

# ESTUDIO DE LA INFLUENCIA DE LOS FACTORES AMBIENTALES EN EL COMPORTAMIENTO DE LA UNIÓN ADHESIVA ENTRE HORMIGÓN Y BARRAS FRP NSM

**Imma Duran Sureda**

Per citar o enllaçar aquest document:

Para citar o enlazar este documento:

Use this url to cite or link to this publication:

<http://hdl.handle.net/10803/672298>

**ADVERTIMENT.** L'accés als continguts d'aquesta tesi doctoral i la seva utilització ha de respectar els drets de la persona autora. Pot ser utilitzada per a consulta o estudi personal, així com en activitats o materials d'investigació i docència en els termes establerts a l'art. 32 del Text Refós de la Llei de Propietat Intel·lectual (RDL 1/1996). Per altres utilitzacions es requereix l'autorització prèvia i expressa de la persona autora. En qualsevol cas, en la utilització dels seus continguts caldrà indicar de forma clara el nom i cognoms de la persona autora i el títol de la tesi doctoral. No s'autoritza la seva reproducció o altres formes d'explotació efectuades amb finalitats de lucre ni la seva comunicació pública des d'un lloc aliè al servei TDX. Tampoc s'autoritza la presentació del seu contingut en una finestra o marc aliè a TDX (framing). Aquesta reserva de drets afecta tant als continguts de la tesi com als seus resums i índexs.

**ADVERTENCIA.** El acceso a los contenidos de esta tesis doctoral y su utilización debe respetar los derechos de la persona autora. Puede ser utilizada para consulta o estudio personal, así como en actividades o materiales de investigación y docencia en los términos establecidos en el art. 32 del Texto Refundido de la Ley de Propiedad Intelectual (RDL 1/1996). Para otros usos se requiere la autorización previa y expresa de la persona autora. En cualquier caso, en la utilización de sus contenidos se deberá indicar de forma clara el nombre y apellidos de la persona autora y el título de la tesis doctoral. No se autoriza su reproducción u otras formas de explotación efectuadas con fines lucrativos ni su comunicación pública desde un sitio ajeno al servicio TDR. Tampoco se autoriza la presentación de su contenido en una ventana o marco ajeno a TDR (framing). Esta reserva de derechos afecta tanto al contenido de la tesis como a sus resúmenes e índices.

**WARNING.** Access to the contents of this doctoral thesis and its use must respect the rights of the author. It can be used for reference or private study, as well as research and learning activities or materials in the terms established by the 32nd article of the Spanish Consolidated Copyright Act (RDL 1/1996). Express and previous authorization of the author is required for any other uses. In any case, when using its content, full name of the author and title of the thesis must be clearly indicated. Reproduction or other forms of for profit use or public communication from outside TDX service is not allowed. Presentation of its content in a window or frame external to TDX (framing) is not authorized either. These rights affect both the content of the thesis and its abstracts and indexes.



TESIS DOCTORAL

---

**Estudio de la influencia de los factores  
ambientales en el comportamiento  
de la unión adhesiva entre  
hormigón y barras FRP NSM**

---

IMMA DURAN SUREDA

2021





TESIS DOCTORAL

---

**Estudio de la influencia de los factores ambientales  
en el comportamiento de la unión adhesiva  
entre hormigón y barras FRP NSM**

---

IMMA DURAN SUREDA

2021

Programa doctoral en Tecnología

Dirigida por:

**Dra. Marta Baena Muñoz**

Universitat de Girona

**Dr. Albert Turon Travesa**

Universitat de Girona

**Dr. Lluís Torres Llinàs**

Universitat de Girona

Memoria presentada para optar al título de doctora por la Universitat de Girona





**Imma Duran Sureda**

***Estudio de la influencia de los factores ambientales en el comportamiento de la unión adhesiva entre hormigón y barras FRP NSM***

Tesis Doctoral, 2021

Programa doctoral en Tecnología

Directores:     Dra. Marta Baena Muñoz  
                   Dr. Albert Turon Travesa  
                   Dr. Lluís Torres Llinàs

**Universitat de Girona**

*Grupo de investigación AMADE*

Escola Politècnica Superior

Departamento de Ingeniería Mecánica y Construcción Industrial

Carrer de Maria Aurèlia Capmany i Farnés, 61

17003, Girona



Als meus pares, al meu germà  
i als meus companys de viatge peluts



## Agraïments – Agradecimientos - Acknowledgements

En primer lloc, voldria agrair als meus pares, Joan i Pilar, tots els valors que em van ensenyar, entre ells, el de ser constant, que m’han servit per arribar fins aquí. Gràcies de tot cor. També, agrair al meu germà Jordi, el gran suport i els bons consells durant tots aquests anys. A les innumbrables mostres de suport i ajuda de dues persones molt especials que sempre han cregut en mi, els meus segons pares, Pere i Maribel. A la meva tia àvia Gracieta, que en aquests últims temps ha sigut una peça clau per fer-me desconnectar i riure en els moments de més tensió. A quatre companys de viatge peluts, Nico, Ray, Mixa i Muxa per la companyia rebuda durant les llargues nits de feina fent la tesi. I també agrair els missatges de suport, preocupació i ànims dels meus tiets i cosins.

Agrair també el suport rebut per les amistats que sempre s’han preocupat per mi, m’han animat en tot moment i que sense ells no hagués sigut el mateix, en especial a la Naiara C., Carles C., Eva R., Natina I., Alícia H., Sònia P., Olga M., Asma H., Alba M., Ignasi R., Albert P. i Isaac P. Als companys de feina de BG, en especial a la Isabel B. i en Joan L., pel suport rebut i pel seu positivisme, i als dos caps Lluís Guanter i Antoni Blázquez per la seva comprensió i paciència durant aquestes últimes setmanes.

Agrair als directors de tesi, la Dra. Marta Baena Muñoz, el Dr. Albert Turon Travesa i el Dr. Lluís Torres per tot el temps invertit, per la seva paciència, per la seva ajuda i contribucions per tal de fer possible la realització d’aquesta tesi.

També voldria agrair a tot al personal del laboratori d’AMADE, d’estructures i del taller mecànic, en especial a en Pere B., en Jordi V., en Sergi S., l’Ivan R. i en Dani P., per l’ajuda i l’assistència tècnica durant tota la campanya experimental d’assajos, i a un bon amic pel seu interès i ajuda durant el treball experimental, Albert A.

Per últim, agrair a en Lluís Ripoll la seva bona predisposició per ajudar-me en tot moment i facilitar-me les coses durant tots aquests anys.



## Lista de publicaciones

- I. Duran, M. Baena, A. Turon, C. Barris, L. Torres. Effect of environmental conditions on the bond between NSM FRP bars and concrete, en el congreso 20th International Conference on Composite Structures (ICCS-20), Paris, Francia, 4-7 Septiembre 2017.





La Dra. Marta Baena Muñoz, profesora agregada de la Universitat de Girona del departamento de Enginyeria Mecànica i de la Construcció Industrial, el Dr. Albert Turon Travesa, profesor titular de universidad de la Universitat de Girona del departamento de Enginyeria Mecànica i de la Construcció Industrial, y el Dr. Lluís Torres Llinàs, catedrático de universidad de la Universitat de Girona del departamento de Enginyeria Mecànica i de la Construcció Industrial.

DECLARAMOS:

Que el trabajo titulado *Estudio de la influencia de los factores ambientales en el comportamiento de la unión adhesiva entre hormigón y barras FRP NSM* ha sido realizado bajo nuestra dirección.

Y, para que así conste y tenga los efectos oportunos, firmamos este documento.

**Dra. Marta Baena Muñoz**  
Universitat de Girona

**Dr. Albert Turon Travesa**  
Universitat de Girona

**Dr. Lluís Torres Llinàs**  
Universitat de Girona

Girona, febrero de 2021.



## Notación

$\alpha$	coeficiente que varía en función de la propiedad del refuerzo FRP
$A$	coeficiente que varía en función de la temperatura
$A_b$	área de la sección transversal del refuerzo FRP
$A_c$	área de la sección transversal del hormigón
$A_{om}$	área transversal homogenizada respecto el adhesivo de dos de los constituyentes de la unión: adhesivo y barra de refuerzo
$A_{eq,k}^c$	área equivalente de la sección compuesta una vez agrietada según el modo de rotura $k$
$A_{eq}^u$	área equivalente de la sección compuesta sin fisurar
$A_l$	superficie de rotura que depende del modo de rotura de la unión
$b$	coeficiente que varía en función de la propiedad del refuerzo FRP
$B$	coeficiente que varía en función de la temperatura
$b$	anchura del bloque de hormigón
$b_c$	anchura del bloque de hormigón
$b_{eq}$	anchura equivalente del bloque de hormigón en el modelo analítico desarrollado en el capítulo 3
$b_p$	anchura del refuerzo laminar de FRP
$c$	coeficiente que varía en función de la propiedad del refuerzo FRP
$C$	coeficiente que varía en función de la temperatura
$c_1$	distancia entre el refuerzo FRP y el borde más cercano del bloque de hormigón

$dA$	área de la nueva grieta aparecida
$d_b$	diámetro de la barra de refuerzo FRP o altura del refuerzo FRP
$d_{eq}$	diámetro equivalente del refuerzo FRP en el modelo analítico desarrollado en el capítulo 3
$E(T)$	módulo de elasticidad del refuerzo CFRP en función de la temperatura
$E_1$	módulo de elasticidad del refuerzo FRP en el modelo analítico desarrollado en el capítulo 3
$E_2$	módulo de elasticidad del adhesivo en el modelo analítico desarrollado en el capítulo 3
$E_3$	módulo de elasticidad del hormigón en el modelo analítico desarrollado en el capítulo 3
$E_b$	módulo de elasticidad del refuerzo FRP
$E_c$	módulo de elasticidad del hormigón
$E_i$	módulo de elasticidad en tensión plana del material de la sección compuesta equivalente homogenizada según el material $i$
$E_r$	módulo de elasticidad del adhesivo
$\bar{E}_i$	módulo de elasticidad normalizado del material $i$
$\bar{E}_j$	módulo de elasticidad normalizado del material $j$
$F$	carga pull-out del modelo analítico desarrollado en el capítulo 3
$f(T)$	resistencia a tracción del refuerzo CFRP en función de la temperatura
$f_{ck}$	resistencia característica del hormigón a compresión
$f_{cm}$	resistencia a compresión media del hormigón
$F_{exp}$	carga experimental de ensayos experimentales en el modelo analítico desarrollado en el capítulo 3.
$G$	tasa de liberación de la energía de la fractura disponible en la unión
$G(T)$	tasa de liberación de la energía de la fractura disponible en la unión en función de la temperatura
$G_c$	tenacidad de la unión

$G_{exp}$	tasa de liberación de la energía de la fractura disponible en la unión calculada a partir de datos experimentales
$G_k$	tasa de liberación de energía disponible en función del modo de rotura en el modelo desarrollado en el capítulo 3.
$h$	profundidad de la C del bloque de hormigón
$h_1$	profundidad del bloque de hormigón
$i$	indica el constituyente de la unión, siendo 1 – el refuerzo FRP, 2 – el adhesivo y 3 – el hormigón, en el modelo desarrollado en el capítulo 3.
$I_{eq,k}^c$	inercia equivalente de la sección compuesta una vez agrietada según el modo de rotura $k$
$I_{eq}^u$	inercia equivalente de la sección compuesta sin fisurar
$K_m$	constante que describe la amplitud de la distribución que se determina mediante un análisis de regresión de mínimos cuadrados, multi-paramétrico no lineal
$L_b$	Longitud de adherencia
$L_e$	Longitud de adherencia efectiva
$L_{per}$	longitud del perímetro del área de rotura
$M$	momento debido a la excentricidad de la carga $F$ aplicada respecto el centro de gravedad de la sección equivalente en el modelo analítico desarrollado en el capítulo 3
$n$	coeficiente que varía en función de la temperatura
$P$	carga pull-out
$p_k$	perímetro de la grieta en función del modo de rotura en el modelo desarrollado en el capítulo 3.
$P_{max}$	carga máxima pull-out analítica
$P_{max,exp}$	carga máxima pull-out de las probetas de la campaña experimental
$P_{max}(T)$	carga máxima pull-out en función de la temperatura $T$
$P_o$	carga máxima pull-out en condiciones de servicio

$P_R$	promedio de la propiedad a alta temperatura
$r$	radio del plano de rotura del modelo analítico desarrollado en el capítulo 3
$R_n$	factor que cuantifica la descomposición del adhesivo
$s$	deslizamiento de la barra de refuerzo FRP
$s_m$	deslizamiento relativo máximo de la ley tensión de adherencia – deslizamiento que corresponde al punto de carga máxima pull-out
$s_{m,le}$	deslizamiento máximo en el extremo cargado de la barra de refuerzo
$s_{m,ue}$	deslizamiento máximo en el extremo libre de la barra de refuerzo
$s_o$	deslizamiento relativo en el pico máximo de la ley de tensión de adherencia – deslizamiento
$t$	profundidad de la ranura
$T$	temperatura de referencia
$T_c$	temperatura alrededor de la cual la curva es casi simétrica
$t_c$	altura del bloque de hormigón
$T_g$	temperatura de transición vítrea del adhesivo
$t_p$	altura del refuerzo laminar de FRP
$U_a$	energía elástica almacenada en el sistema con la presencia de una fisura de longitud “a”
$U_a^c$	energía elástica almacenada en el sistema con la presencia de una grieta de longitud “a” en elemento agrietado
$U_a^u$	energía elástica almacenada en el sistema con la presencia de una grieta de longitud “a” en elemento no agrietado
$w$	anchura de la ranura
$x(T)$	propiedad mecánica analizada en función de la temperatura $T$
$x_u$	valor de la propiedad a la temperatura de referencia
$\Delta A$	área de la nueva grieta aparecida

$\Delta F$	deslizamiento relativo del refuerzo respecto del hormigón en su extremo libre
$\Delta L$	deslizamiento relativo del refuerzo respecto del hormigón en su extremo cargado
$\Delta T$	variación de temperatura
$\Sigma_{i,j}$	relación entre el módulo de elasticidad normalizado del material $i$ y $j$ :
$\alpha$	coeficiente de la ley bilineal propuesta por [9]
$\alpha_b$	coeficiente de dilatación del laminado FRP
$\alpha_c$	coeficiente de dilatación del hormigón
$\alpha_p$	coeficiente que depende de la desviación estándar de los datos experimentales
$\beta_e$	coeficiente reductor de la resistencia que depende del recubrimiento
$\beta_L$	coeficiente de reducción según la ratio entre la longitud de adherencia y la longitud efectiva
$\gamma$	ratio entre la altura y la anchura del contorno del área de rotura
$\varphi_{c,k}$	excentricidad del punto de aplicación de la carga pull-out, $F$ , respecto el centro de gravedad de la sección compuesta una vez agrietada según el modo de rotura $k$
$\varphi_u$	excentricidad del punto de aplicación de la carga pull-out, $F$ , respecto el centro de gravedad de la sección compuesta sin fisurar
$\lambda$	constante
$\sigma_u$	tensión última del adhesivo
$\tau$	tensión de adherencia tangencial
$\tau_m$	máxima tensión de adherencia media máxima de la ley de tensión de adherencia – deslizamiento
$\tau_o$	tensión de adherencia local máxima
$\tau(s)$	tensión de adherencia en función del deslizamiento
$\Pi$	energía potencial del sistema





# Índice

<b>Agraïments – Agradecimientos - Acknowledgements</b> .....	<b>ix</b>
<b>Lista de publicaciones</b> .....	<b>xi</b>
<b>Notación</b> .....	<b>xv</b>
<b>Índice</b> .....	<b>xxi</b>
<b>Lista de Figuras</b> .....	<b>xxvii</b>
<b>Lista de Tablas</b> .....	<b>xxxiii</b>
<b>Resum</b> .....	<b>xxxv</b>
<b>Resumen</b> .....	<b>xxxvii</b>
<b>Abstract</b> .....	<b>xxxix</b>
<b>1. Introducción y objetivos</b> .....	<b>1</b>
1.1. Introducción .....	1
1.2. Objetivos .....	3
1.3. Estructura de la tesis .....	4
<b>2. Revisión de la literatura</b> .....	<b>5</b>
2.1. Introducción .....	5
2.2. Materiales compuestos de matriz polimérica (FRP) .....	5
2.2.1. Refuerzos.....	6
2.2.1.1. Fibra de carbono .....	7
2.2.1.2. Fibra de vidrio .....	8
2.2.1.3. Fibra de aramida .....	8
2.2.1.4. Fibra de basalto .....	9
2.2.2. Matriz .....	9
2.2.2.1. Resinas de poliéster .....	10
2.2.2.2. Resinas epoxídicas.....	10
2.2.2.3. Resinas viniléster.....	11
2.2.3. Fabricación y productos de FRP .....	11
2.2.4. Propiedades mecánicas de FRP .....	14
2.2.5. Adhesivos utilizados con FRP para aplicaciones de refuerzo.....	15

2.2.6.	Ventajas de CFRP sobre el acero .....	16
2.3.	Técnicas de refuerzo del hormigón con FRP .....	16
2.3.1.	Refuerzo con FRP adheridos externamente (EBR FRP) .....	16
2.3.2.	Refuerzo con FRPs insertados en el recubrimiento (NSM FRP) .....	20
2.3.3.	Comparativa entre EBR FRP y NSM FRP .....	21
2.4.	Modos de rotura .....	22
2.4.1.	Modos de rotura a nivel estructural .....	22
2.4.2.	Modos de rotura a nivel local.....	24
2.5.	Unión entre FRP y hormigón .....	27
2.5.1.	Factores que afectan a la unión NSM .....	27
2.5.1.1.	Longitud de adherencia.....	27
2.5.1.2.	Dimensiones y superficie de la ranura .....	28
2.5.1.3.	Tipos de adhesivo.....	29
2.5.1.4.	Propiedades del refuerzo FRP .....	30
2.5.1.5.	Resistencia del hormigón .....	31
2.5.2.	Tipos de ensayos de adherencia para refuerzo NSM.....	31
2.5.2.1.	Ensayo pull-out directo .....	32
2.5.2.2.	Ensayo Beam test.....	35
2.6.	Modelos para determinar el comportamiento de la unión NSM FRP.....	37
2.6.1.	Resistencia de la unión NSM .....	40
2.7.	Energía de la fractura .....	44
2.8.	Efectos de la temperatura y la humedad en el comportamiento de la unión NSM FRP .....	45
2.9.	Conclusiones del estado del arte .....	57
<b>3.</b>	<b>Modelo analítico desarrollado.....</b>	<b>61</b>
3.1.	Introducción .....	61
3.2.	Modelo analítico para predecir la pérdida de adherencia en sistema NSM.....	62
3.2.1.	Consideraciones .....	63
3.2.2.	Modos de rotura considerados .....	64
3.2.3.	Derivación modo de rotura A.....	66
3.3.	Aplicación del método analítico desarrollado.....	72
3.3.1.	Determinación de la tenacidad de la unión .....	72
3.3.1.1.	Longitud de adherencia.....	74

3.3.1.2.	Dimensiones de la ranura .....	77
3.3.1.3.	Módulos de elasticidad del adhesivo .....	79
3.3.2.	Estudio paramétrico .....	81
3.3.2.1.	Efecto del diámetro de la barra de refuerzo.....	81
3.3.2.2.	Efecto del módulo de elasticidad de la barra de refuerzo .....	83
3.3.2.3.	Efecto del módulo de elasticidad del adhesivo.....	85
3.3.2.4.	Efecto de la ratio $w/d_b$ .....	86
3.3.2.5.	Efecto de la resistencia característica media del hormigón .....	88
3.3.2.6.	Resumen de los efectos de los parámetros según modo de roturas.....	89
3.4.	Conclusiones.....	91
<b>4.</b>	<b>Metodología ensayos pull-out .....</b>	<b>93</b>
4.1.	Introducción .....	93
4.2.	Parámetros de estudio .....	94
4.3.	Materiales .....	94
4.3.1.	Hormigón.....	95
4.3.2.	Barras de refuerzo de CFRP.....	96
4.3.3.	Adhesivo .....	99
4.3.3.1.	Ensayo a tracción estándar (SST) .....	100
4.3.3.2.	Análisis mecánico dinámico (DMA) y calorimetría de barrido diferencial (DSC) .....	103
4.4.	Preparación de probetas.....	103
4.4.1.	Preparación de las barras CFRP.....	103
4.4.2.	Preparación de los moldes y procedimiento de hormigonar y curar.....	105
4.4.3.	Preparación de las ranuras y adhesión de las barras CFRP.....	105
4.4.4.	Acondicionamiento de las probetas.....	106
4.5.	Ensayos pull-out .....	107
4.5.1.	Configuración de ensayo e instrumentación .....	107
4.5.2.	Matriz de ensayo .....	109
<b>5.</b>	<b>Resultados de los ensayos pull-out en condiciones ambientales (Serie 1) .....</b>	<b>113</b>
5.1.	Introducción .....	113
5.2.	Carga máxima .....	118
5.2.1.	Grupo 1 y 2. Efecto de la longitud de adherencia .....	118
5.2.1.1.	Métodos analíticos.....	119

5.2.2.	Grupo 3. Efecto de las dimensiones de la ranura .....	124
5.2.3.	Grupo 4. Efecto del diámetro del refuerzo .....	125
5.2.4.	Grupo 5. Efecto del módulo de elasticidad del refuerzo .....	127
5.3.	Rigidez de la unión .....	128
5.3.1.	Grupo 1 y 2. Efecto de la longitud de adherencia .....	128
5.3.2.	Grupo 3. Efecto de las dimensiones de la ranura .....	130
5.3.3.	Grupo 4. Efecto del diámetro del refuerzo .....	131
5.3.4.	Grupo 5. Efecto del módulo de elasticidad del refuerzo .....	132
5.4.	Tensión de adherencia media – deslizamiento .....	133
5.4.1.	Grupo 1 y 2. Efecto de la longitud de adherencia .....	134
5.4.2.	Grupo 3. Efecto de las dimensiones de la ranura .....	137
5.4.3.	Grupo 4. Efecto del diámetro del refuerzo .....	139
5.4.4.	Grupo 5. Efecto del módulo de elasticidad del refuerzo .....	140
5.5.	Aplicación en condiciones de servicio .....	142
5.6.	Modo de rotura y energía de la fractura .....	146
5.6.1.	Modo de rotura .....	146
5.6.2.	Energía de la fractura .....	152
<b>6.</b>	<b>Resultados de los ensayos pull-out – influencia de la temperatura y humedad (Serie 2)</b> .....	<b>155</b>
6.1.	Introducción .....	155
6.2.	Carga máxima .....	158
6.2.1.	Grupo 1 y 2. Efecto de la longitud de adherencia .....	158
6.2.2.	Grupo 3. Efecto de las dimensiones de la ranura .....	160
6.2.3.	Grupo 4. Efecto del diámetro del refuerzo .....	161
6.2.4.	Grupo 5. Efecto del módulo de elasticidad del refuerzo .....	163
6.3.	Rigidez de la unión .....	164
6.3.1.	Grupo 1 y 2. Efecto de la longitud de adherencia .....	164
6.3.2.	Grupo 3. Efecto de las dimensiones de la ranura .....	167
6.3.3.	Grupo 4. Efecto del diámetro del refuerzo .....	168
6.3.4.	Grupo 5. Efecto del módulo de elasticidad del refuerzo .....	169
6.4.	Tensión de adherencia media – deslizamiento .....	171
6.4.1.	Grupo 1 y 2. Efecto de la longitud de adherencia .....	171
6.4.2.	Grupo 3. Efecto de las dimensiones de la ranura .....	174

6.4.3.	Grupo 4. Efecto del diámetro del refuerzo .....	176
6.4.4.	Grupo 5. Efecto del módulo de elasticidad del refuerzo .....	178
6.5.	Modo de rotura y energía de la fractura.....	181
6.5.1.	Modo de rotura .....	181
6.5.2.	Energía de la fractura .....	188
<b>7.</b>	<b>Conclusiones y trabajos futuros.....</b>	<b>191</b>
7.1.	Resumen.....	191
7.2.	Modelo analítico .....	192
7.3.	Comportamiento de la unión .....	193
7.4.	Trabajos futuros .....	196
	<b>Bibliografía .....</b>	<b>197</b>
	<b>Anejo A.....</b>	<b>211</b>
A.1.	Ensayos pull-out en condiciones ambientales (Serie 1).....	211
A.2.	Ensayos pull-out – influencia de la temperatura y humedad (Serie 2).....	220



## Lista de Figuras

Figura 2.1: Constituyentes de los materiales compuestos de matriz polimérica [1] .....	6
Figura 2.2: Tipos de fibras más utilizados: (a) CFRP, (b) GFRP, (c) AFRP y (d) BFRP .....	7
Figura 2.3: Técnicas de fabricación de materiales compuestos.....	12
Figura 2.4: Ejemplo de tipos barras de FRP [20] .....	13
Figura 2.5: Ejemplo de laminado de FRP de la marca S&P® (C-Laminate).....	13
Figura 2.6: Ejemplo de tejido de FRP de la marca S&P® (C-Sheet 240) .....	14
Figura 2.7: Diagramas de tensión uniaxial – deslizamiento para distintos refuerzos de polímeros reforzados con fibras y acero. [22].....	15
Figura 2.8: Ejemplo de aplicación del laminado de FRP (C-Laminate) de la marca S&P® en estructura de hormigón armado.....	17
Figura 2.9: Ejemplo de aplicación del tejido de FRP (C-sheet) de la marca S&P® en estructura de hormigón armado. ....	18
Figura 2.10. Evolución de la técnica de refuerzo con materiales adheridos externamente según [30] .....	18
Figura 2.11. Puente de las Américas (Panamá) durante el proceso de refuerzo. Imágenes del artículo presentado en el congreso de París (CICE 2018) [59] .....	21
Figura 2.12: Modos de rotura según [9].....	25
Figura 2.13: Clasificación de los modos de rotura según [22] .....	26
Figura 2.14: Ensayo pull-out.....	32
Figura 2.15 Configuración ensayos pull-out: single shear test (SST) y doble shear test (DPT) ...	33
Figura 2.16 Configuración de los ensayos DPT.....	35
Figura 2.17 Configuración ensayo beam test.....	36
Figura 2.18: Modelo BPE [109].....	38
Figura 2.19: Modelo bilineal [105] .....	38
Figura 2.20: Modelo bilineal [112] .....	39
Figura 2.21: Modelo bilineal BPE modificado [25] .....	39
Figura 2.22: Ensayo DST de [122] (esquema de [126]) .....	45
Figura 2.23: Ensayo DST de [123] (esquema de [126]) .....	46
Figura 2.24: Ensayo DST de [126].....	48



Figura 3.1: Modos de rotura aplicados en el modelo analítico desarrollado (la línea roja marca el perímetro del plano de rotura cuando se produce la pérdida de adherencia (adaptado de [9])).....	65
Figura 3.2: a) Sección sin fisuras y b) Sección agrietada en el modo de rotura A.....	66
Figura 3.3: Sección utilizada para presentar las secciones agrietadas para cada modo de rotura de la Figura 3.4.....	68
Figura 3.4: Posición de la línea neutra y excentricidad en la sección no fisurada y en las secciones agrietadas según modo de rotura A, B, C, D y E. (a) parte de la sección que queda adherida con el resto del bloque de hormigón; (b) sección agrietada con la carga pull-out, $F$ , aplicada en el centro de la barra de refuerzo FRP; (c) sección agrietada con la posición de la línea neutra según esta sección con la carga pull-out, $F$ , aplicada en ella y el momento, $M$ , si existe excentricidad. ....	69
Figura 3.5: Evolución de la tenacidad $G_c$ en función de la longitud de adherencia $L_b$ .....	78
Figura 3.6: Evolución de la tenacidad $G_c$ en función de las dimensiones de la ranura, $w$ y $t$ .....	79
Figura 3.7: Evolución de la tenacidad $G_c$ en función del módulo de elasticidad del adhesivo, $E_2$ .....	81
Figura 3.8: Evolución de la energía de la fractura, $G$ , en función del diámetro de la barra de refuerzo, $d_b$ .....	82
Figura 3.9: Evolución de la energía de la fractura, $G$ , en función del módulo de elasticidad de la barra, $E_1$ .....	84
Figura 3.10: Evolución de la energía de la fractura, $G$ , en función del módulo de elasticidad del adhesivo, $E_2$ .....	86
Figura 3.11: Evolución de la energía de la fractura, $G$ , en función de la ratio $w/d_b$ .....	88
Figura 3.12: Evolución de la energía de la fractura, $G$ , en función de la resistencia característica media del hormigón.....	89
Figura 4.1: Cono de Abrams.....	95
Figura 4.2: Cilindros estandarizados de control.....	96
Figura 4.3: Ensayo a compresión.....	96
Figura 4.4: Barras utilizadas en las dos series de la campaña experimental: Sika CarboDur BC® (izquierda) y MBrace Mbar 165/2500® (derecha).....	97
Figura 4.5: Ensayo a tracción y modo de ruptura.....	98
Figura 4.6: Curva tensión normal – deformación unitaria barra CFRP marca BASF.....	98
Figura 4.7: Preparación de probetas según la ISO 527-2 [160].....	100
Figura 4.8: Dimensiones de las probetas de adhesivo.....	100
Figura 4.9: Ensayo SST según la ISO 527-5 [160].....	101
Figura 4.10: Resultados del ensayo SST a temperatura ambiente ( $23\pm 2$ °C y RH=50±5%).....	101
Figura 4.11: Resultados del ensayo SST a temperatura y humedad relativa elevada ( $40\pm 2$ °C y RH=90±5%).....	102
Figura 4.12: Modo de rotura de probetas a temperatura ambiente (a) y a elevada temperatura y humedad (b).....	102

Figura 4.13: Protección de las barras CFRP para evitar el daño de las fibras y la falla por la zona de sujeción .....	104
Figura 4.14: Tapones de látex para delimitar la longitud de adherencia.....	104
Figura 4.15: Probetas de hormigón.....	105
Figura 4.16: Preparación de ranuras .....	106
Figura 4.17: Probetas preparadas para ensayar .....	106
Figura 4.18: Configuración ensayo pull-out .....	107
Figura 4.19: Transductores del extremo a) cargado; b) libre.....	108
Figura 4.20: Horno para ensayar las probetas a 40 °C.....	109
Figura 4.21: Nomenclatura para definir cada probeta.....	110
Figura 5.1: Clasificación de los modos de rotura según [22] .....	114
Figura 5.2. Propuesta de clasificación de los modos de rotura .....	115
Figura 5.3: Evolución de la carga máxima en función de la longitud de adherencia.....	119
Figura 5.4: Comparación de modelos analíticos con los datos experimentales de las probetas del grupo 1 de la serie 1 de la campaña experimental .....	123
Figura 5.5: Comparación de modelos analíticos con los datos experimentales de las probetas del grupo 2 de la serie 1 de la campaña experimental .....	123
Figura 5.6: Variación de la carga máxima en función de la dimensión de la ranura .....	125
Figura 5.7: Variación de la carga máxima en función del diámetro de la barra de refuerzo....	126
Figura 5.8: Variación de la carga máxima en función del módulo de elasticidad del refuerzo	127
Figura 5.9: Curvas carga – deslizamiento de los grupos (a) 1 y (b) 2 .....	129
Figura 5.10: Comparación de la pendiente de las curvas carga – deslizamiento de los grupos 1 y 2.....	130
Figura 5.11: Curvas carga – deslizamiento del grupo 3.....	131
Figura 5.12: Curvas carga – deslizamiento del grupo 4.....	132
Figura 5.13: Curvas carga – deslizamiento del grupo 5.....	133
Figura 5.14: Variación de la tensión de adherencia media máxima en función de la longitud de adherencia.....	135
Figura 5.15: Curvas tensión de adherencia media – deslizamiento para los grupos 1 y 2 .....	136
Figura 5.16: Variación de la tensión de adherencia media máxima en función de las dimensiones de la ranura .....	137
Figura 5.17: Curvas tensión de adherencia media – deslizamiento para el grupo 3 .....	138
Figura 5.18: Curvas tensión de adherencia media máxima en función del diámetro de barra de refuerzo .....	139
Figura 5.19: Curvas tensión de adherencia media – deslizamiento para el grupo 4 .....	140
Figura 5.20: Curvas tensión de adherencia media máxima en función del diámetro de barra de refuerzo .....	141
Figura 5.21: Curvas tensión de adherencia media – deslizamiento para el grupo 5 .....	142
Figura 5.22: Ley binlineal propuesta en [8].....	144
Figura 5.23: Modo de rotura de las probetas S-15-C1-20_x.....	146
Figura 5.24: Modo de rotura de las probetas M-15-C1-20_x .....	147

Figura 5.25: Modo de rotura de las probetas L-15-C1-20_x .....	148
Figura 5.26: Modo de rotura de las probetas S-12-C2-20_x .....	149
Figura 5.27. Modo de rotura de las probetas M-12-C2-20_x .....	149
Figura 5.28: Modo de rotura de las probetas L-12-C2-20_x .....	150
Figura 5.29: Modo de rotura de las probetas S-20-C1-20_x .....	150
Figura 5.30: Modo de rotura de las probetas S-12-C3-20_x .....	151
Figura 6.1: Comparación de la evolución de la carga máxima en función de la longitud de adherencia entre las dos series.....	159
Figura 6.2: Comparación de la carga máxima en función de la dimensión de la ranura entre la serie 1 y 2 .....	161
Figura 6.3: Comparación de la carga máxima en función del diámetro de la barra de refuerzo entre la serie 1 y 2 .....	162
Figura 6.4: Comparación de la carga máxima en función del módulo de elasticidad de la barra de refuerzo entre la serie 1 y 2 .....	163
Figura 6.5: Comparación de las curvas carga – deslizamiento de los grupos 1 (a) y 2 (b) de las series 1 y 2.....	166
Figura 6.6: Comparación de las curvas carga – deslizamiento del grupo 3 de la serie 1 y 2 ....	167
Figura 6.7: Comparación de las curvas carga – deslizamiento del grupo 4 de la serie 1 y 2 ....	169
Figura 6.8: Comparación de las curvas carga – deslizamiento del grupo 5 de la serie 1 y 2 ....	170
Figura 6.9: Comparación de la variación de la tensión de adherencia media máxima en función de la longitud de adherencia entre probetas de la serie 1 y probetas de la serie 2.....	172
Figura 6.10: Comparación de las curvas tensión de adherencia media – deslizamiento para los grupos 1 (a) y 2 (b) de la serie 1 y 2 .....	174
Figura 6.11: Comparación de la variación de la tensión de adherencia media máxima en función de la ratio entre dimensión de la ranura y diámetro de la barra de refuerzo de las series 1 y 2.....	175
Figura 6.12: Comparación de las curvas tensión de adherencia media – deslizamiento para el grupo 3 de las series 1 y 2 .....	176
Figura 6.13: Comparación de la variación de la tensión de adherencia media máxima en función del diámetro de barra de refuerzo de las series 1 y 2.....	177
Figura 6.14: Comparación de las curvas tensión de adherencia media – deslizamiento para el grupo 4 de la serie 1 y 2 .....	178
Figura 6.15: Comparación de la variación de la tensión de adherencia media máxima en función del módulo de elasticidad del refuerzo de la series 1 y 2.....	179
Figura 6.16: Comparación de las curvas tensión de adherencia media – deslizamiento para el grupo 5 de las series 1 y 2 .....	180
Figura 6.17: Modo de rotura de las probetas S-15-C1-40_x .....	182
Figura 6.18: Modo de rotura de las probetas M-15-C1-40_x .....	182
Figura 6.19: Modo de rotura de las probetas L-15-C1-40_x .....	183
Figura 6.20: Modo de rotura de las probetas S-12-C2-40_x .....	185
Figura 6.21. Modo de rotura de las probetas M-12-C2-40_x .....	185

Figura 6.22: Modo de rotura de las probetas L-12-C2-40_x .....	186
Figura 6.23: Modo de rotura de las probetas S-20-C1-40_x .....	187
Figura 6.24: Modo de rotura de las probetas S-12-C3-40_x .....	187



## Lista de Tablas

Tabla 2.1 Valores de los coeficientes de la Ecuación (2.25) de [137].	53
Tabla 2.2 Valores de los coeficientes de la Ecuación (2.30) de [141,142].	54
Tabla 3.1: Anchuras equivalentes de la sección homogenizada según el material de referencia 2 (el adhesivo)	67
Tabla 3.2: Ecuaciones para determinar el perímetro de la sección agrietada para cada modo de rotura.	70
Tabla 3.3: Ecuaciones para determinar el área de la sección agrietada para cada modo de rotura.	71
Tabla 3.4: Ecuaciones para determinar la excentricidad de la sección agrietada para cada modo de rotura.	71
Tabla 3.5: Ecuaciones para determinar el momento de inercia de la sección agrietada para cada modo de rotura.	71
Tabla 3.6: Parámetros geométricos y mecánicos de los constituyentes de las probetas de la campaña experimental [19,96,146].	74
Tabla 3.7: Valores de $G_c$ de la unión en función de $L_b$ del grupo 1 ( $w = t = 12$ mm, $E_2 = 8700$ MPa, $f_{cm} = 35.2$ MPa y barra CFRP C1 de $d_b = 8$ mm y $E_1 = 170$ GPa)	75
Tabla 3.8: Valores de $G_c$ de la unión en función de $L_b$ del grupo 2 ( $w = t = 16$ mm, $E_2 = 8000$ MPa, $f_{cm} = 23$ MPa y barra GFRP G1 de $d_b = 8$ mm y $E_1 = 64$ GPa)	76
Tabla 3.9: Valores de $G_c$ de la unión en función de $L_b$ del grupo 3 ( $w = t = 16$ mm, $E_2 = 6900$ MPa, $f_{cm} = 23$ MPa y barra GFRP G1 de $d_b = 8$ mm y $E_1 = 64$ GPa)	76
Tabla 3.10: Valores de $G_c$ de la unión en función de $L_b$ del grupo 4 ( $w = t = 16$ mm, $E_2 = 5761$ MPa, $f_{cm} = 23$ MPa y barra CFRP C1 de $d_b = 8$ mm y $E_1 = 170$ GPa)	76
Tabla 3.11: Valores de $G_c$ de la unión en función de $L_b$ del grupo 5 ( $w = t = 16$ mm, $E_2 = 8000$ MPa, $f_{cm} = 23$ MPa y barra CFRP C1 de $d_b = 8$ mm y $E_1 = 170$ GPa)	77
Tabla 3.12: Valores de $G_c$ de la unión en función de $L_b$ del grupo 6 ( $w = t = 16$ mm, $E_2 = 6900$ MPa, $f_{cm} = 23$ MPa y barra GFRP G1 de $d_b = 8$ mm y $E_1 = 64$ GPa)	77
Tabla 3.13: Valores de $G_c$ de la unión en función de $w$ y $t$ del grupo 7 ( $L_b = 192$ mm, $E_2 = 5761$ MPa, $f_{cm} = 41$ MPa y barra CFRP C1 de $d_b = 8$ mm y $E_1 = 170$ GPa)	78
Tabla 3.14: Valores de $G_c$ de la unión en función de $w$ y $t$ del grupo 8 ( $L_b = 192$ mm, $E_2 = 8700$ MPa, $f_{cm} = 42.2$ MPa y barra GFRP G3 de $d_b = 9.28$ mm y $E_1 = 41$ GPa)	79

Tabla 3.15: Valores de $G_c$ de la unión en función del módulo de elasticidad del adhesivo del grupo 9 ( $L_b = 96$ mm, $w = t = 16$ mm, $f_{cm} = 23$ MPa y barra CFRP C1 de $d_b = 8$ mm y $E_1 = 170$ GPa).....	80
Tabla 3.16: Valores de $G_c$ de la unión en función del módulo de elasticidad del adhesivo del grupo 10 ( $L_b = 96$ mm, $w = t = 16$ mm, $f_{cm} = 23$ MPa y barra GFRP G1 de $d_b = 8$ mm y $E_1 = 64$ GPa).....	80
Tabla 3.17: Valores de $G$ de la unión para cada modo de rotura en función del diámetro de la barra de refuerzo ( $L_b = 192$ mm, $w = t = 1.5d_b$ mm, $f_{cm} = 41$ MPa, $E_2 = 5761$ MPa, barra CFRP C1 con $E_1 = 170$ GPa y $F = 30$ kN).....	82
Tabla 3.18: Valores de $G$ de la unión para cada modo de rotura en función del módulo de elasticidad de la barra de refuerzo ( $L_b = 192$ mm, $w = t = 12$ mm, $f_{cm} = 41$ MPa, $E_2 = 5761$ MPa, barra CFRP C1 con $d_b = 8$ mm y $F = 30$ kN).....	84
Tabla 3.19: Valores de $G$ de la unión para cada modo de rotura en función del módulo de elasticidad del adhesivo ( $L_b = 192$ mm, $w = t = 12$ mm, $f_{cm} = 41$ MPa, barra CFRP C1 con $d_b = 8$ mm y $E_1 = 170$ GPa, y $F = 30$ kN).....	85
Tabla 3.20: Valores de $G$ de la unión para cada modo de rotura en función de la ratio $w/t$ ( $L_b = 192$ mm, $f_{cm} = 41$ MPa, $E_2 = 5761$ MPa, barra CFRP C1 con $d_b = 8$ mm y $E_1 = 170$ GPa, y $F = 30$ kN).....	87
Tabla 3.21: Valores de $G$ de la unión para cada modo de rotura en función de la resistencia característica media del hormigón ( $L_b = 192$ mm, $w = t = 12$ mm, $E_2 = 5761$ MPa, barra CFRP C1 con $d_b = 8$ mm y $E_1 = 170$ GPa y $F = 30$ kN).....	89
Tabla 3.22: Influencia de cada parámetro sobre el valor de $G$ .....	90
Tabla 4.1: Composición hormigón.....	95
Tabla 4.2: Características geométricas y mecánicas de las barras CFRP.....	99
Tabla 4.3: Matriz de ensayo para la serie 1 de ensayos experimentales.....	111
Tabla 4.4: Matriz de ensayo para la serie 2 de ensayos experimentales.....	112
Tabla 5.1: Resultados experimentales de las probetas de la serie 1 de la campaña experimental.....	117
Tabla 5.2: Resultados de los modelos analíticos [98,114,118,119].....	124
Tabla 5.3: Comparación entre resultados experimentales y analíticos.....	145
Tabla 5.4: Valores de $G_c$ calculados según método propio desarrollado en el capítulo 3 y el método [95].....	153
Tabla 6.1: Resultados experimentales de las probetas de la serie 2 de la campaña experimental.....	157
Tabla 6.2:Valores de $G_c$ calculados según método propio desarrollado en el capítulo 3 y el método [99] para la serie 2 de la campaña experimental.....	190

## Resum

Les estructures de formigó són àmpliament utilitzades degut als avantatges que presenten, com per exemple la resistència al foc, l'alta durabilitat i la bona relació entre funcionalitat i cost. No obstant, la vida útil d'aquestes estructures és limitada i la seva integritat estructural es pot veure compromesa per diferents factors, entre els quals destaca l'envelliment dels materials, els problemes patològics i els efectes mediambientals (com la corrosió). Per intentar solucionar aquestes patologies i, tenint en compte els costos associats a la substitució d'elements estructurals, la rehabilitació i el reforç de les estructures existents suposen una solució efectiva per augmentar la seva vida útil i reduir l'impacte ambiental associat al consum de matèries primes i processos associats. Per aquest motiu, el desenvolupament de nous materials i tècniques per la reparació, rehabilitació i reforç d'estructures de formigó és d'especial interès. La implementació de materials compostos de matriu polimèrica (FRP, de l'anglès Fiber Reinforced Polymer), com a alternativa als elements de reforç tradicionals d'acer, està en creixement degut als avantatges que aquest tipus de material ofereix en comparació a l'acer, com per exemple, la seva elevada relació resistència – pes, la bona resistència enfront de la corrosió i la seva alta durabilitat davant de processos de fatiga.

