo **FEM1.00**, en el que el conector comparte los dos nudos (en azul) de los elementos de ladrillo de viga y losa a una distancia de 25 mm.

Observando la tabla 12 y la figura 49, notamos como la rigidez del modelo **FEM1.00**, representa una buena aproximación de las curvas experimentales hasta valores de carga sobre toda la probeta de 1000 daN, lo que corresponde a una rigidez del conector único igual a 16756 N/mm.

Para valores de carga superiores a 1000 daN, el modelo FEM 1.00 se vuelve inadecuado. Entonces se puede pensar en referirse al modelo **FEM1.01** en el que se representa el efecto de la plastificación al haber aumentado la longitud libre del conector en 10 mm para un total de 45 mm, figura 48. La curva FEM de este segundo modelo se acerca a los datos experimentales para valores de carga iguales a 2500 daN, donde los deslizamientos numérico y experimental difieren en un 3% (tabla 12 recuadros azules) y la rigidez numérica es igual a 9684 N/mm. Se registró una disminución de la rigidez del 42% por efecto de las plastificaciones.

Como se ha repetido varias veces, el hormigón tiene una resistencia al martilleo unas 6 veces mayor que la madera. A la luz de esta consideración, el modelo FEM 1.02 prevé un aumento de la longitud libre de flexión del conector igual a 10 mm solo en la viga de madera, para un total de 55 mm. Se pueden obtener valores comparables para cargas de aproximadamente 6000 daN, lo que corresponde a un valor de rigidez de cada peldaño igual a 7049 N/mm. La disminución de la rigidez es del orden del 58%.

4.1.8 Conclusiones

En este apartado se ha descrito un análisis numérico que nos ha permitido comprender mejor los fenómenos locales que se producen en contacto entre materiales de diferente rigidez. De hecho, alrededor del conector, debido al aumento de las cargas, los materiales se aplastan, lo que reduce su capacidad de ofrecer resistencia.

La plastificación local de la losa y de la madera se puede tener en cuenta asumiendo la ausencia de material donde se alcanza el valor de retorno, y operativamente en campo **FEM** separando algún nodo del conector. Por lo tanto, se estudiaron modelos numéricos con diferentes longitudes de deflexión del conector. A partir de estos, por lo tanto, fue posible comprender en qué medida se produce la reducción de la rigidez para los fenómenos en cuestión. Los resultados obtenidos con referencia a la rigidez del conector único a medida que varía la longitud libre de flexión se muestran a continuación:

MODELO	Longitud libre de pandeo [mm]	Rigidez inicial [N/mm]
FEM1.00	25	16756
FEM1.01	45	9684
FEM1.02	55	7049

El rifollamiento de los materiales, estudiado a través del aumento de la longitud libre de flexión de 25 a 45 mm, implica una reducción de la rigidez del sistema igual a cerca del 40%. Un aumento adicional de 10 mm de longitud libre en madera, ya que es el material más blando, reduce el valor de rigidez inicial al 60%.

Sumando los resultados de los modelos analizados anteriormente, es posible captar parcialmente la no linealidad de la conexión debido a los materiales utilizados, mientras que son inadecuados si se toman individualmente.

En cuanto al conector simple, la figura 50 muestra la deformación sufrida al final de la experimentación y la numérica utilizando el **FEM1.03**. Este último modelo considera una longitud de flexión libre de 55 mm, mientras que en la realidad se observa que el material no reactivo falla mucho más. Por tanto, para captar el comportamiento final sería necesario despegar al menos otro nudo más en la losa y en la madera, obteniendo cualitativamente una longitud libre de 75 mm.

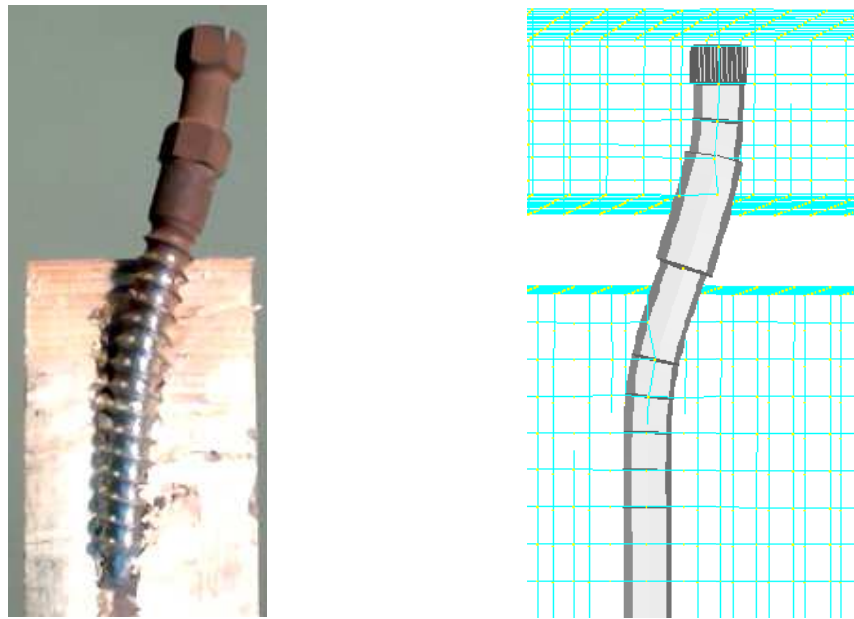


Figura 50: Deformación real (derecha) y analítica (izquierda) del conector.

Se ha visto que fue posible determinar un punto para cada uno de los tres modelos FEM donde las curvas numéricas corresponden a las curvas experimentales. En estos puntos se puede evaluar el estado tensional del conector y por tanto el efecto de la longitud de pandeo libre sobre el conector, figura 51 a, b, c.

Estos datos se pueden interpretar de la siguiente manera. Hasta 1000 daN aplicados a la muestra, la longitud libre del conector es igual a 25 mm y el estado de tensión de los materiales está ciertamente dentro de los valores elásticos.

De 1000 a 2500 daN, se puede seguir la tendencia experimental imaginando aumentar la longitud libre de inflexión de 25 a 45 mm; el conector aún no ha cedido ya que se observan tensiones máximas de 350 MPa (igual a aproximadamente un tercio del límite elástico).

De 2500 a 6000 daN, la longitud de flexión libre va de 45 a 55 mm, se registran esfuerzos máximos de 998 Mpa que son superiores al límite elástico del conector (850 Mpa).

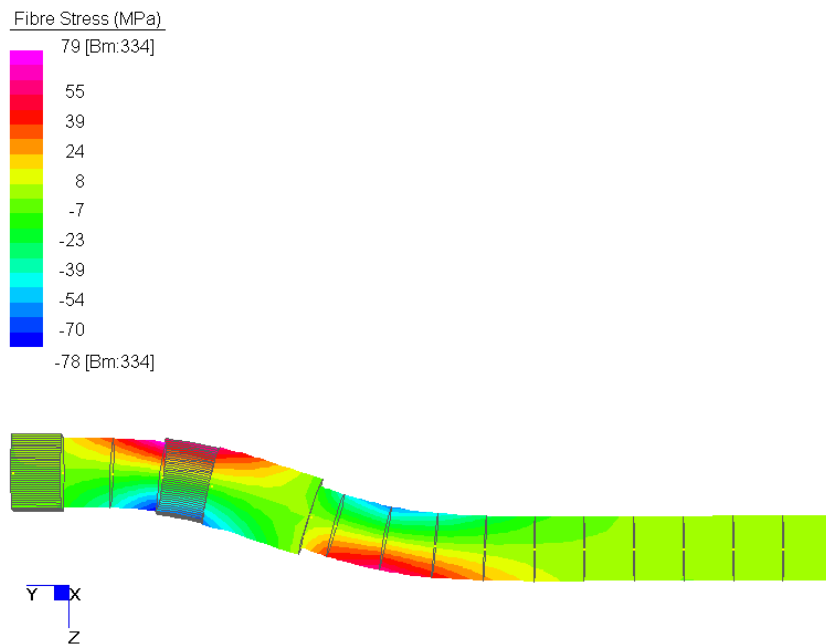


Figura 51a: Estado tensional del conector modelo FEM 1.00 y carga aplicada de 1000 daN.

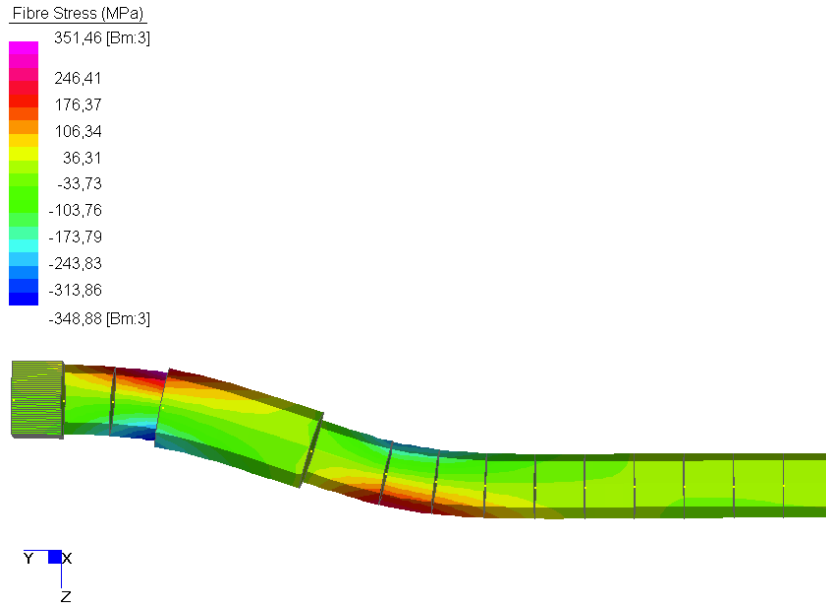


Figura 51b: Estado tensional del conector modelo FEM 1.01 y carga aplicada de 2500 daN.