La tècnica de reforç NSM (de l'anglès, Near – Surface Mounted), inserint una barra o laminat de FRP en la zona del recobriment de l'armadura de l'element de formigó i adherint-la mitjançant un adhesiu, està adquirint importància al millorar la capacitat de la unió i protegir en front de danys externs, si ho comparem amb la primera tècnica de reforç que es va utilitzar EBR (de l'anglès, Externally Bonded Reinforcement), on una làmina de FRP s'adhereix a la superfície de l'element estructural. Tot i els avantatges que proporciona la tècnica NSM, és necessari un bon comportament adherent entre el reforç de FRP i el formigó per garantir la transmissió d'esforços entre ambdós materials durant el procés de càrrega i d'aquesta manera, assolir l'èxit de les tècniques de reforç. Aquest comportament adherent és clau tant per la capacitat com pel mode de ruptura de l'element reforçat. A més a més, les condicions ambientals de temperatura i humitat relativa poden afectar a la capacitat de la unió.

Existeixen varis treballs d'investigació sobre el comportament adherent dels reforços EBR FRP amb el formigó, on s'estudia la interacció entre els tres constituents (formigó, adhesiu i reforç de FRP) involucrats en el comportament de la unió i s'analitzen els diferents paràmetres mecànics i geomètrics dels constituents i la influència de les condicions ambientals en la capacitat de la unió. En canvi però, per elements reforçats amb la tècnica NSM, el nombre d'estudis experimentals són més limitats, especialment pel que fa a la influència de la



temperatura i humitat relativa, i es necessiten eines analítiques o numèriques que permetin predir la capacitat de la unió.

L'objectiu d'aquest treball és contribuir a la millora del coneixement del comportament adherent instantani dels sistemes de reforç NSM amb barres FRP de Carboni (CFRP), analitzant la influència de la temperatura i humitat relativa en el comportament de la unió i desenvolupant un model analític basat en la mecànica de la fractura per a determinar la tenacitat de la unió en funció del mode de ruptura.

S'ha realitzat una campanya experimental formada per dues sèries. A la sèrie 1 s'ha realitzat un estudi del comportament adherent instantani, en termes de resposta de carga màxima – lliscament i tensió d'adherència – lliscament de barres NSM CFRP amb formigó. S'han executat assajos de pull-out directe, a tallant simple, en condicions ambientals, en provetes de formigó reforçades amb la tècnica NSM i utilitzant com a reforç barres de FRP. S'ha analitzat la influència de la longitud d'adherència, el diàmetre i el mòdul d'elasticitat de la barra FRP i la relació entre l'amplada de ranura i el diàmetre de la barra FRP en la resposta mecànica de la unió. A la sèrie 2 s'estudia la influència de la temperatura i la humitat relativa en el comportament de la unió. S'han assajat provetes amb les mateixes característiques que les provetes de la sèrie 1, però en aquest cas, s'han sotmès a condicions de temperatura i humitat relativa elevades. Amb els resultats experimentals obtinguts, i fent ús del model analític desenvolupat, s'ha caracteritzat el comportament a fractura de la unió i la influència dels diferents paràmetres analitzats en la campanya experimental.

## Resumen

Las estructuras de hormigón se utilizan ampliamente debido a sus ventajas como son la resistencia al fuego, la alta durabilidad y la buena relación entre funcionalidad y costo. Sin embargo, la vida útil de estas estructuras es limitada y su integridad estructural puede verse comprometida por distintos factores, entre los cuales destaca el envejecimiento de los materiales, los problemas patológicos y los efectos medioambientales (como la corrosión). Para intentar solucionar estas patologías y, teniendo en cuenta los costos asociados a la sustitución de elementos estructurales, la rehabilitación y el refuerzo de las estructuras existentes suponen una solución efectiva para aumentar su vida útil y reducir el impacto ambiental asociado al consumo de materias primas y procesos asociados. Por este motivo, el desarrollo de nuevos materiales y técnicas para la reparación, rehabilitación y refuerzo de estructuras de hormigón es de especial interés. La implementación de materiales compuestos de matriz polimérica (FRP, del inglés Fiber Reinforced Polymer), como alternativa a los elementos de refuerzo tradicionales de acero, está en crecimiento debido a las ventajas que este tipo de material ofrece en comparación al acero, como por ejemplo, su elevada relación resistencia – peso, la alta resistencia a la corrosión y su alta durabilidad en procesos de fatiga.

La técnica de refuerzo NSM (del inglés, Near – Surface Mounted), insertando una barra o laminado de FRP en la zona del recubrimiento de la armadura del elemento de hormigón y adhiriéndola mediante un adhesivo, mejora la capacidad de la unión y su protección ante daños externos, si lo comparamos con la técnica pionera de refuerzo externo que se utilizó, EBR (del inglés, Externally Bonded Reinforcement), donde una lámina de FRP se adhiere en la superficie del elemento estructural. A pesar de las ventajas que proporciona la técnica NSM, es necesario un buen comportamiento adherente entre el refuerzo de FRP y el hormigón para garantizar la transmisión de esfuerzos entre ambos materiales durante el proceso de carga y de esta manera, alcanzar el éxito de las técnicas de refuerzo. Este comportamiento adherente es crucial tanto para la capacidad como para el modo de rotura del elemento reforzado. Además, las condiciones ambientales de temperatura y humedad relativa afectan al comportamiento de la unión.

Existen varios trabajos de investigación sobre el comportamiento adherente de los refuerzos EBR FRP con el hormigón, donde se estudia la interacción entre los tres constituyentes (hormigón, adhesivo y refuerzo de FRP) involucrados en el comportamiento de la unión y se analizan los distintos parámetros mecánicos y geométricos de los constituyentes y la influencia de las condiciones ambientales de la capacidad de la unión. En cambio, para elementos

reforzados con la técnica NSM, la cantidad de estudios experimentales son más limitados, especialmente los referentes a la influencia de la temperatura y humedad relativa. A su vez, se requiere también de herramientas analíticas y/o numéricas para permitir predecir la capacidad de la unión.

El objetivo de este trabajo es contribuir en la mejora del conocimiento del comportamiento adherente instantáneo de los sistemas de refuerzo NSM con barras FRP de Carbono (CFRP), analizando la influencia de la temperatura y humedad relativa en el comportamiento de la unión y desarrollando un modelo analítico basado en la mecánica de la fractura para determinar la tenacidad de la unión en función del modo de rotura.

Se ha realizado una campaña experimental formada por dos series. En la serie 1 se estudia el comportamiento adherente instantáneo, en término de respuesta de carga máxima – deslizamiento y tensión de adherencia – deslizamiento de barras NSM CFRP con hormigón bajo condiciones ambientales. Para ello, se han ejecutado ensayos de pull-out directo, a cortante simple, bajo condiciones ambientales, en probetas de hormigón reforzadas con la técnica NSM y utilizando como refuerzo barras de FRP. Se ha analizado la influencia de la longitud de adherencia, el diámetro y el módulo de elasticidad de la barra FRP y la relación entre la anchura de la ranura y el diámetro de la barra FRP en la respuesta mecánica de la unión. En la serie 2 se estudia la influencia de la temperatura y la humedad en la capacidad de la unión. Se han ensayado probetas con las mismas características que las probetas de la serie 1, pero en este caso, bajo condiciones de temperatura y humedad relativa elevadas. Con los resultados experimentales obtenidos, y haciendo uso del modelo analítico desarrollado, se ha caracterizado el comportamiento a fractura de la unión y la influencia de los distintos parámetros analizados en la campaña experimental.

## Abstract

Concrete structures are widely used due to their advantages such as fire resistance, high durability and good usefulness – cost ratio. However, the service life of these structures is limited and their structural integrity can be affected by different factors such as aging of materials, pathological problems and environmental effects (such as corrosion). In order to solve these pathologies and, taking into account the costs associated to the replacement of structural elements, the rehabilitation and strengthening of existing structures are an effective solution to increase the service life and reduce the environmental impact associated to the consumption of raw material and processes associated. Therefore, the development of new materials and techniques for concrete structures repair, rehabilitation and strengthening has received considerable attention. The use of Fiber Reinforced Polymers (FRP), as an alternative of the traditional steel elements, is growing due to several advantages over the traditional steel, such as, the high strength-to-weight ratio, corrosion resistance and high fatigue resistance.

The Near – Surface Mounted (NSM) FRP strengthening technique, in which FRP reinforcement is bonded into grooves cut out in the concrete cover, has attracted the researchers' attention due to improvement bond capacity and protection to external damage. Therefore, this new strengthening technique provides several advantages over the traditional plate bonding (EBR) technique with FRP, in which FRP reinforcement is bonded on the concrete surface. In spite of the advantages of NSM technique, good bond behavior between FRP reinforcement and concrete is fundamental to ensure the composite action development between both materials and to allow the stress transfer during the loading process. Therefore, bond behavior has an important role on the load carrying capacity as well as on the failure mode of the strengthened member.

There exist a large number of research programs about bond behavior between EBR FRP and concrete, in which the interaction between materials involved in the strengthening system (concrete, adhesive and FRP reinforcement), is studied. Several geometric and materials properties of the constituents are studied and the influence of environmental conditions on the bond behavior of EBR systems is analysed. However, the number of research programs about NSM FRP strengthening system is limited, especially with respect to the influence of high temperature and high relative humidity. Moreover, the development of analytical and/or numerical tools to predict the bond capacity is needed.

This work is aimed at contributing to a better knowledge about short – term bond behavior of NSM Carbon FRP (CFRP) bars reinforcement systems. The influence of temperature and relative humidity on the bond behavior is analysed and an analytical model, based on the fracture mechanical approach to determine bond toughness according to the failure mode, is developed.

In this study, an experimental campaign with two series has been carried out. The first series is aimed at characterizing the bond behavior under environmental conditions. In the series 1, the short – term bond behavior, in terms of bond strength and bond – slip response, of NSM CFRP bars in concrete has been investigated. Single shear pull-out concrete blocks strengthened with NSM CFRP bars have been conducted in lab conditions. The influence of bond length, diameter and Young’s modulus of the CFRP bar, and the width-to-diameter CFRP bar ratio on the bond behavior have been reported and discussed. The second series is aimed at studying the influence of the temperature and humidity on the bond capacity. The same specimens of series 1 are tested, but subjected to high temperature and high relative humidity. In addition, the experimental results of experimental test campaign, together with the application of development analytical model, are used to characterize the fracture bond behavior and the influence of different analytical parameters of experimental campaign.

## Introducción y objetivos

### 1.1. Introducción

Históricamente, los cuatro materiales tradicionales que han dominado la industria de la construcción han sido: la piedra, la madera, el hormigón y el acero. En la construcción de edificios, las primeras materias primas que se utilizaron fueron la piedra y la madera y en los últimos doscientos años, el acero y el hormigón armado han liderado el sector de la construcción [1]. Por lo que las estructuras de hormigón son unas de las construcciones más comunes en nuestros tiempos debido a sus ventajas como la resistencia al fuego, la alta durabilidad y la buena ratio entre funcionalidad y coste. Sin embargo, la vida útil de estas estructuras es limitada. Según la instrucción española de hormigón estructural (EHE-08 [2]) su vida útil se estima en 50 años (según el tipo de edificación). Es posible que a lo largo de su vida útil la aptitud para servicio o la integridad estructural de la estructura de hormigón en servicio pueda verse comprometida por distintos factores, entre los que se destacan el envejecimiento de los materiales, los problemas patológicos, la baja calidad de los materiales estructurales de origen, el uso y/o el mantenimiento incorrecto de la construcción, la remodelación y/o la reutilización del edificio (como el aumento de sobrecargas por cambio de actividad), los efectos de las condiciones ambientales (como la corrosión), los errores humanos durante la etapa de diseño y/o los errores durante la ejecución de la construcción e incluso las acciones imprevisibles de carácter excepcional como las catástrofes naturales (acciones sísmicas) y/o los accidentes (impactos) [3,4,5]. Muchas veces el reemplazo de estas estructuras es complejo y costoso, por lo que, en todos estos casos, la rehabilitación y refuerzo de las infraestructuras supone una medida efectiva para aumentar su vida útil, y por tanto reducir el impacto ambiental asociado al consumo de materias primas y procesos asociados. Es por esto que el desarrollo de nuevos materiales y técnicas para la reparación, rehabilitación y refuerzo de estructuras de hormigón está adquiriendo especial interés y relevancia [6-7].

En lo que se refiere a materiales novedosos, se está promoviendo la implementación de materiales compuestos de matriz polimérica (FRP, del inglés Fiber Reinforced Polyer), como alternativa a los elementos de refuerzo tradicionales de acero, debido fundamentalmente a las ventajas que este tipo ofrece en comparación con los de acero, entre los que cabe destacar su elevada relación resistencia – peso (buena combinación de propiedades mecánicas y facilidad de montaje), su resistencia a la corrosión y larga vida a fatiga (durabilidad) [6-7].

Existen diferentes técnicas para el refuerzo externo de las estructuras de hormigón con materiales compuestos FRP. En ingeniería civil, la primera técnica de refuerzo utilizando materiales compuestos apareció a mediados de los años 80 mediante la adhesión externa del material de refuerzo (EBR, del inglés Externally Bonded Reinforcement). Esta técnica consiste en reforzar las zonas sometidas a tracción de los elementos estructurales de hormigón con láminas de materiales compuestos de matriz polimérica (FRP) adheridas a la superficie del hormigón con adhesivo epoxi [8]. Sin embargo, una de las principales limitaciones de esta técnica consiste en la posible rotura prematura debido a la pérdida de adherencia entre la lámina FRP y el hormigón [9]. Alternativamente, el material de refuerzo FRP puede insertarse en la zona del recubrimiento de la armadura del elemento de hormigón (NSM, del inglés Near – Surface Mounted). Esta técnica consiste en insertar barras o láminas dentro de ranuras materializadas en la superficie del elemento de hormigón a reforzar y adherirlas mediante adhesivo. Aunque esta última técnica es la más innovadora y tiene la ventaja que incrementa la capacidad de unión y la protección al daño externo, no está exenta de los problemas debidos a la pérdida de adherencia. Por este motivo, es necesario el estudio del comportamiento de la unión. En ambas técnicas aparecen tres constituyentes: el hormigón, el adhesivo y el material de refuerzo (FRP) y aparecen dos zonas interfaciales: entre el refuerzo y el adhesivo y entre el adhesivo y el hormigón [10]. Esto tiene un interés fundamental para conocer la interacción tensión de adherencia – deslizamiento entre los materiales en contacto. Además, debido a la naturaleza de los materiales involucrados en las técnicas de unión, especialmente el adhesivo, el comportamiento de la unión es susceptible a la influencia de las condiciones ambientales. Los incrementos de temperatura pueden provocar cambios en las propiedades del adhesivo provocando su degradación [11]. En este sentido, la temperatura de transición vítrea ( $T_g$ , del inglés glass transition temperature) del adhesivo es un factor clave a tener en cuenta en el estudio del comportamiento de la unión puesto que sus propiedades cambian significativamente, pudiendo provocar pérdidas significativas de propiedades resistentes. Otros parámetros que afectan a las propiedades de la unión son la longitud de adherencia, el acabado superficial del refuerzo FRP y el tipo de fibra, las dimensiones de la ranura y el tipo de adhesivo [12].

Los tipos de material compuesto más usados son los de fibra de carbono, vidrio o aramida. La fibra de carbono (CFRP, del inglés Carbon Fibre Reinforced Polymer) tiene mejores propiedades mecánicas que el vidrio (GFRP, del inglés Glass Fibre Reinforced Polymer) y el aramida (AFRP, del inglés Aramid Fibre Reinforced Polymer) siendo el más ampliamente utilizado en el refuerzo de estructuras de hormigón [11].

De acuerdo con la bibliografía consultada, existen muchos estudios experimentales bajo distintas condiciones ambientales y modelos analíticos aplicando la técnica EBR. Sin embargo, los estudios experimentales, especialmente ensayos a temperatura y humedad relativa elevadas, y/o analíticos utilizando la técnica NSM y con refuerzos tipo barra, son mucho más limitados. Por lo que se constata que existe todavía una falta de conocimiento e investigación sobre el proceso de pérdida de adherencia cuando una estructura de hormigón es reforzada

con barras de fibra de carbono (CFRP) aplicando la técnica de refuerzo NSM con el objetivo de reparar y/o aumentar su capacidad de resistencia última bajo condiciones ambientales adversas. Para contribuir a solucionar este déficit de información, se han llevado a cabo una campaña experimental con dos series bajo diferentes condiciones ambientales y se ha desarrollado un modelo analítico para determinar la energía de la fractura de la unión.

## 1.2. Objetivos

El presente estudio tiene como objetivos principales analizar la influencia de la temperatura y la humedad relativa en el comportamiento de la unión y desarrollar un modelo analítico basado en la mecánica de la fractura para determinar la tenacidad de la unión en función del modo de rotura.

Para analizar el comportamiento adherente de la unión entre el hormigón, el adhesivo y la barra de refuerzo de fibra de carbono (CFRP) utilizando la técnica NSM se ha planificado una campaña experimental con ensayos de pull-out compuesto por dos series de 24 probetas cada una, que se diferencian entre ellas por las condiciones de temperatura y humedad a las que se someten las probetas. Para la serie 1 se consideran una temperatura y humedad ambiental ( $T=23\pm 2$  °C and  $RH=50\pm 5\%$ ) y para la serie 2 se considera una temperatura y humedad más elevadas ( $T=40\pm 2$  °C and  $RH=90\pm 5\%$ ). Los valores de las condiciones ambientales se han elegido de acuerdo con la temperatura de transición vítrea ( $T_g$ ) del adhesivo proporcionada por el fabricante, es decir, se ha querido ensayar las probetas a una temperatura más elevada para observar cómo se comporta la unión, pero garantizando que la integridad del adhesivo no ha sido afectada por el incremento de temperatura. En todo momento se ha estado aplicando una temperatura inferior a la  $T_g$ . La finalidad de someter las probetas a distintas condiciones ambientales es estudiar si debido a la naturaleza de los materiales involucrados en la unión, especialmente del adhesivo, el comportamiento de la unión es susceptible a estos cambios de temperatura y humedad. El análisis de cada probeta se ha llevado a cabo observando el papel de los parámetros mecánicos y geométricos de los materiales involucrados en la unión. Los resultados de los ensayos han sido analizados en términos de carga máxima, relación tensión de adherencia – deslizamiento y modo de rotura. Finalmente, los resultados experimentales han sido comparados con los de otros investigadores.

Con el fin de alcanzar estos objetivos, se han llevado a cabo las siguientes tareas:

1. Revisión de los estudios experimentales y analíticos realizados por otros investigadores donde se haya aplicado la técnica NSM en ensayos pull-out, con el fin de analizar los parámetros que afectan al comportamiento de la unión.
2. Desarrollo de un modelo analítico para determinar la energía de la fractura de la unión.
3. Caracterización de los materiales que constituyen la unión: hormigón, adhesivo y barra de refuerzo CFRP, bajo las dos condiciones ambientales descritas anteriormente.



4. Realización de una campaña experimental para estudiar el comportamiento de la unión bajo las dos condiciones ambientales descritas anteriormente.
5. Análisis y comparación de resultados.

### 1.3. Estructura de la tesis

La tesis está estructurada de la siguiente forma:

En el **capítulo 2**, se ha hecho una revisión de la bibliografía existente con el objetivo de conocer la situación actual sobre los estudios existentes sobre el comportamiento de la unión aplicando las técnicas de refuerzo EBR y NSM, el rol de todos los parámetros clave que pueden afectar a la unión, los tipos de modos de rotura existentes y las condiciones ambientales a las que han sometido a las probetas de los distintos ensayos.

En el **capítulo 3**, se presenta un modelo analítico para determinar la energía de la fractura de la unión NSM partiendo de los modos de rotura posibles. Con este modelo se ha podido determinar la energía de la fractura de la unión para cada modo de rotura, basándose en resultados experimentales existentes de otros investigadores, y se ha desarrollado un estudio paramétrico.

En el **capítulo 4**, se presentan las dos series de ensayos experimentales, bajo las condiciones ambientales  $23\pm 2$  °C y  $50\pm 5\%$  y  $40\pm 2$  °C y  $90\pm 5\%$ , respectivamente, y se describen y caracterizan los materiales de los constituyentes de la unión utilizados. También se describe el diseño de la campaña experimental, la matriz de ensayos y el procedimiento de ensayo pull-out.

En el **capítulo 5**, se analizan los resultados de la serie de ensayos experimentales en condiciones ambientales (serie 1) y se evalúan los resultados en términos de carga máxima, tensión de adherencia – deslizamiento y modo de rotura. También se estudia el papel de los parámetros de la unión para ver su influencia sobre su comportamiento resistente.

En el **capítulo 6**, se analizan los resultados de la serie de ensayos experimentales bajo condiciones de temperatura y humedad elevada (serie 2) y se comparan con los de la serie 1 para determinar el efecto de la temperatura y la humedad en el comportamiento de la unión.

Finalmente, la tesis termina con el **capítulo 7**, donde se presentan las conclusiones principales del estudio y sugerencias para trabajos futuros.

# 2

## Revisión de la literatura

### 2.1. Introducción

El hormigón es el material más común en el sector de la construcción debido a sus numerosas ventajas como, por ejemplo: la resistencia al fuego, la alta durabilidad y la buena ratio entre funcionalidad y coste. Sin embargo, existen varios factores que reducen la vida útil de las estructuras de hormigón, como por ejemplo el envejecimiento de los materiales o las condiciones ambientales [3-5], por lo que la rehabilitación y el refuerzo de las infraestructuras supone una medida efectiva para incrementar su resistencia o recuperar su capacidad portante. Por lo tanto, el estudio de nuevos materiales y técnicas de refuerzo para la construcción, reparación, rehabilitación y refuerzo de estructuras de hormigón está adquiriendo especial interés y relevancia [6,7].

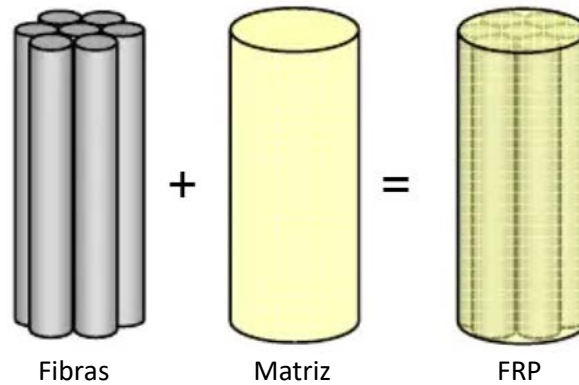
### 2.2. Materiales compuestos de matriz polimérica (FRP)

Los materiales compuestos de matriz polimérica (FRP) están constituidos por dos constituyentes: matriz y refuerzo, que tienen la finalidad de alcanzar unas propiedades del conjunto superiores a las de los componentes por separado [13]. Este material es fabricado por el hombre, no se encuentra en la naturaleza y no existe reacción química entre los componentes, con lo que se considera un material macroscópicamente heterogéneo.

Estos materiales tienen muchos campos de aplicación. Algunos de ellos son en el sector aeroespacial, de la aviación, automoción, vestimenta, químico, de la construcción e ingeniería civil, doméstico, eléctrico, recreo, muebles, marino, médico, herramientas [14].

Algunas de estas aplicaciones hace años que se utilizan, por ejemplo, desde los años 50, los productos FRP se usan en la fabricación aeroespacial, aeronáutica y en automoción y desde los 90 el incremento de su uso en la construcción civil ha crecido rápidamente. Esto puede deberse a la continua reducción del costo de este tipo de materiales y sus grandes ventajas comparado con los materiales convencionales (como el acero) [15] como alta resistencia, bajo peso, buena flexibilidad tanto en dirección longitudinal (dirección de las fibras) como en dirección transversal, resistencia a la corrosión y poseen variedad de acabados [6-7]. Sus inconvenientes son: la falta de información sobre su comportamiento, el coste de la materia prima y el coste de los procesos de fabricación son elevados, en algunos casos, existen peligros para la salud en los procesos de fabricación, el peligro de fuego puede ser mayor en ciertos materiales y los mecanismos de daño son más complejos.

Dado que los materiales compuestos de matriz polimérica están formados por dos constituyentes, tal y como se muestra en la Figura 2.1, se cree necesario hacer una revisión de las propiedades de cada uno de estos constituyentes, para poder entender las propiedades del material final.



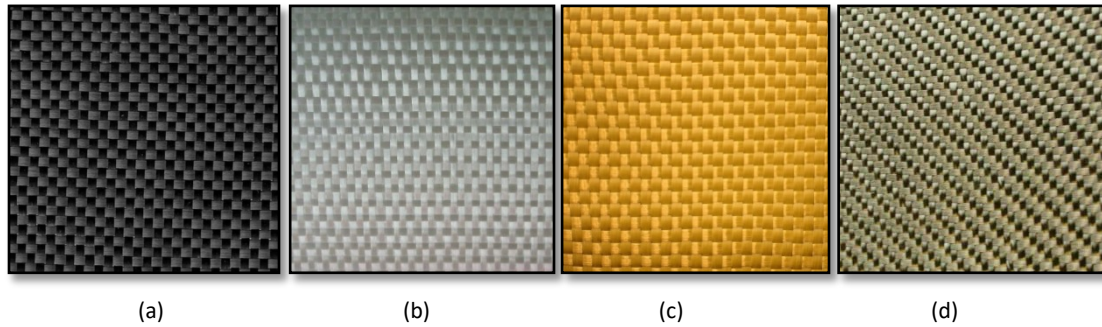
**Figura 2.1:** Constituyentes de los materiales compuestos de matriz polimérica [1]

### 2.2.1. Refuerzos

La función del refuerzo es controlar las propiedades mecánicas en la dirección longitudinal [5], por lo que es el responsable de dar rigidez y resistencia al material compuesto (FRP) [14, 15].

Existen dos tipos de refuerzos: discontinuo y continuo. Dentro del primer tipo existen los refuerzos en forma de partículas, plaquetas y fibras cortas orientadas o con orientación aleatoria. En el segundo se pueden encontrar fibras largas orientadas o con orientación aleatoria, tejidos y laminados. En el refuerzo de elementos de hormigón se utilizan refuerzos continuos de fibras largas.

Existen muchos tipos de fibras disponibles para su uso y todos ellos tienen ventajas e inconvenientes. Basándose en el tipo de fibra utilizado, los más utilizados se pueden clasificar en cuatro grupos: fibra de carbono (CFRP), fibra de vidrio (GFRP), fibra de arámda (AFRP) y fibra de basalto (BFRP, del inglés Basalt Fibre Reinforced Polymer). En la Figura 2.2 se muestran los cuatro tipos de fibras más relevantes. A continuación se presentan las propiedades y características de cada una de estas fibras, y se presta más atención a la fibra de carbono que será la que se utilizará en este estudio.



**Figura 2.2:** Tipos de fibras más utilizados: (a) CFRP, (b) GFRP, (c) AFRP y (d) BFRP

### 2.2.1.1. Fibra de carbono

La fibra de carbono es la fibra con mejores propiedades mecánicas: alta resistencia y rigidez y buena resistencia a la fatiga, combinadas con una densidad baja, un coeficiente de dilatación muy bajo y un coste intermedio [14]. La fibra de carbono es de 2 a 8 veces más resistente y 4 veces más ligera que el acero y 7 veces más resistente y 1.5 veces más ligera que el aluminio. Algunas de sus desventajas más relevantes son la baja resistencia al impacto, la elevada conductividad eléctrica que puede favorecer a la corrosión galvánica [14] y el elevado coste, si se compara con el de las fibras de vidrio [16].

La fibra de carbono es una fibra sintética porque se fabrica, principalmente, a partir del componente poliacrilonitrilo (PAN) [16]. Los hilos de este componente se entrelazan conformando la fibra de carbono.

El proceso de fabricación de las fibras de carbono es por pirolisis controlada [1]. Consiste en calentar el componente PAN a 300 °C para estirar el material (estabilización), luego a 800 °C para quemar los restos de nitrógeno o hidrógeno y que las moléculas de carbono se orienten de forma hexagonal a lo largo de la fibra (carbonización). En el siguiente paso, se aplica un tratamiento de calentamiento a una temperatura por encima de 2000 °C para aumentar el tamaño de los cristales de carbono y mejorar la orientación de los cristales de la fibra (grafitización). Finalmente, con una cámara de tratamiento superficial se le aplica un catalizador que aporta adherencia a la fibra. Con este proceso se obtienen filamentos de carbono con una alta pureza (95-99%) [16].

Existen tres tipos de fibras según [16]:

- **HR** – fibra de alta resistencia, es la más fuerte.
- **HM** – fibra de alto modulo, es la más rígida.
- **III** – es la más barata con una rigidez inferior a los otros dos tipos.

El tipo HR es el que tiene una menor densidad y módulo de elasticidad, y una mayor capacidad de deformación.

La fibra de carbono empezó a utilizarse en la industria aeroespacial por sus excelentes propiedades mecánicas. No obstante, al bajar de precio, su aplicación ha logrado un mayor alcance en otras industrias como la del transporte y deporte de alta competición, la aeronáutica y automovilística, la médica y la ingeniería civil. En esta última hay dos líneas de trabajo: reparaciones e implantación de la fibra de carbono en obra. En el campo de aplicación de este material para la reparación da muy buenos resultados, si se compara con el uso de láminas metálicas, ya que éstas últimas presentan varios problemas como la vulnerabilidad a la corrosión, el requerimiento de una capa de pintura de protección, la necesidad de inspección periódica y las correspondientes operaciones de mantenimiento, la necesidad de planitud de la superficie a reparar, su alta densidad y poca eficiencia para el transporte y la manipulación [16]. En cambio para la implantación en la obra civil no se estila tanto debido al bajo coste de los materiales tradicionales frente a éste.

### **2.2.1.2. Fibra de vidrio**

La fibra de vidrio es la fibra más utilizada en la fabricación de materiales compuestos por su bajo coste [1]. Las principales ventajas de esta fibra son la alta resistencia a la corrosión, alta resistencia mecánica pero menor que otras fibras como el carbono, el bajo coeficiente de dilatación térmica y su capacidad de aislamiento eléctrico. La fibra de vidrio es de 2 a 6 veces más resistente y 3 veces más ligera que el acero y 5 veces más resistente que el aluminio. Algunas de las desventajas son su sensibilidad a la abrasión, una baja resistencia a la fatiga y su comportamiento frágil [14].

El proceso de fabricación de las fibras de vidrio consiste, normalmente, en la fusión directa [1]. El vidrio fundido del horno, pasa directamente por los agujeros de la superficie del bushing, que es una placa caliente que tienen unas boquillas a través de las cuales se forman las fibras.

### **2.2.1.3. Fibra de aramida**

La fibra de aramida se caracteriza por su alta resistencia, moderado módulo de elasticidad y baja densidad. La principal desventaja es la degradación frente a la exposición de la radiación ultravioleta y/o la humedad [1]. Comparando las fibras de aramida con las de vidrio y carbono, éstas tienen mejores propiedades que las de vidrio pero peores que las de carbono [14].

El proceso de fabricación de las fibras de aramida es por extrusión e hilado, a partir de un compuesto sintético llamado poliamida aromática [1].

#### 2.2.1.4. Fibra de basalto

La fibra de basalto es el único producto derivado de depósitos de material volcánico que se caracterizan por su excelente resistencia, durabilidad y propiedades termales. Además, es una buena alternativa económica a otras fibras resistentes a altas temperaturas. Comparando las fibras de basalto con las de vidrio, las fibras de basalto son mejores en estabilidad termal, en aislamiento térmico y acústico, en resistencia a las vibraciones y en la durabilidad [14].

El proceso de fabricación de las fibras de basalto consiste en la fusión simple de la roca de basalto [14].

#### 2.2.2. Matriz

La función de la matriz es mantener las fibras en su posición, protegerlas del medio ambiente y transmitir la carga entre las fibras [1,15]. Además, en la dirección transversal, la rigidez y la resistencia del compuesto dependen de la matriz. La densidad de la matriz es normalmente inferior al de las fibras [5].

Existen varios tipos de matriz: polimérica, metálica y cerámica. Dentro del primer grupo de matrices, se puede distinguir entre polímeros termoestables (poliéster, epoxi y viniléster) y polímeros termoplásticos (polipropileno, poliamida y policarbonato), en función del efecto que la temperatura tiene en sus propiedades. El segundo grupo de matrices incluye aleaciones de aluminio, de titanio y de cobre. Finalmente, el tercer grupo de matrices engloba a la alúmina, el carburo de silicio y el nitruro de silicio.

La tipología de matriz más utilizada en la industria, en general, es la matriz polimérica [1]. Los polímeros se definen como materiales formados por moléculas muy grandes. Estas moléculas están constituidas por largas cadenas de átomos que contienen materiales de origen orgánico y de elevado peso molecular. Estos átomos están compuestos fundamentalmente de carbono y otros elementos como hidrógeno, oxígeno, nitrógeno o azufre.

Existen dos tipos de clasificaciones de los polímeros:

- Por su naturaleza: naturales, como el caucho, y sintéticos, consistentes en derivados del petróleo, gas natural o carbón.
- Por su estructura interna: termoplásticos, termoestables y elastómeros.

Los polímeros termoestables tienen enlaces cruzados y no pueden ablandarse por calentamiento. En cambio, los termoplásticos pueden transformarse en polímeros termoestables generando enlaces cruzados entre las cadenas de polímeros [17]. Por lo que los termoestables son los que normalmente se aplican en ingeniería estructural ya que tienen una

buena estabilidad térmica a temperaturas de servicio, una buena resistencia química y una baja fluencia en comparación con la mayoría de los termoplásticos [1].

Centrándose con los polímeros termoestables que son los que se utilizaran en el estudio, éstos son infusibles e insolubles debido a su estructura de red tridimensional formada por cadenas de polímeros con enlaces altamente cruzados entre sí. Estas cadenas no pueden ni girar ni desplazarse, lo que aporta una buena resistencia, rigidez y dureza. Sin embargo, esta baja capacidad de giro y desplazamiento deriva en una baja ductilidad, por lo que bajo un ensayo de tracción presentan el mismo comportamiento que los metales o los materiales cerámicos frágiles. Una característica de los polímeros termoestables es que presentan propiedades distintas en función de si la temperatura a la que están sometidas es inferior o superior a su temperatura de transición vítrea ( $T_g$ ). El valor de temperatura de transición vítrea depende de la flexibilidad de las cadenas, del volumen libre y de la densidad de reticulación que tenga el adhesivo. Este valor puede determinarse con distintas técnicas: análisis termo-mecánico (TMA), análisis dinámico mecánico (DMA, del inglés Dynamic Mechanical Analysis) y calorimetría diferencial de barrido (DSC, del inglés Differential Scanning Calorimetry) [18]. Otra propiedad importante de los polímeros termostables es que tienen una buena resistencia al impacto. Sin embargo tienen una capacidad nula de reciclaje, debido a que no es posible volver a una fase líquida del material una vez solidificado. Directamente, con la aplicación de una temperatura muy elevada su estado pasaría a ser gaseoso [1].

Actualmente, los polímeros termoestables son aplicados, casi exclusivamente, en el sector de la ingeniería estructural y, como se ha presentado anteriormente, se distinguen tres tipos de matrices poliméricas (también conocidas como resinas) que normalmente se utilizan en la fabricación de compuestos de infraestructura: poliéster, epoxídica y viniléster.

### **2.2.2.1. Resinas de poliéster**

Las resinas de poliéster son ampliamente utilizadas en la fabricación de componentes FRP para aplicaciones de infraestructura, especialmente en la industria de la marina [14], ya que son las más baratas y tienen una buena resistencia a la humedad y a los disolventes. Sin embargo, tienen moderadas propiedades mecánicas [1]. La determinación de la temperatura de transición vítrea ( $T_g$ ) de este tipo de resinas suele ser compleja, ya que el material no experimenta un cambio de propiedades muy importante cuando se llega a esta temperatura.

### **2.2.2.2. Resinas epoxídicas**

Las resinas epoxídicas proporcionan mejores prestaciones mecánicas y químicas que en otras resinas orgánicas. Tienen una buena capacidad para curar bien a temperatura ambiente, una baja retracción por curado y excelentes características de adherencia, es decir, una vez

endurecidas, se adhieren a casi todos los cuerpos. Pueden trabajar a una temperatura ambiente o algo más elevada, según sea su temperatura de transición vítrea ( $T_g$ ), por su buena resistencia térmica. Además, también se caracterizan por ofrecer una buena resistencia mecánica y una elevada resistencia a los agentes químicos, especialmente a los ataques alcalinos. A pesar de ser bastante sensibles a la presencia de humedad, unos costes más elevados que las resinas de poliéster y viniléster y que su manipulación requiera personal especializado, ya que se deben mezclar dos componentes, son utilizados por la cantidad de ventajas que tienen [1].

### 2.2.2.3. Resinas viniléster

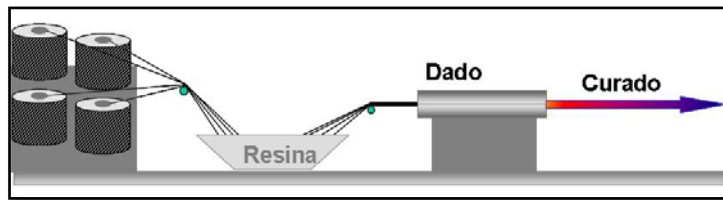
Las resinas viniléster y las de poliéster tienen procedimientos de procesamiento similares pero su estructura química es como la de las resinas epoxídicas. Por lo que sus propiedades, características mecánicas y químicas, son más parecidas a las de los epóxidos. Las resinas viniléster son más flexibles y tienen mayor tenacidad a la fractura que las resinas de poliéster, una alta resistencia a la corrosión, estabilidad hidrolítica y mejores propiedades físicas: resistencia a tracción, resistencia al impacto y a la fatiga. Sin embargo, su costo es muy elevado [1].

### 2.2.3. Fabricación y productos de FRP

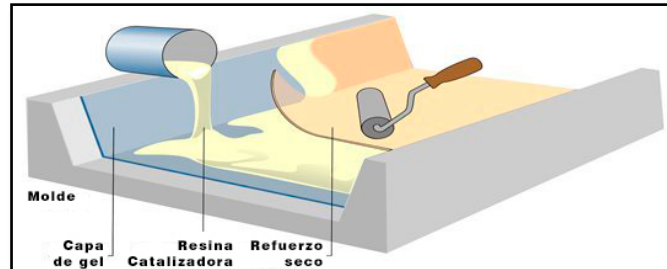
Actualmente, existe una amplia variedad de técnicas mediante las cuales se pueden fabricar componentes de FRP. Algunos de ellos que se utilizan en el sector de la ingeniería estructural son: (i) la pultrusión es un proceso para fabricar compuestos de FRP con sección transversal uniforme con formas de barra, varillas, tendones, placas y secciones estructurales, (ii) moldeo manual de materiales compuestos (también conocido como hand lay-up) se utiliza en aplicaciones de rehabilitación estructural donde la lámina o tela de FRP se adhieren externamente al elementos a reforzar sea de hormigón armado, acero, aluminio o de madera, y (iii) enrollado de filamentos, es una técnica de fabricación para la producción de materiales compuestos, generalmente, en forma de estructuras cilíndricas, como por ejemplo: tubos, tuberías, etc., [1,14]. En la Figura 2.3 se presentan tres esquemas con las técnicas de fabricación de materiales compuestos anteriormente descritos.

En los materiales compuestos, las fibras pueden tener una sola dirección (unidireccionales) o diferentes direcciones (bidireccionales o multidireccionales). Centrándose en el ámbito de la ingeniería civil, en el que los FRP se utilizan comúnmente con finalidades de refuerzo de la estructura ya existente, normalmente se utilizan los FRP unidireccionales. Estos productos se presentan en distintos formatos: barras, laminados o tejidos [19].

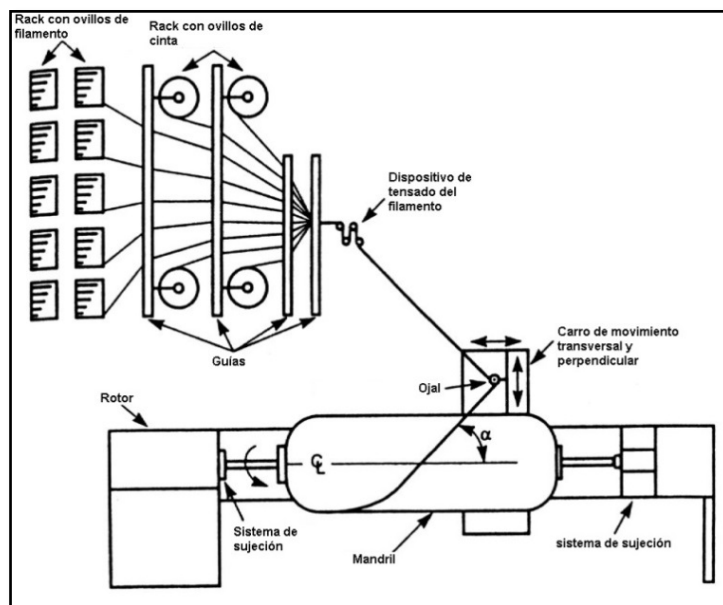




(a) Pultrusión



(b) Moldeo manual de materiales compuestos (Hand lay-up)



(c) Enrollador de filamentos

**Figura 2.3:** Técnicas de fabricación de materiales compuestos

- **Barras:**

Este tipo de refuerzo se suele utilizar como refuerzo interno de estructuras de hormigón armado o como refuerzo de estas estructuras aplicando la técnica de refuerzo insertado en el recubrimiento (NSM, del inglés Near – Surface Mounted). En el mercado existe un amplio rango de productos con diferentes características como tipos de fibras, secciones transversales y textura superficial de la barra. En la Figura 2.4 se presentan varios tipos de barra [20].

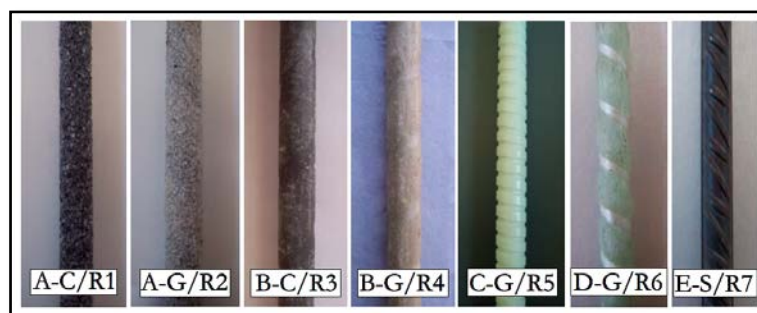


Figura 2.4: Ejemplo de tipos barras de FRP [20]

- **Laminados:**

Son productos preformados de fibra de carbono que están listos para ser adheridos a la superficie de hormigón, para lo cual generalmente se usa adhesivo epoxi de dos componentes. Su espesor oscila entre 1.0-1.5 mm y se utilizan tanto para la técnica de refuerzo externa, EBR como para la NSM. Las propiedades más relevantes de estos compuestos son la elevada resistencia a tracción y orientación de las fibras de manera unidireccional lo que trabajan muy bien en la dirección de las fibras pero no en la otra. La fibra de carbono empleada en este tipo de compuestos presenta una curva tensión – deformación completamente lineal hasta la rotura, por lo que no exhiben ningún comportamiento plástico antes de la rotura [21]. Cabe destacar que estos elementos únicamente se colocan en zonas que trabajan a tracción ya que, debido a su esbeltez, tienen poca estabilidad para soportar esfuerzos a compresión (posibles problemas de pandeo). En la Figura 2.5 se presenta un ejemplo de laminado de FRP de la marca S&P®.

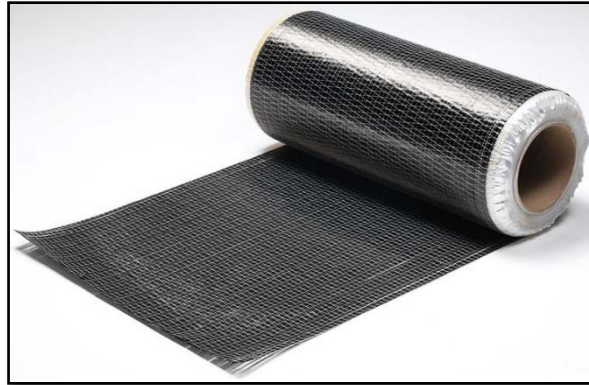


Figura 2.5: Ejemplo de laminado de FRP de la marca S&P® (C-Laminate)

- **Tejidos:**

Este tipo de refuerzo se presenta en forma de láminas o hojas flexibles compuestas de filamentos de fibra, orientados mayoritariamente en una sola dirección (unidireccionales), que no llevan incorporada la matriz de adhesivo epoxi. Las fibras más usadas son las de aramida, de vidrio y las de carbono. El espesor suele ser de unas

10 veces menor que el de los laminados. Este tipo de producto sólo se puede utilizar como refuerzo externo en el refuerzo de elementos de hormigón armado. En la Figura 2.6 se presenta un ejemplo de tejido de FRP de la marca S&P®.



**Figura 2.6:** Ejemplo de tejido de FRP de la marca S&P® (C-Sheet 240)

#### **2.2.4. Propiedades mecánicas de FRP**

Se debe tener en cuenta que los FRP unidireccionales están diseñados para ofrecer unas buenas propiedades mecánicas en la dirección de la fibra. Es por esto que estos materiales deben ser instalados respetando que la dirección a reforzar coincida con la dirección de las fibras. Las propiedades de los FRP dependen de distintos factores como la proporción relativa entre fibras y matriz, las propiedades mecánicas de cada constituyente, la orientación de las fibras y el proceso de fabricación [1].

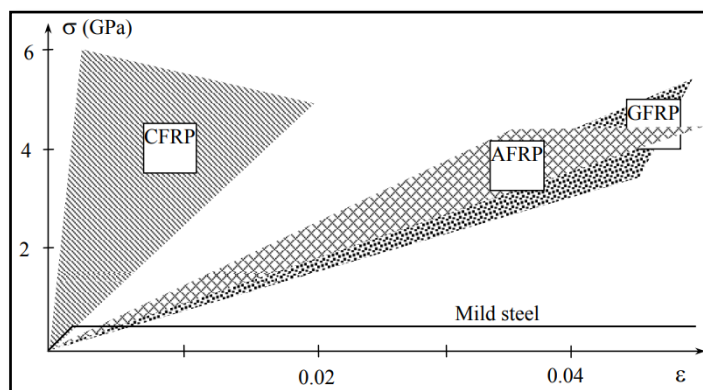
Las siguientes características son comunes a los materiales compuestos utilizados en el refuerzo de estructuras [1]:

- Elevada Resistencia, con comportamiento tensión-deformación lineal hasta la rotura (frágil).
- Buen comportamiento a fatiga.
- Excelente durabilidad, al no ser afectados por problemas de corrosión o ataque químico.
- Posibilidad de orientación de las fibras, optimizando así su comportamiento en una dirección.

En la Figura 2.7, se compara el comportamiento de los distintos materiales FRP bajo cargas de tracción, donde se observa que el comportamiento tensión – deformación unitaria es lineal

hasta el punto de rotura. Estos materiales no tienen ductilidad como los aceros sino que son elementos frágiles.

Comparando el comportamiento de los FRP y el acero, en la Figura 2.7 se observa que los FRP suelen presentar resistencias últimas muy superiores a las del acero, al mismo tiempo que tienen módulos de elasticidad más bajos, a excepción de algunos CFRP. Generalmente, los GFRP y AFRP tienen módulos de elasticidad parecidos, observándose el caso de algunos GFRP con módulos inferiores.



**Figura 2.7:** Diagramas de tensión uniaxial – desplazamiento para distintos refuerzos de polímeros reforzados con fibras y acero. [22]

Teniendo en cuenta que una de las serie de la campaña experimental de este estudio contempla la aplicación de temperatura y humedad relativa elevada, se eligió el refuerzo de CFRP porque esta fibra es relativamente inerte al agua y, por lo tanto, los únicos efectos esperados del agua/humedad afectaran a la matriz de epoxi y al adhesivo.

### 2.2.5. Adhesivos utilizados con FRP para aplicaciones de refuerzo

Un adhesivo tiene como finalidad la transmisión de esfuerzos entre los dos cuerpos adheridos, con la finalidad última de alcanzar un comportamiento monolítico del conjunto.

Los adhesivos estructurales son un tipo de adhesivos que son usados en la unión de varios materiales como metales, vidrio, cerámica, hormigón, plástico y compuestos. Los adhesivos más comúnmente usados en el refuerzo con FRP de estructuras son base de epoxi (epoxídicos) y base de cemento (cementosos) [9].

Una de las propiedades más importantes a tener en cuenta en los adhesivos base de epoxi es su temperatura de transición vítrea ( $T_g$ ). Si las condiciones de uso superan esta temperatura de transición vítrea ( $T_g$ ), el adhesivo experimentará una variación de sus propiedades y, por lo tanto, el comportamiento de la unión se verá afectado. Esta temperatura en adhesivos epoxi

suele variar entre los 45 °C y los 200 °C. Por este motivo, la alternativa a los adhesivos base de epoxi son los adhesivos base de cemento, que pueden tener un coste menor y una mejor resistencia para las altas temperaturas. Si bien existen estudios experimentales que han utilizado adhesivos cementosos [23-24], este tipo de adhesivo tiene limitaciones debido a la baja resistencia de unión [25].

### **2.2.6. Ventajas de CFRP sobre el acero**

Según [23,27-30], las razones que justifican la rápida implantación de los sistemas de refuerzos con CFRP son:

- Los CFRP son ligeros y fáciles de manejar. Por eso su colocación en obra es rápida y prácticamente no requiere la disposición de medios auxiliares.
- Las bandas de CFRP se adaptan a las posibles irregularidades de la superficie del hormigón original mucho mejor que las de acero. Ello reduce en muchas ocasiones las labores previas de preparación del elemento a reforzar.
- Los CFRP pueden presentarse prácticamente en cualquier longitud, lo que evita la realización de juntas o empalmes.
- Los CFRP no se ven afectados por problemas de corrosión o de ataques químicos. Sólo una excesiva radiación o impactos directos pueden provocar su deterioro. Por ello, al contrario de lo que sucede con las bandas de acero, no es necesario protegerlas pintándolas periódicamente.

## **2.3. Técnicas de refuerzo del hormigón con FRP**

En este apartado se presentan las dos técnicas más utilizadas para el refuerzo de estructuras de hormigón armado: el refuerzo con FRP adheridos externamente EBR y refuerzo mediante FRP insertados en el recubrimiento (NSM).

### **2.3.1. Refuerzo con FRP adheridos externamente (EBR FRP)**

La técnica de refuerzo EBR es una de las técnicas más ampliamente utilizadas en el refuerzo de estructuras de hormigón armado. Consiste en reforzar las zonas a tracción de las estructuras a reforzar con laminados preformados (fabricación industrial y aplicación/adhesión en obra) o textiles o hojas de fibra (fabricación del compuesto “in situ” durante la aplicación en obra) [8] adheridos a la superficie mediante adhesivos tipo epoxi [31-32]. Actualmente, esta técnica también se utiliza para reforzar estructuras que trabajan bajo tensiones de compresión con el objetivo de incrementar el confinamiento como por ejemplo: pilar de edificio y soportes de puentes [21]. En todos los casos, es importante que la superficie del elemento de hormigón

sea rugosa y limpia para asegurar la transferencia de las cargas entre elemento reforzado y el refuerzo instalado en la superficie [14].

Esta técnica empezó a utilizarse empleando láminas de acero, las cuales tienen como principal desventaja la baja resistencia a la corrosión y su elevado peso, por lo que para solventar estos problemas surgieron los materiales compuestos como una opción con mayores prestaciones a tracción, alta resistencia a la corrosión y un bajo peso.

Centrándose en los sistemas de refuerzo FRP adheridos externamente, actualmente los que más se utilizan son:

- **Laminados:**

Esta técnica consiste en la adhesión superficial de compuestos preformados a base de fibra de carbono (ver apartado 2.2.3) en los elementos a reforzar con adhesivo, el cual se encarga de regularizar el soporte, adherir y transferir esfuerzos entre el soporte y el laminado [21]. En la Figura 2.8 se presenta un ejemplo de aplicación de laminados FRP (C-Laminate) de la marca S&P para reforzar una estructura de hormigón armado.



**Figura 2.8:** Ejemplo de aplicación del laminado de FRP (C-Laminate) de la marca S&P® en estructura de hormigón armado.

- **Textiles o Hojas de fibra:**

Esta técnica es conocida como composición “in situ” y se elabora a partir de dos componentes: fibra y polímero (ver apartado 2.2.3). Las fibras más usadas son las de aramida, de vidrio y las de carbono, y el componente polimérico es epoxi. La fibra en forma de tejido flexible se adapta a la estructura y se adhiere con epoxi. Cuando este último componente endurece, se forma el compuesto de FRP [21]. En la Figura 2.9 se presenta un ejemplo de aplicación de tejido FRP (C-Sheet) de la marca S&P para reforzar una biga de hormigón armado.



Figura 2.9: Ejemplo de aplicación del tejido de FRP (C-sheet) de la marca S&P® en estructura de hormigón armado.

La cronología de esta técnica, según [30], se presenta en Figura 2.10. En los años 60 se presentaron las primeras ideas sobre el refuerzo de estructuras de hormigón armado con chapas de acero adheridas externamente mediante adhesivo epoxi. Existen numerosos estudios [33-38] que demuestran que ésta es una técnica útil para el refuerzo de estructuras de hormigón armado.

La primera aplicación fue en un puente de autopista [39] y en un edificio, en Francia los años 1966-1967. En 1973, se realizó la primera aplicación en Zúrich, Suiza, donde se reforzaron edificios industriales. En 1980, uno de los puentes que se reforzó con placas de acero unidas con adhesivo epoxi fue el Gizenenbridge de Suiza.

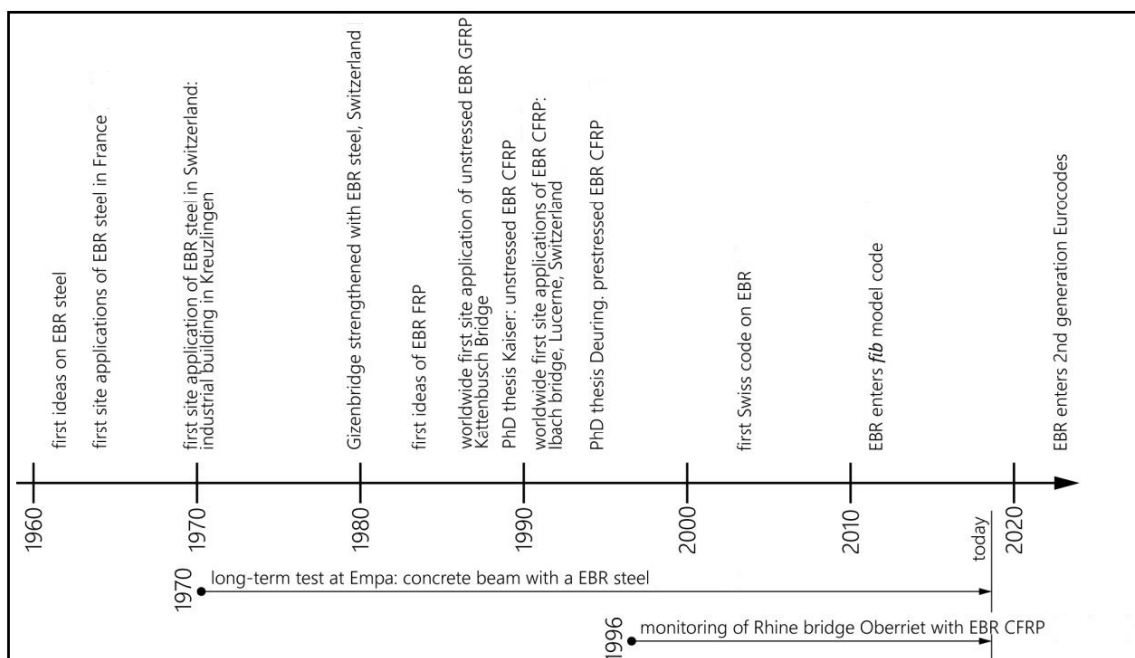


Figura 2.10. Evolución de la técnica de refuerzo con materiales adheridos externamente según [30]



En los años 80, los investigadores del centro de investigación Swiss Federal Laboratories for Materials Testing and Research (EMPA) desarrollaron la idea de utilizar CFRPs en lugar del acero. En 1984-85, se llevaron a cabo los primeros ensayos de estructuras reforzadas con EBR FRP por [40], en centros dedicados a la investigación como EMPA en Suiza, “Federal Institute for Materials Testing (MPA) y el “Institute for Building Materials, Concrete Construction and Fire Protection (iBMB-Technische Universität Braunschweig) en Alemania. Más tarde, el potencial de estos materiales fue confirmado en centros como el “Massachusetts Institute of Technology” (MIT) en los EUA y algunos otros en Canadá y Japón. Desde entonces, el interés por los materiales compuestos ha crecido exponencialmente.

La primera vez que se empleó FRP como sistema de refuerzo fue en Europa, para reforzar el puente Kattenbusch de Alemania entre 1986 y 1987, según [41]. Fue el primer puente reforzado con tiras de GFRP aplicando la técnica EBR. En 1991, el puente Ibach cerca de Lucerne, Suiza, se reforzó con láminas de CFRP [42] y a partir de 1992, se reforzaron unas 250 estructuras en Suiza con EBR CFRP [43].

En Grecia, se rehabilitaron edificios de carácter histórico con laminados CFRP [44-45] y en Italia, se reforzaron paredes de obra de fábrica, muros y forjados frente a esfuerzos sísmicos [46].

En Japón, a finales de los años 80, se desarrollaron los sistemas de refuerzo FRP y se aplicaron por primera vez en el país en 1992 para reforzar el puente en Tokio [41]. Otra aplicación fue la reconstrucción de la ciudad de Kobe después de haber sido devastada por el sismo de Hanshin en enero de 1995 [47].

En EE.UU y Canadá, en 1994, las primeras actuaciones de rehabilitación de puentes con mantas de CFRP fueron llevadas a cabo por [48].

A partir de 1995, el refuerzo mediante bandas de CFRP se generalizó, comercializándose diferentes sistemas de refuerzo por parte principalmente de empresas alemanas y suizas. Ya en España, en 1996 se realizó la primera aplicación del sistema de refuerzo EBR CFRP. Esta actuación tuvo lugar en el puente del Dragó, en Barcelona, bajo la dirección de Pulido y Sobrino [49]. Se tuvo que intervenir este puente con urgencia por el impacto de un vehículo en la viga de borde, donde la totalidad de la armadura longitudinal del centro del vano quedó seccionada. Se eligió la aplicación EBR FRP por ser la opción más rápida y fácil de ejecutar.

Si bien esta técnica de refuerzo se iba implantando de manera paulatina, no fue hasta 1995 que surgieron los primeros documentos de homologación de construcción y de recomendaciones de proyecto de sistemas laminados de CFRP [50-55] en Alemania y Suiza. La publicación de estas regulaciones produjo un aumento de la confianza en el uso del refuerzo externo con FRP a nivel de producción, proyecto y aplicación.



Actualmente, existen varios códigos y guías de diseño que dan pautas y regulan este sistema de refuerzo EBR:

- FIB Bulletin 90. Externally applied FRP reinforcement for concrete structures. Federation Internationale du Béton (2019).
- ACI 440.2R-17. Guide for the Design and Construction of Externally Bonded FRP Systems for Strengthening of Concrete Structures. ACI Committee 440, American Concrete Institute (2017).
- CAN/CSA S806-12(R2017). Design and construction of building structures with fibre-reinforced polymers. (2017).
- CNR-DT 200\_R1/2013. Guide for the Design and Construction of Externally Bonded FRP Systems for Strengthening Existing Structures. Consiglio Nazionale delle Ricerche. (2013).

Aunque esta técnica sea útil, el modo de rotura crítico para este tipo de refuerzo consiste en la pérdida de adherencia prematura entre el material de refuerzo y el hormigón. Esta pérdida de adherencia se localiza en zonas donde hay discontinuidades tales como en los extremos del refuerzo y en fisuras existentes dentro de la longitud de adherencia, donde se puede generar una alta concentración de tensión a cortante [56-58].

### **2.3.2. Refuerzo con FRPs insertados en el recubrimiento (NSM FRP)**

La técnica de refuerzo mediante NSM FRP es una alternativa a la técnica EBR FRP. Esta técnica consiste en la instalación de barras (de sección transversal cuadrada o redonda) o láminas (de sección transversal rectangular) de FRP insertadas y adheridas en una ranura materializada en el recubrimiento de la sección de hormigón armado.

El proceso de instalación consiste en los siguientes pasos: 1. Abrir las ranuras en la superficie del hormigón que se tiene que reforzar utilizando una sierra radial; 2. Limpiar la ranura con el compresor de aire para eliminar el polvo generado durante el paso 1; 3. Limpiar el refuerzo FRP con un limpiador de superficies como por ejemplo: acetona; 4. Preparar el adhesivo de acuerdo con las recomendaciones de su suministrador; 5. Rellenar la mitad de la ranura con el adhesivo y untar la superficie del refuerzo FRP con el mismo adhesivo; 6. Insertar el refuerzo FRP dentro de la ranura y presionar para asegurar que no quede ninguna zona sin adhesivo y que no se formen burbujas. Terminar de rellenar la ranura; 7. Eliminar el exceso de adhesivo y anivelar la superficie; 8. Esperar el tiempo de curación adecuado según las recomendaciones del suministrador.

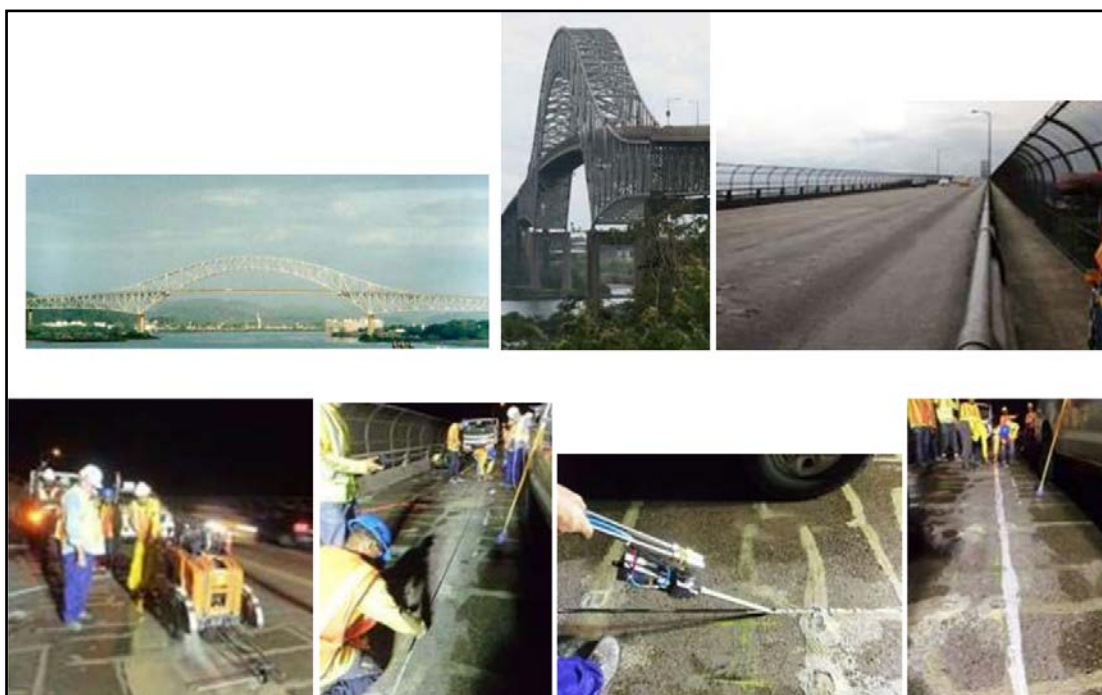
Aunque el uso de barras de FRP para esta técnica es muy reciente, desde los años cuarenta, las barras de acero NSM se han utilizado en Europa para el refuerzo de estructuras de hormigón armado. La aplicación más antigua que se ha encontrado es del 1949. El 1948, un puente de hormigón armado en Suecia experimentó un asentamiento excesivo durante su construcción,

por lo que fue necesario aumentar la capacidad del momento negativo haciendo unas ranuras en la superficie, rellenándolas con mortero de cemento e incrustando barras de acero en ellas [18].

La normativa que regula esta técnica es:

- ACI 440.2R-17. Guide for the Design and Construction of Externally Bonded FRP Systems for Strengthening of Concrete Structures. ACI Committee 440, American Concrete Institute (2017).

La aplicación de esta técnica no se limita al refuerzo de estructuras de hormigón, sino que también es efectiva para reforzar obra de fábrica o madera. En los últimos años se han hecho distintas intervenciones para reforzar elementos aplicando esta técnica NSM, como por ejemplo el refuerzo del puente de las Américas, en Panamá. Construido durante los años 1958-1962, el cambio de la normativa en carreteras implicó un mayor requerimiento en la carga a soportar. Como solución a esta nueva demanda de capacidad de carga, se propuso un refuerzo con barras de CFRP adheridas al hormigón con la técnica NSM.



**Figura 2.11.** Puente de las Américas (Panamá) durante el proceso de refuerzo. Imágenes del artículo presentado en el congreso de París (CICE 2018) [59]

### 2.3.3. Comparativa entre EBR FRP y NSM FRP

Aunque la técnica EBR FRP reúna un gran número de aplicaciones, tiene algunas limitaciones prácticas. La principal limitación es la pérdida de adherencia prematura entre el hormigón y el refuerzo FRP [60]. Además, al ser una adhesión externa, aplicada directamente en la superficie

de los elementos a reforzar, el refuerzo está expuesto a posibles daños ocasionados por efectos ambientales o vandalismo. Por lo que la técnica NSM parece ser más atractiva.

Con la técnica NSM, se mejora el comportamiento adherente al aumentar la superficie de contacto, por lo que es más eficaz en el refuerzo de flexión y a cortante [9,61,62]. Además, no es necesaria ninguna preparación superficial complementaria, solo la ejecución de la ranura y el refuerzo queda más protegido de los agentes externos al quedar embebido en el elemento estructural. Sin embargo, aunque el comportamiento adherente de la unión sea mejor comparado con el de la técnica de refuerzo externo (EBR), éste depende de diversos factores ligados a las propiedades de los tres constituyentes que forman la unión (FRP, adhesivo y hormigón) por lo que es necesario un estudio exhaustivo para obtener datos para la comprender el comportamiento de la unión. Estos factores que son claves en el diseño de los elementos reforzados con la técnica NSM con materiales compuestos son: la superficie y las dimensiones de la ranura, las propiedades del hormigón, el tipo de adhesivo, las propiedades del elemento de refuerzo y el tratamiento de su superficie y la longitud de adherencia [10, 28, 63,64].

Para concluir este apartado de técnicas de refuerzo del hormigón con FRP, todo parece indicar que la técnica de refuerzo NSM puede representar una alternativa interesante a la técnica EBR. Sin embargo, se debe tener en cuenta que el proceso de instalación del refuerzo en el sistema NSM es crucial para conseguir su eficacia: el proceso de colocar barras o láminas en la ranura con el adhesivo y la curación del adhesivo es más sensible que en el caso del sistema EBR [63].

## 2.4. Modos de rotura

### 2.4.1. Modos de rotura a nivel estructural

De acuerdo con la revisión de la literatura, en elementos de hormigón armado reforzados con la técnica NSM FRP se han observado los siguientes modos de rotura [14]:

- **Rotura del hormigón por compresión antes de la fluencia del refuerzo de acero:**  
En este modo de rotura el hormigón alcanza su deformación por aplastamiento antes que la deformación longitudinal del acero llegue al punto de fluencia. Este tipo de rotura es frágil y no deseable [65].
- **Fluencia del acero en tensión seguido de una rotura del hormigón:**  
Este modo de rotura se presenta cuando el área de FRP es suficiente para generar una carga de tracción mayor que la que puede aguantar la estructura de hormigón armado. Este tipo de rotura es preferible porque proporciona una advertencia de falla y conduce a un tipo de falla dúctil [65].

- **Rotura del refuerzo FRP antes que de la fluencia del acero:**

En este modo de rotura el refuerzo FRP alcanza su resistencia a tracción límite. Suele ocurrir cuando la longitud de adherencia es muy larga y la sección del refuerzo, pequeña. Debido a que la sección transversal de las láminas de refuerzo de FRP es menor que la de las barras de FRP, es más probable que este tipo de rotura aparezca cuando el refuerzo sea con láminas que con barra [66]. Es una de las roturas menos deseables porque se produce de golpe y de manera violenta [14].
- **Fluencia del acero en tensión seguido de la rotura del refuerzo FRP:**

En este modo de rotura se usa la capacidad total del acero y proporciona cierta ductilidad ya que el acero tiene la propiedad de fluir después de alcanzar el límite elástico. Aún después de la fluencia del acero, la contribución del refuerzo FRP proporciona cierta rigidez a la flexión. En este caso, el modo de rotura es frágil debido al comportamiento de FRP que es linealmente elástico hasta su rotura, comparado con la rotura de las típicas vigas de hormigón armado con un refuerzo insuficiente [65].
- **Pérdida de adherencia del refuerzo FRP:**

En este modo de rotura puede ocurrir cuando el sistema de refuerzo no alcanza su capacidad total debido a la aparición / propagación de fisuras por cizallamiento y/o flexión, o debido a una alta concentración de tensión cerca de los extremos del refuerzo de FRP [22]. Este modo de rotura se puede observar tanto en aplicaciones de refuerzo por cizallamiento como por flexión. Este tipo de rotura es indeseable porque es muy frágil y se produce de manera repentina [65, 67].
- **Delaminación por tensión/tensión cortante en el recubrimiento del hormigón:**

En este modo de rotura se produce cuando el elemento de hormigón no puede sostener la carga del refuerzo de FRP. Aunque es un tipo de rotura repentino e indeseable, se puede prevenir limitando la tensión máxima permitida en el refuerzo de FRP [65].
- **Desprendimiento de la capa del adhesivo**

En este modo de rotura suele ocurrir debido a tensiones elevadas que provocan la falla en el adhesivo adyacente a la interfaz FRP – adhesivo. Por lo que la ruptura se produce alrededor del refuerzo de FRP [9]. Estas tensiones pueden ser radiales para barras o cortantes para láminas. Este modo de rotura tampoco es deseable.

En situaciones prácticas de diseño, para aumentar la probabilidad de rotura en el elemento de hormigón antes que se produzca la rotura de la unión o del elemento de refuerzo de FRP, la deformación máxima del refuerzo de FRP se limita a un valor del 70% respecto la deformación por tracción máxima garantizada por el fabricante [68].

De acuerdo con todos los modos de rotura presentados anteriormente, el modo de rotura deseado, porque proporciona una gran advertencia de rotura, es la fluencia del acero en tensión seguido de una rotura del hormigón.

#### **2.4.2. Modos de rotura a nivel local**

En el sistema de refuerzo NSM, dada la coexistencia de tres constituyentes (refuerzo, adhesivo y hormigón), existen dos interfaces y una larga variedad de modos de rotura [13,22,69,70]. A pesar de que el fenómeno de pérdida de adherencia es un problema de fractura interfacial por naturaleza [71], los diferentes modos de rotura se pueden clasificar en dos grandes categorías: separación interfacial o descohesión del material [22]. La primera categoría corresponde a la pérdida de adherencia gobernada por las propiedades adhesivas de los constituyentes de la unión. La segunda categoría engloba todos los modos de rotura que se producen dentro de alguno de los materiales de la unión. Las roturas interfaciales dependen del grado de confinamiento transversal, de la longitud de adherencia y de los mecanismos de unión entre refuerzo de FRP - adhesivo y/o adhesivo - hormigón. En cambio, la rotura cohesiva depende del grado de confinamiento transversal y de las propiedades mecánicas a cortante de los constituyentes [22].

Una de las primeras clasificaciones de los diferentes modos de rotura de la unión NSM FRP para refuerzo con barra se puede encontrar en [9]. La Figura 2.12 resume gráficamente la clasificación propuesta, que incluye: a) y b) rotura interfacial entre barra y adhesivo; c) rotura interfacial entre barra y adhesivo con rotura cohesiva dentro de la capa del adhesivo; d) rotura interfacial entre adhesivo y hormigón; e) rotura interfacial entre adhesivo y hormigón con rotura cohesiva dentro de la capa de hormigón; f) desprendimiento de la capa inferior del adhesivo sin rotura de la capa de hormigón; g) rotura de la capa del adhesivo y rotura del hormigón en planos inclinados; h) rotura no visible de la capa del adhesivo y rotura del hormigón en planos inclinados.