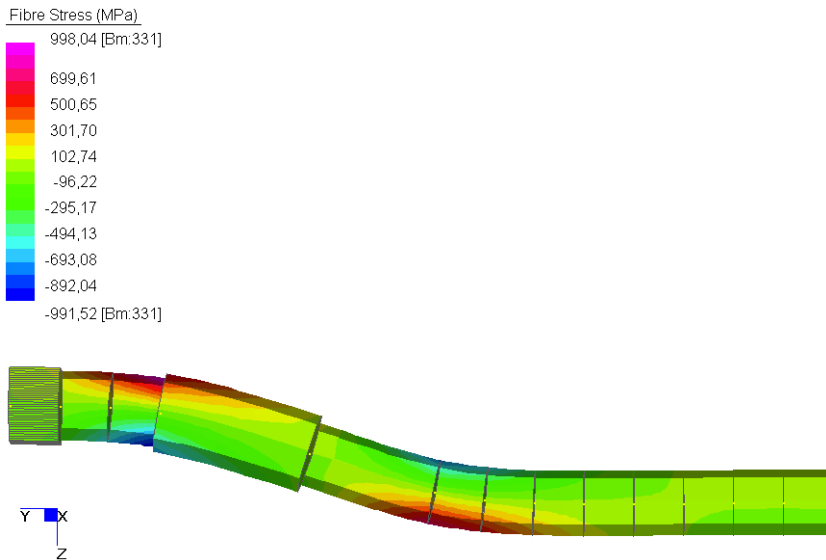
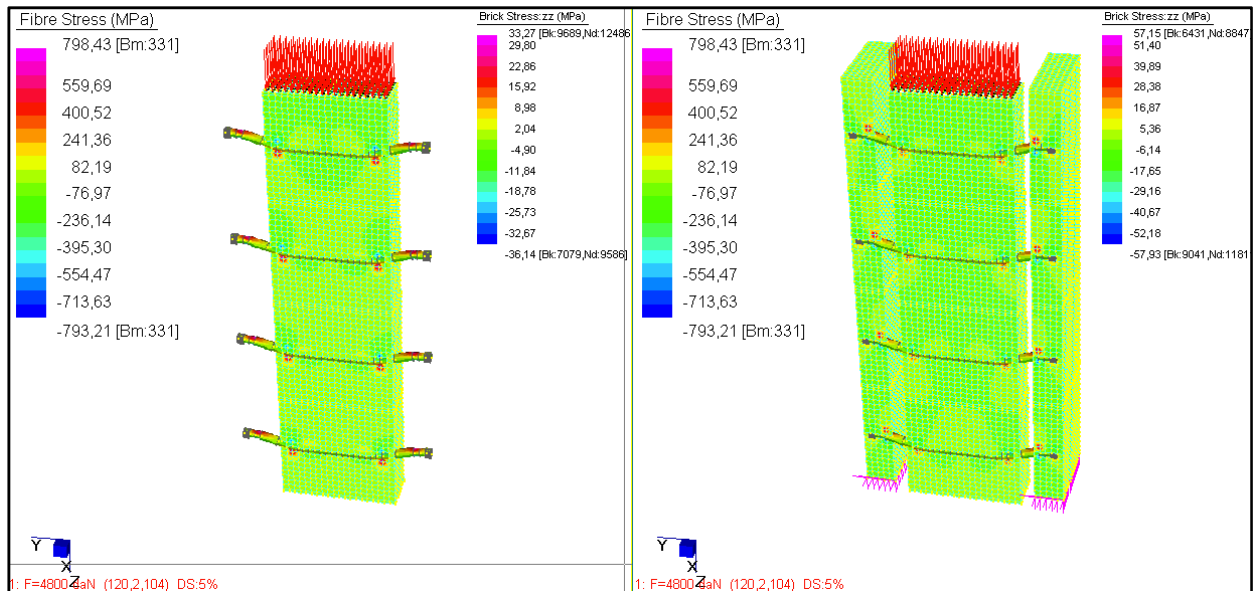


Figura 51c: Estado tensional del conector modelo FEM 1.02 y carga aplicada de 6000 daN.

Finalmente, estos modelos FEM nos permiten confirmar las hipótesis asumidas para el modelo bilineal. En este último se estableció arbitrariamente un comportamiento lineal teórico para valores de fuerza sobre el conector único hasta 6000 N, que corresponden a 4800 daN aplicados a toda la probeta. Considerando el modelo FEM 1.02 y la figura 49, se puede ver una buena correspondencia en correspondencia con un valor de fuerza de 4800 daN. Por lo tanto, si se lanza un análisis con este valor de carga aplicado al modelo FEM 1.02, se pueden investigar los valores de voltaje que se muestran a continuación.

	Casos de carga	HAZ		PLANTILLA		CONECTOR	
		trac.	compensación	trac.	compensación	trac.	compensación
FEM 1.02	F=4800 daN	+ 33.27	- 36.14	+ 57.15	- 57,93	+ 798.43	- 793.21



De los resultados se puede observar que solo la madera supera el límite de desbordamiento (supuesto de 20 Mpa) y por lo tanto se concluye que el modelo bilineal representa una aproximación suficiente a los resultados experimentales si consideramos, una vez más, los defectos ya mencionados. del modelo numérico que conducen a picos de voltaje cuestionables. Más allá del límite convencional de 6000 N, la plastificación del conector se alcanza con la formación de una bisagra plástica capaz de cambiar el patrón estático de la conexión y permitir rotaciones del propio conector que se traducen en un mayor deslizamiento por cortante (endurecimiento de la conexión y el correspondiente descenso). de rigidez, rama plástica).

4.2 Vigas compuestas

4.2.1 Introducción

En los capítulos anteriores se realizó un análisis encaminado a definir las características de rigidez del sistema mixto madera-hormigón mediante el uso de conectores secos Al-fer srl Se introdujo un modelo elástico-plástico, mediante la curva fuerza-desplazamiento, válido para sólidos vigas de madera de clase C18 aproximadamente y losa de hormigón tipo C25/30.

Ahora queremos comentar una aplicación a un caso práctico de dimensionamiento de una viga real mixta de madera y hormigón unida mediante los conectores en cuestión. Para ello será necesario introducir el método analítico, disponible en la literatura, a partir del cual se obtienen las tensiones sobre los componentes individuales. A modo de comparación, se propondrá un modelo numérico de elementos finitos de fácil e inmediato uso.

4.2.2 Teoría de vigas compuestas

El acoplamiento de dos o más elementos estructurales trabajando en flexión, mediante el uso de sistemas de conexión semirrígidos, permite la creación de estructuras de tipo mixto. La eficiencia del elemento estructural compuesto es tanto mayor cuanto más rígidos son los sistemas de conexión (es decir, cuanto más evitan los desplazamientos relativos entre las superficies en contacto de los elementos componentes). El comportamiento estático real de la estructura mixta a flexión será por tanto intermedio entre los casos extremos:

- 1) rigidez cero (conexión ineficaz a efectos de deslizamiento, $k = 0$);
- 2) rigidez infinita (conexión rígida con deslizamiento impedido, $k = \infty$).

El parámetro k define la rigidez específica (por unidad de longitud) del sistema de conexión, asumiendo que su efecto todavía puede pensarse como distribuido a lo largo del eje de la viga incluso cuando la conexión en sí es del tipo puntual (como ocurre en la mayoría de los casos).

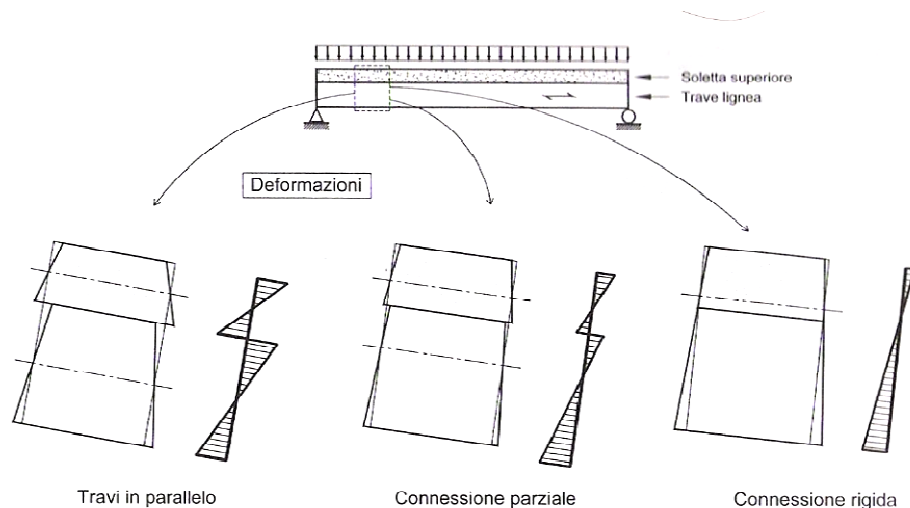


Fig. 52: Distribución de las deformaciones por flexión en una viga compuesta en función de la rigidez de la conexión

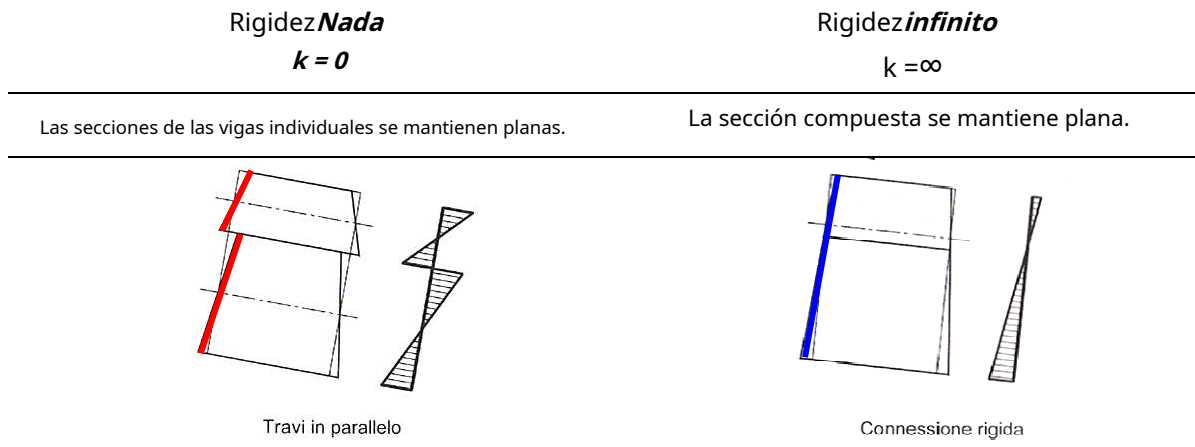
(Ballerini et al., 2002)

Como puede verse en la figura 52, un aumento en la rigidez de la conexión corresponde a un aumento en el eje neutro, con un aumento correspondiente en el área de tracción en la viga de madera inferior (lo que corresponde a una disminución en la deformación máxima). Esto va acompañado de una disminución de la curvatura de la estructura compuesta.

En los casos límite de rigidez cero y rigidez infinita, los estados de tensión y deformación pueden determinarse sobre la base de la teoría clásica de los elementos a flexión, es decir, considero válida la hipótesis de Bernulli sobre la conservación de las secciones planas de donde surge la conocida relación entre el momento de tensión y la curvatura de la viga:

$$\chi = -\frac{M}{EJ}$$

Por tanto, podemos distinguir para cada caso:



4.2.2.1 Rigidez Nada

En esta situación no se mantiene plana la sección global genérica de la viga, el estado de tensiones y deformaciones de la estructura mixta será el mostrado en la figura 53a.