Estos mismos modos de rotura fueron observados por [69-70], además de rotura de la capa del adhesivo y del hormigón acompañado del desprendimiento de la barra de refuerzo FRP y rotura de la barra FRP [70].

Según [9] todos estos modos de rotura se pueden agrupar en tres grandes grupos: i) interfacial barra – adhesivo que corresponde a los modos a), b) y c); ii) interfacial adhesivo – hormigón que corresponde a los modos d) y e); y iii) desprendimiento de la capa del adhesivo que corresponde a los modos f), g) y h).

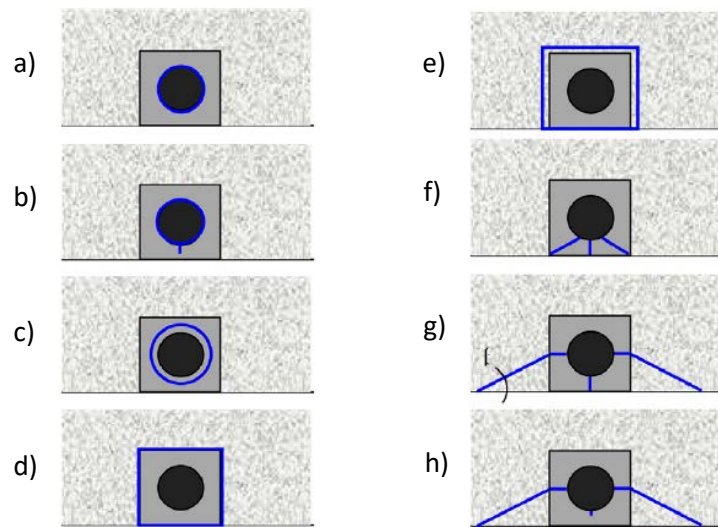


Figura 2.12: Modos de rotura según [9]

Los modos de rotura a) y b) de la Figura 2.12 suelen producirse cuando la superficie de la barra es lisa o con poca rugosidad, provocando esto que el mecanismo de fricción no sea suficiente para evitar la pérdida de adherencia entre barra y adhesivo [72], es decir, la tensión de adherencia es superior a la resistencia a cortante interlaminar de la barra [69]. Estos modos pueden ir acompañados por un desprendimiento del adhesivo/hormigón [69]. El modo de rotura c) suele observarse en los refuerzos con una superficie rugosa. Este modo se produce cuando se supera la tensión tangencial del adhesivo [9]. El modo de rotura d) aparece cuando la ranura es pre-formada y la superficie de la barra tiene un alto coeficiente de rugosidad [9, 69]. El modo de rotura e) se puede identificar observando la superficie del bloque del adhesivo, el cual tiene partículas de hormigón en su superficie [69]. Los modos de rotura f), g) y h) se consideran el mismo tipo de rotura, fallo por desprendimiento de la capa del adhesivo. Este tipo de rotura es debido a la componente radial de la tensión de adherencia de la barra que se equilibra con la tensión a tracción circunferencial de la capa del adhesivo. El hormigón adyacente a la ranura está también afectado por esta tensión a tracción, de manera que cuando ésta alcanza la resistencia a tracción del hormigón se produce la rotura, provocando la fractura a lo largo de unos planos inclinados [9, 69]. Este modo de rotura suele aparecer cuando la longitud de adherencia de las barras es grande [69]. Por último, [9] comenta que el modo de rotura de la barra nunca fue observado en sus ensayos experimentales.

Según [70], el nivel de daño por fractura en el hormigón y en el adhesivo pasa por diferentes etapas. Empieza por agrietamiento, después hay un desprendimiento y, finalmente, una rotura. El agrietamiento se define como la formación de líneas de rotura parciales en la capa del adhesivo o del hormigón. El desprendimiento se produce cuando la fisura se propaga y parte de la sección se separa sin romperse en pedazos. La rotura se define como la completa rotura de las secciones en pedazos. Por lo que en los grupos i) y ii) el daño sería por agrietamiento y en el iii) por desprendimiento y rotura.

Similar a la clasificación propuesta en [9], la Figura 2.13 muestra la clasificación propuesta en [22]. En esta clasificación se considera rotura interfacial entre barra FRP y adhesivo, cuando la superficie de la barra FRP no tiene adherido ninguna partícula de adhesivo y se considera rotura interfacial entre adhesivo y hormigón, cuando la superficie del adhesivo no tiene ninguna partícula de hormigón adherida [22,69]. Este tipo de roturas muchas veces van acompañados de fenómenos como desprendimiento de la capa de adhesivo y/o de hormigón [22, 69]. Si estos se producen pueden considerarse como roturas interfaciales. La rotura de los nervios de las barras FRP también se puede considerar del primer grupo de la clasificación. Se considera rotura cohesiva del adhesivo cuando el hormigón no se ve dañado. En cambio, en el caso de rotura cohesiva del hormigón, el adhesivo se ve afectado debido a la explosión del hormigón cuando éste se rompe [22, 56].

<b>INTERFACIAL</b>	<b>FRP/Adhesivo</b>
	La superficie del refuerzo de FRP no tienen partículas de adhesivo.
	<b>Adhesivo / Hormigón</b>
	La superficie del adhesivo no tiene partículas de hormigón
<b>COHESIVA</b>	<b>Rotura del refuerzo FRP</b>
	<b>Rotura en la capa del adhesivo</b>
	La capa de hormigón no está dañada
	<b>Rotura en la capa del hormigón</b>
	El hormigón está dañado y el adhesivo afectado como resultado de la explosión producida por la rotura del hormigón
	De acuerdo con [22] y [56], cuando el modo de rotura se produce en la capa del hormigón, aparecen fisuras en la capa del adhesivo.

**Figura 2.13:** Clasificación de los modos de rotura según [22]

Cabe remarcar que aunque exista una clasificación de los diferentes modos de fallo, es muy poco probable que la rotura de la unión en un ensayo de laboratorio corresponda exclusivamente a uno de ellos, ya que normalmente aparecen distintos modo de rotura. Esto hace que en algunos casos sea difícil definir cuál es el modo de rotura dominante [22].



De acuerdo con [22], los modos de rotura cambian con el incremento de la longitud de adherencia. De esta manera, en las uniones con una longitud de adherencia pequeña se producen roturas interfaciales, mientras que para longitudes grandes, estas roturas pasan a ser cohesivas. Según [38, 73], la carga máxima pull-out cuando la rotura es cohesiva es mayor que cuando la rotura es interfacial adhesivo – hormigón, y ésta mayor que cuando la rotura es interfacial barra FRP – adhesivo. Según [56], la rotura cohesiva de la barra FRP se produce cuando la longitud de adherencia es extremadamente larga.

## 2.5. Unión entre FRP y hormigón

### 2.5.1. Factores que afectan a la unión NSM

De acuerdo con la bibliografía existente, la adherencia en elementos reforzados con NSM FRP puede verse influenciada por las propiedades mecánicas de los materiales utilizados (FRP, adhesivo y hormigón) y por la geometría del sistema de refuerzo (dimensiones y superficie de la ranura, la longitud de adherencia del refuerzo, el tipo de adhesivo, el tratamiento superficial de la barra y sus características, el recubrimiento del refuerzo FRP, el tipo de fibra de refuerzo de la barra y el diámetro de ésta) [10,12,22,23,27,28,69,70,73,74]. Adicionalmente a estos factores más intrínsecos de la unión, la adherencia también puede verse afectada por la tipología de carga y su duración, así como por las condiciones ambientales a las que la unión se encuentre expuesta.

#### 2.5.1.1. Longitud de adherencia

Existen varios estudios que investigan el efecto de la longitud de adherencia de la unión. De estos estudios se concluye que el incremento de la longitud de adherencia provoca un aumento en la carga máxima de pull-out [23,27,28,56,69,73,74,76,78] y de la deformación unitaria correspondiente al punto de carga máxima [22,79], así como un incremento de la resistencia al fallo por adherencia del elemento reforzado [66,74]. Estos incrementos en la carga máxima de pull-out vienen acompañados por una disminución del valor de tensión media de adherencia, debido básicamente a la distribución no uniforme de las tensiones de adherencia a lo largo de la longitud de adherencia [22,79].

Según [28], cuando el refuerzo es una barra, si la longitud de adherencia incrementa y las dimensiones de la ranura se mantienen constantes, la carga máxima aumenta.

Cabe remarcar que existe un valor de longitud de adherencia a partir del cual no se obtiene ninguna mejora en la capacidad de la unión, es decir, que un incremento de la longitud de adherencia no provoca ningún aumento de la carga máxima [73]. Este valor de longitud de adherencia se conoce como longitud efectiva de adherencia [73,28,29]. La determinación de



este límite es estudiado por varios investigadores, por ejemplo, en el caso de barra de sección circular de CFRP, [29] propone que la longitud efectiva es igual a 5 veces el diámetro del refuerzo y [78] 9.1 veces. Para barras de sección rectangular de CFRP [73] y barras de sección circular de GFRP [80] se sugiere el valor de 200 mm como longitud límite.

### 2.5.1.2. Dimensiones y superficie de la ranura

La técnica utilizada para formar la ranura donde se ubica el refuerzo NSM FRP también ha mostrado tener influencia en el modo de rotura. Una ranura pre-conformada se caracteriza por tener superficies lisas que suelen derivar en una rotura interfacial adhesivo – hormigón. En cambio, si la ranura es materializada después de la fabricación del bloque de hormigón, se consigue una ranura con superficies rugosas, por lo que el coeficiente de fricción es mayor que en el caso de superficies lisas. Como resultado, la probabilidad de que se produzca el modo de rotura interfacial adhesivo – hormigón disminuye [23].

El incremento de las dimensiones de ranura provoca un incremento de la carga máxima [81]. Otros autores como [70] hacen un estudio de cómo afecta el incremento de las dimensiones en función del tipo de acabado superficial de los refuerzos FRP. Cuando el refuerzo tiene un acabado arenoso, corrugado o con nervadura, el incremento de las dimensiones de la ranura/deformación da lugar a un incremento de la carga máxima, en cambio, cuando el acabado es liso o rugoso, la carga máxima disminuye.

Según [70] el incremento de la ranura muestra un efecto insignificante en el modo de rotura de la probeta, en cambio, [56] comenta que la reducción de las dimensiones de la ranura cambia el modo de rotura de cohesiva en la capa del hormigón a cohesiva en la capa del adhesivo.

Cuando el modo de rotura es cohesivo en la capa de adhesivo, si se incrementan las dimensiones de la ranura, la tensión de adherencia en la interfaz barra – adhesivo incrementa [23], en cambio si el modo de rotura es interfacial hormigón – adhesivo, la tensión de adherencia en la interfaz barra – adhesivo disminuye según [23] y aumenta según [28,29].

El aumento de las dos dimensiones: profundidad y anchura, no afecta de la misma forma al comportamiento de la unión. Si la profundidad aumenta y la anchura no varía, la carga máxima aumenta, ya que el refuerzo queda más confinado, mejorando así el comportamiento de la unión [10,73]. En cambio, si el incremento se produce en la anchura de la ranura y la profundidad no varía, la carga máxima disminuye, por lo que el incremento de la ranura tiene un efecto negativo en el comportamiento de la unión [10]. Por este motivo es necesario cumplir unas dimensiones mínimas de ranura. ACI Guide recomienda que las dimensiones de la ranura sean como mínimo de 1.5 o 2 veces el diámetro de la barra. Según [39] para evitar el desprendimiento de la capa de adhesivo es necesario que las dimensiones de la ranura sean

iguales o mayores a 1.5 veces el diámetro de la barra, sin embargo [72,83] observaron el fenómeno de desprendimiento del adhesivo en sus probetas que cumplían con la condición anterior. Según [70], cuando mayor sea la ratio entre las dimensiones de la ranura y las dimensiones del refuerzo, más espesor de adhesivo habrá, por lo que la resistencia de unión mejorará.

Por último, según [82], una gran ratio entre las dimensiones de la ranura combinada con una alta resistencia del adhesivo y un buen confinamiento transversal del hormigón, mejoran la resistencia de la unión.

### 2.5.1.3. Tipos de adhesivo

El adhesivo es un factor clave en el sistema de refuerzo de estructuras de hormigón armado con FRP, para una transferencia de carga eficiente entre el hormigón y el refuerzo FRP. Los dos tipos de adhesivo más utilizados son: epoxi y mortero de cemento tipo “grout”. El adhesivo tipo epoxi es más usado que el mortero de cemento porque tiene una mejor capacidad de unión respecto al mortero de cemento [25,88]. Este último presenta una baja resistencia mecánica y el tiempo de curación es más elevado que en el epoxi. Sin embargo, tiene una buena resistencia a las altas temperaturas por lo que lo hace útil para aplicaciones bajo condiciones de temperatura elevada [10,22,82]. Cuando la temperatura es superior a 70 °C, el adhesivo epoxi pierde sus propiedades de adherencia [85], también tiene poca resistencia a los rayos UV [87] y poca permeabilidad, por lo que no se usa en superficies húmedas [84,87].

En la campaña experimental de [15], utilizó láminas rugosas de CFRP unidas con diferentes adhesivos: innovador adhesivo cementoso no polimérico autocompactante de alta resistencia (IHSSC-CA), adhesivo de base de cemento de polímero y adhesivo epoxi. El adhesivo IHSSC-CA es un nuevo adhesivo que fue desarrollado recientemente como alternativa del adhesivo epoxi [15]. El uso de los adhesivos epoxi tiene importantes inconvenientes debido a la liberación de humos tóxicos durante el curado, que pueden causar irritación y eccema en la piel humana y además, es muy inflamable [84]. Según los resultados de [15], el innovador adhesivo (IHSSC-CA) es el más fácil de utilizar para los sistemas NSM por su facilidad de trabajar, tienen una alta resistencia de adherencia por lo que se puede considerar un buen competidor del adhesivo epoxi y tiene un comportamiento más dúctil lo que conlleva que la resistencia de la unión vaya disminuyendo gradualmente después de haber alcanzado la resistencia máxima de ésta.

La resistencia a cortante del adhesivo tiene una gran influencia sobre la capacidad de la unión [89] por lo que si la resistencia del adhesivo es elevada, se incrementa la resistencia de la unión [70].

#### 2.5.1.4. Propiedades del refuerzo FRP

El tipo de FRP, así como el acabado superficial, tienen un papel importante en el comportamiento de la unión. El tipo de fibra utilizado afecta a la carga máxima. Según [56,63,72,90] la carga máxima alcanzada con un refuerzo de CFRP es mayor que en un refuerzo de GFRP y ésta mejor que en uno de BFRP. Eso se debe a que la rigidez de la fibra de basalto es menor que la de la fibra de carbono.

Comparando los tipos de sección transversal de los refuerzos: láminas, barras de sección circular y barras de sección rectangular, los más eficientes son las láminas debido a su mayor ratio entre perímetro y sección, seguidos de las barras de sección rectangular y finalmente, las barras de sección circular [70,73]. Sin embargo, los resultados de los ensayos experimentales de [89] se produce una pérdida de adherencia prematura en el refuerzo laminar entre el adhesivo y el refuerzo FRP, dando lugar a una carga máxima del 30% menor que la carga máxima en barras de sección circular. Esta pérdida de adherencia prematura fue observada en [91] pero no en [70,92].

Los refuerzos tipo barra de CFRP alcanzan una resistencia de unión mayor y menos deslizamiento que en las barras de GFRP, debido a la rigidez axial del refuerzo [70].

La carga máxima que puede soportar un sistema de refuerzo FRP, también está influenciada por el tipo de acabado superficial de los refuerzos. Según [70], la carga máxima alcanzada con un acabado superficial rugoso es menor que la del refuerzo con una superficie arenada y ésta menor que la del refuerzo corrugado. Esto se debe al incremento del bloqueo mecánico (fricción) que se produce entre el adhesivo y el refuerzo de FRP con la superficie corrugada. En esta misma línea, [25,88] recomienda el uso de barras corrugadas y con nervadura y envoltura helicoidal de CFRP para minimizar el efecto de pérdida de adherencia entre el refuerzo FRP y el adhesivo. [89] muestra la eficacia para prevenir el deslizamiento entre el refuerzo FRP y el adhesivo con los acabados superficiales de los refuerzos: rugoso, arenoso y con nervadura y envoltura helicoidal. Estos dos últimos dan mejores resistencias locales de unión.

Los acabados superficiales rugosos en láminas y barras de sección circular dan lugar a una rotura del hormigón combinado con una rotura y desprendimiento de la capa del adhesivo. Cuando se produce una pérdida de adherencia prematura no se observan fisuras ni en el hormigón ni en el adhesivo hasta un 60 – 80% de la carga máxima [89].

Los acabados superficiales lisos son los más propensos a romperse por la interfaz barra – adhesivo y no se producen repentinamente como pasa con los refuerzos con acabados rugosos [72,83].

La resistencia de adherencia depende de la rigidez axial. Sin embargo, el modo de rotura depende del acabado superficial de la barra y no de la rigidez axial. Por lo que un incremento

de la rigidez axial del refuerzo provoca un incremento de la carga máxima pull-out [63] y una disminución de la deformación en refuerzos FRP tipo barra de sección circular [22] en el punto de carga máxima, pero no afecta al modo de rotura. A partir de una rigidez axial de 8000 kN, aunque ésta incremente, la carga máxima se mantiene constante [63].

El diámetro de la barra de refuerzo FRP influye en el comportamiento de la unión provocando un incremento de la carga máxima pull-out y una disminución de la tensión media de adherencia debido al incremento del área entre la barra de refuerzo FRP y el adhesivo [23,24].

### 2.5.1.5. Resistencia del hormigón

El incremento de la resistencia característica del hormigón a compresión ( $f_{ck}$ ) provoca un incremento de la carga pull-out máxima si el modo de rotura es cohesivo en la capa de hormigón [10,23,93]. Sin embargo, si el modo de rotura no es en la capa de hormigón, la resistencia,  $f_{ck}$  no tiene ningún efecto sobre la carga máxima [10,93].

El efecto que tiene la resistencia  $f_{ck}$  sobre la carga máxima también depende del acabado superficial de la barra y de la longitud de adherencia. El acabado superficial hace variar el modo de rotura y la influencia de la resistencia  $f_{ck}$  es mayor cuando la longitud de adherencia es corta [94].

En el caso de refuerzo tipo lámina de CFRP, si el modo de rotura es interfacial entre el refuerzo y el adhesivo, el incremento de la resistencia  $f_{ck}$  muestra un efecto positivo sobre la tensión de adherencia local y la carga máxima [89]. Sin embargo, en los resultados experimentales de [79] muestran que la influencia de la resistencia  $f_{ck}$  sobre la carga máxima es menos apreciable y sobre la tensión de adherencia local, prácticamente menos apreciable.

Por último, parece ser que la resistencia  $f_{ck}$  no tiene ningún efecto sobre el deslizamiento del extremo cargado en el punto correspondiente a la carga máxima.

### 2.5.2. Tipos de ensayos de adherencia para refuerzo NSM

El ensayo más común para el estudio de la adherencia es el ensayo de pull-out. Dentro de esta categoría de ensayo, se pueden encontrar dos tipologías diferentes, como son el ensayo de pull-out directo (DPT, del inglés Direct Pull-out Test) y el ensayo de pull-out tipo beam-test. El ensayo tipo beam-test es el más representativo al comportamiento real de las estructuras reforzadas pero este método tiene algunos inconvenientes: (i) el tamaño de la probeta es muy grande, especialmente si se quieren estudiar longitudes de adherencia grandes; (ii) el control del deslizamiento es más complejo; (iii) difícil control durante la inspección de fisuras, sobretodo, al inicio del proceso de propagación de fisuras [9]. Con el ensayo DPT se solucionan

los inconvenientes anteriores y aunque el estado tensional al que se somete el hormigón en un ensayo de pull-out directo difiere del encontrado en realidad en los elementos de hormigón en la mayoría de sus aplicaciones, este ensayo ha sido ampliamente adoptado ya que se presenta como una solución simple y económica para la evaluación de la adherencia de la unión NSM FRP [25,56,63,73,82].

### 2.5.2.1. Ensayo pull-out directo

El ensayo pull-out directo es el más común para la caracterización del comportamiento adherente de la unión NSM FRP. En este tipo de ensayo (véase Figura 2.14), se aplica una carga al elemento de refuerzo FRP, de manera que se produce una transmisión de cargas del refuerzo al hormigón mediante la tensión de adherencia tangencial ( $\tau$ ). Como resultado de la carga monotónica creciente, se produce un deslizamiento relativo del refuerzo respecto del hormigón tanto en su extremo cargado ( $\Delta L$ ) como en su extremo libre ( $\Delta F$ ). El valor de la tensión de adherencia dependerá de los diferentes parámetros indicados en el apartado 2.5.1. Se debe destacar que siendo el ensayo de pull-out directo el más utilizado, no existe una configuración estandarizada, de manera que se pueden encontrar diferentes configuraciones en la bibliografía de referencia.

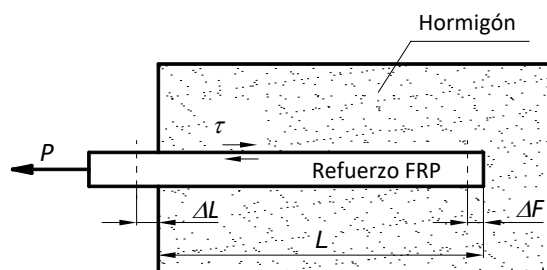
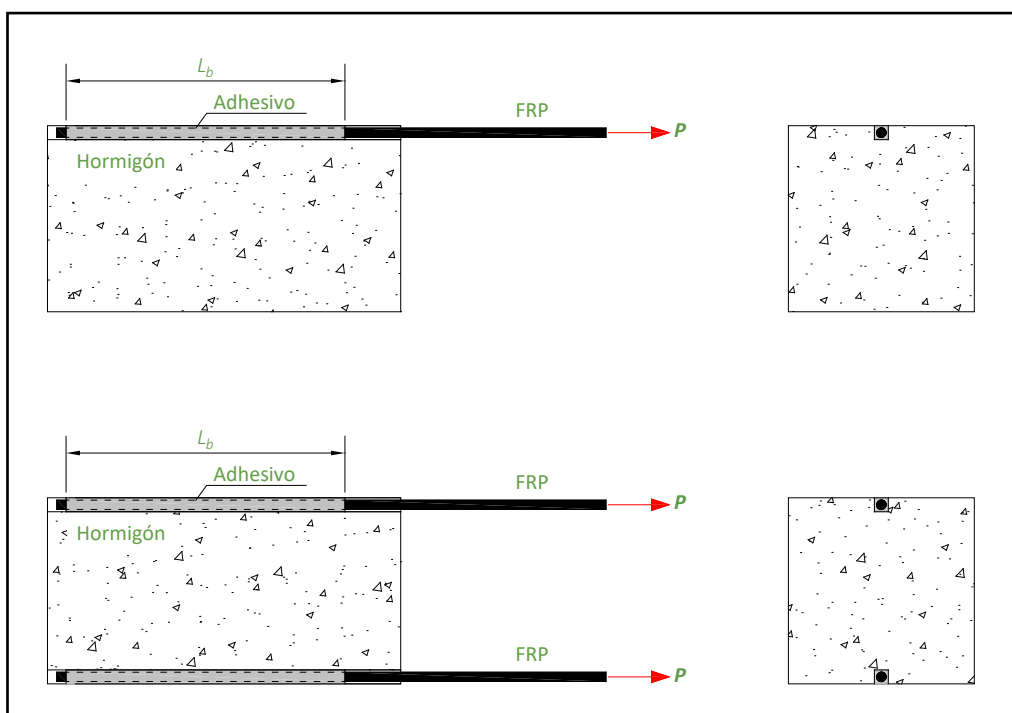


Figura 2.14: Ensayo pull-out

La Figura 2.15 presenta las distintas configuraciones de los ensayos pull-out que se utilizan en la actualidad: (i) Direct Pull-out Test (DPT) el cual se divide en dos subgrupos: single shear test (SST) y doble shear test (DST). La primera configuración (DPT), aparte de poder ser simple (SST) o doble (DST), se puede escoger entre tener el hormigón sometido a compresión o sometido a tracción, tal y como se muestra en la Figura 2.16. En la configuración a compresión, el bloque de hormigón tiene un soporte en la parte superior que hace que se mantenga confinado, en cambio en la de tracción no hay ninguna restricción en la parte superior. De acuerdo con [22], se espera que la carga máxima alcanzada con la configuración a compresión sea mayor que en el caso de tracción. Sin embargo, hay casos existentes donde los resultados de carga máxima son similares en las dos configuraciones [63,73] incluso cuando el hormigón presenta propiedades mecánicas pobres, en el caso de tracción. Esta similitud de carga máxima podría deberse principalmente a que en la configuración a tracción hay una zona del refuerzo no adherida al hormigón. Podría ser que esta zona provoque una resistencia a compresión al extremo superior del bloque de hormigón, limitando de alguna forma la diferencia entre la

configuración a tracción y a compresión [22]. El modo de rotura observado es distinto según la configuración. En los ensayos donde el hormigón está comprimido, la rotura es cohesiva dentro de la capa de hormigón que se caracteriza por una fina capa de hormigón adherida en el compuesto formado por el refuerzo de CFRP y el adhesivo. En cambio, cuando está sometido a tracción, la rotura es también cohesiva dentro de la capa de hormigón pero se caracteriza por una cuña que empieza desde el extremo descargado del refuerzo hasta el extremo cargado, tal y como se muestra en la imagen hormigón a tracción de la Figura 2.16.



**Figura 2.15** Configuración ensayos pull-out: single shear test (SST) y doble shear test (DPT)

El tipo de ensayo pull-out SST con el hormigón a compresión se ha utilizado en distintas ocasiones. En [28] ensayó probetas reforzadas con barras de fibra de carbono de 12 mm de diámetro con la técnica NSM. Aplicó una versión modificada del ensayo pull-out convencional y excéntrico. En las probetas de hormigón de 150x150x300 mm con ranura preformada se introdujeron unas láminas paralelas a la barra de refuerzo para interrumpir el falso campo de tensiones a compresión en diagonal que se genera entre la placa del extremo superior del bloque y el refuerzo. Entre la parte superior del hormigón donde se apoya la placa y el inicio del refuerzo adherido dejó una distancia de 10 mm para simular mejor una situación real. Este método de ensayo SST modificado es eficaz para la estudiar el comportamiento de la unión aportando datos fiables con un tamaño de probeta manejable. En [74] se ensayaron probetas de hormigón de 150x150x350 mm con ranura materializada manualmente “a posteriori” con la finalidad de conseguir hacer una caracterización preliminar de las propiedades de la unión con láminas de fibra de carbono unidas al bloque de hormigón con la técnica de refuerzo NSM para luego ser aplicadas en los ensayos de flexión de vigas. En estos ensayos se utilizaron dos láminas juntas para poder instalar galgas entre ellas y que éstas no influyesen con el

comportamiento interfacial, y a la vez, quedaran protegidas de la fricción entre elementos. Con el estudio se concluye que no existe una relación simple o directa entre el comportamiento de la unión observado en los ensayos SST y en el ensayo a flexión. En [82] se aplica el ensayo SST pero a diferencia de otros autores, solo se utilizan dos grandes bloques de hormigón de 1000x500x300 mm con distintas ranuras materializadas manualmente “a posteriori” en lugar de diferentes bloques con una única ranura para adherir el refuerzo en cada uno. Los refuerzos son barras de fibra de carbono de diámetro 8 mm. Se cree que los datos recopilados de los ensayos representan un buen apoyo para desarrollar un modelo analítico y numérico detallado del comportamiento de la unión de barras NSM. En [95] se estudia el efecto del recubrimiento con los ensayos SST. Los bloques de hormigón son de 300x180x350 mm y los refuerzos tipo láminas de fibra de carbono. En el extremo cargado también se deja una zona del refuerzo sin adherir. Los resultados indican que el ensayo es adecuado para estudiar el efecto del recubrimiento. En [56,96] utilizaron el ensayo SST pero la sección transversal de las probetas tenía forma de C. Este diseño especial fue introducido por [25] para evitar que la aplicación de la carga produjera excentricidades en el bloque de hormigón. Sin embargo, este diseño tiene dos inconvenientes: es necesario un nuevo diseño para cada profundidad de ranura y no es posible estudiar el efecto del recubrimiento debido a la cercanía de los bordes por la forma que tiene la probeta C. Adoptando este tipo de ensayo parece que es eficiente y que se obtienen resultados consistentes.

El tipo de ensayo pull-out SST con el hormigón a tracción se ha utilizado especialmente en los trabajos de [25,88] donde el bloque de hormigón tiene una sección transversal en C y la ranura preformada. La probeta de hormigón se sujetó por la base, pero, a diferencia de [56,96], no se colocó ninguna placa en el extremo superior, por lo que durante el ensayo el hormigón trabajó a tracción. La barra de refuerzo no estaba adherida desde el extremo superior del bloque, sino que se dejó un espacio sin adherir para evitar que se produjera algún tipo de rotura en el hormigón en esta zona. Con esta nueva probeta se consigue minimizar el problema de excentricidad, el tiempo de preparación y el uso de material [25].

Por último, en el tipo de ensayo pull-out DST se aprovechan dos caras del bloque de hormigón para adherir los refuerzos y aplicar la carga en los dos refuerzos a la vez. En [78] se utilizó este método. En los bloques de hormigón de sección 203x152 mm se adhirieron los refuerzos tipo barra de fibra de carbono de 8 y 11 mm. El estudio concluye indicando que: (i) este ensayo es adecuado para definir la carga de adherencia entre la barra y el adhesivo, y entre el adhesivo y el hormigón; (ii) la resistencia del hormigón no se aborda bien en este ensayo porque el bloque de hormigón está a compresión durante el ensayo, mientras que en la realidad estaría en tensión; (iii) los refuerzos con longitudes de adherencia largas funcionan mejor con este tipo de ensayo porque es menos probable que la rotura se produzca en el hormigón.

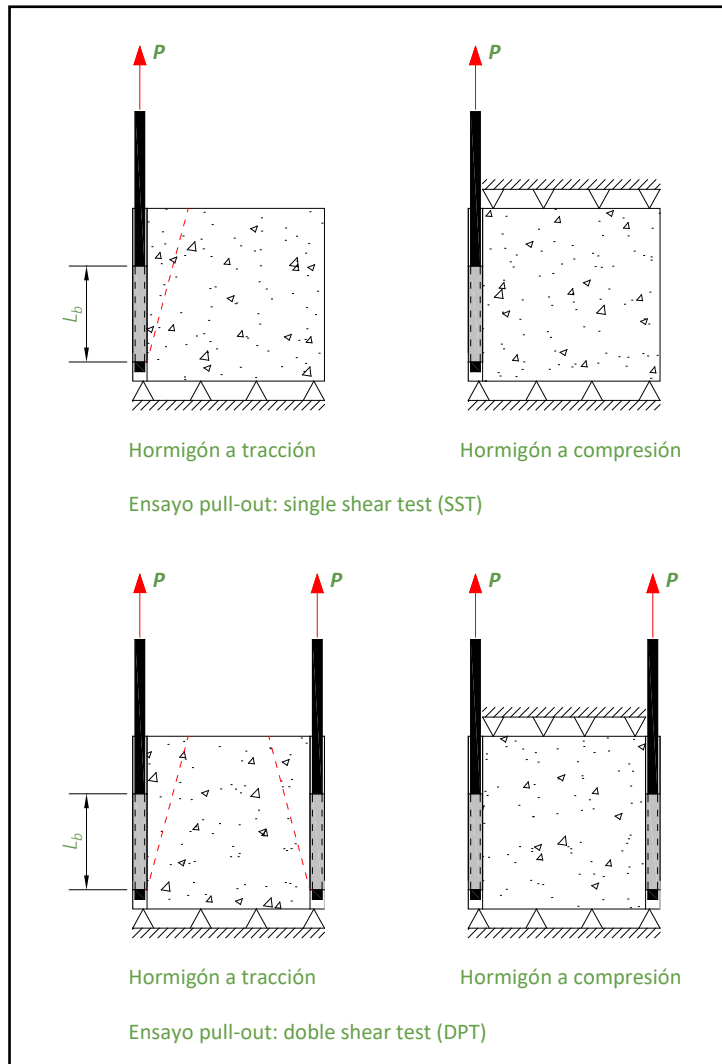


Figura 2.16 Configuración de los ensayos DPT

### 2.5.2.2. Ensayo Beam test

Según [97], este tipo de ensayo requiere de dos bloques de hormigón que se conectan entre sí mediante una rótula de acero en la parte de la sección a compresión y con un refuerzo FRP (barras o láminas) embebido en la ranura materializada en la parte a tracción de cada bloque de hormigón y adheridos con el adhesivo correspondiente. Normalmente, la longitud de adherencia del refuerzo es distinta en los dos bloques con el fin de provocar el fallo en uno de los lados. El conjunto se ensaya como una viga biapoyada mediante dos cargas puntuales, como se observa en el último esquema de la Figura 2.17. Esta configuración provoca que el refuerzo esté sometido a cargas de tracción, tal y como lo estaría en un elemento a flexión. En la mayoría de los casos, la aplicación de la carga se realiza mediante control por desplazamiento, con el objetivo de evitar un arranque brusco del elemento de refuerzo. Se



debe tener en cuenta que el control por desplazamiento no permite realizar un control directo sobre el deslizamiento del refuerzo respecto el hormigón.

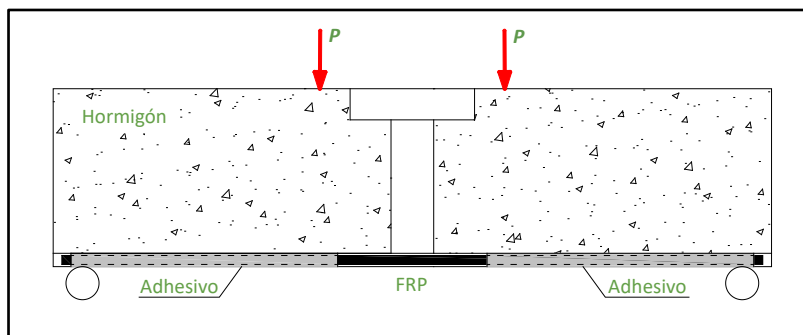


Figura 2.17 Configuración ensayo beam test

Aunque un ensayo de Beam test ofrece una representación más fidedigna del comportamiento adherente de elementos reales de hormigón armado reforzados (sobretudo porqué permite tener en cuenta el efecto de la curvatura), esta configuración de ensayos presenta grandes inconvenientes como, por ejemplo: las grandes dimensiones de las probetas que dificultan su manipulación, especialmente cuando se quieren ensayar longitudes de adherencia largas, la dificultad para controlar el inicio de las fisuras así como su propagación, y la dificultad de realizar el ensayo con control por deslizamiento [22]. Es por todo esto que raramente se utiliza este ensayo en la caracterización de la adherencia.

Aunque el tipo de ensayo Beam test es el más representativo del comportamiento real de las estructuras reforzadas [67] no existen muchos trabajos sobre éste. [77,79] se basaron con el método propuesto por [97] para evaluar la unión en barras de acero. En [77,79] se utilizaron dos bloques de sección rectangular 100x180x375 mm unidos entre sí y con la ranura materializada manualmente. El tipo de refuerzo fueron láminas de fibra de carbono de 1.4x100 mm y se estudiaron distintas longitudes de adherencia: 40, 60 y 80 mm. Con los resultados experimentales obtenidos de los ensayos y un modelo numérico desarrollado para solventar la ecuación diferencial de segundo orden que gobierna el deslizamiento, se obtuvieron los valores de la ley de tensión local – deslizamiento. En [27] aplicaron el ensayo Beam test utilizado en [77,79] pero con una sección transversal de los dos bloques de hormigón en forma de T invertida con una ranura materializada manualmente. El tipo de refuerzo utilizado fueron barras de fibra de carbono y de fibra de vidrio. Según [27] este tipo de ensayo de adherencia aplicado en su campaña experimental parece ser eficaz para la investigación del comportamiento de la unión. Brinda datos confiables mientras mantiene un tamaño de probeta manejable.

## 2.6. Modelos para determinar el comportamiento de la unión NSM FRP

Existen varios modelos para simular y predecir el comportamiento de la unión entre el refuerzo FRP y hormigón para la técnica de refuerzo EBR, pero en el caso de la técnica NSM los modelos existentes son más limitados. La mayoría de estos modelos se basan en la relación tensión de adherencia – deslizamiento determinada a partir de los datos experimentales de los ensayos de adherencia [23]. Algunos de ellos son derivados basándose en los datos experimentales de ensayos DPT [98], mientras que otros están basados en resultados experimentales obtenidos de los ensayos Beam test [23,76]. La relación tensión de adherencia – deslizamiento puede ser determinada de tres maneras diferentes [99]:

1. Basándose en la lectura directa de las deformaciones unitarias registradas por galgas extensométricas instaladas en la superficie del refuerzo de FRP a lo largo de la longitud de adherencia [100-102]. Este método puede ocasionar problemas debido a los errores experimentales, ya que el proceso de instrumentación con galgas del refuerzo de FRP es una tarea complicada. Además, dándose el caso que las lecturas de galgas corresponden a registros de deformación local, puede existir mucha dispersión en los resultados obtenidos.
2. Basándose en un modelo de elementos finitos que se alimente de datos experimentales, como por ejemplo, la distribución de deformaciones unitarias a lo largo de la longitud de adherencia del refuerzo FRP [66,103].
3. Basado en la respuesta global carga pull-out – deslizamiento de la unión [104].

Existen diferentes propuestas para la relación tensión de adherencia local – deslizamiento. [105] hizo una extensa investigación experimental con barras de fibra de vidrio y propuso un nuevo modelo explícitamente para aplicar en barras de refuerzo FRP. [106-108] aplicaron el modelo “Eligehausen, Popov and Bertero”, más conocido como BPE, para el refuerzo interno con barras de acero [109], para barras de FRP. Este modelo es el que sigue el código [8] y, tal y como se muestra en la Figura 2.18, describe la curva en cuatro etapas: una primera zona ascendente seguida por una meseta tras la que se inicia una zona descendente para llegar finalmente a la zona de fricción residual. En [110] se propone una alternativa al modelo BPE en la que se elimina la segunda etapa (meseta). Como alternativa, [108] proponen un nuevo modelo, conocido como CMR, que se presenta como una alternativa al modelo BPE. Este nuevo modelo parte de la idea que muchos de los problemas estructurales se producen dentro del estado en servicio por lo que sólo es necesario modificar la parte ascendente de la curva tensión de adherencia – deslizamiento. Según [111], el modelo de Malvar 1994 [105] es capaz de reproducir la curva constitutiva tensión de adherencia local – deslizamiento mediante una única ecuación, pero esto limita su fiabilidad para modelizar la zona ascendente del gráfico, en comparación con los modelos BPE y CMR.