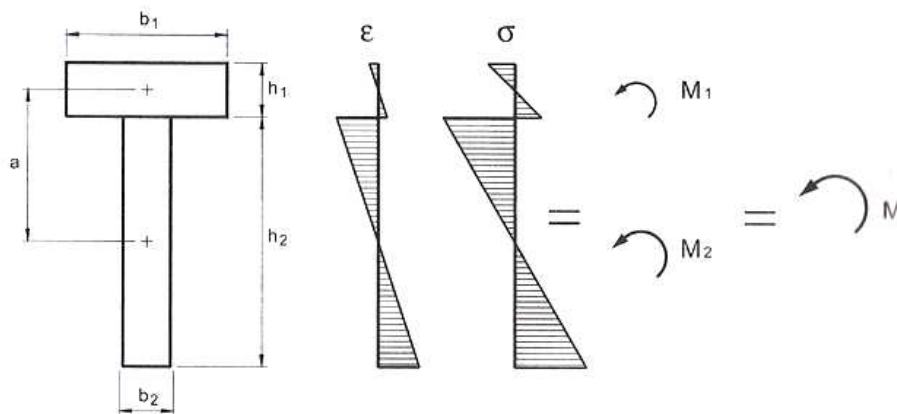


Fig. 53a: Deformaciones y esfuerzos de flexión en una viga mixta con conexión de rigidez cero

Por la congruencia en el desplazamiento transversal, las dos vigas seguirán presentando la misma curvatura en tramos inicialmente de la misma abscisa x , medida a partir de un extremo de la viga (figura 53b).

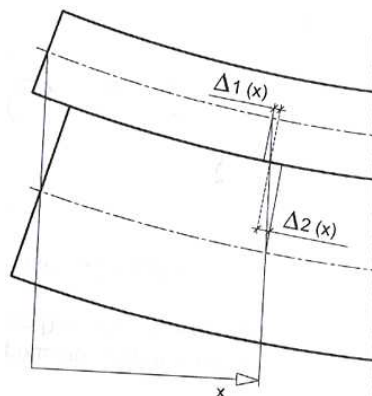


Fig. 53b: desplazamiento en la interfaz

Se puede considerar que el sistema consta de dos vigas que funcionan "en paralelo" y, por lo tanto, la rigidez a la flexión de la viga compuesta se puede calcular de la siguiente manera:

$$EI_{compuesta} = \frac{1}{12} \sum d_i^3 I_i$$

El momento tensionante $M(x)$ se distribuye sobre las vigas proporcionalmente a las respectivas rigideces. En efecto, dada la hipótesis de congruencia y considerando la hipótesis de mantenimiento de las secciones planas válida para los elementos individuales sometidos a flexión, se obtiene:

$$M_i = C_{dd} \cdot M_{ext} = \frac{EI_i}{\sum EI_i} \cdot M_{ext}$$

Por tanto, es posible conocer los momentos de tensión de las dos secciones en función del momento de tensión exterior:

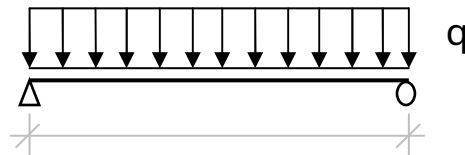
$$M_1 = \frac{EI_1}{\sum EI_i} \cdot M_{ext}$$

$$M_2 = \frac{EI_2}{\sum EI_i} \cdot M_{ext}$$

Finalmente, es posible evaluar el flujo en la interfaz entre las dos secciones:

$$V_1 = V_2 = V_{ext} = \frac{EI_1}{\sum EI_i} \cdot V_{ext}$$

En el caso de una viga simplemente apoyada con una carga uniformemente distribuida en todo el vano, se obtiene:



$$V_{paq} = \frac{ql}{2}$$

El deslizamiento es nulo en el centro y máximo en los apoyos, donde se encuentra el siguiente valor:

$$V_{paq} = \frac{ql}{2}$$

4.2.2.2 Rigidez infinita

La sección global genérica de la viga mixta permanece plana, sin deslizamiento en la interfaz viga-losa. Con respecto al caso límite anterior, el momento tensionante M parece estar balanceado no solo por los momentos M , sino también por el torque ofrecido por las fuerzas axiales N_1 y N_2 . El estado de tensiones y deformaciones de la sección mixta será por tanto similar al ilustrado en la figura 54.

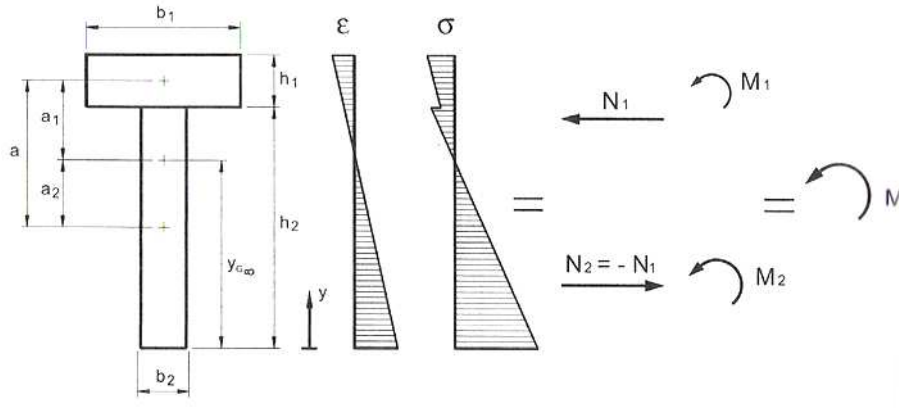


Fig. 54: Deformaciones y esfuerzos de flexión en una viga mixta con unión rígida

La posición del centro de gravedad de la sección global, ponderada con los módulos de elasticidad del material correspondiente, se puede calcular a partir del borde inferior, como sigue:

$$y_{CG} = \frac{\sum E_i A_i y_i}{\sum E_i A_i} = \frac{E_1 A_1 a_1 + E_2 A_2 a_2}{E_1 A_1 + E_2 A_2}$$

Las distancias de los centros de gravedad de los elementos individuales al de toda la sección son:

$$e_1 = a_1 - y_{CG} = \frac{E_2 A_2 a_2}{E_1 A_1 + E_2 A_2}$$

$$e_2 = a_2 + y_{CG} = \frac{E_1 A_1 a_1}{E_1 A_1 + E_2 A_2}$$

La rigidez a la flexión de la sección compuesta se puede calcular mediante el teorema de transposición, siendo I_{cg} la rigidez a la flexión del sistema con rigidez de conexión cero:

$$I_{cg} = \sum I_{i,CG} + \sum A_i e_i^2$$

Con los supuestos habituales de congruencia, $\epsilon_1 = \epsilon_2 = \epsilon$, las tensiones en los dos se pueden derivar elementos componentes:

$$\sigma_1 = E_1 \epsilon$$

$$\sigma_2 = E_2 \epsilon$$

A través de la relación de equilibrio, $Q' = Q - q \cdot dx$, obtenemos la siguiente expresión para la acción de urgencia normal Q , excepto por el signo:

$$Q_b - Q_{n+1} = \int_{x_n}^{x_{n+1}} q(x) dx$$

La tensión de deslizamiento en la interfaz viga-losa se calcula derivando la acción axial:

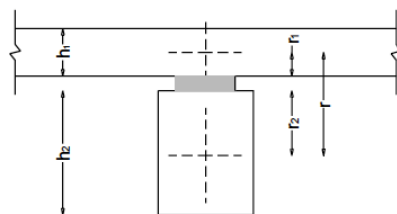
$$q(x) = -\frac{dQ}{dx} = -\frac{d}{dx} \left(Q_0 - \int_0^x q(\xi) d\xi \right) = -q(x)$$

4.2.2.3 Conexión semirrígida

En situaciones intermedias con conexión semirrígida, debido al deslizamiento relativo entre viga y losa, el comportamiento estático real de las estructuras mixtas en cuestión se remonta al esquema de dos vigas en paralelo, conectadas mediante una conexión deformable. El tratamiento elástico general de este problema fue proporcionado por Newmark et al. (1951), con los siguientes supuestos:

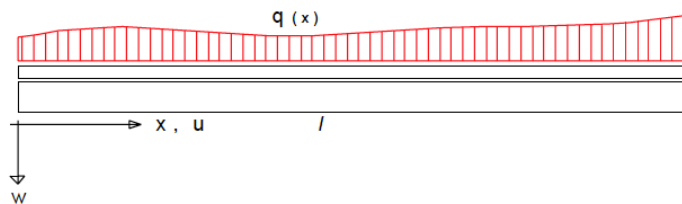
- Comportamiento elástico-lineal del material y de la conexión;
- Pequeños desplazamientos y deformaciones (teoría de 1er orden);
- Curvaturas idénticas para elementos de viga y losa;
- Conservación de las secciones planas para cada elemento que constituye la sección;
- Unión distribuida uniformemente a lo largo de la viga y vigas de sección constante a lo largo del eje longitudinal.

TRAVE COMPOSTA A CONNESSIONE DEFORMABILE



IPOTESI:

- Comportamento elastico lineare
 - Analisi del 1° ordine
 - Curvature identiche per gli elementi
 - Conessione "uniforme"
- $k = K/s = \text{cost}$



PASO EQUIVALENTE

En la discusión general, la conexión se considera "uniforme": en el caso de conectores puntuales de rigidez k , hipotéticamente idénticos e igualmente espaciados con paso s , esto equivale a considerar una rigidez específica del sistema igual a $k = K/s$. Sin embargo, es bastante común, para vigas en

soporte simple con carga uniformemente distribuida, variar el paso de los conectores entre un valor máximo $L_{max} = 0,75 \cdot P_y$ en la línea central, y un valor mínimo puede referirse a las vigas, armaduras y cuerdas, que se completa $L_{min} = 0,25 \cdot P_y$.

ESTADO DE TENSIÓN DE LA ESTRUCTURA COMPUESTA

Según el tratamiento general para un sistema mixto de dos elementos (Newmark, 1951), con referencia a la figura 55, es posible imponer:

- **ecuaciones de equilibrio** para el tramo %bde viga mixta, para los elementos 1 y 2;
- **condiciones de congruencia**;
- **relaciones de elasticidad** en la hipótesis de mantenimiento de las secciones planas.

Por simplicidad de exposición, sin adentrarse demasiado en elaboraciones matemáticas, es posible obtener una ecuación diferencial de resolución de segundo orden del siguiente tipo:

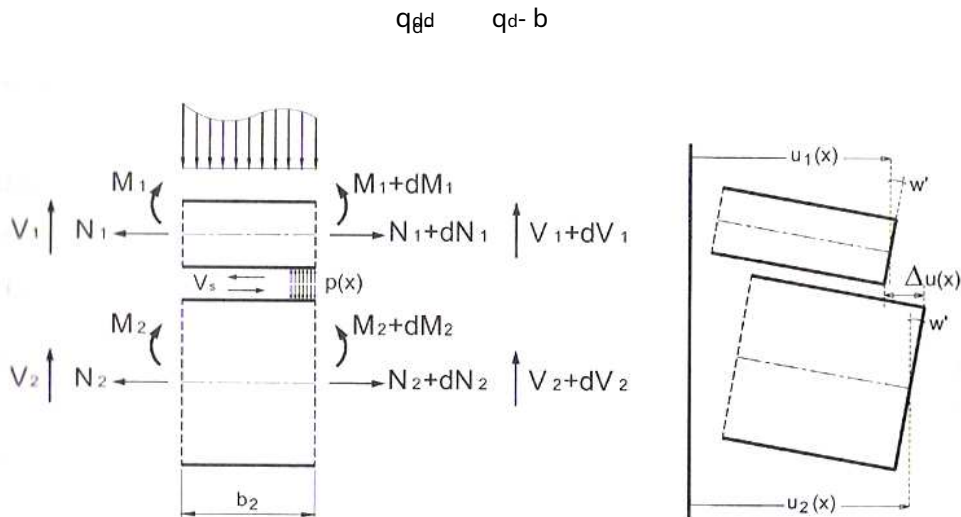


Fig. 55: Viga mixta con unión deformable

Se pueden hacer las siguientes suposiciones:

- $j_b = j - uv . ;$
- $<segundo - j / 8.$

por lo tanto es posible obtener la expresión de q_d :

$$q_d = b - o - abdominales - tu b - \frac{b}{<segundo} \frac{b}{j}$$

Conociendo la expresión anterior, es posible obtener las demás cantidades y, en consecuencia, el estado tensional de la estructura compuesta.

TRATAMIENTO SIMPLIFICADO POR REGLAMENTO

La normativa vigente, DIN 1052, Eurocódigo 5, propone para la verificación de vigas mixtas con unión deformable, unas fórmulas derivadas de un tratamiento simplificado del problema, en el caso de viga en apoyo simple y carga distribuida variable con ley sinusoidal con valor máximo j en medio de la viga:

$$j - j \&xw \in b /$$

La sección mixta tiene un plano de simetría vertical y es constante a lo largo del eje rectilíneo de la viga: en el presente caso, el elemento 1 representa la losa, el elemento 2 la viga. La escritura de las ecuaciones de equilibrio para la traslación horizontal de los elementos, así como la reescritura de las ecuaciones de equilibrio para el % de estiramiento b , permite llegar al sistema de resolución de 3 ecuaciones diferenciales en las incógnitas $d, y C$:

$$\begin{aligned}
 d_0 &= d_1 \cdot d_2 & -d & C_{del} = 0 \\
 o &= d_1 \cdot d_2 & -d & alfi = 0 \\
 \wedge C_d & & d- & eso = t_d & C_{del} = -j
 \end{aligned}$$

Asumiendo la carga con distribución sinusoidal nos permite expresar los desplazamientos axiales desconocidos d_x, y, C en las siguientes formas:

$$d = D \cdot \sin(\omega t) \quad \epsilon b /$$

$$y = Y \cdot \sin(\omega t) \quad \epsilon b /$$

$$C = C \cdot X \cdot W \quad \epsilon b /$$

Bajo estas hipótesis el sistema de resolución se reduce a un sistema de ecuaciones en las incógnitas D, Y, C .

Dejando de lado la discusión completa en aras de la brevedad, las expresiones relativas a las estructuras mixtas se dan a continuación tal como se informa en los diversos documentos reglamentarios (ver DIN 1052, EN 1995):

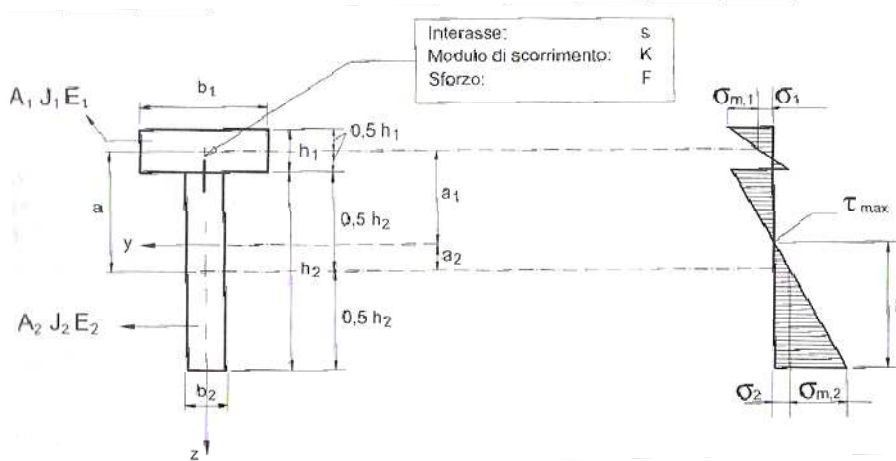


Fig. 56: Viga mixta con unión deformable. esquema regulatorio

La rigidez efectiva del sistema mixto viene determinada por la siguiente expresión:

$$L_j = \frac{1}{\frac{1}{L_1} + \frac{1}{L_2} + \frac{1}{L_3}}$$

Dónde está:

elemento 1 PLANTILLA	elemento 2 HAZ
$\frac{1}{L_1} = \frac{1}{E_1 J_1} \left(\frac{1}{L_1} + \frac{1}{L_2} + \frac{1}{L_3} \right)$	$\frac{1}{L_2} = \frac{1}{E_2 J_2}$
$i = \frac{a_1}{2} - \frac{a_2}{2}$	
$e_{1d} = y_0 - y$	$e_{2d} = \frac{1}{L_2} \frac{d_0}{\omega}$

Donde es la luz efectiva calculada de la viga compuesta para un sistema simple apoyado.

De hecho es como si el elemento 1 estuviera "ponderado" por un coeficiente $\alpha = 1$.

Has identificado la variable e como la distancia entre los baricentros de la sección geométrica de los elementos 1 y 2, más la posible presencia de un desprendimiento por la presencia de un encofrado continuo.

En los cálculos, para el valor del módulo de deslizamiento μ , relativo al tipo de conector considerado, se asumirá el siguiente valor:

- $\mu = 0,2$ para la comprobación de los estados límite de servicio (deformabilidad);
- $\mu = 0,4$ para la comprobación de los estados límite últimos (esfuerzos).

Una vez determinada la rigidez efectiva del elemento, será posible determinar, mediante las siguientes expresiones, los esfuerzos normales y de flexión que actúan sobre el i -ésimo elemento, así como las tensiones en los bordes (ver figura 56).):

<i>elemento 1</i>		<i>elemento 2</i>	
<i>PLANTILLA</i>		<i>HAZ</i>	
ESTRÉS			
$\sigma_{D,0}$	$\frac{\alpha d}{L} \cdot \sigma_{D,0} < 0$	σ_{0}	$\frac{\sigma_{0e}}{L} \cdot \sigma_{0} < 0$
$\sigma_{D,0}$	$\frac{d}{L} \cdot \sigma_{D,0} < 0$	σ_{0}	$\frac{\sigma_{0e}}{L} \cdot \sigma_{0} < 0$
TENSIONES			
$\sigma_{D,0}$	$\frac{q_d}{O_d} - \frac{0,5 \text{ años} \cdot \sigma_{D,0}}{d} < 0,0$	$\sigma_{D,0}$	$\frac{q}{O} - \frac{0,5 \text{ años}}{d} \cdot \sigma_{D,0} < 0,0$
$\sigma_{D,y}$	$\frac{q_d}{O_d} - \frac{0,5 \text{ años} \cdot \sigma_{D,0}}{d} < 0,0$	$\sigma_{D,y}$	$\frac{q}{O} - \frac{0,5 \text{ años}}{d} \cdot \sigma_{D,0} < 0,0$

Siendo $\sigma_{D,0}$ la tensión baricéntrica del i -ésimo elemento, $\sigma_{D,y}$ la componente de flexión de la tensión que se sumará o restará de la tensión baricéntrica para obtener las tensiones en los bordes de los elementos constituyentes.

También será posible calcular el esfuerzo cortante máximo que actúa en el elemento del alma (elemento 2, viga de madera) y el esfuerzo al que está sometido cada conector, mediante las siguientes expresiones:

$$\tau_{paq} = \frac{0,5 \cdot q \cdot a}{L} \cdot 0$$

$$W_{yy} = \frac{\alpha d \cdot O d \cdot L}{L} \cdot 0$$

Dado que el comportamiento de la estructura mixta, además de ser función de las características mecánicas de los elementos componentes, está fuertemente influenciado por el comportamiento de la unión, es interesante, en este sentido, introducir un parámetro capaz de indicar sintéticamente la capacidad de la conexión para limitar el deslizamiento entre los componentes de la viga mixta. Este parámetro adimensional, indicado con η , se puede suponer que cuantifica la eficiencia de la conexión y se puede expresar mediante la siguiente fórmula:

$$\eta = \frac{M L k @ L}{n o} \cdot \frac{\sigma}{\sigma}$$

Los valores del parámetro anterior están en el rango (0 y 1):

- Con conexiones deformables α se acerca a 0;
- Con conexiones muy rígidas α se acerca a 1;

Normalmente los valores encontrados en el diseño de los forjados mixtos habituales de madera, con losa de hormigón, se encuentran entre 0,4 y 0,7.

El parámetro de eficiencia puede ser de alguna ayuda en la fase de diseño. De hecho, durante la fase de diseño, es posible establecer un valor límite para la deformación por flexión (por ejemplo) inducida, en ejercicio, a partir de la suma de las cargas variables y permanentes, obteniendo así un valor mínimo requerido para α :

$$\alpha = \frac{5j''}{384 L^3} z \frac{2500}{384 j}$$

A través de este valor, habiendo comprobado que $0 \leq \alpha \leq 1$, resulta que es posible establecer un sistema no lineal de cuatro ecuaciones en las incógnitas: $\alpha, \epsilon_d, i, \delta_d$, que una vez resuelta permite obtener el valor mínimo de la rigidez específica del sistema de conexión, necesaria para obtener el valor deseado de α :

$$\alpha = \frac{\epsilon_d \cdot O_d \cdot \delta_d}{1 - \delta_d}$$

a partir de la cual finalmente es posible determinar la separación equivalente de los conectores, sabiendo que la rigidez específica es igual a la relación entre la rigidez del conector único y la separación equivalente $\alpha = ry/L\zeta$:

$$L\zeta = \frac{ry}{\alpha}$$

4.2.3 Aplicación FEM: suelo mixto de madera y cal con conectores Al-fer srl

Los capítulos anteriores introdujeron el método analítico, descrito por los documentos normativos vigentes, con el que es posible dimensionar un piso compuesto con una conexión deformable. El conector seco Al-fer, según se aprendió en el curso de esta discusión, está configurado precisamente como un sistema de conexión semirrígido.

La intención que se plantea ahora es idear un modelo numérico de elementos finitos, con la ambición, de que esta herramienta sea capaz de describir con suficiente aproximación, el comportamiento de una viga real mezclada en madera y hormigón con conectores secos Al-fer srl. La validación de este modelo puede tener lugar por comparación con el modelo analítico introducido anteriormente. Este estudio también puede ser de ayuda para configurar correctamente futuros experimentos sobre vigas reales ya realizados en la empresa Alfer srl en Verona y en espera de ser probados.