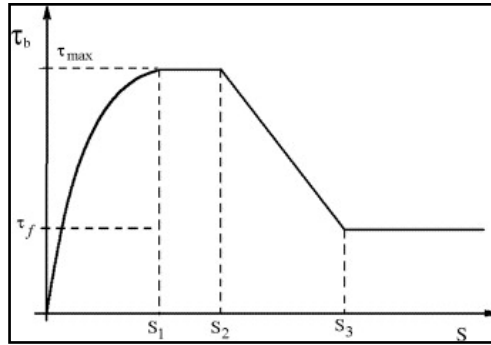


Figura 2.18: Modelo BPE [109]

Tras varios estudios experimentales y teóricos, algunos autores como [112-114] concluyen que un modelo bilineal como el presentado en la Figura 2.18, aun siendo un modelo simplificado, se aproxima a los valores experimentales de tensión local. Este modelo define una relación tensión de adherencia – deslizamiento en dos etapas (ver Figura 2.19). La primera corresponde a la zona elástica donde la unión no presenta daño alguno. En la segunda etapa se empiezan a producir microfisuras, sin embargo, la transferencia de carga por medio de la tensión de adherencia es aún posible ya que los materiales adherentes de la unión no están completamente dañados. Finalizada esa segunda etapa, se asume que la unión está localmente dañada por la presencia de macrofisuras interfaciales, impidiendo esto la transmisión de cargas en esa zona dañada.

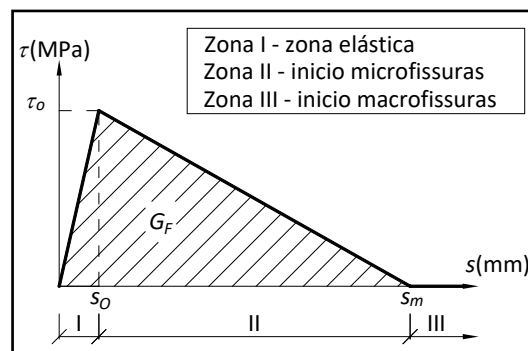


Figura 2.19: Modelo bilineal [105]

$$\tau(x) = \begin{cases} \frac{\tau_o}{s_o} \cdot s, & 0 \leq s \leq s_o \\ \frac{\tau_o}{(s_m - s_o)} \cdot (s_m - s), & s_o \leq s \leq s_m \\ 0, & s > s_m \end{cases} \quad (2.1)$$

Donde  $\tau_o$  y  $s_m$  representan la tensión de adherencia máxima y el deslizamiento relativo máximo, y  $s_o$  corresponde al deslizamiento relativo en el pico máximo de tensión de adherencia de la gráfica.

Asumiendo una similitud entre los fenómenos de adherencia para refuerzo interno y externo, [112] proponen una curva de tensión de adherencia – deslizamiento también bilineal. Este modelo se compone de una primera etapa ascendente (zona I – elástica) tiene forma parabólica y la descendente (zona II) continúa siendo lineal (ver Figura 2.20).

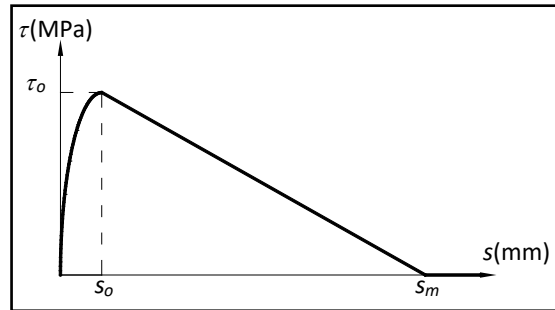


Figura 2.20: Modelo bilineal [112]

$$\tau(x) = \begin{cases} \tau_o \left(\frac{s}{s_o}\right)^{0.4}, & 0 \leq s \leq s_o \\ \frac{\tau_o}{(s_m - s_o)} \cdot (s_m - s), & s_o \leq s \leq s_m \\ 0, & s > s_m \end{cases} \quad (2.2)$$

Como alternativa, [25] proponen un modelo basado en el BPE con una modificación en la zona descendente, pasándola de lineal a parabólica, tal y como se muestra en la Figura 2.21 y la Ecuación (2.3).

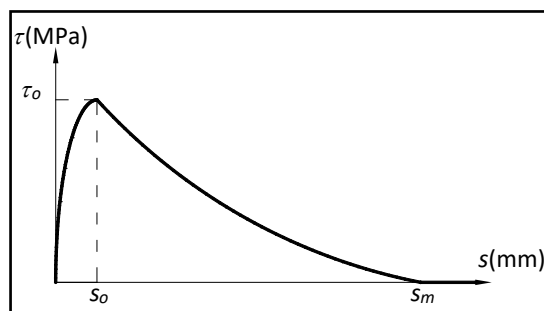


Figura 2.21: Modelo bilineal BPE modificado [25]

$$\tau(x) = \begin{cases} \tau_m \left(\frac{s}{s_o}\right)^\alpha, & 0 \leq s \leq s_{LM} \\ \tau_m \left(\frac{s}{s_o}\right)^{-\alpha}, & s_{LM} \leq s \leq s_{LO} \\ 0, & s > s_{LO} \end{cases} \quad (2.3)$$

Para entender la importancia de una correcta definición de la curva de tensión de adherencia-deslizamiento, se debe observar que ésta es necesaria para la resolución analítica mediante

elementos finitos del problema de la adherencia. La ecuación gobernante que describe el comportamiento adherente en NSM FRP se puede expresar como [114, 115]:

$$\frac{d^2s(x)}{dx^2} - \left[ \frac{1}{A_b \cdot E_b} + \frac{1}{A_c \cdot E_c} \right] \cdot L_{per} \cdot \tau(s(x)) = 0 \quad (2.4)$$

Donde  $A_b$  es el área de la sección transversal del refuerzo FRP,  $E_b$  es el módulo de elasticidad del refuerzo FRP,  $A_c$  es el área de la sección transversal del hormigón,  $E_c$  es el módulo de elasticidad del hormigón,  $L_{per}$  es la longitud del perímetro del área de rotura y  $\tau(s)$  es la ecuación de la tensión de adherencia según la ley de tensión de adherencia-deslizamiento. Debe notarse que muchos de los trabajos existentes desprecian la deformación del hormigón en sus soluciones analíticas [25,27,28,116,117], con lo que la ecuación diferencial que gobierna el comportamiento adherente se expresa como:

$$\frac{d^2s(x)}{dx^2} - \frac{L_{per}}{A_b \cdot E_b} \cdot \tau(s(x)) = 0 \quad (2.5)$$

Las Ecuaciones (2.4) y (2.5) son válidas bajo las siguientes hipótesis: i) comportamiento elástico y lineal del hormigón y del refuerzo; ii) adherencia perfecta entre hormigón y refuerzo FRP; iii) espesor y ancho de los adherentes constantes a lo largo de la unión; iv) desestimación de los efectos de flexión en ambos adherentes; y v) asunción de distribución uniforme de las tensiones normales en la sección transversal de refuerzo.

Para solucionar las Ecuaciones gobernantes (2.4) y (2.5) se necesita una relación apropiada entre tensión de adherencia – deslizamiento, entre la interfaz entre el hormigón y el refuerzo FRP, juntamente con las condiciones de contorno correspondientes. Por este motivo, se aplica el modelo bilineal de Malvar, 1994 [105].

### 2.6.1. Resistencia de la unión NSM

Existen varios modelos analíticos desarrollados para predecir el comportamiento de la unión de elementos de hormigón reforzados con refuerzos FRP utilizando la técnica EBR. Sin embargo, para la técnica NSM el número de modelos analíticos desarrollados es más limitado.

[114] desarrolló un modelo analítico para predecir la carga máxima a partir de la cual se produce la pérdida de adherencia, para la técnica de refuerzo NSM. Anteriormente, Yuan [113] propuso este modelo para la técnica de refuerzo EBR. Por lo que Mohamed Ali [114] la modificó para poderla aplicar a la técnica NSM. La ecuación fundamental que gobierna el comportamiento de la unión de estructuras reforzadas con láminas aplicando la técnica NSM fue solucionada utilizando dos tipos de leyes tensión de adherencia local – deslizamiento: ley

bilineal y una ley simplificada unilineal. Este modelo, asume que el modo de rotura será interfacial entre el hormigón y el adhesivo, aunque se da la indicación de que puede servir para cualquier otro modo de rotura modificando el perímetro del plano de rotura ( $L_{per}$ ).

Según [114], la formulación que propone para calcular la carga de pérdida de adherencia ( $P$ ) es la siguiente:

$$P = \frac{\tau_m \cdot L_{per}}{\lambda} \sin(\lambda \cdot L_b) \quad \text{cuando } L_b < L_e \quad (2.6)$$

Y para calcular la carga de pérdida de adherencia máxima ( $P_{max}$ ) es:

$$P_{max} = \frac{\tau_m \cdot L_{per}}{\lambda} \quad \text{cuando } L_b \geq L_e \quad (2.7)$$

donde  $\lambda$  – constante,

$$\lambda = \sqrt{\frac{\tau_m \cdot L_{per}}{s_m \cdot E_b \cdot A_b}} \quad (2.8)$$

$$\tau_m = 0.54 \cdot \sqrt{f_{ck}} \cdot d_b^{0.4} \cdot d_b^{0.3} \quad (2.9)$$

$$L_{per} = 2 \cdot t + w \quad (2.10)$$

$s_m$  – deslizamiento que corresponde a la carga pull-out máxima de la curva carga-deslizamiento

$$s_m = 0.78 \cdot \left( \frac{f_{ck}^{0.27}}{w^{0.3}} \right) \quad (2.11)$$

$A_b$  – área transversal del refuerzo de FRP.

$L_e$  – longitud de adherencia efectiva,

$$L_e = \frac{\pi}{2\lambda} \quad (2.12)$$

En [98] se presentó un modelo analítico para determinar la resistencia de la unión frente a la pérdida de adherencia en estructuras de hormigón reforzadas con láminas aplicando la técnica

NSM. Este modelo utiliza parámetros geométricos y propiedades mecánicas de los constituyentes de la unión. Sin embargo, las propiedades del adhesivo no se tienen en cuenta ya que se asume que el adhesivo es suficientemente fuerte y rígido. El modelo es derivado utilizando una ley lineal tensión de adherencia local – deslizamiento idealizada. Se asume que la rotura se producirá en la capa de hormigón, cerca de la interfaz entre el hormigón y el adhesivo. Siguiendo con este modelo, [118], aplicó el concepto de recubrimiento.

Según [98,118], la formulación que se propone para calcular la carga de pérdida de adherencia es la siguiente:

$$P = \alpha_p \cdot \beta_e \cdot \beta_L \cdot 0.85 \cdot \gamma^{0.25} \cdot f_{ck}^{0.33} \cdot \sqrt{E_b \cdot A_b \cdot L_{per}} \quad (2.13)$$

donde  $\alpha_p$  – coeficiente que depende de la desviación estándar de los datos experimentales. Si la desviación estándar es inferior al 95% del límite de confianza, el coeficiente tiene un valor de 0.85; si es superior, el coeficiente vale 1.

$\beta_e$  – coeficiente reductor de la resistencia que depende del recubrimiento:

$$\beta_e = 0.283 \frac{c_1}{d_b} + 0.196 \leq 1 \quad (2.14)$$

$c_1$  – distancia entre el refuerzo FRP y el borde más cercano del bloque de hormigón.

$d_b$  – altura del refuerzo FRP.

$\beta_L$  – coeficiente de reducción según la ratio entre la longitud de adherencia y la longitud efectiva:

$$\beta_L = \frac{L_b}{L_e} \leq 1 \quad (2.15)$$

$$L_e = \frac{\pi}{2 \cdot (0.802 + 0.078 \cdot \gamma)} \sqrt{\frac{0.976 \cdot \gamma^{0.526} \cdot E_b \cdot A_b}{f_{ck}^{0.6} \cdot L_{per}}} \quad (2.16)$$

$\gamma$  – la ratio entre la altura y la anchura del contorno del área de rotura.

$$L_{per} = 2 \cdot (t + 1) + (w + 2) \quad (2.17)$$

Y el valor de carga de pérdida de adherencia máxima ( $P_{max}$ ) se determina cuando  $\beta_L$  es igual a 1:

$$P_{max} = \alpha_p \cdot \beta_e \cdot 0.85 \cdot \gamma^{0.25} \cdot f_{ck}^{0.33} \cdot \sqrt{E_b \cdot A_b \cdot L_{per}} \quad (2.18)$$

En [119] se propuso un modelo para calcular la resistencia de la unión en láminas de fibra de carbono adheridas en el hormigón con la técnica NSM, aplicable en los casos donde la pérdida de adherencia se producía en la interfaz entre el hormigón y el adhesivo, siendo el perímetro de rotura las tres caras de la ranura. El modelo tiene en cuenta la energía de la fractura interfacial y los parámetros geométricos y propiedades mecánicas de los constituyentes.

Según [119], la formulación que se propone para calcular la carga de pérdida de adherencia es la siguiente:

$$P = \beta_L \cdot \sqrt{2 \cdot G \cdot E_b \cdot A_b \cdot L_{per}} \quad \text{cuando } L_b < L_e \quad (2.19)$$

Y para calcular la carga de pérdida de adherencia máxima ( $P_{max}$ ) es:

$$P_{max} = \sqrt{2 \cdot G \cdot E_b \cdot A_b \cdot L_{per}} \quad \text{cuando } L_b \geq L_e \quad (2.20)$$

donde

$$\beta_L = \frac{L_b}{L_e} \cdot \left( 2.08 - 1.08 \frac{L_b}{L_e} \right) \quad (2.21)$$

$$G = 0.40 \cdot \gamma^{0.422} \cdot f_c^{0.619} \quad (2.22)$$

$$L_{per} = 2 \cdot (t + 1) + (w + 2) \quad (2.23)$$

$$L_e = \frac{1.66}{\eta} \quad (2.24)$$

$$\eta^2 = \frac{\tau_m^2 \cdot L_{per}}{2 \cdot G \cdot E_b \cdot A_b} \quad (2.25)$$

$$\tau_m = 1.15 \cdot \gamma^{0.138} \cdot f_{ck}^{0.613} \quad (2.26)$$



## 2.7. Energía de la fractura

Existen varios estudios que han intentado modelar el comportamiento de la unión refuerzo – hormigón utilizando la técnica de refuerzo NSM, presentados en el apartado 2.6. Sin embargo, el principal inconveniente de estos trabajos basados en la resistencia, es que no explican adecuadamente el mecanismo de pérdida de adherencia. Alternativamente, la energía de la fractura,  $G$ , puede cuantificar la resistencia por pérdida de adherencia. Se puede decir que, la pérdida de adherencia se produce en la zona más débil de la unión y se inicia debido a la ampliación de una grieta provocada por una carga externa.

El fenómeno de la ampliación de grietas o la descohesión del material es debido a la liberación de la energía de la fractura disponible,  $G$ , una vez alcanzada o excedida la tenacidad del material,  $G_c$ , el cual se puede considerar una propiedad de la unión que depende de los materiales que se unen.

En este contexto, [120] presentaron un modelo basado en un enfoque de mecánica de la fractura combinado con la teoría clásica de la viga con el fin de cuantificar los problemas por pérdida de adherencia entre placa FRP, adherida con la técnica EBR, y hormigón. El modelo proporciona una cuantificación de la tasa de liberación de la energía de fractura disponible en el sistema de unión.

La tasa de liberación de energía disponible se puede calcular utilizando el enfoque de Griffith [121]. Parte de un balance de energía y evalúa el cambio de la energía potencial del sistema,  $\Pi$ , cuando se produce la extensión de la fisura:

$$G = -\frac{d\Pi}{dA} = \frac{dU_a}{dA} \quad (2.27)$$

donde  $U_a$  – es la energía elástica almacenada en el sistema con la presencia de una fisura de longitud “a”

En este estudio, se ha reformulado el modelo tres – capas desarrollado por [120] para ser aplicado en la técnica de refuerzo NSM. El modelo analítico desarrollado tiene en cuenta diferentes modos de rotura y se utiliza para determinar la tenacidad de cada modo de rotura observado en la campaña experimental, tanto a temperatura y humedad relativa ambiente (serie 1) como a temperatura y humedad relativa elevadas (serie 2). Finalmente, se hace un estudio paramétrico para analizar la influencia de los parámetros de la unión.

## 2.8. Efectos de la temperatura y la humedad en el comportamiento de la unión NSM FRP

De acuerdo con la revisión del estado del arte presentada, actualmente existen varios estudios experimentales y modelos analíticos para la predicción del comportamiento de la unión de los sistemas de refuerzo de estructuras de hormigón con materiales compuestos de FRP mediante la técnica EB. En menor cantidad, también hay estudios experimentales y algunos modelos analíticos para predecir este mismo comportamiento cuando la técnica de refuerzo aplicada es la NSM. Ahora bien, la mayor parte de la bibliografía de referencia existente corresponde a trabajos en los que la unión se encuentra expuesta a condiciones ambientales de laboratorio ( $T=23\pm 2$  °C y  $RH=50\pm 5\%$ ), siendo escasos los estudios experimentales y modelos analíticos para la predicción del comportamiento de la unión cuando ésta se encuentra bajo condiciones de temperatura y humedad elevadas.

Centrándose en estudios experimentales en los que la temperatura de ensayo sea un parámetro a considerar, se pueden encontrar trabajos en los que se estudia la unión EBR FRP mediante ensayos de pull-out (a cortante doble) [122-129].

[122] estudia el comportamiento de la unión de las estructuras de hormigón reforzadas con láminas de fibra de carbono con la técnica EBR. El tipo de ensayo utilizado era DST (ver Figura 2.22) donde se ensayaron dos bloques de hormigón de  $150\times 150\times 400$  mm no unidos entre sí y con un laminado de CFRP continuo adherido en la superficie de los dos bloques mediante un adhesivo con una temperatura de transición vítrea ( $T_g$ ) de 55 °C. Se estudió el comportamiento de las probetas bajo cuatro temperaturas: 20, 40, 55 y 70 °C. Los resultados indicaron que la carga máxima incrementa con el incremento de temperatura siempre que ésta sea inferior a  $T_g$  del adhesivo. A partir de este valor, con el incremento de temperatura la carga máxima se redujo considerablemente.

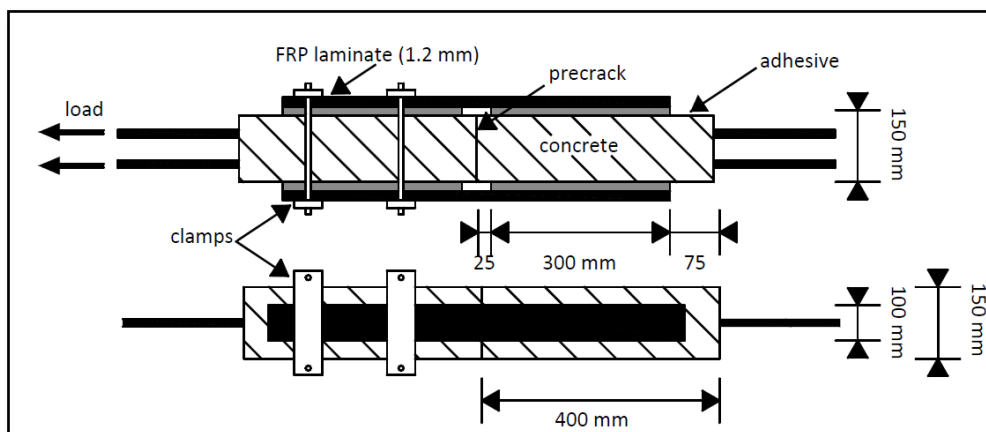


Figura 2.22: Ensayo DST de [122] (esquema de [126])

En [123] se investiga el comportamiento de la unión entre hojas de fibra de carbono y el hormigón con ensayos DST, en estructuras de hormigón reforzadas con FRP aplicando la técnica EBR. Las probetas de ensayo eran dos bloques de hormigón, que a diferencia de [122] los dos bloques no eran iguales, sus dimensiones son 100x100x200 mm y 100x100x250 mm. Estos bloques no estaban unidos entre sí y la hoja de carbono se adhirió sobre la superficie de los dos mediante una imprimación aplicada sobre la superficie del hormigón seguido de un adhesivo epoxi para luego adherir la hoja de CFRP. Se utilizó una imprimación y un adhesivo epoxi ordinario y otros termo-resistentes. La temperatura de transición vítrea de la imprimación y del adhesivo epoxi ordinario era 34 °C para ambos y para la imprimación y el adhesivo epoxi termo-resistente, 55 °C y 40 °C, respectivamente. Las probetas con la imprimación y el adhesivo epoxi ordinario fueron ensayadas bajo cuatro temperaturas distintas: 26, 30, 40 y 50 °C y probetas con la imprimación y el adhesivo epoxi termo-resistente: 26, 40, 50 y 60 °C. Los resultados indicaron que con el incremento de la temperatura la carga máxima se vio afectada, reduciéndose su valor para los dos tipos de imprimación y adhesivo epoxi. La reducción fue más significativa en el tipo ordinario, como era de esperar. El modo de rotura también se vio afectado por el incremento de temperatura pasando de rotura mixta de rotura cohesiva en la capa de hormigón con rotura interfacial entre la imprimación y el adhesivo epoxi a rotura totalmente interfacial entre la imprimación y el adhesivo.

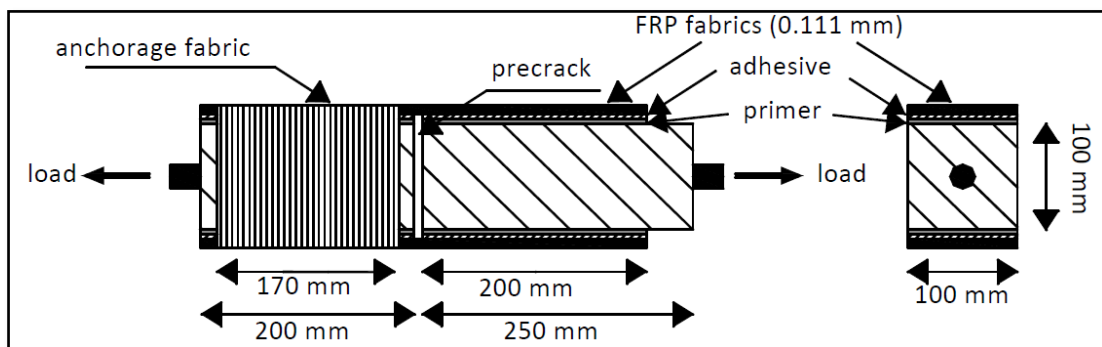


Figura 2.23: Ensayo DST de [123] (esquema de [126])

En [124] se estudia el comportamiento de la unión entre hojas de fibras de carbono y el hormigón con ensayos DST, en estructuras de hormigón reforzadas con FRP aplicando la técnica EBR. La temperatura de transición vítrea del adhesivo era de 50 °C. Ésta fue determinada de manera experimental por el investigador mediante el método DSC. Las probetas fueron ensayadas bajo nueve temperaturas distintas: 4, 40, 60, 80, 100, 120, 140, 160 y 180 °C. Los resultados mostraron que la carga máxima incrementó con el aumento de la temperatura hasta los 40 °C. Sin embargo, a partir de 60 °C, la carga máxima se redujo y a partir de los 100 °C la carga se mantuvo constante.

En [125,126] se investiga el comportamiento de la unión entre la interfaz de láminas de fibra de carbono y el hormigón con dos tipos de ensayo: DST y ensayo a flexión a pequeña escala, de estructuras de hormigón reforzadas con FRP aplicando la técnica EBR. Generalmente, el

ensayo DST es más utilizado que el de SST, debido a la simetría de la probeta [126]. Centrándose en el ensayo DST, los dos bloques de hormigón tenían las mismas dimensiones que en [122], 150x150x400 mm. Tal y como se puede observar en la Figura 2.24, los bloques no estaban unidos entre sí y la lámina de CFRP era continua y estaba adherida en la superficie de los dos bloques mediante un adhesivo tipo epoxi. La temperatura de transición vítrea de este adhesivo era de 62 °C. El condicionamiento de las probetas antes de ser ensayadas fue de 16 h dentro de un horno o congelador y luego ensayadas a la temperatura correspondiente. Las temperaturas de ensayo fueron: -20, 20, 40, 50, 70, 80, 90 y 100 °C. Los resultados fueron que la carga máxima aumentó con el incremento de temperatura, siempre que ésta fuera inferior a la de  $T_g$ . A partir de esta temperatura, el incremento provocó una reducción de la carga máxima, debido al ablandamiento del adhesivo. El modo de rotura en los ensayos de baja o moderada temperatura (de -20 a 50 °C) fue cohesivo en la capa de hormigón cerca de la capa del adhesivo, en cambio para temperaturas elevadas (de 70 a 100 °C), el modo de rotura fue interfacial entre el adhesivo y el hormigón. En [126] se considera que la contribución de la resistencia del refuerzo FRP debería ser ignorado cuando se alcanza la temperatura de transición vítrea del adhesivo de unión.

En [127] se investiga el efecto de la temperatura en servicio (20, 50, 65 y 80 °C) sobre el comportamiento de la unión entre distintos refuerzos FRP y el hormigón, en estructuras reforzadas con FRP aplicando la técnica EBR. Los refuerzos aplicados eran hojas de fibra de carbono y de vidrio y láminas de fibra de carbono. El tipo ensayo utilizado era el mismo que en [122,125,126], el DST, donde se ensayaban dos bloques iguales de 150x150x400 mm con los refuerzos indicados adheridos en la superficie de los bloques de hormigón. Se utilizaron dos tipos de adhesivos con la misma temperatura de transición vítrea, uno para las hojas de fibra y el otro para las láminas. A diferencia de [122,125,126], la  $T_g$  de ambos adhesivos de unión era de 55 °C. Los resultados indicaron que para las hojas de fibra de carbono la carga máxima aumentó con el incremento de temperatura siempre que ésta fuera inferior a la  $T_g$ . A partir de este valor, el incremento de temperatura provocó una reducción de la carga máxima. En el caso de las hojas de fibra de vidrio, la carga se redujo con el aumento de temperatura debido a que las dos únicas temperaturas de ensayo en las probetas reforzadas con este tipo de refuerzo fueron 20 y 80 °C. Por lo que para ver el incremento de carga máxima antes de llegar a  $T_g$ , no fue posible. Por último, en el caso de las láminas de CFRP se observó una carga máxima superior a las probetas ensayadas a 80 °C que en las de 50 °C. Según [126], una posible explicación podría ser la baja calidad del hormigón en las probetas ensayadas a 50 °C y las excentricidades observadas durante la ejecución del ensayo. El modo de rotura observado en todos los tipos de refuerzo fue cohesivo en una capa de hormigón cercana a la interfaz hormigón – adhesivo cuando la temperatura de ensayo fue de 20 a 50 °C, sin embargo, para temperaturas superiores (80 °C), cambió a rotura interfacial hormigón – adhesivo.

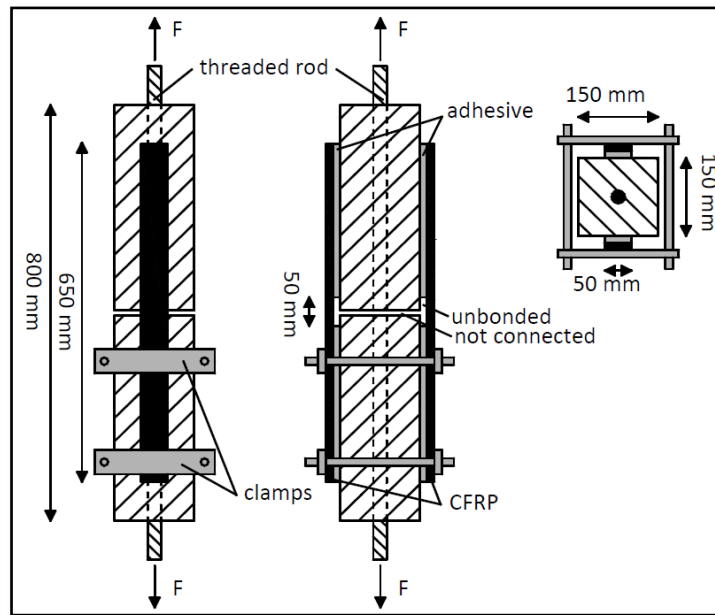


Figura 2.24: Ensayo DST de [126]

En [128] se estudia el comportamiento de la unión entre el refuerzo de fibra de carbono y el hormigón, en estructuras de hormigón reforzadas con la técnica EBR. El tipo de ensayo aplicado era el DST descrito por [101]. Las probetas del ensayo eran dos bloques de hormigón de 140x140x260 mm con un refuerzo en la superficie del hormigón, una a cada lado. Se utilizaron dos tipos de refuerzos: hoja de fibras de carbono y lámina de fibra de carbono. En el primero se adhirió en el hormigón con un adhesivo epoxi con una temperatura de transición vítrea de 76 °C y el segundo, con un adhesivo epoxi con  $T_g$  de 90 °C. Las temperaturas de ensayo para las probetas con el primer tipo de refuerzo fueron: -30, 20, 40, 50 y 80 °C y para el segundo, -20, 20, 40, 50, 80 y 100 °C. Los resultados del estudio experimental indicaron que bajo temperaturas bajas la carga máxima no quedaba afectada en las probetas reforzadas con hojas de CFRP, en cambio, en las probetas reforzadas con láminas CFRP se observó una reducción de carga respecto a los resultados de los ensayos a temperatura ambiente. Cuando la temperatura aumentó hasta 40 °C, la carga máxima aumentó en las hojas de CFRP y a partir de 60 °C disminuyó considerablemente. En cambio, en las láminas de CFRP, los valores de carga se mantuvieron hasta a 80 °C. A partir de este valor la carga máxima se redujo y a partir de 120 °C, la reducción fue muy significativa. Por último, el modo de rotura observado en las hojas de CFRP fue cohesivo en la capa de hormigón hasta los 60 °C. A partir de este valor el modo de rotura pasó de cohesivo a interfacial entre hormigón y adhesivo. Sin embargo, este cambio de modo de rotura en la lámina de CFRP no se observó hasta una temperatura de ensayo de 120 °C.

Comparativamente, el número de trabajos en los que se estudia el efecto de la temperatura en la unión NSM FRP se ve drásticamente reducido [130-133].

En [130] se estudia el comportamiento de la unión en estructuras de hormigón reforzadas con refuerzos de FRP mediante la técnica NSM. El tipo de ensayo aplicado era el DST. Las probetas eran dos bloques de hormigón de 150x150x400 mm con una ranura materializada manualmente para adherir el refuerzo de FRP mediante adhesivo epoxi. Los refuerzos utilizados eran barras de CFRP con un acabado superficial arenoso, barras corrugadas de GFRP y láminas de CFRP con un acabado superficial arenoso. El adhesivo para adherir los refuerzos era tipo epoxi con una temperatura de transición vítrea de 65 °C, según el fabricante. Las temperaturas de ensayo fueron: 20, 50, 65 80 y 100 °C para el refuerzo tipo barra CFRP, 20, 65 y 100 °C para la barra GFRP y 20 y 100 °C para la lámina de CFRP. El procedimiento de ensayo fue calentar las probetas las últimas 12 h antes de ser ensayadas a la temperatura predefinida y luego aplicar la carga pull-out hasta la rotura. Los resultados mostraron que la carga máxima primero aumento con el incremento de la temperatura y luego disminuyó cuando la temperatura alcanzó o superó la  $T_g$ . Esta reducción de carga fue más significativa en las barras de GFRP que en las de CFRP. El modo de rotura cambió con el incremento de temperatura. Hasta 50 °C se observó una pérdida de adherencia combinado con un desprendimiento del adhesivo epoxi en todos los refuerzos. A partir de los 50 °C el modo de rotura cambió a interfacial entre refuerzo y adhesivo en los refuerzos de CFRP. En cambio, en el refuerzo de GFRP, se observa que a los 65 °C el modo de rotura también cambió a interfacial, pero en este caso en la interfaz entre el hormigón y el adhesivo. Finalmente, a los 100 °C este refuerzo mostró el mismo modo de rotura que los refuerzos de CFRP. Por último, [130] concluye su trabajo indicando que, aunque el período de pre-acondicionamiento a elevada temperatura fue relativamente largo (12h), no fue suficiente para alcanzar cargas mayores debido al efecto del post-curado en temperaturas inferiores a  $T_g$ .

En [131] se realizó un estudio experimental para determinar el comportamiento de la unión en estructuras de hormigón reforzadas con refuerzos de FRP con la técnica NSM. El tipo de ensayo fue SST. Se utilizaron dos tipos de refuerzos láminas de CFRP y barras de CFRP embebidas dentro de la ranura materializada manualmente y adheridas con dos tipos de adhesivos epoxi con temperaturas de transición vítrea de 82 °C y 120 °C, según el fabricante. El procedimiento de ensayo fue calentar las probetas dentro de un horno hasta alcanzar la temperatura de ensayo y después se cargaron hasta su rotura. A diferencia de [130], las probetas no fueron pre-acondionadas. Las temperaturas de ensayo fueron: 20, 100, 200, 300 y 400 °C. Los resultados presentados mostraron que el incremento de temperatura, a diferencia de [130], provocó una reducción de la carga máxima des del inicio. En el caso del adhesivo con una  $T_g$  de 82 °C es normal que la carga máxima se haya reducido pero en el caso del adhesivo con una  $T_g$  superior, siguiendo la tendencia de [130] debería haber aumentado. Esta diferencia podría estar relacionada con el efecto del post-curado del adhesivo durante la fase del acondicionamiento de las probetas antes de ser ensayadas (durante 12h). Por último, el modo de rotura cambió con el incremento de temperatura, de rotura cohesiva en la capa del hormigón o rotura del adhesivo a rotura interfacial entre el refuerzo FRP y el adhesivo.

En [132] se presenta un estudio experimental para determinar el comportamiento de la unión entre láminas de fibra de carbono y el hormigón, en estructuras de hormigón reforzadas con

FRP aplicando la técnica NSM. El tipo de ensayo aplicado fue DST. Las probetas son dos bloques de hormigón de 120x120x350 mm con una ranura materializada manualmente para adherir la lámina de refuerzo CFRP mediante adhesivo. Se utilizaron dos tipos de adhesivos: epoxi y cemento tipo “grout”, éste último como alternativa al adhesivo epoxi. La temperatura de transición del adhesivo epoxi y del cemento era 47 °C y 44 °C, respectivamente. Se estudia el comportamiento de la unión bajo las siguientes temperaturas: 20, 55, 90, 120 y 150 °C para el tipo epoxi y 20, 40, 55 y 90 °C para el cemento. El intervalo de temperatura en este último adhesivo fue más limitado porque los valores de carga máxima, cuando la temperatura era superior a 90 °C, eran muy bajos. Las probetas fueron calentadas hasta la temperatura asignada y luego ensayada hasta la ruptura de la unión. Los resultados obtenidos del estudio experimental fueron que la distribución de deformaciones unitarias axial a lo largo de la longitud de adherencia cambió de forma con el incremento de temperatura. Pasó de una distribución no lineal a temperatura ambiente, a una distribución casi lineal en temperaturas elevadas. El cambio fue más pronunciado en la serie del adhesivo epoxi que en la serie del adhesivo de cemento, debido a la alta rigidez del adhesivo epoxi a temperatura ambiente respecto el adhesivo de cemento. Otro parámetro que presentó cambios fue la longitud de adherencia efectiva, la cual incremento con la temperatura. La rigidez de la unión y la tensión de adherencia también se vieron afectadas por el incremento de la temperatura, obteniendo valores más bajos que en condiciones de temperatura ambiente. La resistencia de la unión quedó afectada con el incremento de temperatura para ambas series. El modo de rotura también cambió con el incremento de temperatura en la serie del adhesivo epoxi. Pasó de una rotura cohesiva en la capa de hormigón a temperatura ambiente a una rotura interfacial entre el refuerzo FRP y el adhesivo. Sin embargo, en la serie del adhesivo de cemento, el modo de rotura fue interfacial entre refuerzo FRP y el adhesivo para todas las temperaturas, debido a las bajas propiedades de este adhesivo. Por último, se compararon los resultados de resistencia de la unión entre las diferentes técnicas de refuerzo NSM y EBR. Se concluyó indicando que la resistencia de la unión es significativamente mayor en la técnica NSM que en la EBR y que la reducción de ésta debido a la temperatura es menor en las probetas reforzadas con la técnica NSM que con la EBR. Por lo que se demuestra que la técnica de refuerzo NSM es mejor bajo condiciones de altas temperaturas.

En [133] se presenta una campaña experimental de ensayos pull-out para determinar el comportamiento de la unión en estructuras reforzadas con la técnica NSM utilizando un tipo de adhesivo de cemento modificado, como alternativa al adhesivo epoxi. El tipo de ensayo utilizado era el SST. Las probetas de hormigón tenían unas dimensiones de 75x75x250 mm con una ranura materializada manualmente en la superficie del bloque de hormigón para adherir el refuerzo de FRP. Este refuerzo era un tejido de CFRP que consistía en una malla de tres láminas de fibra de carbono colocadas paralelamente y conectadas en la dirección transversal con tiras “kelvar”. El intervalo de temperaturas de ensayo fue de 20 a 255 °C. Las conclusiones de este estudio fueron que el adhesivo de cemento modificado mejora el comportamiento de la unión bajo temperaturas elevadas. La temperatura de rotura del adhesivo epoxi fue a 140 °C; en cambio para el adhesivo de cemento modificado, fue entre 235 y 255 °C. El modo de rotura de



las probetas con el cemento modificado fue delaminación entre el mortero y la superficie del hormigón con fisuras en la superficie del cemento dando lugar a un deslizamiento de la fibra en la dirección de la carga. En cambio, el modo de rotura de las probetas con adhesivo epoxi fue el deslizamiento de las fibras asociado con un ablandamiento del adhesivo dando lugar a una pérdida de las propiedades de la unión entre el adhesivo epoxi y la superficie del hormigón.

La literatura disponible sobre el efecto de la humedad relativa bajo condiciones ambientales no salinas, en el comportamiento de la unión entre refuerzo de FRP y hormigón en estructuras de hormigón reforzadas con la técnica EBR es muy limitada [71,134,135].