Se considera el caso de un forjado de madera-hormigón, realizado con vigas de madera maciza de 100 x 200 mm, clase C18, conectores secos Al-fer de 16 mm de diámetro embebidos en losa de hormigón de 50 mm (figura 57). A continuación se describe únicamente la verificación en fase única de funcionamiento de la estructura con hormigón madurado, suponiendo que las vigas de madera se encuentran apuntaladas en fase de hormigonado.

Datos del proyecto

• **Características geométricas**

Grosor de la plantilla	esp = 50 mm
Mesa de madera	t = 25 mm
Base de la sección de la viga	b = 100 mm
Altura de la sección de la viga	altura = 200 mm
Distancia entre vigas	• = 600 mm
Luz teórica de las vigas	= 4000 mm
Conectores secos Al-fer Pigging	d _{máximo} = 16 mm
longitud de las clavijas	
En el bosque	- 100milímetro
en el concreto	- 40milímetro

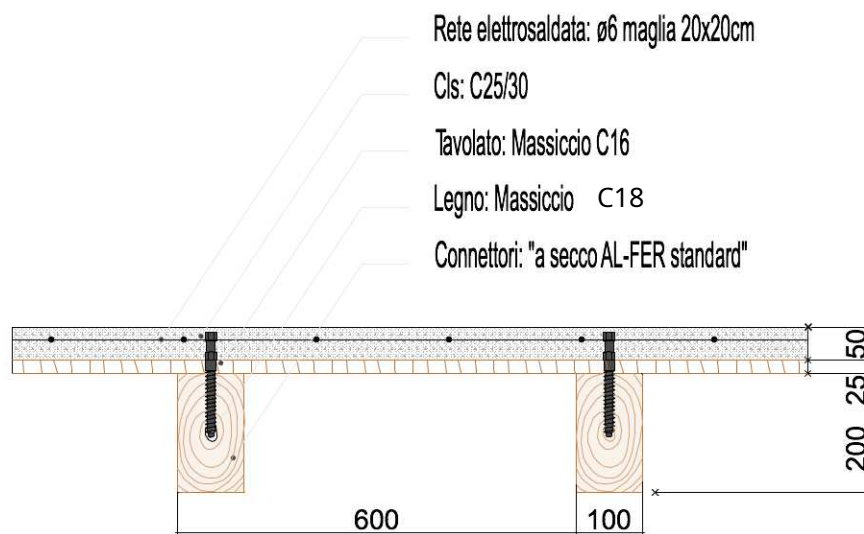


Fig. 57: Sección transversal del suelo

• **Características materiales**

Hormigón

Clase C25/30	No*- 25KN/mc
Densidad considerada	d- 31476N/mm ²
Módulo de elasticidad secante medio	

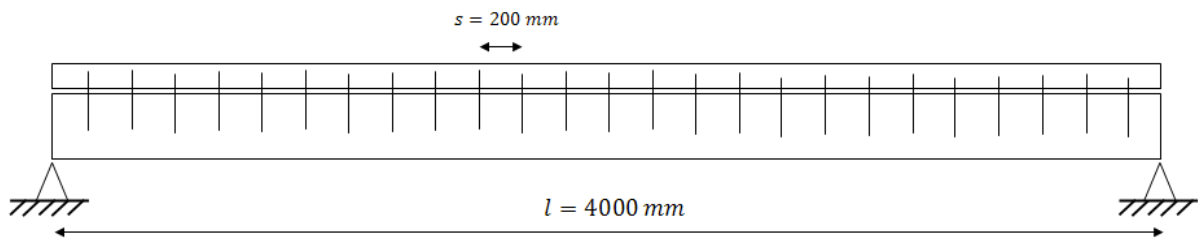
Madera maciza

Clase C18	No*- 6KN/mc
Densidad considerada	- 9000N/mm ²
Módulo elástico	

Conectores secos Al-fer

Acero al plomo tipo 9SMnPb36	- 210000N/mm ²
Módulo elástico	- r _y - 10610N/mm
Rigidez de fase elástica (modelo bilineal Al-fer)	

- **Sistema de conexión con conectores secos Al-fer srl**



Disposición de conectores dentro de la viga.

En aras de la simplicidad, se ha elegido una disposición uniforme de los conectores, por lo tanto, para determinar las cantidades efectivas del sistema, se hace referencia al paso $L_t - UV - 200 \text{ SS}$.

- **Cargas y acciones internas**

El piso está diseñado para una carga operativa total de $5,6 \text{ KN/m}^2$, que corresponde a una carga sobre la viguetaj - $3,36 \text{ KN/m}$. Se consideraron las cargas habituales que generalmente son la base para el cálculo de un piso mixto para ser utilizado como edificio residencial:

Permanentes estructurales	Viga y losa	-D,*- $1,45 \text{ KN/m}^2$
Permanente traído	Sustrato, entarimado, solera, suelo, tabiques	-,*- 2.15 KN/m^2
Variables	residencia civil	—*- $2,00 \text{ KN/m}^2$
		TOTALES = $5,60 \text{ KN/m}^2$

Momento de punto medio

$$M = \frac{q \cdot l^2}{8} = \frac{3.36 \cdot 4^2}{8} = 6.72 \cdot 10^4 \text{ QS}$$

corte de apoyo

$$V = \frac{q \cdot l}{2} = \frac{3.36 \cdot 4}{2} = 6.72 \cdot 10^4 \text{ Q}$$

MODELO ANALÍTICO

A continuación se determinan las características tensionales en los materiales que constituyen la sección mixta, tomando como referencia el modelo teórico simplificado introducido en los párrafos anteriores.

Rigidez a la flexión de los dos elementos en paralelo

$$K = \frac{1}{12} \cdot \frac{E \cdot I}{l^3} \quad a] = 7,97 \cdot 10^{10} \text{ DDQSS}$$

Rigidez a flexión de la sección compuesta:

$$K_{\text{Minnesota}} = \frac{d \cdot d^3 \cdot a \cdot \frac{7P}{2} \text{ o } \frac{7H}{2}}{\sum \dots} = \frac{a}{2} \cdot \frac{d \cdot d^3 \cdot \text{o-226 SS}}{\sum \dots}$$

$$i - \frac{a}{2} \frac{ad}{2} - 150 \text{ SS}$$

$$el, \text{norte-LMinnesota-} \frac{a}{2} - \text{Calle 126}$$

$$el \text{no- a} \frac{ad}{2} - \text{LMinnesota- 24 SS}$$

$$\text{no- } \wedge _ _ \quad \wedge _ _ _ _ \quad \& \quad \text{o\&yo - 4.20 10dQSS}$$

Rigidez a flexión para sistema con conexión deformable:

$$L_{\xi} - \text{ultravioleta - 200 SS}$$

$$-- k_{SER,AL-FER} = 10610 \text{ N/mm}$$

$$\#d - \wedge \frac{1}{-} \frac{\text{€dODL}(\%00)}{-} \text{Dakota del Sur} - 0.083$$

$$\# - 1$$

$$i - d \frac{a}{2} \frac{a}{2} - 150 \text{ SS}$$

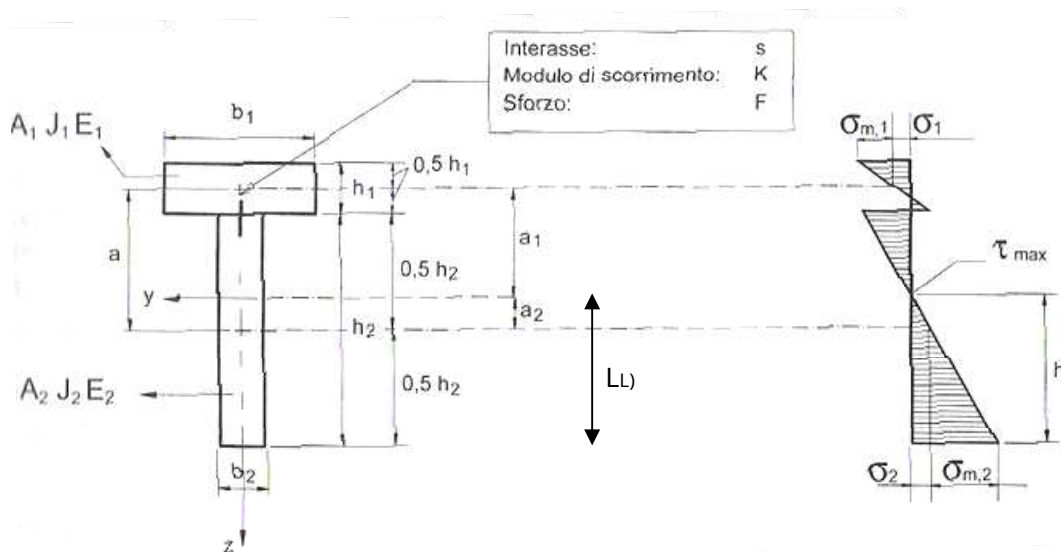
$$i - \frac{\#DDOdel d}{\#d \ dOd} - 46 \text{ SS}$$

$$eld - \text{yo - yo} - \text{Calle 104}$$

$$L_{\xi} - \wedge _ _ _ \quad \# \text{ oye} \quad \#d \cdot dOdeld - 2,03 10dQSS$$

$$LL_{\xi} - \frac{a}{2} \text{ el} - \text{Calle 146}$$

El eje neutro corta la viga de madera como en la siguiente imagen



eficiencia de conexión

$$\eta = \frac{L}{n} = 0,36$$

Valor de acuerdo con la suposición hecha anteriormente, $0,4 \leq \eta \leq 0,7$.

Por lo tanto, es posible determinar las tensiones máximas que actúan sobre los distintos elementos:

$$\sigma < \frac{j}{8} = 6,72 \cdot 10^{-5} Q$$

PLANTILLA

$$q_d = \frac{F_d}{L} < 27218 Q$$

$$\sigma_d = \frac{d}{L} = 6,51 \cdot 10^{-5} Q$$

$$D_{k8Z} = P_{D} = \frac{q_d}{O_d} = \frac{0,5 \text{ años}}{d} < 1,35 \cdot \tau_{Mj}$$

$$D_{1y} = P_{D} = \frac{q_d}{O_d} = \frac{0,5 \text{ años}}{d} < 1,70 \cdot \tau_{Mj}$$

HAZ

$$P = \frac{O_y e}{L} < 27218 Q$$

$$\sigma = \frac{q}{L} < 2 \cdot 10^{-5} Q$$

$$D_{k8Z} = P_{AG} = \frac{q}{O} = \frac{0,5 \text{ años}}{O} < 1,62 \cdot \tau_{Mj}$$

$$D_{1y} = P_{AG} = \frac{q}{O} = \frac{0,5 \text{ años}}{O} < 4,34 \cdot \tau_{Mj}$$

fuerza cortante que actúa en el elemento web:

$$V = \frac{j}{2} = 6720 Q$$

$$P = \frac{0,5 \cdot V \cdot a}{L} = 0,43 \cdot \tau_{Mj}$$

fuerza a la que está sometido el conector más sometido a esfuerzos:

$$W_{yy-d} = \frac{F_d}{L} = 5444 Q$$

deflexión máxima en la línea central:

$$P = \frac{5j''}{384 L} \quad \text{5,52 acero inoxidable}$$

El modelo analítico es sencillo y puede aplicarse de forma inmediata, pero el límite más restrictivo es el que proporciona valores de tensiones y tensiones en puntos bien definidos de la viga.

Este hecho se puede solucionar introduciendo un modelo numérico de elementos finitos capaz de responder correctamente al problema y simultáneamente suministrar valores discretos a lo largo de todas las secciones de los elementos que constituyen el sistema mixto.

MODELO NUMÉRICO

Para el modelo numérico se dividió la viga en 18 sillares de 200mm de largo y 4 sillares de 100mm de largo, adoptando un esquema estático de viga en apoyo simple del tipo bisagra en el apoyo derecho y carro en el apoyo izquierdo.

En el análisis de elementos finitos, utilizando el programa straus 7 Release 2.3.3, la viga y la losa fueron modeladas con elementos viga, como se muestra en la figura 58.

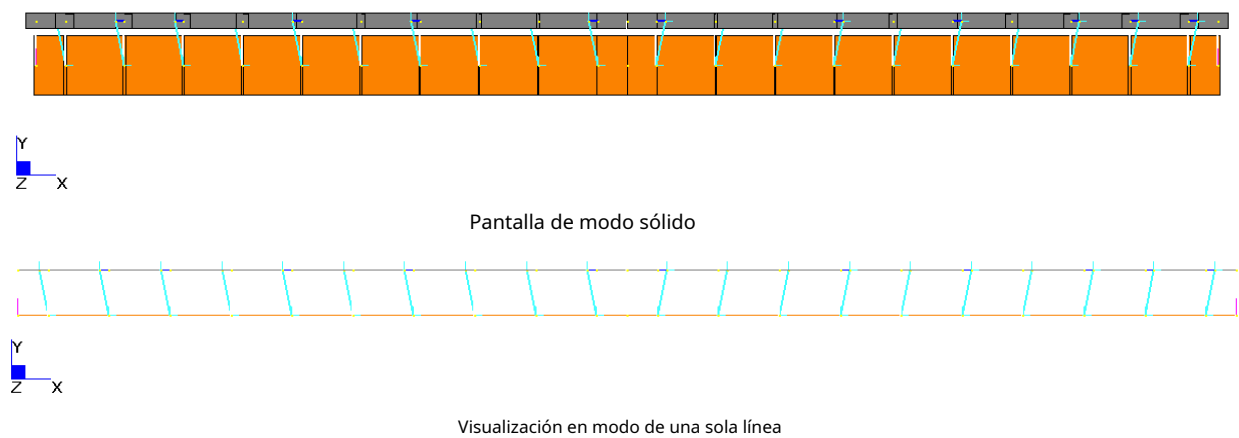


Fig. 58: Sección longitudinal adoptada para el modelo FEM

Con las hipótesis asumidas, tanto la viga como la losa se esquematizan con vigas capaces de describir bien tanto los parámetros mecánicos como geométricos, para este último aspecto ver la sección transversal en la figura 59. En cuanto a la presencia del encofrado continuo, se modelizó con la presencia de un espacio proporcional a la altura t , como lo sugieren los documentos reglamentarios.

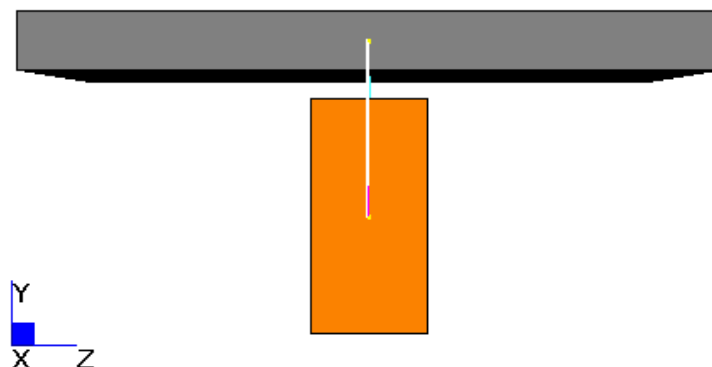


Fig. 59: Geometría de elementos en una sección transversal del modelo FEM

Conector seco al-fer

El conector seco Al-fer se modeló con resortes insertados entre los nudos de la losa y eslabones rígidos conectados a los nudos de la viga de madera (figura 60a). Los nudos de las vigas y losas también están conectados con eslabones de biela para evitar desplazamientos verticales relativos.

Este enfoque se justifica por el hecho de que en el capítulo 3 se propuso un modelo bilineal para el comportamiento del conector seco de Al-fer y ahora está disponible una curva fuerza-desplazamiento derivada de experimentos de laboratorio (figura 60b). Además de lo expuesto, la lógica de explotación de este modelo es razonable debido a que el sistema mixto en cuestión presenta características mecánicas y geométricas análogas a las de las probetas ensayadas experimentalmente.

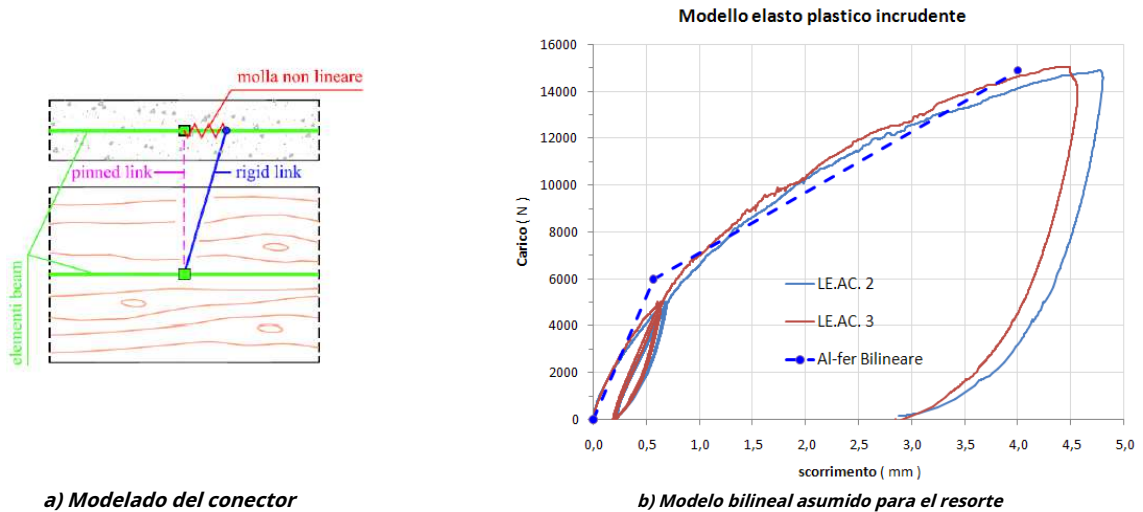


Fig. 60: Geometría de elementos en una sección transversal del modelo FEM

	Rama elástica		Rama de plástico	
Rigidez	k_V	= 10611 N/mm	k_{PAG}	= 2591 N/mm
Poder	f_y	= 6000 No	Era	= 14900 No
Desplazarse	d_y	= 0.565 milimetro	du	= 4 milimetro

El modelo bilineal anterior se ha aplicado al elemento resorte-amortiguador mediante la asignación de una tabla **Fuerza vs Desplazamiento**.

Para validar el modelo numérico a través del analítico, se realizó un análisis considerando un comportamiento elástico lineal de cada elemento del sistema. La asignación de las cargas se realizó creando 3 casos de carga:

1_Permanente estructural (asignando gravedad a viga y losa $g_y = -9810 \text{ mm/s}^2$)

2_Perm desgastado (asignando una carga distribuida en la viga de viga de madera)

$$s_{,*} - ,* \bullet - 1,29 \text{ KN/m}$$

3_Variables (asignando una carga distribuida en la viga de viga de madera)

$$j_{,*} - ,* \bullet - 1,20 \text{ KN/m}$$

Luego se crearon 2 combinaciones de carga:

	extensión LES	ULS
1_Permanentes estructurales	1	1.3
2_permanente desgastado	1	1.5
3_Variables	1	1.5

Cabe señalar que tal enfoque se presta bien a las verificaciones estructurales (SLU), sin embargo, esto implicaría la adopción de una regulación específica y el uso de los coeficientes de seguridad relativos, introduciendo elementos que podrían complicar la comparación con el modelo analítico.

Los resultados obtenidos del análisis FEM se informan a continuación.

FUERZA DE DESLIZAMIENTO

	MIN	MAX
Force(N)	-27609	27609
	[Bm:26]	[Bm:27]

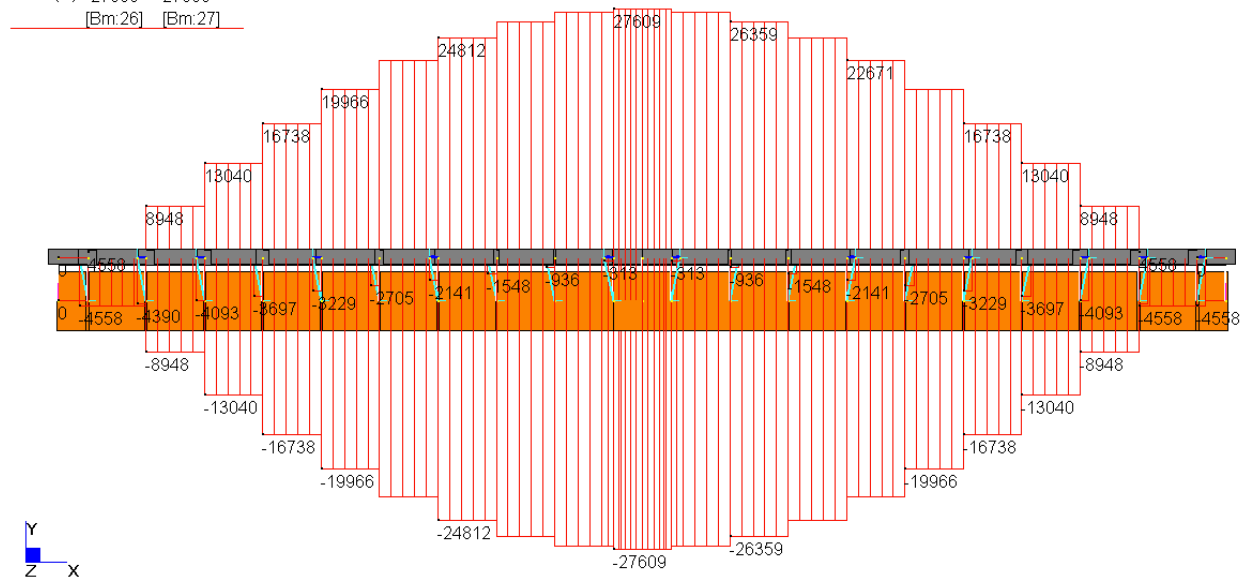


Fig. 61: Fuerza de deslizamiento sobre la losa (esquema inferior, N_1 negativo) y en la viga (diagrama superior N_2 positivo)