[134] presentó un estudio sobre el efecto de un ambiente marino sobre el refuerzo de vigas de hormigón de sección T invertida reforzadas externamente con refuerzos de CFRP y GFRP. El tipo de ensayo fue a flexión y se utilizaron tres tipos de adhesivo epoxi. Se estudió dos tipos de acondicionamientos ambientales: (i) las vigas se sumergían 4h en agua salada (3.5% de sal) seguido de 2h de secado durante 75 días consecutivos, y (ii) las vigas fueron acondicionadas a una temperatura de 35 °C y 90% de humedad relativa. Los resultados mostraron que la capacidad de carga aumentó con la aplicación del refuerzo externo en vigas bajo las condiciones de temperatura de 35 °C y humedad relativa de 90% comparado con vigas sin este refuerzo externo. Sin embargo, este incremento de carga fue inferior que en vigas reforzadas externamente sin haber sido sometidas a ningún acondicionamiento ambiental. Por lo que esta reducción de la mejora de la resistencia de la unión se puede atribuir a la degradación del adhesivo, que provocó un ablandamiento de enlace entre el hormigón y el refuerzo FRP.

En [71] se estudió el comportamiento de la unión en estructuras reforzadas con refuerzos FRP con la técnica EBR bajo el efecto de diferentes ambientes. El tipo de ensayo fue SST. Las medidas de la probeta de hormigón fueron 75x37.5x300 mm. El refuerzo eran láminas de CFRP adheridas a la superficie del bloque de hormigón mediante un adhesivo tipo epoxi. Las condiciones a las que se sometieron las probetas fueron a una temperatura de 23 °C y una humedad del 50%, a temperatura y humedad elevada (50 °C y 100% HR) que para conseguirlo se pusieron las probetas dentro de la cámara y finalmente, para conseguir una temperatura ambiente y una humedad relativa elevada se hicieron baños de agua en el laboratorio (23 °C y 100% HR). El tiempo de exposición, bajo estas condiciones, fue de 0, 2, 4 y 8 semanas. Este tiempo se decidió mediante un programa que simulaba la propagación de la humedad relativa en la unión. Los resultados mostraron que el desgaste por la humedad es un fenómeno complejo que implica cambios físicos en los enlaces entre los materiales y también cambios en los constituyentes de la unión. Referente al valor de la energía de la fractura, esta disminuye con el incremento de la humedad. Por último, se observó la separación interfacial entre hormigón y adhesivo en fracturas húmedas, debido al endurecimiento de los constituyentes combinado con una debilitación de la interfaz. Una posible justificación a este modo de fallo es la tendencia del agua a agruparse en la interface de la unión, provocando esto la debilitación de esta zona [136].



En [135] se presentó un análisis del comportamiento de la unión en estructuras de hormigón reforzadas con elementos de CFRP adheridos externamente bajo distintas condiciones ambientales: (i) ciclos de alta/baja humedad relativa y (ii) ciclos de ambiente salino, y con elementos de GFRP: (iii) ciclos de ambiente salino, (iv) ciclos seco/húmedo de agua salada, (v) inmersión total en agua salada y (vi) ciclos de congelar/descongelar. El tipo de ensayo que se realizó fue el de Beam – test. Los dos bloques de hormigón de 100x150x300 unidos entre sí por una rótula y con el refuerzo de CFRP o GFRP adherido con adhesivo epoxi en la parte inferior con la técnica EBR. El procedimiento para llevar a cabo los diferentes acondicionamientos de las probetas indicados anteriormente fue:

- Los ciclos de alta/baja humedad relativa: 12h de exposición a 20% de humedad relativa (RH) seguido de 12h a 90%, todo ello con una temperatura constante de 40 °C.
- Los ciclos de ambiente salino: 8h de pulverización seguidas de 16h de secado a 35 °C de temperatura constante.
- Los ciclos seco/húmedo de agua salada: 12h en cada estado con 50g de cloruro de sodio por litro de agua.
- Inmersión total en agua salada con 50g de cloruro de sodio por litro de agua.
- Ciclos de congelar/descongelar: -10 °C durante 12h seguido de otras 12h a 10 °C. La transición entre un estado y el otro era de 1.5 °C/min de acuerdo con el programa de la cámara.

El tiempo de exposición varió de 0 a 10000h en todos los escenarios. Los resultados indican que la carga máxima y la energía de la fractura de las probetas reforzadas con CFRP sometidos a ciclos de alta/baja humedad relativa, disminuye moderadamente respecto a la probeta de referencia. La misma tendencia se observa en estas probetas pero sometidas en ambiente salino. En el caso de las probetas reforzadas con GFRP, se observa que los ciclos de ambientes salinos y de congelar/descongelar provocan una reducción de la carga máxima y de la energía de la fractura respecto la probeta de referencia. En cambio, en los ciclos de seco/húmedo y en total inmersión, la carga máxima y la energía de la fractura aumentan. Otro parámetro afectado por los efectos ambientales es la longitud de adherencia efectiva que se reduce en los sistemas de refuerzo con CFRP, pero incrementa con los GFRP.

Sin embargo, para estructuras de hormigón reforzadas con la técnica NSM, no se ha encontrado ningún estudio experimental al respecto.

Centrando la revisión del estado del arte en los trabajos analíticos sobre el efecto de las condiciones ambientales en los elementos de refuerzo FRP, algunos trabajos presentan modelos analíticos para determinar la reducción de las propiedades mecánicas de los refuerzos FRP como el módulo de elasticidad y la resistencia de los FRP en función de la variación de temperatura [131,137-142].

Existen pocos modelos analíticos para predecir el comportamiento de los elementos FRP en comparación con los estudios experimentales bajo condiciones de temperatura elevada.

[137] propuso un modelo analítico basado en los métodos presentados por [143,144]. El modelo consiste en una función sigmoidea para describir el comportamiento mecánico de los materiales compuestos de fibra de carbono (CFRP) bajo temperaturas elevadas hasta 800 °C. La Ecuación (2.28) describe la reducción de la propiedad mecánica analizada en función de la temperatura  $T$ , ( $x(T)$ ), pudiendo escoger entre módulo de elasticidad o resistencia a tracción.

$$\frac{x(T)}{x_u} = \frac{(1-a)}{2} \cdot \tanh(-b(T-c)) + \frac{(1+a)}{2} \quad (2.28)$$

donde  $a$ ,  $b$  y  $c$  – son coeficiente que varían en función de la propiedad del refuerzo FRP que se esté calculando.

$x_u$  – es el valor de la propiedad a la temperatura de referencia.

$T$  – es la temperatura de referencia.

Calibrando los parámetros  $a$ ,  $b$ ,  $c$  con datos empíricos se obtuvieron los valores de la Tabla 2.1.

Propiedad del refuerzo FRP	$a$	$b$	$c$
Resistencia a tracción	0.10	$5.83 \times 10^{-3}$	339.54
Módulo de elasticidad	0.05	$8.68 \times 10^{-3}$	367.41

Tabla 2.1 Valores de los coeficientes de la Ecuación (2.25) de [137].

Más tarde, [138] presentó un modelo derivado de la teoría del laminado compuesto para CFRP bajo temperaturas elevadas hasta 200 °C. El modelo sigue una función tangente hiperbólica para predecir la evolución de la temperatura en el contenido de adhesivo, que a su vez refleja la extensión del daño térmico del FRP. Este modelo fue calibrado por [139] para poder adaptarlo a elementos de fibra de vidrio (GFRP) y predecir la reducción de las propiedades mecánicas (resistencia a tracción y el módulo de elasticidad de FRP) bajo temperaturas de hasta 200 °C.

$$x(T) = R_n \cdot \left[ \frac{x_u + P_R}{2} - \frac{x_u - P_R}{2} \right] \cdot \tanh(k_m \cdot (T - T_c)) \quad (2.29)$$

donde  $R_n$  – es un factor que cuantifica la descomposición del adhesivo (siendo 1 cuando no hay pérdida de adhesivo por descomposición y 0 cuando el adhesivo está totalmente vaporizada.

$P_R$  – es el promedio de la propiedad a alta temperatura.

$K_m$  – es una constante que describe la amplitud de la distribución que se determina mediante un análisis de regresión de mínimos cuadrados, multi-paramétrico no lineal.

$T_c$  – es la temperatura alrededor de la cual la curva es casi simétrica.

Sin embargo, estos modelos [138,139] tienen la limitación de la temperatura, es decir, que no son válidos para temperaturas superiores a 200 °C. Por este motivo, [140] propuso un nuevo modelo, en el cual recalibró el modelo de [139] para extender el intervalo de temperatura hasta alcanzar los 400 °C, además de adecuarlo para utilizarlo en elementos de CFRP con los datos experimentales de su campaña experimental de ensayos. Los valores de los parámetros de la Ecuación (2.22) que obtuvo eran:  $R_n = 1$ ,  $P_R = 0.48$ ,  $x_u = 1$ ,  $k_m = 0.0139$  y  $T_c = 100$  °C.

Aunque el límite de temperatura fue ampliado a 400 °C, este modelo no era adecuado para predecir el valor de las propiedades mecánicas bajo temperaturas superiores a 400 °C. Por lo que [141,142] propusieron un nuevo modelo inspirado en metales sometidos a altas temperatura, es decir, propusieron una relación de tensión – temperatura para láminas de CFRP igual a la de aceros inoxidable y materiales de acero conformados en frío. Como resultado de este modelo analítico, se propuso la Ecuación (2.30):

$$x(T) = x_u \cdot \left[ A - \frac{(T - B)^n}{C} \right] \quad (2.30)$$

donde  $A, B, C$  y  $n$  – son coeficientes que varían en función de la temperatura (ver Tabla 2.2)

	<b>A</b>	<b>B</b>	<b>C</b>	<b>n</b>
$22 \leq T \leq 150$	1	22	200	0.9
$150 \leq T \leq 420$	0.59	150	490	0.7
$420 \leq T \leq 706$	0.48	420	76000	1.8

**Tabla 2.2** Valores de los coeficientes de la Ecuación (2.30) de [141,142]

En [131] se propuso un nuevo modelo para determinar la degradación de las propiedades mecánicas de los elementos CFRP debido al incremento de la temperatura. Partiendo del modelo de [138], de la Ecuación (2.30) y de los datos experimentales de su campaña experimental, de los cuales obtuvo que el adhesivo se evaporó totalmente a una temperatura de 600 °C, hizo un análisis de regresión. Basándose en los resultados de este análisis de regresión determinó las siguientes Ecuaciones (2.31 y 2.32) para determinar las propiedades

mecánicas de resistencia a tracción y el módulo de elasticidad de los refuerzos tipo lámina de CFRP y tipo barra de CFRP en función de la temperatura.

La resistencia a tracción del refuerzo CFRP en función de la temperatura es:

$$f(T) = \begin{cases} 0.56 - 0.44 \cdot \tanh(0.0052(T - 305)) & \text{Para láminas} \\ 0.54 - 0.46 \cdot \tanh(0.0064(T - 330)) & \text{Para barras} \end{cases} \quad (2.31)$$

El módulo de elasticidad del refuerzo CFRP en función de la temperatura es:

$$E(T) = \begin{cases} 0.51 - 0.49 \cdot \tanh(0.0035(T - 340)) & \text{Para láminas} \\ 0.51 - 0.49 \cdot \tanh(0.0033(T - 320)) & \text{Para barras} \end{cases} \quad (2.32)$$

Centrando la revisión del estado del arte en los trabajos analíticos sobre el efecto de las condiciones ambientales en los sistemas de refuerzo FRP estos aún son más limitados. A continuación se presentan dos modelos analíticos aplicados para la técnica EBR [99,156], ya que para la técnica NSM no se ha encontrado documentación.

En [145] se presentó una extensión del modelo analítico de [113], en el cual solo se tiene en cuenta la carga mecánica. Por lo que el modelo de [145] añadió el efecto térmico para predecir la carga máxima de la unión EBR.

La ecuación diferencial gobernante se basa en el equilibrio horizontal considerado en refuerzos de láminas FRP unidas externamente (EBR):

$$\frac{d^2s(x)}{dx^2} - \frac{2 \cdot G}{\tau_o^2} \cdot \lambda^2 \cdot \tau(s(x)) = 0 \quad (2.33)$$

$$\lambda^2 = \frac{\tau_o^2}{2 \cdot G} \left( \frac{1}{E_p \cdot t_p} + \frac{b_p}{E_c \cdot t_c \cdot b_c} \right) \quad (2.34)$$

Para solucionar la Ecuación gobernante (2.33) se necesita una relación apropiada entre tensión de adherencia – deslizamiento, por lo que se asume que esta relación sigue una ley bilineal.

La carga máxima teniendo en cuenta tanto los efectos mecánicos como los térmicos se obtiene con la siguiente Ecuación (2.35):

$$P_{max}(T) = \frac{b_p \cdot \tau_o}{\lambda} - \frac{b_p \cdot \tau_o}{\lambda_1^2 \cdot s_m} (\alpha_b - \alpha_c) \Delta T \quad (2.35)$$

$$\lambda_1^2 = \frac{\tau_o}{s_m} \left( \frac{1}{E_p \cdot t_p} + \frac{b_p}{E_c \cdot t_c \cdot b_c} \right) \quad (2.36)$$

donde,  $\alpha_b$  – coeficiente de dilatación del laminado FRP,  
 $\alpha_c$  – coeficiente de dilatación del hormigón,  
 $\Delta T$  – variación de temperatura.

Esta Ecuación (2.35) asume que la longitud de adherencia es igual o superior a la longitud de adherencia efectiva.

Este mismo autor [145] propone una Ecuación (2.37) para determinar la energía de la fractura bajo condiciones de temperatura elevada cuando la longitud de adherencia es igual o superior a la longitud de adherencia efectiva:

$$G(T) = \frac{\left[ P_{max}(T) + \frac{b_p \cdot \tau_o}{\lambda_1^2 \cdot s_m} (\alpha_b - \alpha_c) \Delta T \right]^2}{2 \cdot b_p^2 \cdot E_p \cdot t_p} \quad (2.37)$$

En [99] se presenta un modelo analítico para predecir la carga máxima pull-out bajo temperatura elevadas. La degradación de la carga máxima del sistema FRP se atribuye a la degradación de la interfaz de unión, la cual se puede describir usando un modelo de relación tensión de adherencia – deslizamiento bilineal degradado por el efecto de la temperatura.

Partiendo de esta ley bilineal de la relación tensión la ecuación diferencial gobernante de la unión se puede expresar con la siguiente Ecuación (2.38):

$$\frac{d^2 s(x)}{dx^2} = A^2 \cdot B (e^{-B \cdot s(x)} - e^{-2B \cdot s(x)}) \quad (2.38)$$

Considerando que la expansión diferencial térmica entre FRP y el hormigón en cualquier zona de la interfaz y que la longitud de adherencia es lo suficientemente larga para alcanzar o superar la longitud de adherencia efectiva, la carga máxima se puede calcular con la siguiente expresión (2.39):

$$P(T) = b_p \sqrt{2G_f \frac{E_p t_p}{1 + \alpha} - \frac{E_p t_p b_p}{1 + \alpha} (\alpha_b - \alpha_c) \Delta T} \quad (2.39)$$

$$\alpha = \frac{E_p t_p b_p}{E_c t_c b_c} \quad (2.40)$$

Y la energía de la fractura interfacial se puede calcular partiendo de la carga máxima de la Ecuación (2.39) siempre que la longitud de adherencia sea igual o superior a la longitud de adherencia efectiva. Por lo que la energía de la fractura se calcula con la Ecuación (2.41):

$$G(T) = (1 + \alpha) \frac{(P(T) - \Delta P)^2}{2E_p t_p b_p^2} \quad (2.41)$$

$$\Delta P = -\frac{E_p t_p b_p}{1 + \alpha} (\alpha_b - \alpha_c) \Delta T \quad (2.42)$$

No obstante, esta formulación solo sirve para modelos donde el refuerzo de estructuras de hormigón sea aplicando la técnica EBR. Actualmente, parece que no existe ningún modelo analítico que tenga en cuenta el efecto de la temperatura y humedad para uniones FRP – hormigón aplicando la técnica NSM.

## 2.9. Conclusiones del estado del arte

Los materiales compuestos de matriz polimérica (FRP) son adecuados para la reparación, rehabilitación o refuerzo de estructuras de hormigón armado, ya que ofrecen ventajas respecto los refuerzos tradicionales de acero tales como: (i) alta resistencia a la corrosión y por lo tanto, excelente durabilidad, (ii) elevada relación resistencia-peso y la consecuente facilidad de manejo, (iii) buen comportamiento a fatiga. De entre las diferentes tipologías de materiales compuestos FRP que existen, destacan los CFRP, principalmente por sus buenas propiedades mecánicas y su comportamiento relativamente inerte al agua.

Centrándose en el refuerzo de estructuras, existen dos grandes técnicas: (i) el refuerzo NSM, que consiste en la inserción de una barra o laminado de FRP en la zona del recubrimiento de la armadura del elemento de hormigón y posterior adhesión mediante un adhesivo; (ii) el refuerzo EBR en el que la lámina de FRP se adhiere en la superficie del elemento estructural. Estudios anteriores demuestran que la técnica NSM es una solución más eficiente que la EBR, principalmente por ofrecer ventajas como: (i) mejor comportamiento adherente al aumentar la superficie de contacto, (ii) no requerimiento de una preparación previa de la superficie del hormigón para adherir el refuerzo, (iii) mayor protección del refuerzo frente los agentes externos al quedar éste embebido en los elementos a reforzar.

Como en cualquier sistema de refuerzo, la eficacia del refuerzo FRP NSM depende del buen comportamiento adherente entre el refuerzo de FRP y el hormigón, de manera que se garantice la transmisión de esfuerzos entre ambos materiales durante el proceso de carga. En este sentido, existen diferentes tipos de ensayos disponibles para estudiar la adherencia, de entre los que destacan los ensayos pull-out directos (DPT) y los ensayos “Beam-test”. Aunque ambos ensayos son adecuados para determinar el comportamiento de la unión, los DPT ofrecen ventajas frente los ensayos “Beam-test” como: (i) mayor simplicidad en la preparación del ensayo, (ii) mayor facilidad de manipulación gracias a sus dimensiones más reducidas, (iii) mayor facilidad de control del inicio de las fisuras y su posterior propagación, ya que la zona de unión es limitada.

La adherencia entre refuerzo FRP NSM y hormigón puede verse afectada por diferentes parámetros. Si hablamos de parámetros geométricos, se ha confirmado que incrementar la longitud de adherencia provoca un aumento de la capacidad resistente de la unión, aunque existe una longitud límite (longitud de adherencia efectiva) a partir de la cual el incremento de la longitud no provoca ningún aumento en la capacidad de la carga pull-out. Además, el incremento de las dimensiones de la ranura, generalmente provoca un aumento de la tensión de adherencia. Finalmente, el incremento de las dimensiones del refuerzo provoca una disminución de la tensión de adherencia debido al incremento del área en contacto entre el refuerzo FRP y el adhesivo, siempre que el modo de rotura sea interfacial barra – adhesivo. Centrándose en parámetros relacionados con las propiedades mecánicas de los constituyentes, vemos que la resistencia del hormigón es determinante para la respuesta tensión de adherencia-deslizamiento (para longitudes de adherencia cortas). Además, los adhesivos epoxídicos han demostrado tener mejor comportamiento como material adhesivo que los de base de cemento (cementosos). Finalmente, las propiedades del refuerzo FRP también tienen un papel importante en el comportamiento de la unión. En este sentido, un aumento en la rigidez axial del refuerzo FRP provoca un aumento de la carga máxima pull-out, y el acabo superficial del refuerzo provoca distintos modos de rotura. Para finalizar, la adherencia también se ve afectada por las condiciones de carga, incluyendo cargas a largo plazo o a fatiga, y las condiciones ambientales a las que se somete la unión. Este último punto es especialmente importante si se consideran adhesivos epoxídicos que son susceptibles de experimentar cambios en sus propiedades mecánicas para temperaturas de trabajo cercanas a su temperatura de transición vítrea ( $T_g$ ).

En los últimos años se ha visto incrementado el número de estudios experimentales y analíticos sobre el comportamiento adherente entre refuerzo FRP EBR y hormigón, en los que se estudia la interacción entre los tres constituyentes (hormigón, adhesivo y refuerzo de FRP) involucrados en el comportamiento de la unión y se analiza la influencia de los distintos parámetros mecánicos y geométricos, así como de las condiciones (temperatura y humedad) de trabajo. En cambio, el número de estudios existentes para la caracterización de la unión FRP NSM y hormigón es más limitada, especialmente los referentes a la influencia de la

temperatura y humedad relativa, y se necesitan herramientas analíticas o numéricas para permitir predecir la capacidad de la unión.

Los escasos resultados existentes demuestran que el comportamiento de la unión bajo condiciones de temperatura elevada cambia, considerándose como temperatura elevada aquella que se aproxima a la  $T_g$  del adhesivo. Bajo estas condiciones, estos materiales experimentan una disminución en sus propiedades que puede derivar en una pérdida prematura de la adherencia, disminuyendo así la capacidad de la unión. En algunos casos esta pérdida prematura de la adherencia se ha visto acompañada por un cambio en el modo de rotura, pasando de una rotura cohesiva bajo condiciones de temperatura ambiente a una rotura interfacial bajo condiciones de temperatura elevada.

Asimismo, existe poca literatura de referencia sobre los efectos de una humedad elevada en el comportamiento de la unión. Según estos estudios, la presencia de una humedad elevada puede alterar las propiedades mecánicas de los constituyentes más susceptibles como el adhesivo, provocando una disminución de la resistencia a la tracción y a la flexión. Al mismo tiempo, altas concentraciones de agua pueden provocar una reducción en la capacidad de carga de la unión y pueden afectar en el modo de rotura.

Pensando en trabajos analíticos, existen algunos trabajos centrados en la unión FRP EBR y hormigón que permiten determinar el valor de la longitud de adherencia efectiva, así como la capacidad de esa unión. Tal y como pasa con los estudios experimentales, el número de trabajos analíticos dedicados al estudio de la unión FRP NSM y hormigón es aún menor.

Teniendo en cuenta que las propiedades del hormigón, el adhesivo y la rigidez del refuerzo FRP afectan a la energía de la fractura interfacial, los modelos basados en la mecánica de la fractura combinados con la teoría clásica de la flexión son una buena alternativa para cuantificar los problemas por pérdida de adherencia entre el refuerzo FRP y el hormigón. Estos modelos parten de un balance de energía y evalúan el cambio de la energía potencial del sistema cuando se produce la extensión de la fisura, para así determinar la tenacidad de la unión según el modo de rotura. Esto hace que se pueda considerar este parámetro como una propiedad de la unión que depende de los materiales que se unen.

De acuerdo con la revisión del estado del arte se observa que, aunque existen estudios y modelos analíticos para predecir el comportamiento de la unión FRP NSM y hormigón, la documentación disponible es limitada. Ésta es aún más limitada cuando la unión se encuentra bajo condiciones de temperatura y humedad relativa elevadas. Por este motivo, uno de los objetivos principales de esta tesis es analizar la influencia de la temperatura y humedad relativa en el comportamiento de la unión en sistemas reforzados con barras de FRP con la técnica NSM. A tal fin se programa una campaña experimental de dos series, que se diferencian únicamente por las condiciones a las que se expone la unión. En la serie 1, las probetas se ensayan bajo condiciones de temperatura y humedad relativa ambiente, mientras



que en la serie 2 se aplica una temperatura elevada (cercana a la  $T_g$  del adhesivo) y una humedad relativa elevada. Dentro de cada serie se estudia el efecto de distintos parámetros de la unión sobre el comportamiento de ésta. Los parámetros considerados son la longitud de adherencia, la ratio entre la dimensión de la ranura y el diámetro de la barra de refuerzo, el módulo de elasticidad de la barra de refuerzo y el diámetro de la barra de refuerzo. La campaña experimental consiste en ensayos de pull-out directos (DPT) con la configuración SST. La elección de esta configuración se debe a dos motivos: (i) esta configuración tiene un procedimiento de preparación relativamente simple si se compara con otras configuraciones de ensayo; (ii) esta configuración permite un mejor control del ensayo ya que únicamente se ensaya una cara del bloque de hormigón. De hecho, esta tipología y configuración de ensayo es la más ampliamente adoptada en la literatura de referencia, ya que ofrece una solución simple y económica. Por último, el otro objetivo principal de esta tesis es el desarrollo de un modelo analítico basado en la mecánica de la fractura capaz de determinar la tenacidad de la unión en función del modo de rotura. Este modelo será posteriormente utilizado para realizar un estudio paramétrico en el que se analice la influencia de los parámetros geométricos y mecánicos de los constituyentes de la unión sobre la tenacidad de la unión.

# 3

## Modelo analítico desarrollado

### 3.1. Introducción

En el refuerzo de estructuras de hormigón con las técnicas EBR y/o NSM, entender el comportamiento de la unión y predecir el momento de la pérdida de adherencia entre los constituyentes suele ser difícil de determinar. Como se ha descrito en el **Capítulo 2**, existen varios estudios para intentar modelar el comportamiento de la unión entre refuerzo – hormigón con la técnica EBR y menos estudios, en la técnica NSM. En algunos casos, se deriva la relación tensión de adherencia – deslizamiento, analítica o numéricamente partiendo de datos experimentales [25, 76]. En otros se propone una solución analítica cerrada para predecir la tensión de adherencia interfacial, la cual es validada utilizando resultados experimentales o un análisis de elementos finitos no lineal (del inglés, FEM, finite- element model) [66]. Estos mismos autores proponen un modelo alternativo basado en el equilibrio y compatibilidad de desplazamiento utilizando un análisis FEM [58]. Alternativamente, [73] utiliza una relación tensión de adherencia local – deslizamiento interfacial lineal para derivar un modelo analítico genérico capaz de determinar la resistencia por pérdida de adherencia para cualquier tipo de refuerzo.

El principal inconveniente de estos modelos descritos anteriormente, es que todos se basan en la carga pull-out, lo cual no es suficiente para entender la mecánica de la pérdida de adherencia. Como alternativa, la tenacidad  $G_c$  puede cuantificar la pérdida de adherencia. Sabiendo que la pérdida de adherencia se produce en la zona más débil de la unión y se inicia por el desarrollo de una grieta producida por una fuerza externa. Cuando la tasa de liberación de energía de la fractura disponible en la unión,  $G$ , alcanza o excede a la tenacidad de la unión,  $G_c$  se produce el crecimiento de las grietas existentes o la descohesión del material provocando una liberación de energía. La tenacidad de la unión,  $G_c$  se considera una propiedad de la unión que depende de los constituyentes de ésta.

En este contexto, [120] presenta un modelo basado en el enfoque de la mecánica de la fractura combinado con la teoría de la viga clásica con el fin de cuantificar el problema de pérdida de adherencia en el refuerzo de elementos de hormigón con la técnica EB. El modelo propone una cuantificación de la tasa de liberación de energía disponible,  $G$ , del sistema de unión. En este apartado, se ha reformulado el modelo de tres capas desarrollado por [120] con el fin de poderlo aplicar en los sistemas de refuerzo NSM, particularmente, para refuerzos tipo barra. El modelo analítico desarrollado tiene en cuenta distintos modos de rotura. Por lo tanto, los objetivos del modelo son determinar la tenacidad,  $G_c$ , para los distintos mecanismos de

rotura observados en la campaña experimental [146] y hacer un estudio paramétrico para analizar la influencia de los parámetros geométricos y mecánicos de los constituyentes de la unión.

### 3.2. Modelo analítico para predecir la pérdida de adherencia en sistema NSM

En este apartado se presenta el modelo analítico basado en la mecánica de la fractura para la técnica de refuerzo NSM. La pérdida de adherencia se produce cuando la tasa de liberación de energía disponible,  $G$ , es igual o mayor que la tenacidad del material,  $G_c$ . Por lo tanto, el modelo analítico desarrollado se focaliza en determinar la tasa de liberación de energía disponible de cada interface o capa donde una grieta pueda propagarse en un sistema reforzado con la técnica NSM.

Con el enfoque de Irwin [121], se puede calcular la tasa de liberación de energía disponible,  $G$ , partiendo de un balance de energía y evaluando la tasa de cambio de la energía potencial del sistema,  $\Pi$ , en el momento que se produce la extensión de la grieta:

$$G = -\frac{d\Pi}{dA} = \frac{dU_a}{dA} \quad (3.1)$$

donde  $U_a$  – es la energía elástica almacenada en el sistema con la presencia de una grieta de longitud “ $a$ ”;

$dA$  – es el área de la nueva grieta aparecida.

Para que se produzca una fractura interfacial, la cantidad de energía disipada para crear una nueva grieta interfacial debería ser igual al cambio de energía elástica debido a la fisuración. Por lo tanto, calculando la diferencia entre la energía elástica almacenada en el sistema en el estado final, cuando el elemento está agrietado, y la energía elástica almacenada en el sistema en el estado inicial, cuando el elemento aún no está agrietado, puede obtenerse la tasa de liberación de energía disponible,  $G$  [120] con la Ecuación (3.2):

$$G = \frac{U_a^c - U_a^u}{\Delta A} \quad (3.2)$$

donde  $U_a^c$  – es la energía elástica almacenada en el sistema con la presencia de una grieta de longitud “ $a$ ” en elemento agrietado;

$U_a^u$  – es la energía elástica almacenada en el sistema con la presencia de una grieta de longitud “ $a$ ” en elemento no agrietado;

$\Delta A$  – es el área de la nueva grieta aparecida.

### 3.2.1. Consideraciones

Las consideraciones que se han tenido en cuenta para aplicar el modelo analítico desarrollado son:

- los materiales involucrados en la unión (refuerzo FRP, adhesivo y hormigón) son homogéneos, isotrópicos y linealmente elásticos.
- Las interfaces no agrietadas están perfectamente unidas con desplazamientos y tracciones continuos.
- Cada modelo es cargado uniformemente con cargas y momentos aplicados en el eje neutro de la sección equivalente.
- Se puede asumir una tensión plana.
- La tasa de liberación de energía variará en función del modo de rotura de la sección ([apartado 2.4 del capítulo 2](#)).

El sistema NSM se puede tratar como una sección de viga compuesta y para calcular  $U_a$  se puede aplicar la teoría de la viga clásica. Por lo tanto, cuando la carga pull-out,  $F$ , y el momento,  $M$ , provocado por la excentricidad de la carga  $F$  aplicada respecto el centro de gravedad de la sección equivalente (ver Figura 3.4), son constantes, la [Ecuación de G \(3.2\)](#) puede expresarse con la [Ecuación \(3.3\)](#):

$$G_k = \frac{F^2}{2 \cdot \bar{E}_i \cdot p_k} \cdot \left[ \frac{1}{A_{eq}^u} - \frac{1}{A_{eq,k}^c} + \frac{(\varphi_u)^2}{I_{eq}^u} - \frac{(\varphi_{c,k})^2}{I_{eq,k}^c} \right] \quad (3.3)$$

$i = 1, 2, 3$

donde  $i$  – indica el constituyente de la unión, siendo 1 – el refuerzo FRP, 2 – el adhesivo y 3 – el hormigón;

$k$  – es el modo de rotura que se produce en la unión (ver [apartado 3.2.2](#));

$E_i$  – módulo de elasticidad en tensión plana del material de la sección compuesta equivalente homogenizada según el material  $i$  (en MPa);

$p_k$  – es el perímetro de la grieta (en mm);

- $A_{eq}^u$  – es el área equivalente de la sección compuesta sin fisurar (en  $\text{mm}^2$ );
- $A_{eq,k}^c$  – es el área equivalente de la sección compuesta una vez agrietada según el modo de rotura  $k$  (en  $\text{mm}^2$ );
- $\varphi_u$  – excentricidad del punto de aplicación de la carga pull-out,  $F$ , respecto el centro de gravedad de la sección compuesta sin fisurar (en mm);
- $\varphi_{c,k}$  – excentricidad del punto de aplicación de la carga pull-out,  $F$ , respecto el centro de gravedad de la sección compuesta una vez agrietada según el modo de rotura  $k$  (en mm);
- $I_{eq}^u$  – inercia equivalente de la sección compuesta sin fisurar (en  $\text{mm}^4$ );
- $I_{eq,k}^c$  – inercia equivalente de la sección compuesta una vez agrietada según el modo de rotura  $k$  (en  $\text{mm}^4$ ).

### 3.2.2. Modos de rotura considerados

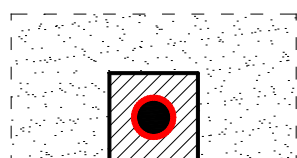
Existen varios estudios experimentales [25,28,56,63,69,82,146] que aplican los métodos de ensayo más comunes DPT y ensayo Beam en elementos reforzados, normalmente, con barras de sección circular o cuadradas, aunque éste último tipo raramente se utiliza, o láminas, con el objetivo de estudiar el comportamiento de la unión entre refuerzo FRP y hormigón, tal y como se ha presentado en el **capítulo 2** de esta tesis.

Partiendo de estudios experimentales existentes, se han identificado diferentes modos de rotura [9,22,56,63,69,73,147]. Como se ha presentado en el **capítulo 2**, los modos de rotura se pueden clasificar en interfaciales y cohesivos. Dentro del grupo de los interfaciales existen dos tipos: rotura interfacial entre refuerzo y adhesivo y rotura interfacial entre adhesivo y hormigón. En cambio, en el grupo de cohesivos existen tres posibles roturas: rotura del refuerzo FRP, el cual no suele producirse ya que se produce cuando la carga pull-out es muy elevada, rotura dentro de la capa del adhesivo y rotura dentro de la capa del hormigón en planos inclinados.

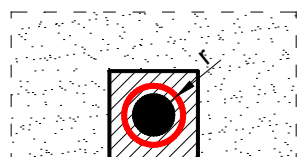
Para determinar la tasa de liberación de la energía,  $G$ , del modelo presentado en este estudio se han utilizado los cinco modos de rotura más observados presentados en la Figura 3.1:

- **Modo A.** Rotura interfacial pura entre refuerzo FRP y adhesivo. Este modo se produce mayoritariamente en barras con una superficie muy lisa. En este caso, la resistencia a la adherencia se basa, principalmente, en la adhesión entre la barra de refuerzo FRP y el adhesivo ya que una adhesión mecánica puede ser deficiente por la falta de fricción entre los elementos de unión.

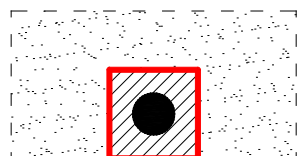
- **Modo B.** Rotura cohesiva a cortante dentro de la capa del adhesivo. Este modo de rotura se suele observar cuando el tipo de refuerzo es una lámina.
- **Modo C.** Rotura interfacial pura entre el adhesivo y el hormigón.
- **Modo D.** Rotura cohesiva a cortante dentro de la capa del hormigón. Este modo de rotura solo se observa en ensayos a flexión de vigas [66].
- **Modo E.** Rotura cohesiva dentro de la capa del hormigón. La fractura se produce en el hormigón a lo largo de planos inclinados. Éste es un modo de rotura particular incluido dentro de los modos por desprendimiento del recubrimiento del hormigón propuesto por [22]. Este modo de rotura es el más observado en la campaña experimental de [56,82].



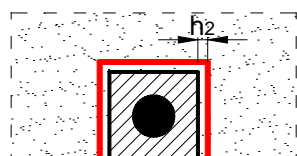
Modo A. Modo de rotura interfacial barra FRP - adhesivo



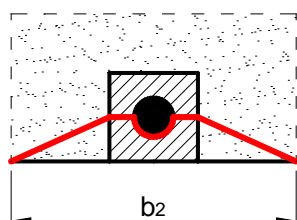
Modo B. Modo de rotura cohesivo en el adhesivo



Modo C. Modo de rotura interfacial adhesivo - hormigón



Modo D. Modo de rotura cohesivo en el hormigón



Modo E. Modo de rotura cohesivo en el hormigón a lo largo de planos inclinados; desprendimiento del recubrimiento de hormigón y del adhesivo.

**Figura 3.1:** Modos de rotura aplicados en el modelo analítico desarrollado (la línea roja marca el perímetro del plano de rotura cuando se produce la pérdida de adherencia (adaptado de [9]))

### 3.2.3. Derivación modo de rotura A

En este apartado se presenta en detalle la derivación y la solución de la formulación para calcular la tasa de liberación de energía disponible para el modo de rotura A, seguido de los resultados tabulados de los términos generales para cada modo de rotura presentado en la Figura 3.1.

Para calcular la tasa de liberación de energía disponible en las secciones agrietadas o sin agrietar es necesario homogenizar y definir una sección equivalente de un único material. En este estudio, se asume que el adhesivo es el material de referencia. Se debe tener en cuenta que la sección no agrietada permanece constante independientemente del modo de rotura que se produzca. Sin embargo, la sección agrietada cambia en función del modo de rotura. Las secciones sin fisuras y con grietas del modo de rotura A se presentan en la Figura 3.2.

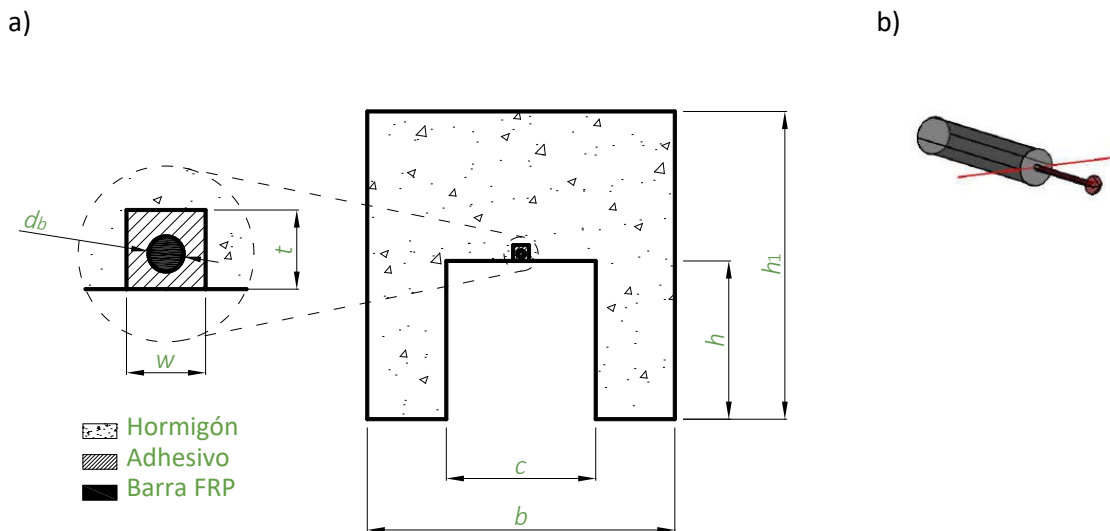


Figura 3.2: a) Sección sin fisuras y b) Sección agrietada en el modo de rotura A.

De acuerdo con la expresión general para calcular la tasa de liberación de la energía disponible,  $G$ , de la Ecuación (3.3), la tasa de liberación de la energía interfacial disponible para el modo de rotura A se expresa como la Ecuación (3.4):

$$G_A = \frac{F^2}{2 \cdot E_2 \cdot p_A} = \left[ \frac{1}{A_{eq}^u} - \frac{1}{A_{eq,A}^c} + \frac{(\varphi_u)^2}{I_{eq}^u} - \frac{(\varphi_{c,A})^2}{I_{eq,A}^c} \right] \quad (3.4)$$

Para determinar los términos generales de la Ecuación (3.4) descritos anteriormente, es necesario realizar el proceso de homogenización de la sección. Este proceso se lleva a cabo de la siguiente manera: las profundidades involucradas en la sección ( $h$ , profundidad de la C del bloque de hormigón;  $h_1$ , profundidad del bloque de hormigón y  $t$ , profundidad de la ranura) de la Figura 3.2 permanecen sin cambio mientras que cualquier dimensión referente al ancho de los constituyentes se transforma a su valor equivalente (siendo el adhesivo el material de referencia). La Tabla 3.1 resume las anchuras geométricas equivalentes correspondientes a la sección homogenizada, donde  $\Sigma_{i,j}$  es la relación entre el módulo de elasticidad normalizado del material  $i$  y  $j$ :

$$\Sigma_{i,j} = \frac{\bar{E}_i}{\bar{E}_j} \quad (3.5)$$

$$i, j = 1, 2, 3$$

donde 1 se refiere al hormigón, 2 al adhesivo y 3 a la barra de FRP.

Parámetros geométricos originales	Parámetros geométricos equivalentes
$d_b$	$d_{eq} = d_b \cdot \Sigma_{1,2}$
$b$	$b_{eq} = b \cdot \Sigma_{3,2}$
$bw=b-w$	$bw_{eq} = (b - w) \cdot \Sigma_{3,2}$
$bc=b-c$	$bc_{eq} = (b - c) \cdot \Sigma_{3,2}$

Tabla 3.1: Anchuras equivalentes de la sección homogenizada según el material de referencia 2 (el adhesivo)

De acuerdo con la Figura 3.2,  $d_b$  es el diámetro de la barra de refuerzo FRP,  $b$  es la anchura del bloque de hormigón,  $bw$  es la anchura del bloque de hormigón,  $b$ , menos la anchura de la ranura,  $w$ , y  $bc$  es la anchura del bloque de hormigón menos la separación,  $c$ , entre las alas del bloque de hormigón en forma de C.

Una vez se ha realizado la homogenización de la sección, se pueden calcular las excentricidades,  $\varphi_u$ , el área equivalente de la sección transversal,  $A_{eq}^u$ , y el momento de inercia equivalente,  $I_{eq}^u$ . Los valores de estas propiedades geométricas para la sección no fisurada no dependen del modo de rotura y se calculan con las Ecuaciones (3.6), (3.7) y (3.8).

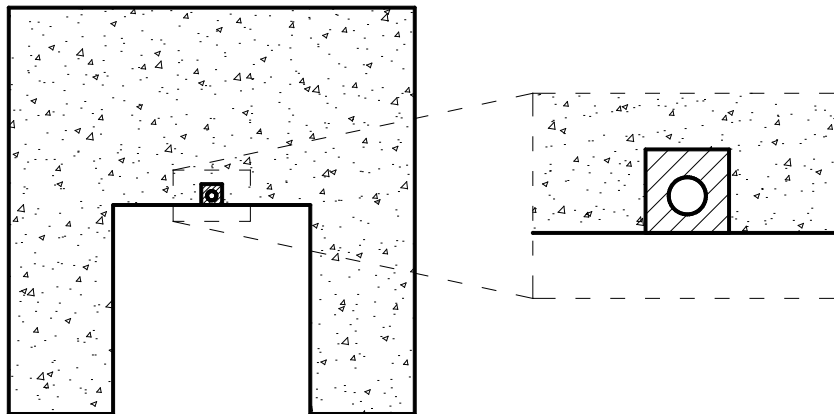


$$\varphi_u = \frac{b_{eq} \cdot (h_1 - t - h) \cdot (h_1 - h) - bc_{eq} \cdot h(t + h)}{2 \cdot (d_{eq} \cdot d_b + b_{eq} \cdot (h_1 - t - h) + bw_{eq} \cdot t + bc_{eq} \cdot h)} \quad (3.6)$$

$$A_{eq}^u = d_{eq} \cdot d_b + b_{eq} \cdot (h_1 - t - h) + t \cdot bw_{eq} + bc_{eq} \cdot h \quad (3.7)$$

$$I_{eq}^u = d_{eq} \cdot d_b \cdot \left( \frac{d^2}{12} + \varphi_u^2 \right) + bw_{eq} \cdot t \cdot \left( \frac{t^2}{12} + \varphi_u^2 \right) + b_{eq} \cdot (h_1 - t - h) \cdot \left( \frac{(h_1 - t - h)^2}{12} + \left( \frac{h_1 - h}{2} - \varphi_u \right)^2 \right) + bc_{eq} \cdot h \cdot \left( \frac{h^2}{12} + \left( \frac{t + h}{2} + \varphi_u \right)^2 \right) \quad (3.8)$$

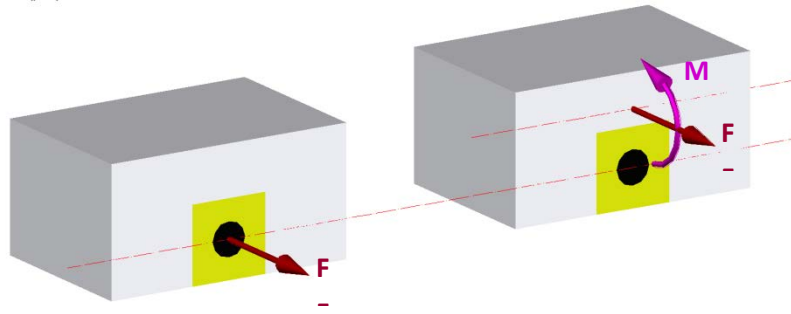
En la Figura 3.3 se muestra la sección utilizada para presentar las secciones agrietadas para cada modo de rotura de la Tabla 3.4.



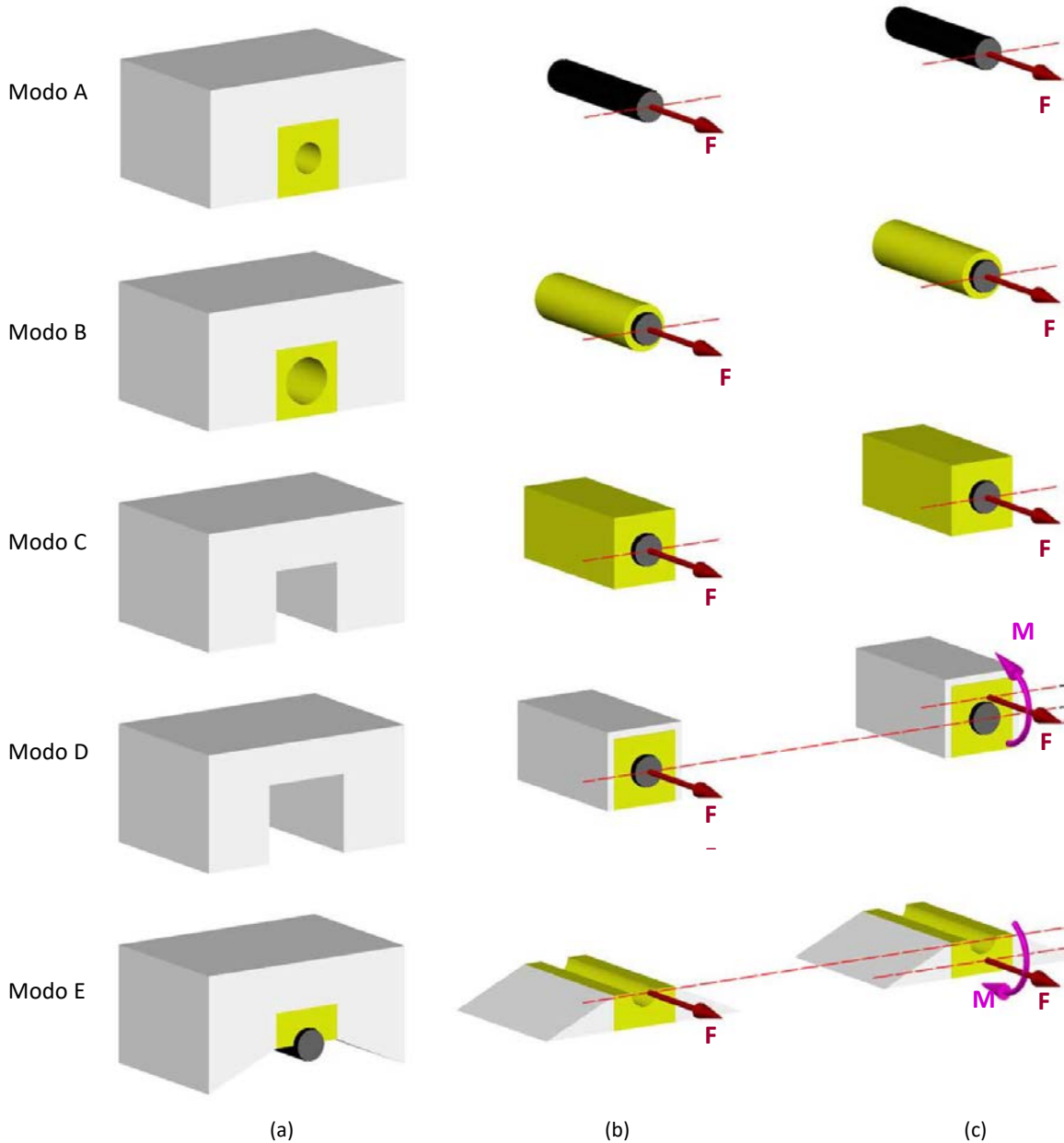
**Figura 3.3:** Sección utilizada para presentar las secciones agrietadas para cada modo de rotura de la **Figura 3.4**

En la Tabla 3.4 se observa que la posición del eje neutro de la sección agrietada varía según el modo de rotura, por lo que es necesario calcular por cada modo de rotura el valor de excentricidad, el área equivalente de la sección transversal, el perímetro del área agrietada y el momento de inercia equivalente de la sección.

Sección no fisurada



Sección agrietada según modo de rotura



**Figura 3.4:** Posición de la línea neutra y excentricidad en la sección no fisurada y en las secciones agrietadas según modo de rotura A, B, C, D y E. (a) parte de la sección que queda adherida con el resto del bloque de hormigón; (b) sección agrietada con la carga pull-out,  $F$ , aplicada en el centro de la barra de refuerzo FRP; (c) sección agrietada con la posición de la línea neutra según esta sección con la carga pull-out,  $F$ , aplicada en ella y el momento,  $M$ , si existe excentricidad.

En el caso del modo de rotura A, la carga pull-out,  $F$ , está aplicada en el centro de gravedad de la sección agrietada, por lo que la excentricidad  $\varphi_{c,A}$  es cero y por consiguiente, no es necesario determinar el momento de inercia equivalente,  $I_{eq,A}^c$ . Sin embargo, el área de la sección transversal equivalente de esta sección,  $A_{eq,A}^c$ , y el perímetro del área agrietada se deben calcular con las Ecuaciones (3.9) y (3.10):

$$A_{eq,A}^c = d_{eq} \cdot d_b \quad (3.9)$$

$$p_A = \pi \cdot d_b \quad (3.10)$$

Las Tabla 3.2-Tabla 3.5 resumen el cálculo de los términos generales  $p_A$ ,  $A_{eq,A}^c$ ,  $\varphi_{c,A}$ ,  $I_{eq,A}^c$  de la Ecuación (3.3) para los cinco modos de rotura.

$k$	$p_k$	
A	$\pi \cdot d_b$	(3.11)
B	$2 \cdot \pi \cdot r$	(3.12)
C	$2 \cdot t + w$	(3.13)
D	$2 \cdot t + w + (4 \cdot h_2)$	(3.14)
E	$\sqrt{(b_2 - w)^2 + t^2} + (w - d_b) + \frac{\pi \cdot d}{2}$	(3.15)

**Tabla 3.2:** Ecuaciones para determinar el perímetro de la sección agrietada para cada modo de rotura.

Donde  $h_2$  es el espesor de la capa de hormigón que queda pegada en el adhesivo,  $r$  es el radio de la sección agrietada que forman la barra de refuerzo FRP junto con el espesor de la capa del adhesivo que queda pegada en la barra y  $b_2$  es la anchura máxima del triángulo que forman los planos inclinados de rotura dentro de la capa de hormigón (ver Figura 3.1).

$k$	$A_{eq_{cb,k}}$	
A	$d_b^2 \cdot \Sigma_{1,2}$	(3.16)
B	$d_b^2 \cdot \Sigma_{1,2} + 2 \cdot \pi \cdot \left(r - \frac{d_b}{2}\right)$	(3.17)
C	$d_b^2 \cdot \Sigma_{1,2} + w \cdot t$	(3.18)

D	$d_b^2 \cdot \Sigma_{1,2} + h_2 \cdot \Sigma_{3,2} \cdot (w + 2 \cdot h_2) + t \cdot (w + 2 \cdot h_2 \cdot \Sigma_{3,2}) - 0.25 \cdot \pi \cdot d_b^4$	(3.19)
E	$\frac{1}{8} \cdot \left[ 2 \cdot t \cdot \left( (b_2 - w) \cdot \Sigma_{3,2} + 2 \cdot w \right) - \pi \cdot d_b^2 \right]$	(3.20)

**Tabla 3.3:** Ecuaciones para determinar el área de la sección agrietada para cada modo de rotura.

k	$\Phi_{cb,k}$	
A	0	
B		
C		
D	$\frac{0.5t[d_b \cdot d_{eq} + w \cdot t - 0.25 \cdot \pi \cdot d_b^2] + h_2 \cdot \Sigma_{3,2}[t \cdot (w + 2 \cdot h_2 + t) + 0.5w + h_2^2]}{d_b \cdot d_{eq} + h_2 \cdot \Sigma_{3,2} \cdot (w + 2 \cdot h_2) + t \cdot (w + 2 \cdot h_2 \cdot \Sigma_{3,2}) - \frac{\pi \cdot d_b^4}{4}}$	(3.21)
E	$\frac{t^2 \cdot \left( (b_2 - w) \cdot \Sigma_{3,2} + 3 \cdot w \right) + d_b^2 \cdot (2 \cdot d - 1.5 \cdot \pi \cdot t)}{3 \cdot \left[ 2 \cdot t \cdot \left( (b_2 - w) \cdot \Sigma_{3,2} + 2 \cdot w \right) - \pi \cdot d_b^2 \right]}$	(3.22)

**Tabla 3.4:** Ecuaciones para determinar la excentricidad de la sección agrietada para cada modo de rotura.

k	$I_{T_{cb,k}}$	
A	<i>*El último término de la Ecuación (3.3) desaparece porque la excentricidad es nula, por lo tanto no es necesario calcular el momento de inercia de la sección agrietada.</i>	
B		
C		
D	$\frac{1}{12} \cdot \left[ \Sigma_{3,2} \cdot \left( (w + h_2) \cdot h_2^3 + 2 \cdot h_2 \cdot t^3 \right) + w \cdot t^3 + d^4 \cdot \Sigma_{1,2} \right] + \left( \varphi_{cb,D} - \frac{t}{2} \right)^2 \cdot \left[ d_b^2 \cdot \left( \Sigma_{1,2} - \frac{\pi}{4} \right) + t \cdot (w + 2 \cdot h_2 \cdot \Sigma_{3,2}) \right] + \left( \varphi_{cb,D} - t - \frac{h_2}{2} \right)^2 \cdot \left[ (w + h_2) \cdot \Sigma_{3,2} \cdot h_2 \right] - \frac{\pi \cdot d_b^4}{64}$	(3.23)
E	$\frac{1}{288} \cdot \left[ (b_2 - w) \cdot \Sigma_{3,2} \cdot t \cdot \left( t^2 + 72 \left( \varphi_{cb,E} - \frac{t}{6} \right)^2 \right) + 3 \cdot w \cdot t \cdot \left( t^2 + 48 \left( \varphi_{cb,E} - \frac{t}{4} \right)^2 \right) - 4.5 \cdot \pi \cdot d_b^2 \cdot \left( d_b^2 + 8 \left( \varphi_{cb,E} - \left( \frac{t}{2} - \frac{2 \cdot d_b}{3 \cdot \pi} \right) \right)^2 \right) \right]$	(3.24)

**Tabla 3.5:** Ecuaciones para determinar el momento de inercia de la sección agrietada para cada modo de rotura.

Siguiendo este marco basado en la fractura, la pérdida de adherencia ya no está relacionada con superar un valor límite de carga. Sino que, la pérdida de adherencia se producirá cuando la tasa de liberación de energía disponible para el crecimiento de grietas,  $G$ , alcance la tenacidad a la fractura de la unión,  $G_c$ .

### 3.3. Aplicación del método analítico desarrollado

No existe ningún ensayo normalizado para determinar la tenacidad de la fractura de las uniones de probetas reforzadas con la técnica NSM. Además, tampoco es posible predecir el modo de rotura de la pérdida de adherencia. Por lo que, no es posible predecir una carga crítica de rotura a partir de la Ecuación (3.3).

Por lo tanto, se realizará un análisis inverso partiendo de datos experimentales de ensayos pull-out en sistemas reforzados con la técnica NSM para calcular, con el método analítico desarrollado, la tenacidad de la fractura según la configuración de la unión y para cada modo de rotura.

#### 3.3.1. Determinación de la tenacidad de la unión

En este apartado se aplica el método analítico desarrollado anteriormente para calcular la tenacidad de la fractura de la unión para cada modo de rotura presentado en el apartado 3.2.2. Para llevar a cabo este cálculo se parte de una base de datos obtenido como resultado de una campaña experimental de ensayos pull-out de probetas reforzadas con la técnica NSM [19,96,146].

Las probetas de hormigón tienen una sección en C. Las dimensiones exteriores de la sección son 350 x 350 mm y las interiores, 170 x 180 mm, por lo que, de acuerdo con la Figura 3.2, las dimensiones  $b$ ,  $h_1$ ,  $c$  y  $t$  son 350, 350, 170 y 180 mm, respectivamente. Los parámetros considerados en la campaña experimental como la longitud de adherencia ( $L_b$ ), las dimensiones de la ranura ( $w$ ,  $t$ ), el módulo de elasticidad del adhesivo ( $E_2$ ), la resistencia característica media a compresión del hormigón ( $f_{cm}$ ), el material de la barra de refuerzo FRP (CFRP y GFRP), el diámetro de la barra ( $d_b$ ) y el módulo de elasticidad de la barra ( $E_1$ ) se presentan en la Tabla 3.6. En esta campaña experimental se utilizaron varias longitudes de adherencia ( $S = 40$  mm para CFRP y 48 mm para GFRP,  $M = 88$  mm,  $ML = 96$  mm,  $L = 192$  mm y  $T = 240$  mm), distintos tipos de adhesivo (A, B, C y D con unos valores de módulos de elasticidad de 5761, 8000, 6900 y 8700 MPa, respectivamente), hormigón de distintas resistencias (H1, H2, H3, H4, H5 y H6 con unos valores de resistencia característica media a compresión de 23, 41, 25, 35.2, 36.3 y 42.2 MPa, respectivamente) y varios tipos de barras de refuerzo (de fibra de carbono C1, C2, C3 con diámetros y módulos de elasticidad de 8 mm y 170 GPa, 9 mm y 134 GPa, 9.05 mm y 134 GPa, respectivamente, y de fibra de vidrio G1, G2, G3 con diámetros y módulos de elasticidad de 8 mm y 64 GPa, 12 mm y 64 GPa, 9.28 mm y 41 GPa, respectivamente). El valor de  $b_2$  se ha extraído de las imágenes de las probetas rotas por el modo E, el cual tiene un valor aproximado de 80 mm. Éste será el valor que se utilizará para determinar el valor de  $G$  del modo de rotura E.

La nomenclatura de la columna 1 de la Tabla 3.6 para identificar las probetas se interpreta de la siguiente manera: BL-GW-ET-CT-BT-n, BL representa la longitud de adherencia, GW valor numérico que indica la anchura y profundidad de la ranura cuadrada en mm, ET indica el tipo de adhesivo, CT representa el tipo de hormigón correspondiente, BT indica el tipo de barra de refuerzo FRP y n es para identificar los ejemplares idénticos.

Referencias	$L_b$ (mm)	$t$ (mm)	$w$ (mm)	$E_2$ (MPa)	$f_{cm}$ (MPa)	$d_b$ (mm)	$E_1$ (GPa)	$r$ (mm)
S-12-D-H4-C1-a	40	12	12	8700	35.2	8	170	5
S-12-D-H4-C1-b	40	12	12	8700	35.2	8	170	5
S-16-B-H1-G1-a	48	16	16	8000	23	8	64	5
S-16-B-H1-G1-b	48	16	16	8000	23	8	64	5
S-16-C-H1-G1-a	48	16	16	6900	23	8	64	5
S-16-C-H1-G1-b	48	16	16	6900	23	8	64	5
M-12-D-H4-C1-a	88	12	12	8700	35.2	8	170	5
M-12-D-H4-C1-b	88	12	12	8700	35.2	8	170	5
M-15-D-H5-C3	88	15	15	8700	36.3	9.05	134	5.5
ML-16-A-H1-C1-a	96	16	16	5761	23	8	170	5
ML-16-A-H1-C1-b	96	16	16	5761	23	8	170	5
ML-16-B-H1-C1-a	96	16	16	8000	23	8	170	5
ML-16-B-H1-C1-b	96	16	16	8000	23	8	170	5
ML-16-C-H1-C1-a	96	16	16	6900	23	8	170	5
ML-16-C-H1-C1-b	96	16	16	6900	23	8	170	5
ML-16-B-H1-G1-a	96	16	16	8000	23	8	64	5
ML-16-B-H1-G1-b	96	16	16	8000	23	8	64	5
ML-16-C-H1-G1-a	96	16	16	6900	23	8	64	5
ML-16-C-H1-G1-b	96	16	16	6900	23	8	64	5
L-12-D-H4-C1	192	12	12	8700	35.2	8	170	5
L-12-A-H2-C1-a	192	12	12	5761	41	8	170	5
L-16-A-H2-C1-a	192	16	16	5761	41	8	170	5
L-13-D-H2-C1	192	13	13	8700	36.3	8	170	5
L-15-D-H6-G3	192	15	15	8700	42.2	9.28	41	5.6
L-20-D-H6-G3	192	20	20	8700	42.2	9.28	41	5.6
L-18-D-H6-G2	192	18	18	8700	42.2	12	64	7
L-16-A-H1-C1-a	192	16	16	5761	23	8	170	5
L-16-A-H1-C1-b	192	16	16	5761	23	8	170	5
L-15-A-H1-C2-a	192	15	15	5761	23	9	134	5.5
L-15-A-H1-C2-b	192	15	15	5761	23	9	134	5.5

L-16-B-H1-C1-a	192	16	16	8000	23	8	170	5
L-16-B-H1-C1-b	192	16	16	8000	23	8	170	5
L-16-A-H1-G1-a	192	16	16	5761	23	8	64	5
L-16-A-H1-G1-b	192	16	16	5761	23	8	64	5
L-18-A-H1-G2-a	192	18	18	5761	23	12	64	7
L-18-A-H1-G2-b	192	18	18	5761	23	12	64	7
L-16-C-H1-C1-a	192	16	16	6900	23	8	170	5
L-16-C-H1-C1-b	192	16	16	6900	23	8	170	5
L-16-C-H1-C1-c	192	16	16	6900	23	8	170	5
T-16-B-H3-C1-a	240	16	16	8000	25	8	170	5
T-16-B-H3-C1-b	240	16	16	8000	25	8	170	5
T-16-B-H1-G1-a	240	16	16	8000	23	8	64	5
T-16-B-H1-G1-b	240	16	16	8000	23	8	64	5
T-16-A-H1-C1-a	240	16	16	5761	23	8	170	5
T-16-A-H1-C1-b	240	16	16	5761	23	8	170	5

**Tabla 3.6:** Parámetros geométricos y mecánicos de los constituyentes de las probetas de la campaña experimental [19,96,146]

En los siguientes sub-apartados se presentan los valores de la tasa de liberación de la energía disponible,  $G$ , para que se produzca el crecimiento de la grieta se ha calculado con la Ecuación (3.3) y con los parámetros de la Tabla 3.6 para cada modo de rotura de cada una de las probetas definidas. La carga pull-out máxima que se ha utilizado para el cálculo de  $G$ , es la carga experimental máxima obtenida de los ensayos pull-out de cada probeta.

Partiendo del modo de rotura observado en cada probeta, se puede determinar la tenacidad de la fractura de la unión NSM,  $G_c$ , el valor de la cual será el de  $G$  del modo de rotura correspondiente.

Los resultados de  $G_c$  de las distintas probetas se presentan en tres sub-apartados para analizar el efecto de la longitud de adherencia ( $L_b$ ), el efecto de las dimensiones de la ranura ( $w$ ,  $t$ ) y el efecto del módulo de elasticidad del adhesivo ( $E_2$ )

### 3.3.1.1. Longitud de adherencia

Para estudiar como varía  $G_c$  en función de la longitud de adherencia, se han agrupado las probetas en 6 grupos:

- **Grupo 1.** Las dimensiones de la ranura son 12 x 12 mm, el tipo de adhesivo utilizado es D con un módulo de elasticidad de 8700 MPa, la resistencia característica media a compresión del hormigón es 35.2 MPa y la barra de refuerzo CFRP tiene un diámetro de 8 mm y un módulo de elasticidad de 170 GPa.
- **Grupo 2.** Las dimensiones de la ranura son 16 x 16 mm, el tipo de adhesivo utilizado es B con un módulo de elasticidad de 8000 MPa, la resistencia característica media a compresión del hormigón es 35.2 MPa y la barra de refuerzo GFRP tiene un diámetro de 8 mm y un módulo de elasticidad de 64 GPa.
- **Grupo 3.** Las dimensiones de la ranura son 16 x 16 mm, el tipo de adhesivo utilizado es C con un módulo de elasticidad de 6900 MPa, la resistencia característica media a compresión del hormigón es 35.2 MPa y la barra de refuerzo GFRP tiene un diámetro de 8 mm y un módulo de elasticidad de 64 GPa.
- **Grupo 4.** Las dimensiones de la ranura son 16 x 16 mm, el tipo de adhesivo utilizado es A con un módulo de elasticidad de 5761 MPa, la resistencia característica media a compresión del hormigón es 35.2 MPa y la barra de refuerzo CFRP tiene un diámetro de 8 mm y un módulo de elasticidad de 170 GPa.
- **Grupo 5.** Las dimensiones de la ranura son 16 x 16 mm, el tipo de adhesivo utilizado es B con un módulo de elasticidad de 8000 MPa, la resistencia característica media a compresión del hormigón es 35.2 MPa y la barra de refuerzo CFRP tiene un diámetro de 8 mm y un módulo de elasticidad de 170 GPa.
- **Grupo 6.** Las dimensiones de la ranura son 16 x 16 mm, el tipo de adhesivo utilizado es C con un módulo de elasticidad de 6900 MPa, la resistencia característica media a compresión del hormigón es 35.2 MPa y la barra de refuerzo CFRP tiene un diámetro de 8 mm y un módulo de elasticidad de 170 GPa.

Referencias	$L_b$ (mm)	$F_{exp}$ (kN)	$G_A$ (N/mm)	$G_B$ (N/mm)	$G_C$ (N/mm)	$G_D$ (N/mm)	$G_E$ (N/mm)	Modo de rotura	$G_c$ (N/mm)
S-12-D-H4-C1-a	40	12.75	0.2745	0.2185	0.1708	0.1458	1.2448	A	<b>0.2745</b>
S-12-D-H4-C1-b	40	10.37	0.1816	0.1445	0.1130	0.0965	0.8234	A	<b>0.1816</b>
M-12-D-H4-C1-a	88	30.41	1.5617	1.2427	0.9715	0.8296	7.0813	A	<b>1.5617</b>
M-12-D-H4-C1-b	88	26.49	1.1850	0.9430	0.7372	0.6295	5.3733	A	<b>1.1850</b>

**Tabla 3.7:** Valores de  $G_c$  de la unión en función de  $L_b$  del grupo 1 ( $w = t = 12$  mm,  $E_2 = 8700$  MPa,  $f_{cm} = 35.2$  MPa y barra CFRP C1 de  $d_b = 8$  mm y  $E_1 = 170$  GPa)



Referencias	$L_b$ (mm)	$F_{exp}$ (kN)	$G_A$ (N/mm)	$G_B$ (N/mm)	$G_C$ (N/mm)	$G_D$ (N/mm)	$G_E$ (N/mm)	Modo de rotura	$G_c$ (N/mm)
S-16-B-H1-G1-a	48	18.99	1.6212	1.2803	0.5549	0.4540	2.1356	A	<b>1.6212</b>
S-16-B-H1-G1-b	48	19.51	1.7112	1.3514	0.5857	0.4793	2.2541	A	<b>1.7112</b>
ML-16-B-H1-G1-a	96	35.31	5.6049	4.4265	1.9186	1.5698	7.3835	A	<b>5.6049</b>
ML-16-B-H1-G1-b	96	32.93	4.8748	3.8499	1.6687	1.3653	6.4217	E	<b>3.0695</b>
T-16-B-H1-G1-a	240	60.87	16.656	13.154	5.7016	4.6651	21.942	E	<b>21.942</b>
T-16-E2-H1-G1-b	240	60.15	16.265	12.845	5.5676	4.5554	21.426	E	<b>21.426</b>

**Tabla 3.8:** Valores de  $G_c$  de la unión en función de  $L_b$  del grupo 2 ( $w = t = 16$  mm,  $E_2 = 8000$  MPa,  $f_{cm} = 23$  MPa y barra GFRP G1 de  $d_b = 8$  mm y  $E_1 = 64$  GPa)

Referencias	$L_b$ (mm)	$F_{exp}$ (kN)	$G_A$ (N/mm)	$G_B$ (N/mm)	$G_C$ (N/mm)	$G_D$ (N/mm)	$G_E$ (N/mm)	Modo de rotura	$G_c$ (N/mm)
S-16-C-H1-G1-a	48	19.83	1.7677	1.3985	0.6354	0.5131	2.3728	A	<b>1.7677</b>
S-16-C-H1-G1-b	48	22.39	2.2536	1.7829	0.8100	0.6542	3.0250	A	<b>2.2536</b>
ML-16-C-H1-G1-a	96	33.60	5.0752	4.0152	1.8242	1.4732	6.8123	E	<b>6.8123</b>
ML-16-C-H1-G1-b	96	33.14	4.9372	3.9060	1.7746	1.4331	6.6271	A	<b>4.9372</b>

**Tabla 3.9:** Valores de  $G_c$  de la unión en función de  $L_b$  del grupo 3 ( $w = t = 16$  mm,  $E_2 = 6900$  MPa,  $f_{cm} = 23$  MPa y barra GFRP G1 de  $d_b = 8$  mm y  $E_1 = 64$  GPa)

Referencias	$L_b$ (mm)	$F_{exp}$ (kN)	$G_A$ (N/mm)	$G_B$ (N/mm)	$G_C$ (N/mm)	$G_D$ (N/mm)	$G_E$ (N/mm)	Modo de rotura	$G_c$ (N/mm)
ML-16-A-H1-C1-a	96	26.89	1.2204	0.9729	0.5586	0.4791	4.4506	A	<b>1.2204</b>
ML-16-A-H1-C1-b	96	27.77	1.3016	1.0376	0.5957	0.5109	4.7466	A	<b>1.3016</b>
L-16-A-H1-C1-a	192	40.12	2.7167	2.1657	1.2435	1.0665	9.9073	A	<b>2.7167</b>
L-16-A-H1-C1-b	192	39.82	2.6762	2.1334	1.2249	1.0506	9.7597	A	<b>2.6762</b>
T-16-A-H1-C1-a	240	48.00	3.8886	3.0999	1.7799	1.5265	14.181	A	<b>3.8886</b>
T-16-A-H1-C1-b	240	48.70	4.0029	3.191	1.8322	1.5714	14.598	A	<b>4.0029</b>

**Tabla 3.10:** Valores de  $G_c$  de la unión en función de  $L_b$  del grupo 4 ( $w = t = 16$  mm,  $E_2 = 5761$  MPa,  $f_{cm} = 23$  MPa y barra CFRP C1 de  $d_b = 8$  mm y  $E_1 = 170$  GPa)

Referencias	$L_b$ (mm)	$F_{exp}$ (kN)	$G_A$ (N/mm)	$G_B$ (N/mm)	$G_C$ (N/mm)	$G_D$ (N/mm)	$G_E$ (N/mm)	Modo de rotura	$G_c$ (N/mm)
ML-16-B-H1-C1-a	96	39.32	2.6094	2.0773	1.1386	0.9875	9.1558	A	<b>2.6094</b>
ML-16-B-H1-C1-b	96	39.54	2.6387	2.1006	1.1514	0.9986	9.2585	A	<b>2.6387</b>
L-16-B-H1-C1-a	192	48.99	4.0507	3.2247	1.7675	1.5329	14.213	A	<b>4.0507</b>
L-16-B-H1-C1-b	192	47.31	3.7776	3.0074	1.6484	1.4296	13.255	A	<b>3.7776</b>

**Tabla 3.11:** Valores de  $G_c$  de la unión en función de  $L_b$  del grupo 5 ( $w = t = 16$  mm,  $E_2 = 8000$  MPa,  $f_{cm} = 23$  MPa y barra CFRP C1 de  $d_b = 8$  mm y  $E_1 = 170$  GPa)

Referencias	$L_b$ (mm)	$F_{exp}$ (kN)	$G_A$ (N/mm)	$G_B$ (N/mm)	$G_C$ (N/mm)	$G_D$ (N/mm)	$G_E$ (N/mm)	Modo de rotura	$G_c$ (N/mm)
ML-16-C-H1-C1-a	96	30.12	1.5312	1.2198	0.6838	0.5899	5.4773	A	<b>1.5312</b>
ML-16-C-H1-C1-b	96	27.92	1.3157	1.0481	0.5876	0.5069	4.7038	A	<b>1.3157</b>
L-16-C-H1-C1-a	192	49.92	4.2059	3.3506	1.8784	1.6203	15.037	A	<b>4.2059</b>
L-16-C-H1-C1-b	192	44.43	3.3317	2.6541	1.4879	1.2835	11.912	A	<b>3.3317</b>
L-16-C-H1-C1-c	192	44.37	3.3227	2.6470	1.4839	1.2801	11.879	A	<b>3.3227</b>

**Tabla 3.12:** Valores de  $G_c$  de la unión en función de  $L_b$  del grupo 6 ( $w = t = 16$  mm,  $E_2 = 6900$  MPa,  $f_{cm} = 23$  MPa y barra GFRP G1 de  $d_b = 8$  mm y  $E_1 = 64$  GPa)

La gráfica de la Figura 3.5 representa los valores de tenacidad  $G_c$  de los diferentes grupos definidos anteriormente (del 1 al 6) donde el único parámetro que varía es la longitud de adherencia,  $L_b$ . Se puede observar que el valor  $G_c$  en todos los grupos, incrementa si la longitud de adherencia también lo hace. Sin embargo, con los datos experimentales disponibles no es posible verificar que se haya alcanzado el valor meseta. El punto, a partir del cual empieza la meseta, indica la longitud de adherencia crítica donde el valor de  $G_c$  no incrementa aunque se incremente  $L_b$ .

### 3.3.1.2. Dimensiones de la ranura

Para estudiar como varía  $G_c$  en función de las dimensiones de la ranura, se han agrupado las probetas en 2 grupos:

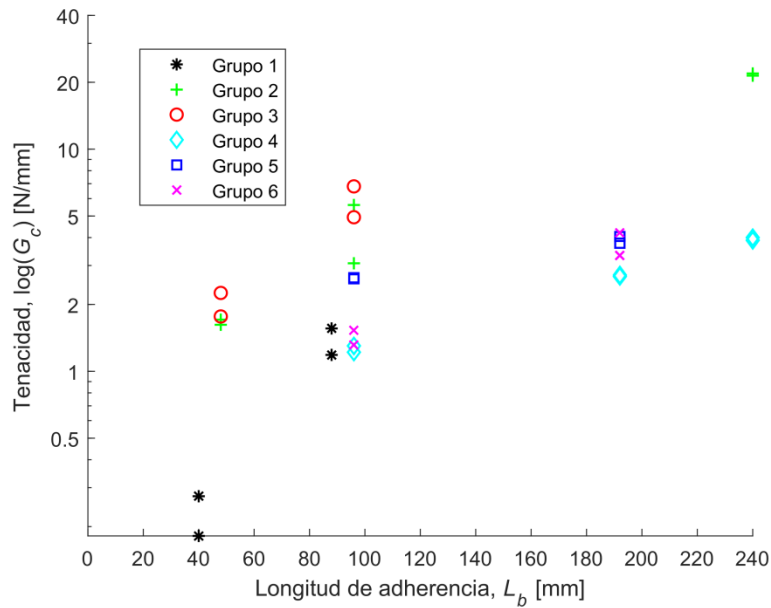


Figura 3.5: Evolución de la tenacidad  $G_c$  en función de la longitud de adherencia  $L_b$

- **Grupo 7.** La longitud de adherencia es 192 mm, el tipo de adhesivo utilizado es A con un módulo de elasticidad de 5761 MPa, la resistencia característica media a compresión del hormigón es 41 MPa y la barra de refuerzo CFRP tiene un diámetro de 8 mm y un módulo de elasticidad de 170 GPa.
- **Grupo 8.** La longitud de adherencia es 192 mm, el tipo de adhesivo utilizado es D con un módulo de elasticidad de 8700 MPa, la resistencia característica media a compresión del hormigón es 42.2 MPa y la barra de refuerzo GFRP tiene un diámetro de 9.28 mm y un módulo de elasticidad de 41 GPa.