	MIN	MAX
Force(N)	-4558	-313
	[Bm:59]	[Bm:64]

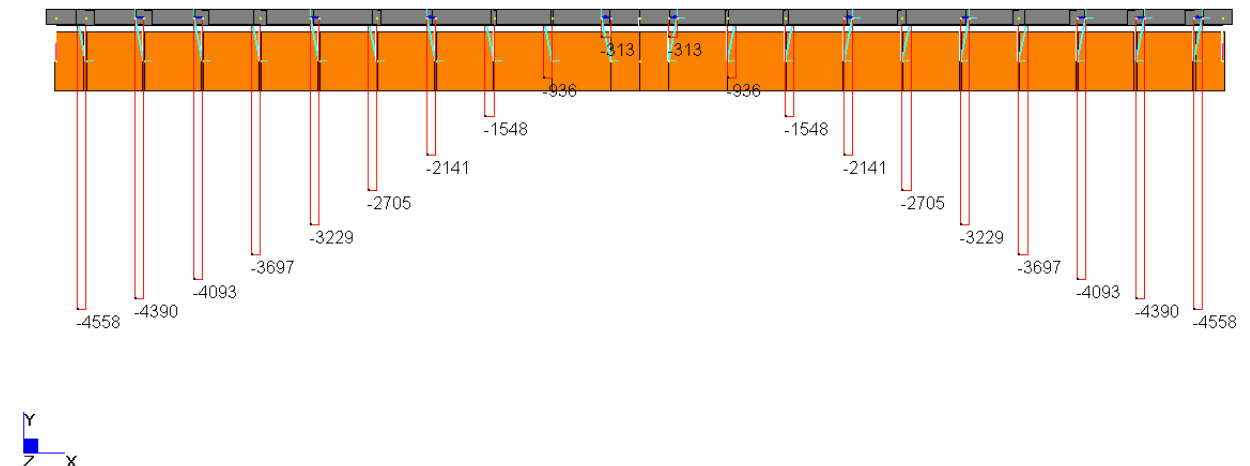
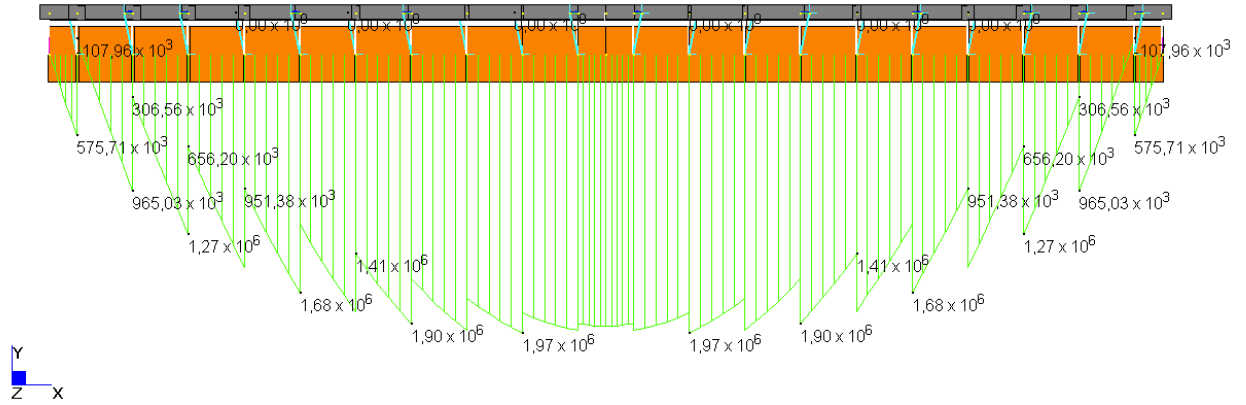


Fig. 62: Fuerza de deslizamiento en los conectores

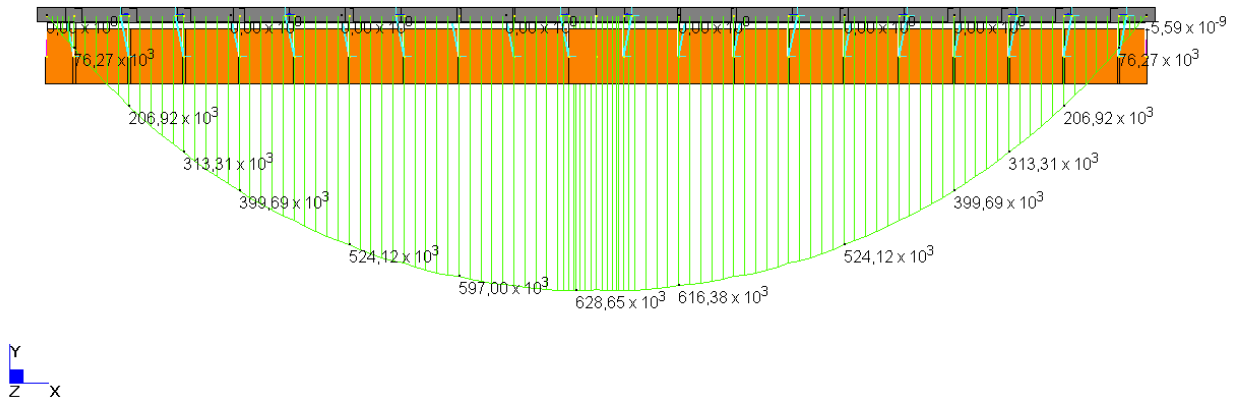
MOMENTOS DE FLEXIÓN

	MIN	MAX
BM2(N.mm)	$-107,96 \times 10^3$	$1,97 \times 10^6$
	[Bm:10]	[Bm:3]



metro: Momento flector en la viga

	MIN	MAX
BM2(N.mm)	$-5,59 \times 10^9$	$628,65 \times 10^3$
	[Bm:51]	[Bm:26]



metro: Momento flector en la losa

Fig. 63: Momentos de flexión en los elementos

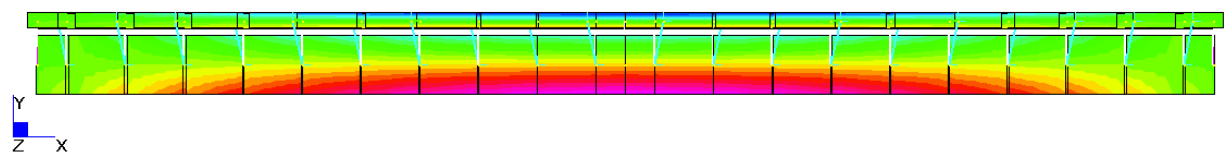
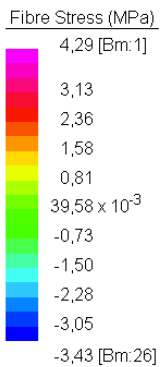
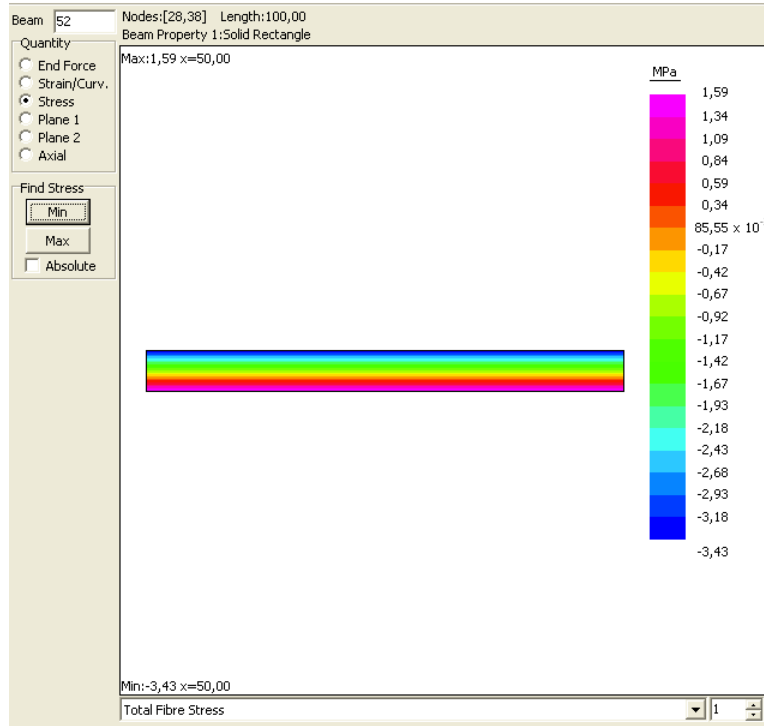
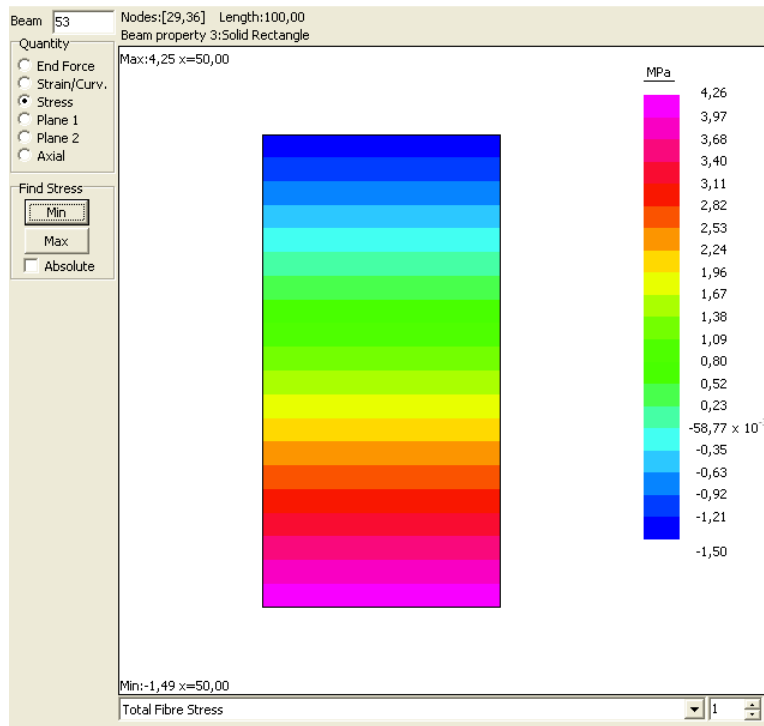


Fig. 64: Esfuerzos totales en el sistema mixto



Esfuerzos totales en la losa $D,K8\check{z}yD,_{y}$)

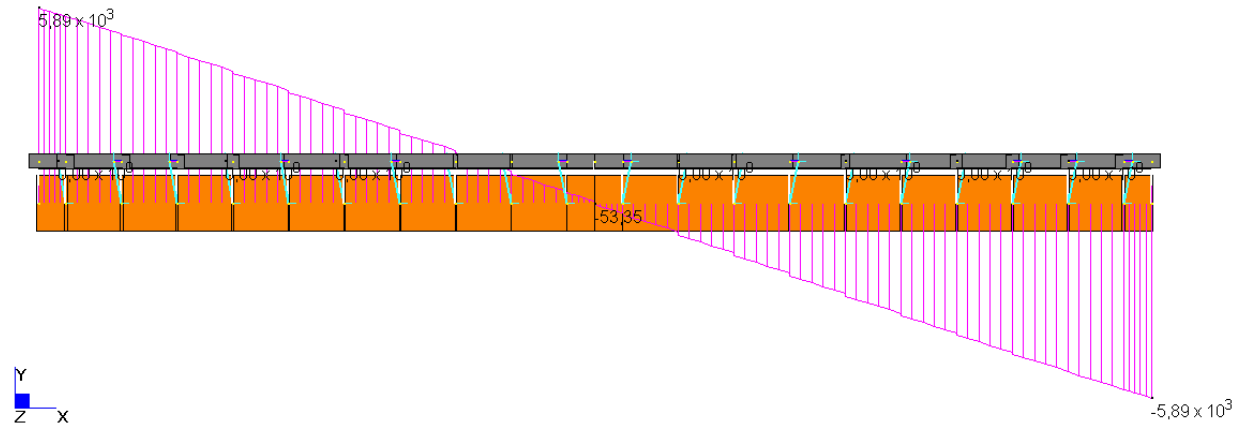


Esfuerzos totales en la viga $K8\check{z}y,_{y}$)

Fig. 65: Esfuerzos en los materiales

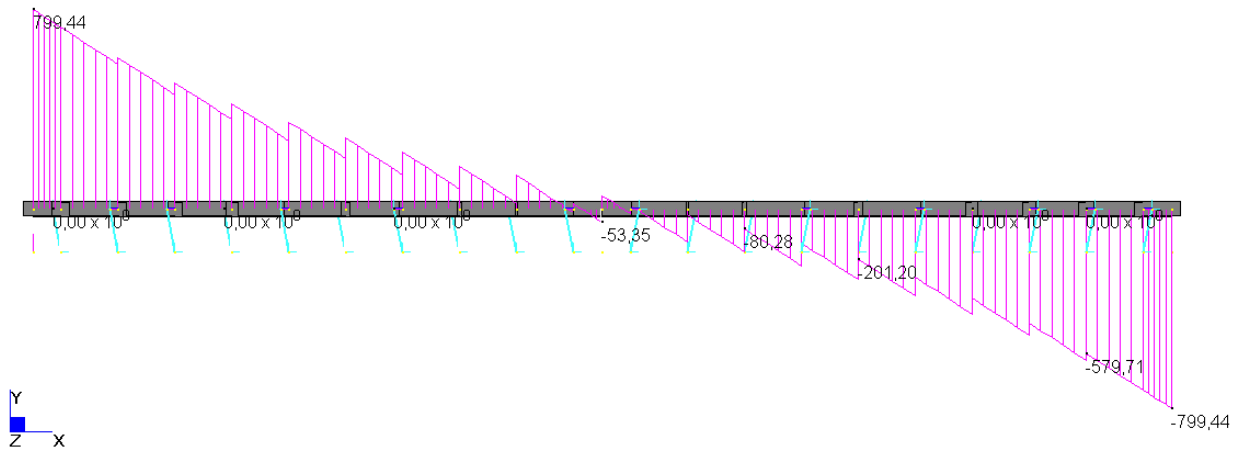
CORTAR

	MIN	MAX
SF2(N)	$-5,89 \times 10^3$	$5,89 \times 10^3$
	[Bm:38]	[Bm:11]



Cortar en la viga

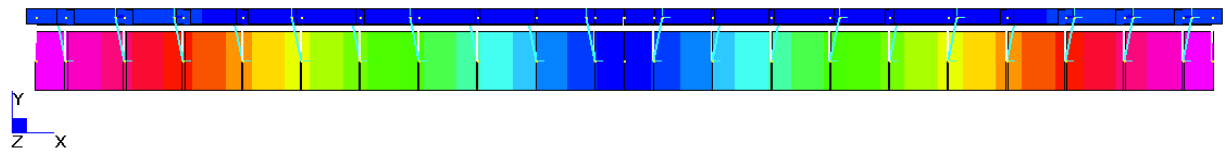
	MIN	MAX
SF2(N)	-799,44	799,44
	[Bm:51]	[Bm:25]



Corte en la plantilla

Max Shearing Stress2 (MPa)

0,44	[Bm:38]
0,38	
0,33	
0,29	
0,24	
0,20	
0,15	
0,11	
$66,23 \times 10^{-3}$	
$22,08 \times 10^{-3}$	
$0,00 \times 10^0$	[Bm:2]



Estrés tangencial

Fig. 66: Esfuerzo cortante y esfuerzos cortantes

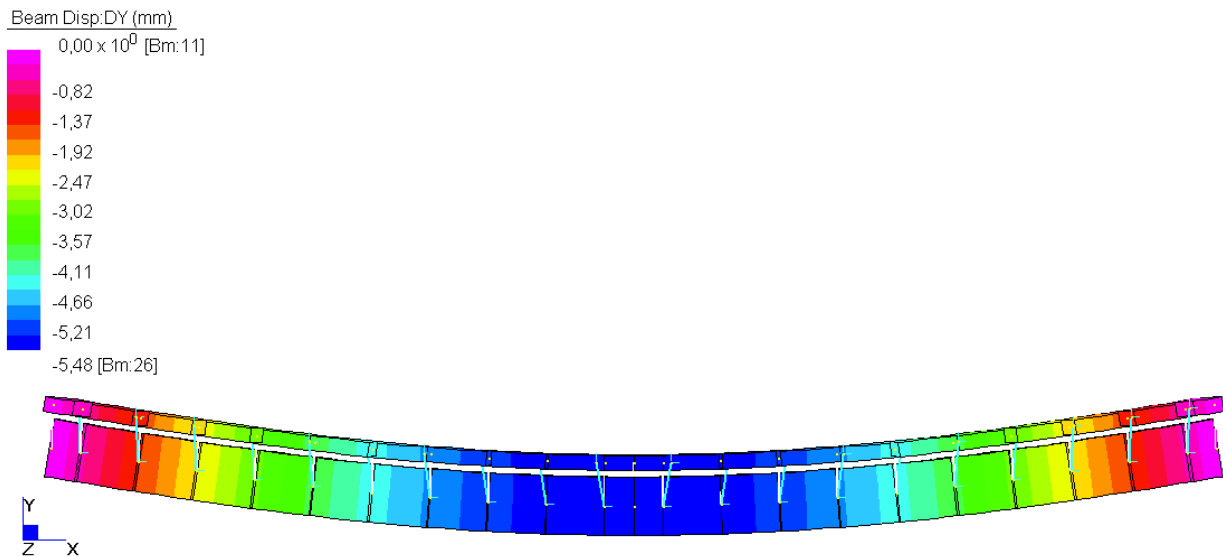


Fig. 67: desplazamientos a lo largo de y del sistema mixto. Flecha máxima en el medio

El modelo numérico presentado ahora se puede comparar con los resultados obtenidos del modelo analítico.

	Analítico	mujer	Compensar
Flecha	5,52 mm	5,48 mm	0,7%
Fuerza de desplazamiento	27218 No	27609 No	1,4%
Momento concreto	6,51*10 ⁵ mm	6,29*10 ⁵ mm	3,5%
Momento de madera	1,99*10 ⁶ mm	1,97*10 ⁶ mm	1 %
Conector F	5444 No	4558 No	20%

De la evaluación de la varianza entre los resultados, se puede ver que el modelo numérico introducido está en buen acuerdo con el modelo analítico. Los errores cometidos por el uso de los dos modelos son inferiores al 3% aproximadamente si se excluyen los datos relativos a la última fila del cuadro anterior. De hecho, la fuerza máxima sobre el conector del modelo numérico se desvía del analítico en un 20%; presumiblemente debido a que el modelo analítico proporciona valores excesivamente a favor de la seguridad ya que no tiene en cuenta la deformabilidad de la conexión, que redistribuye la fuerza de deslizamiento.

Bibliografía

- [1] TURRINI G. y PIAZZA M., **Una técnica de recuperación estática para suelos de madera**, Para recuperar**5**, 1983.
- [2] TURRINI G. y PIAZZA M., **El comportamiento estático de la estructura mixta madera-hormigón**, Para recuperar**6**, 1983.
- [2] TURRINI G. y PIAZZA M., **Aspectos de aplicación de técnicas para la construcción de estructuras mixtas de madera y hormigón**, Actas del 1er Congreso: Madera en restauración, restauración de madera, Florencia, 1983 (c).
- [4] Plaza M., Tomasi R., Módona R., **estructuras de madera**, Hopeli, 2005.
- [5] Scibilla N., Estructuras mixtas de acero-hormigón madera-hormigón, Dario Flacovio Editore srl, 2002.
- [6] Giuriani E., Frangipane A., **Sección mixta de madera y hormigón para el refuerzo de antiguos forjados de vigas de madera**, Universidad de Trento, Actas del "1er Taller Italiano sobre Estructuras Compuestas", Trento, 17 y 18 de junio de 1993.
- [7] Capretti S., Ceccotti A., **Suelos compuestos de madera y hormigón: método de cálculo según EC5**, L'Edilizia, n.12, p.747-752, 1992.
- [8] Módona C., Tempesta P., Tempesta F., **Una técnica seca**, El Edificio n.11-12 p.22-32, 1997.
- [9] GELFI P., MARINI A., **Pisos mixtos en madera y cemento. Métodos de verificación**, edificio número. 153-154, 2008.
- [10] GELFI P., GIURIANI E., **Influencia del deslizamiento viga-losa en la flecha de vigas mixtas**, Revista Internacional para la Restauración de Edificios y Monumentos núm. 9, págs. 475-490, 2003.
- [11] GELFI P. – GIURIANI E. – CATTANEO E. – NICHETTI E., Vigas mixtas de madera y hormigón con conectores pin, Departamento de Ingeniería Civil de la Universidad de Brescia, Italia, Informe Técnico núm. 2, 1995

Requisitos normativos

- (1) Decreto Ministerial 14/01/2008 "Normas Técnicas de la Construcción - NTC2008"
- (2) CNR-DT 206/2007 – "Instrucciones para el Proyecto, Ejecución y Control de Estructuras de Madera"
- (3) Eurocódigo 5, **Diseño de estructuras de madera**. UNI ENV 1995-1-1.