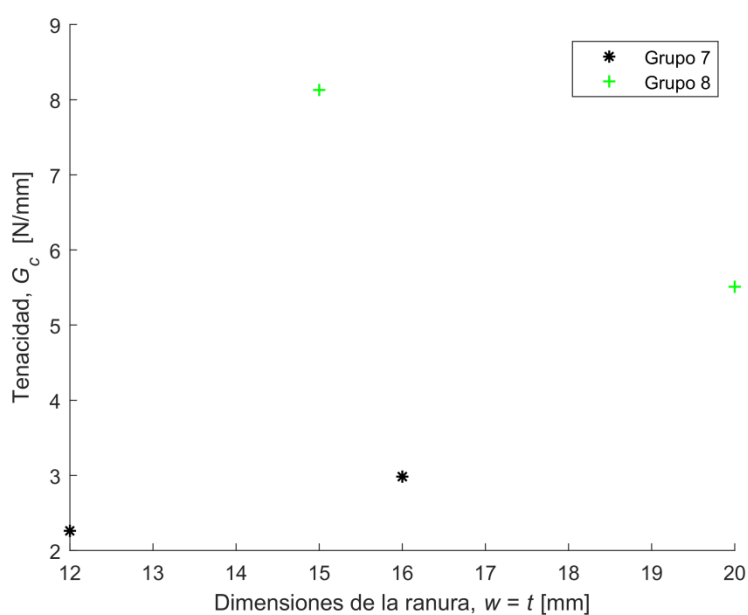
Referencias	$w = t$ (mm)	$F_{exp}$ (kN)	$G_A$ (N/mm)	$G_B$ (N/mm)	$G_C$ (N/mm)	$G_D$ (N/mm)	$G_E$ (N/mm)	Modo de rotura	$G_c$ (N/mm)
L-12-A-H2-C1-a	12	36.59	2.2613	1.8027	1.4606	1.2242	9.6865	A	<b>2.2613</b>
L-16-A-H2-C1-a	16	42.02	2.9824	2.3775	1.3652	1.1497	9.1257	A	<b>2.9824</b>

Tabla 3.13: Valores de  $G_c$  de la unión en función de  $w$  y  $t$  del grupo 7 ( $L_b = 192$  mm,  $E_2 = 5761$  MPa,  $f_{cm} = 41$  MPa y barra CFRP C1 de  $d_b = 8$  mm y  $E_1 = 170$  GPa)

Referencias	$w = t$ (mm)	$F_{exp}$ (kN)	$G_A$ (N/mm)	$G_B$ (N/mm)	$G_C$ (N/mm)	$G_D$ (N/mm)	$G_E$ (N/mm)	Modo de rotura	$G_c$ (N/mm)
L-15-D-H6-G3-a	15	42.51	8.1282	6.5792	3.3185	2.6760	10.239	A	<b>8.1282</b>
L-20-D-H6-G3-a	20	35.00	5.5100	4.4600	1.3100	1.0477	4.6895	A	<b>5.5100</b>

**Tabla 3.14:** Valores de  $G_c$  de la unión en función de  $w$  y  $t$  del grupo 8 ( $L_b = 192$  mm,  $E_2 = 8700$  MPa,  $f_{cm} = 42.2$  MPa y barra GFRP G3 de  $d_b = 9.28$  mm y  $E_1 = 41$  GPa)

La gráfica de la Figura 3.6 representa los valores de tenacidad  $G_c$  de los grupos 7 y 8, en función de las dimensiones de la ranura,  $w$  y  $t$ . Se observa que el incremento de las dimensiones de la ranura,  $w$  y  $t$ , provoca un incremento muy leve del valor de  $G_c$  del grupo 7, en las barra de CFRP. En cambio, en el caso del grupo 8, en barras de GFRP, la tendencia se invierte.



**Figura 3.6:** Evolución de la tenacidad  $G_c$  en función de las dimensiones de la ranura,  $w$  y  $t$

### 3.3.1.3. Módulos de elasticidad del adhesivo

Para estudiar como varía  $G_c$  en función de los módulos de elasticidad del adhesivo, se han agrupado las probetas en 2 grupos:

- **Grupo 9.** La longitud de adherencia es 96 mm, las dimensiones de la ranura son 16 x 16 mm, la resistencia característica media a compresión del hormigón es 23 MPa y la barra de refuerzo CFRP tiene un diámetro de 8 mm y un módulo de elasticidad de 170 GPa.

- **Grupo 10.** La longitud de adherencia es 96 mm, las dimensiones de la ranura son 16 x 16 mm, la resistencia característica media a compresión del hormigón es 23 MPa y la barra de refuerzo GFRP tiene un diámetro de 8 mm y un módulo de elasticidad de 64 GPa.

Referencias	$E_2$ (mm)	$F_{exp}$ (kN)	$G_A$ (N/mm)	$G_B$ (N/mm)	$G_C$ (N/mm)	$G_D$ (N/mm)	$G_E$ (N/mm)	Modo de rotura	$G_c$ (N/mm)
ML-16-A-H1-C1-a	5761	26.89	1.2204	0.9729	0.5586	0.4791	4.4506	A	<b>1.2204</b>
ML-16-A-H1-C1-b	5761	27.77	1.3016	1.0376	0.5957	0.5109	4.7466	A	<b>1.3016</b>
ML-16-B-H1-C1-a	8000	39.32	2.6094	2.0773	1.1386	0.9875	9.1558	A	<b>2.6094</b>
ML-16-B-H1-C1-b	8000	39.54	2.6387	2.1006	1.1514	0.9986	9.2585	A	<b>2.6387</b>
ML-16-C-H1-C1-a	6900	30.12	1.5312	1.2198	0.6838	0.5899	5.4143	A	<b>1.5312</b>
ML-16-C-H1-C1-b	6900	27.92	1.3157	1.0481	0.5876	0.5069	4.7038	A	<b>1.3157</b>

**Tabla 3.15:** Valores de  $G_c$  de la unión en función del módulo de elasticidad del adhesivo del grupo 9 ( $L_b = 96$  mm,  $w = t = 16$  mm,  $f_{cm} = 23$  MPa y barra CFRP C1 de  $d_b = 8$  mm y  $E_1 = 170$  GPa)

Referencias	$E_2$ (mm)	$F_{exp}$ (kN)	$G_A$ (N/mm)	$G_B$ (N/mm)	$G_C$ (N/mm)	$G_D$ (N/mm)	$G_E$ (N/mm)	Modo de rotura	$G_c$ (N/mm)
ML-16-A-H1-G1-a	5761	28.32	3.6055	2.8474	1.2342	1.0098	4.7496	E	<b>4.7496</b>
ML-16-A-H1-G1-b	5761	27.86	3.4893	2.7556	1.1944	0.9773	4.5965	E	<b>4.5965</b>
ML-16-B-H1-G1-a	8000	35.31	5.6049	4.4265	1.9186	1.5698	7.3835	A/E	<b>6.6049</b>
ML-16-B-H1-G1-b	8000	32.93	4.8748	3.8499	1.6687	1.3653	6.4217	E	<b>6.4217</b>
ML-16-C-H1-G1-a	6900	33.60	5.0752	4.0081	1.7373	1.4214	6.6857	E	<b>6.6857</b>
ML-16-C-H1-G1-b	6900	33.14	4.9372	3.8991	1.6900	1.3828	6.5039	A/E	<b>4.9372</b>

**Tabla 3.16:** Valores de  $G_c$  de la unión en función del módulo de elasticidad del adhesivo del grupo 10 ( $L_b = 96$  mm,  $w = t = 16$  mm,  $f_{cm} = 23$  MPa y barra GFRP G1 de  $d_b = 8$  mm y  $E_1 = 64$  GPa)

La gráfica de la Figura 3.7 representa los valores de tenacidad  $G_c$  de los grupos 9 y 10, donde el único parámetro que varía es el módulo de elasticidad del adhesivo,  $E_2$ . Se observa que el incremento del módulo de elasticidad del adhesivo,  $E_2$ , provoca un incremento del valor  $G_c$  en el grupo 9, en las barras de CFRP en cambio, en el caso del grupo 10, en la barra de GFRP el incremento casi no afecta a  $G_c$ .

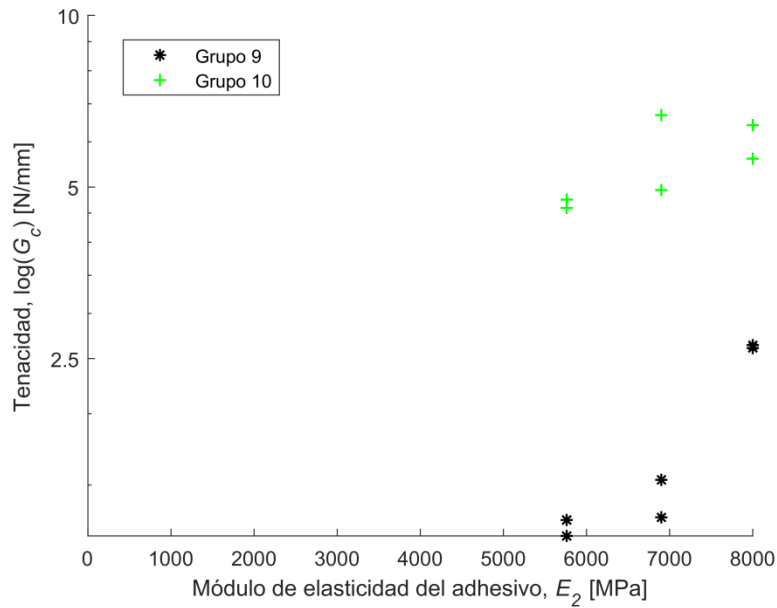


Figura 3.7: Evolución de la tenacidad  $G_c$  en función del módulo de elasticidad del adhesivo,  $E_2$

### 3.3.2. Estudio paramétrico

Existen varios estudios paramétricos [9,10,28,56,63] para determinar los factores que influyen en el fenómeno de pérdida de adherencia.

El modelo analítico desarrollado se ha aplicado para llevar a cabo un estudio paramétrico, que consiste en mantener la fuerza pull-out constante e ir cambiando el valor de los parámetros como el diámetro,  $d_b$  y el módulo de elasticidad de la barra de refuerzo,  $E_1$ , el módulo de elasticidad del adhesivo,  $E_2$ , las dimensiones de la ranura,  $w$  y  $t$ , y la resistencia característica media a compresión del hormigón,  $f_{cm}$ , con la finalidad de observar la influencia de estos parámetros sobre el valor de la energía de la fractura para los distintos modos de rotura definidos en la Figura 3.1.

La tendencia de los valores  $G$  debido a la variación de los parámetros en función del modo de rotura se presenta a continuación.

#### 3.3.2.1. Efecto del diámetro de la barra de refuerzo

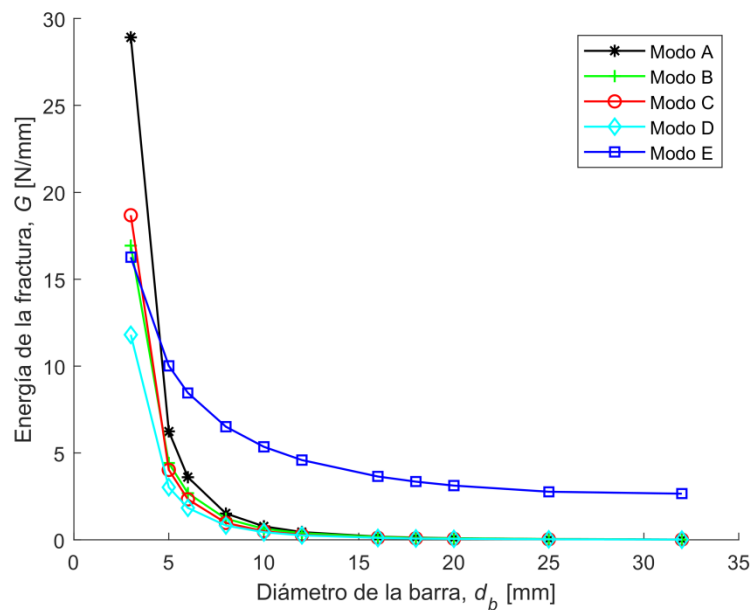
Para estudiar el efecto que tiene la variación del diámetro de la barra de refuerzo sobre los valores  $G$  de cada modo de rotura, se parte de las propiedades geométricas y mecánicas de la probeta L-12-A-H2-C1-a [7] donde la longitud de adherencia,  $L_b$  es 192 mm, las dimensiones de la ranura,  $w$  y  $t$ , varían en función del diámetro,  $1.5d_b$ , el módulo de elasticidad del adhesivo,  $E_2$  es 5761 MPa, el módulo de elasticidad de la barra,  $E_1$ , 170 GPa y la resistencia característica media del hormigón,  $f_{cm}$ , 41 MPa. La carga pull-out,  $F$ , se fija en 30 kN.

En la Tabla 3.17 se recogen los valores de  $G$  de cada modo de rotura en función del diámetro de la barra de refuerzo.

$d_b$ (mm)	$G_A$ (N/mm)	$G_B$ (N/mm)	$G_C$ (N/mm)	$G_D$ (N/mm)	$G_E$ (N/mm)
3	28.917	16.927	18.682	11.802	16.264
5	6.2403	4.4175	4.0313	3.0296	10.013
6	3.6090	2.6899	2.3313	1.8371	8.4540
8	1.5201	1.2118	0.9818	0.8230	6.5115
10	0.7767	0.6458	0.5016	0.4369	5.3534
12	0.4484	0.3837	0.2895	0.2588	4.5884
16	0.1880	0.1670	0.1213	0.1122	3.6528
18	0.1315	0.1183	0.0849	0.0793	3.3532
20	0.0955	0.0868	0.0616	0.0581	3.1235
25	0.0483	0.0447	0.0311	0.0299	2.7636
32	0.0226	0.0212	0.0145	0.0141	2.6615

**Tabla 3.17:** Valores de  $G$  de la unión para cada modo de rotura en función del diámetro de la barra de refuerzo ( $L_b = 192$  mm,  $w = t = 1.5d_b$  mm,  $f_{cm} = 41$  MPa,  $E_2 = 5761$  MPa, barra CFRP C1 con  $E_1 = 170$  GPa y  $F = 30$  kN)

Los valores de  $G$  de la Tabla 3.17 se representan en la Figura 3.8 en función del modo de rotura.



**Figura 3.8:** Evolución de la energía de la fractura,  $G$ , en función del diámetro de la barra de refuerzo,  $d_b$ .

Observando las gráficas de la Figura 3.8, en todos los modos de rotura se observa que el incremento del diámetro de la barra provoca un descenso exponencial del valor  $G$ . Sin embargo, a partir de un diámetro de 12 mm la velocidad de descenso del valor de  $G$  disminuye aunque se incremente el valor de  $d_b$ . El modo de rotura que está más afectado cuando el diámetro de la barra es menor a 5 mm es el A (rotura interfacial barra – adhesivo) con un valor de  $G_A = 28.9$  N/mm. Por último, la variación de  $G$  en función del diámetro de la barra es similar para los modos A, B, C y D con una caída del 99.9% entre el valor de  $G$  cuando el diámetro es de 3 mm y cuando el diámetro es de 32 mm, en cambio, los valores de  $G$  del módulo E, 83.6%. Los valores de  $G$  de éste último modo de rotura son superiores que los del resto.

### 3.3.2.2. Efecto del módulo de elasticidad de la barra de refuerzo

En este sub-apartado se estudia el efecto que tiene la variación del módulo de elasticidad de la barra de refuerzo,  $E_1$ , sobre los valores  $G$  de cada modo de rotura, se parte de las propiedades geométricas y mecánicas de la probeta L-12-A-H2-C1-a [146] donde la longitud de adherencia,  $L_b$  es 192 mm, las dimensiones de la ranura,  $w$  y  $t$ , son 12 x 12, el módulo de elasticidad del adhesivo,  $E_2$  es 5761 MPa, el diámetro de la barra,  $d_b$  es 8 mm y la resistencia característica media del hormigón,  $f_{cm}$ , 41 MPa. La carga pull-out,  $F$ , se fija en 30 kN.

En la Tabla 3.18 se presentan los valores de  $G$  de cada modo de rotura en función del módulo de elasticidad de la barra de refuerzo.

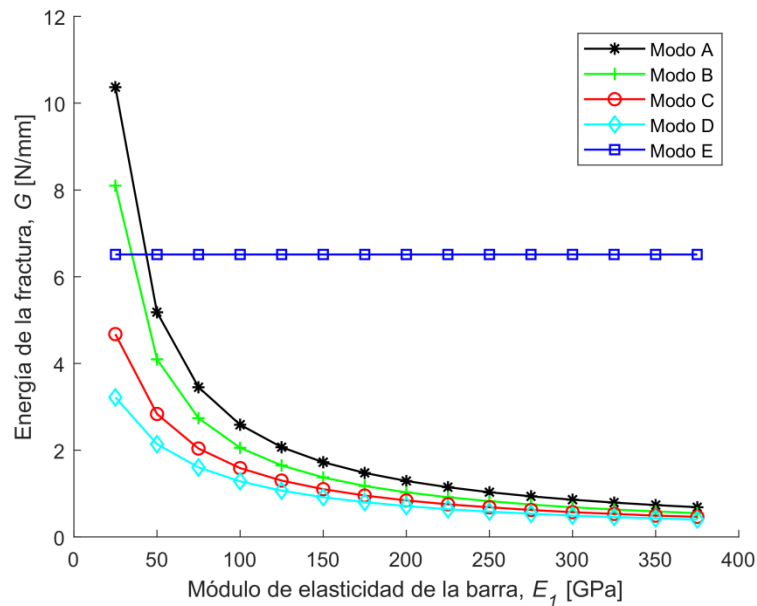
$E_1$ (GPa)	$G_A$ (N/mm)	$G_B$ (N/mm)	$G_C$ (N/mm)	$G_D$ (N/mm)	$G_E$ (N/mm)
25	10.369	8.1016	4.6756	3.2188	6.5115
50	5.1818	4.0964	2.8389	2.1392	6.5115
75	3.4527	2.7403	2.0376	1.6035	6.5115
100	2.5881	2.0582	1.5887	1.2829	6.5115
125	2.0694	1.6476	1.3017	1.0694	6.5115
150	1.7236	1.3734	1.1023	0.9169	6.5115
175	1.4765	1.1772	0.9557	0.8024	6.5115
200	1.2913	1.0299	0.8435	0.7134	6.5115
225	1.1472	0.9153	0.7547	0.6421	6.5115
250	1.0319	0.8236	0.6828	0.5837	6.5115
275	0.9376	0.7484	0.6233	0.5351	6.5115
300	0.8590	0.6858	0.5733	0.4939	6.5115
325	0.7925	0.6328	0.5307	0.4585	6.5115
350	0.7355	0.5874	0.4940	0.4279	6.5115



375	0.6861	0.5480	0.4620	0.4011	6.5115
-----	--------	--------	--------	--------	--------

**Tabla 3.18:** Valores de  $G$  de la unión para cada modo de rotura en función del módulo de elasticidad de la barra de refuerzo ( $L_b = 192$  mm,  $w = t = 12$  mm,  $f_{cm} = 41$  MPa,  $E_2 = 5761$  MPa, barra CFRP C1 con  $d_b = 8$  mm y  $F = 30$  kN)

Los valores de  $G$  de la Tabla 3.18 se representan en la Figura 3.9 en función del modo de rotura.



**Figura 3.9:** Evolución de la energía de la fractura,  $G$ , en función del módulo de elasticidad de la barra,  $E_1$ .

En la Figura 3.9 se observa que el incremento del módulo de elasticidad de la barra,  $E_1$ , disminuye el valor d'energía de la fractura,  $G$  en todos los modos de rotura excepto en el modo E (rotura del hormigón en planos inclinados), el cual no se está afectado por la variación de este parámetro. De acuerdo con la Figura 3.4, en el área de la sección agrietada no aparece la barra de refuerzo, por lo que tiene lógica que la variación de  $E_1$  no afecte al valor de  $G$  en el modo de rotura E. En los modos A, B, C y D el descenso de  $G$  es exponencial con una variación entre el valor máximo y mínimo de 93.38%, 93.23%, 90.13% y 87.50%, respectivamente. Se observa que el efecto del módulo de elasticidad de la barra sobre los valores de  $G$  es mayor cuando  $E_1$  tiene un valor de 25 GPa, con una diferencia del 69% entre el modo de rotura A y el D, que cuando  $E_1$  tiene un valor de 375 GPa, con una diferencia del 41.5%.

### 3.3.2.3. Efecto del módulo de elasticidad del adhesivo

Para estudiar el efecto de la variación del módulo de elasticidad del adhesivo,  $E_2$ , sobre los valores  $G$  de cada modo de rotura, se parte de las propiedades geométricas y mecánicas de la probeta L-12-A-H2-C1-a [146] donde la longitud de adherencia,  $L_b$  es 192 mm, las dimensiones de la ranura,  $w$  y  $t$ , son 12 x 12, el diámetro y el módulo de elasticidad de la barra son 8 mm y 170 GPa y la resistencia característica media del hormigón,  $f_{cm}$ , 41 MPa. La carga pull-out,  $F$ , se fija en 30 kN.

En la Tabla 3.19 se presentan los valores de  $G$  de cada modo de rotura en función del módulo de elasticidad del adhesivo.

$E_2$ (MPa)	$G_A$ (N/mm)	$G_B$ (N/mm)	$G_C$ (N/mm)	$G_D$ (N/mm)	$G_E$ (N/mm)
500	1.5201	1.2157	1.0539	0.8592	6.4586
1000	1.5201	1.2154	1.0466	0.8557	6.4633
2000	1.5201	1.2146	1.0323	0.8486	6.4729
3000	1.5201	1.2139	1.0184	0.8416	6.4827
4000	1.5201	1.2131	1.0048	0.8348	6.4929
5000	1.5201	1.2124	0.9916	0.8280	6.5034
6000	1.5201	1.2117	0.9788	0.8214	6.5141
7000	1.5201	1.2109	0.9663	0.8149	6.5252
8000	1.5201	1.2102	0.9541	0.8085	6.5365
9000	1.5201	1.2094	0.9422	0.8022	6.5482
10000	1.5201	1.2087	0.9306	0.7960	6.5601

**Tabla 3.19:** Valores de  $G$  de la unión para cada modo de rotura en función del módulo de elasticidad del adhesivo ( $L_b = 192$  mm,  $w = t = 12$  mm,  $f_{cm} = 41$  MPa, barra CFRP C1 con  $d_b = 8$  mm y  $E_1 = 170$  GPa, y  $F = 30$  kN)

Los valores de  $G$  de la Tabla 3.19 se representan en la Figura 3.10 en función del modo de rotura.

Observando los valores de  $G$  de los distintos modos de rotura de la Figura 3.10, el módulo de elasticidad del adhesivo,  $E_2$ , tiene un efecto nulo en el modo de rotura A y un efecto casi nulo en el resto. En el modo E se produce un incremento leve de  $G$ , 1.57%, con el incremento de  $E_2$ , en cambio, en los modos B, C y D, el incremento de  $E_2$  da lugar a un leve descenso del valor de  $G$ , 0.58%, 11.70% y 7.35%, respectivamente.

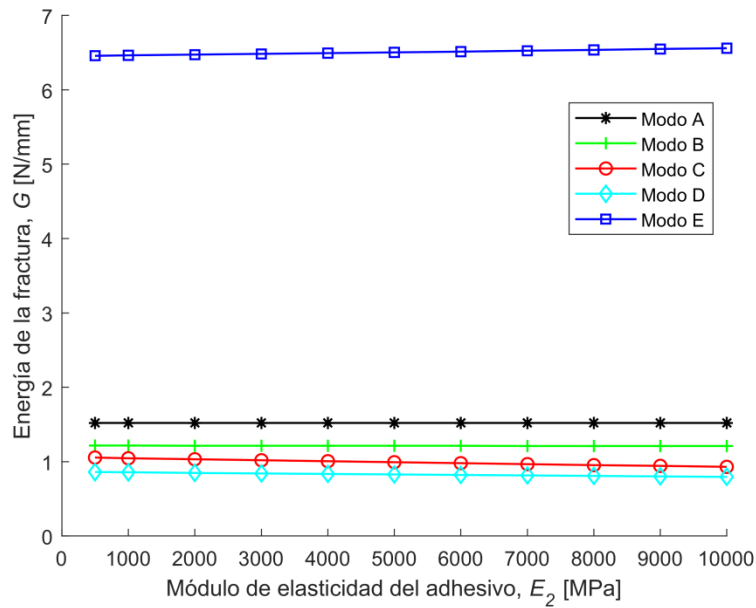


Figura 3.10: Evolución de la energía de la fractura,  $G$ , en función del módulo de elasticidad del adhesivo,  $E_2$ .

### 3.3.2.4. Efecto de la ratio $w/d_b$

Para el análisis del efecto de la ratio entre la anchura de la ranura,  $w$ , y el diámetro de la barra de refuerzo,  $d_b$ , sobre los valores  $G$  de cada modo de rotura, se parte de las propiedades geométricas y mecánicas de la probeta L-12-A-H2-C1-a [146] donde la longitud de adherencia,  $L_b$  es 192 mm, el módulo de elasticidad del adhesivo es 5761 MPa, el diámetro y el módulo de elasticidad de la barra son 8 mm y 170 GPa y la resistencia característica media del hormigón,  $f_{cm}$ , 41 MPa. La carga pull-out,  $F$ , se fija en 30 kN.

En la Tabla 3.20 se presentan los valores de  $G$  de cada modo de rotura en función de la ratio  $w/d_b$ .

$w/d_b$	$G_A$ (N/mm)	$G_B$ (N/mm)	$G_C$ (N/mm)	$G_D$ (N/mm)	$G_E$ (N/mm)
1.1	1.5201	1.2118	1.3868	1.1440	9.9938
1.3	1.5201	1.2118	1.1544	0.9620	7.8224
1.5	1.5201	1.2118	0.9818	0.8230	6.5115
1.7	1.5201	1.2118	0.8483	0.7133	5.6057
1.9	1.5202	1.2118	0.7416	0.6244	4.9305
2.0	1.5202	1.2119	0.6959	0.5860	4.6515

2.1	1.5202	1.2119	0.6543	0.5510	4.4024
2.3	1.5202	1.2119	0.5815	0.4893	3.9752
2.5	1.5202	1.2119	0.5199	0.4369	3.6209
2.7	1.5202	1.2119	0.4671	0.3920	3.3212
2.9	1.5202	1.2119	0.4215	0.3530	3.0638
3.0	1.5202	1.2119	0.4009	0.3355	2.9480
3.5	1.5202	1.2119	0.3157	0.2632	2.4671
4.0	1.5202	1.2119	0.2525	0.2099	2.1024
4.5	1.5202	1.2119	0.2045	0.1698	1.8144
5.0	1.5202	1.2119	0.1675	0.1390	1.5802
5.5	1.5202	1.2119	0.1384	0.1150	1.3858
6.0	1.5202	1.2119	0.1154	0.0960	1.2223
6.5	1.5202	1.2119	0.0969	0.0809	1.0835
7.0	1.5202	1.2119	0.0820	0.0686	0.9650
7.5	1.5201	1.2118	0.0699	0.0587	0.8635
8.0	1.5201	1.2118	0.0599	0.0505	0.7764
8.5	1.5200	1.2118	0.0517	0.0437	0.7015
9.0	1.5200	1.2117	0.0449	0.0381	0.6371
9.5	1.5190	1.2117	0.0391	0.0333	0.5818
10	1.5198	1.2116	0.0343	0.0293	0.5347

**Tabla 3.20:** Valores de  $G$  de la unión para cada modo de rotura en función de la ratio  $w/t$  ( $L_b = 192$  mm,  $f_{cm} = 41$  MPa,  $E_2 = 5761$  MPa, barra CFRP C1 con  $d_b = 8$  mm y  $E_1 = 170$  GPa, y  $F = 30$  kN)

Los valores de  $G$  de la Tabla 3.20 se representan en la Figura 3.11 en función del modo de rotura.

En la Figura 3.11 se observa que la ratio  $w/d_b$  solo afecta a los modos de rotura C, D y E, en cambio, no provocan ningún efecto sobre los modos A y B. El modo E es el que está más afectado, con un descenso exponencial del valor de  $G$ , con el incremento de la ratio  $w/d_b$ , cuando la ratio  $w/d_b$  es pequeño (menos de 3.5). En el modo C, D y E se produce un descenso de  $G$  con el incremento de la ratio  $w/d_b$ , de 97.53%, 97.44% y 94.65%, respectivamente.

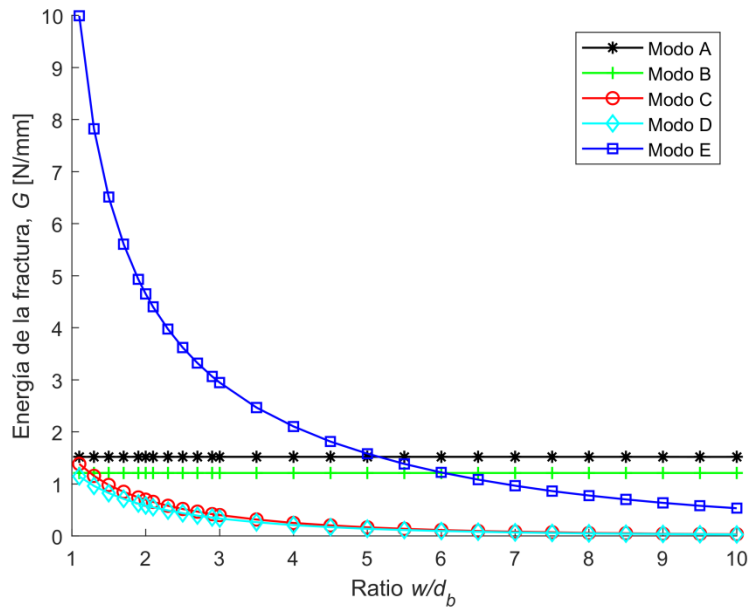


Figura 3.11: Evolución de la energía de la fractura,  $G$ , en función de la ratio  $w/d_b$

### 3.3.2.5. Efecto de la resistencia característica media del hormigón

Para el estudio del efecto de la resistencia característica media del hormigón,  $f_{cm}$ , sobre los valores  $G$  de cada modo de rotura, se parte de las propiedades geométricas y mecánicas de la probeta L-12-A-H2-C1-a [146] donde la longitud de adherencia,  $L_b$  es 192 mm, las dimensiones de la ranura,  $w$  y  $t$ , son 12 x 12, el módulo de elasticidad del adhesivo es 5761 MPa, el diámetro y el módulo de elasticidad de la barra son 8 mm y 170 GPa. La carga pull-out,  $F$ , se fija en 30 kN.

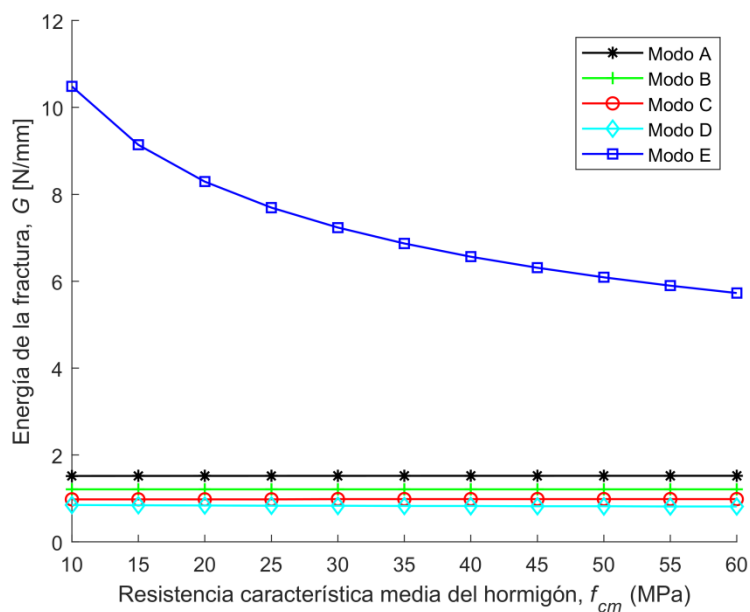
En la Tabla 3.21 se presentan los valores de  $G$  de cada modo de rotura en función de la ratio  $w/d_b$ .

$f_{cm}$ (MPa)	$G_A$ (N/mm)	$G_B$ (N/mm)	$G_C$ (N/mm)	$G_D$ (N/mm)	$G_E$ (N/mm)
10	1.5168	1.2092	0.9795	0.8494	10.485
15	1.5179	1.2101	0.9803	0.8429	9.1402
20	1.5186	1.2106	0.9808	0.8378	8.2937
25	1.5191	1.2110	0.9811	0.8335	7.6923
30	1.5195	1.2113	0.9814	0.8298	7.2338
35	1.5198	1.2116	0.9816	0.8265	6.8678
40	1.5201	1.2118	0.9818	0.8235	6.5659

45	1.5203	1.2120	0.9820	0.8208	6.3107
50	1.5205	1.2121	0.9821	0.8183	6.0910
55	1.5206	1.2122	0.9822	0.8160	5.8989
60	1.5208	1.2124	0.9823	0.8138	5.7289

**Tabla 3.21:** Valores de  $G$  de la unión para cada modo de rotura en función de la resistencia característica media del hormigón ( $L_b = 192$  mm,  $w = t = 12$  mm,  $E_2 = 5761$  MPa, barra CFRP C1 con  $d_b = 8$  mm y  $E_1 = 170$  GPa y  $F = 30$  kN)

Los valores de  $G$  de la Tabla 3.21 se representan en la Figura 3.12 en función del modo de rotura.



**Figura 3.12:** Evolución de la energía de la fractura,  $G$ , en función de la resistencia característica media del hormigón

Observando la Figura 3.12, el parámetro de la resistencia característica media del hormigón solamente afecta el modo de rotura E provocando un descenso del valor de  $G$  cuando éste incrementa su valor. En cambio, en los modos de rotura A, B, C y D el efecto es nulo. Aunque el modo D es una rotura por dentro de la capa del hormigón, ésta solo tiene un espesor de 1 mm por lo que el efecto de la resistencia característica media del hormigón tiene un efecto casi nulo sobre el valor de  $G$ .

### 3.3.2.6. Resumen de los efectos de los parámetros según modo de roturas

Agrupando los efectos de los distintos parámetros estudiados anteriormente sobre el valor de la energía de la fractura,  $G$  en función del modo de rotura se puede comentar que:

Para el modo de rotura A (rotura interfacial entre barra – adhesivo), el aumento del diámetro de la barra de refuerzo y su módulo de elasticidad provocan un descenso marcado de la energía de la fractura,  $G$ , en cambio los parámetros de módulo de elasticidad del adhesivo, la ratio  $w/d_b$  y la resistencia característica media del hormigón no tienen ningún efecto sobre el valor de la energía de la fractura.

Para el modo de rotura B (rotura cohesiva en la capa del adhesivo), el aumento del diámetro de la barra de refuerzo y su módulo de elasticidad provocan un descenso marcado de la energía de la fractura,  $G$ , en cambio el módulo de elasticidad del adhesivo provoca un descenso leve de  $G$  y los parámetros de la ratio  $w/d_b$  y la resistencia característica media del hormigón no tienen ningún efecto sobre el valor de la energía de la fractura.

Para los modos de rotura C (rotura interfacial entre adhesivo – hormigón) y D (rotura cohesiva en la capa del hormigón), el aumento del diámetro y el módulo de elasticidad de la barra de refuerzo y la ratio  $w/d_b$  provocan un descenso marcado de la energía de la fractura,  $G$ . El incremento del módulo de elasticidad del adhesivo también da lugar a un descenso de  $G$ , sin embargo, éste es muy leve. Por último, la resistencia característica media del hormigón no tiene ningún efecto sobre el valor de  $G$  en ambos modos de rotura.

Finalmente, para el modo de rotura E (rotura cohesiva en planos inclinados en el hormigón), el aumento del diámetro de la barra, la ratio  $w/d_b$  y la resistencia característica media del hormigón provocan un descenso de la energía de la fractura,  $G$ . En cambio, el incremento del módulo de elasticidad del adhesivo, aumenta ligeramente el valor de  $G$ . Para terminar, el último parámetro, el módulo de elasticidad de la barra no tiene ningún efecto sobre  $G$  en este modo de rotura.

En la Tabla 3.12 se resume la influencia de cada parámetro para cada modo de rotura donde se muestra que no todos los parámetros afectan de la misma forma a la energía de la fractura,  $G$ , y cada parámetro cambia según el modo de rotura.

Modo de rotura	$G = cte$	$G \uparrow$	$G \downarrow$
Modo A	$E_2, w/d_b, f_{cm}$	-	$\uparrow d_b, E_1$
Modo B	$w/d_b, f_{cm}$	-	$\uparrow d_b, E_1, E_2^*$
Modo C	-	-	$\uparrow d_b, E_1, E_2^*, w/d_b$
Modo D	-	-	$\uparrow d_b, E_1, E_2^*, w/d_b$
Modo E	$E_1$	$\uparrow E_2^*$	$\uparrow d_b, w/d_b, f_{cm}$

*\*El incremento de  $G$  es casi insignificante*

Tabla 3.22: Influencia de cada parámetro sobre el valor de  $G$

### 3.4. Conclusiones

El modelo analítico desarrollado para determinar la tasa de liberación de la energía de la fractura,  $G$ , utilizando las cargas pull-out máximas experimentales, considerando un comportamiento lineal elástico, argumentos energéticos y la teoría de la viga clásica, es adecuado para predecir el comportamiento por pérdida de adherencia de acuerdo con las propiedades geométricas y materiales de los tres constituyentes.

El modelo presentado está enfocado para estudiar el comportamiento de elementos de hormigón reforzados con la técnica NSM, cargados bajo la configuración a cortante y se puede aplicar para los cinco modos de rotura definidos en la Figura 3.1. Estos modos se pueden utilizar para determinar el área débil de la unión. De acuerdo con las cargas máximas experimentales, los resultados experimentales de [19,96,146] muestran que los modos de rotura más comunes son el modo A (rotura interfacial barra – adhesivo) y modo E (rotura cohesiva en planos inclinados dentro de la capa de hormigón)

Además, el estudio paramétrico muestra el efecto de la importancia de los parámetros sobre la unión como: el diámetro y el módulo de elasticidad de la barra de refuerzo, el módulo de elasticidad del adhesivo, la ratio entre la anchura de la ranura y el diámetro de la barra, así como la resistencia característica media del hormigón. Sin embargo, no todos los parámetros afectan a todos los modos de manera igual, por ejemplo, en el modo A los únicos parámetros que afectan el valor de  $G$  son el diámetro y el módulo de elasticidad de la barra provocando un descenso del valor de  $G$  cuando éstos incrementan. En cambio, otros parámetros como el módulo de elasticidad del adhesivo, la ratio  $w/d_b$  y la resistencia característica media del hormigón no provocan ningún cambio en  $G$ . Sin embargo, en el modo E todos los parámetros producen cambios en  $G$ , excepto el de módulo de elasticidad de la barra.

El último parámetro importante es la longitud de adherencia que no tiene un efecto directo en el valor de  $G$ . Por lo tanto, con el modelo analítico propuesto no se estudia el efecto de la longitud de adherencia. Éste se puede determinar a partir de los resultados experimentales. Existe una relación proporcional y lineal entre la longitud de adherencia y la carga pull-out máxima. Por lo tanto, un incremento de la longitud de adherencia da lugar a un incremento de la carga pull-out máxima.

A pesar de las conclusiones anteriores, es necesario realizar una campaña experimental teniendo en cuenta todas estas cuestiones con el fin de reforzar los resultados partiendo del modelo analítico y consiguiendo un estudio paramétrico exhaustivo y completo. Por este motivo, en los capítulos 5 y 6 se aplica en el análisis de resultados, el modelo analítico desarrollado para determinar la tenacidad de la unión,  $G_c$ , de cada probeta de la campaña experimental.





## Metodología ensayos pull-out

### 4.1. Introducción

Las prestaciones de cualquier sistema de refuerzo dependen de la correcta transferencia de cargas, mediante tensiones tangenciales, entre los distintos componentes que forman la unión, es decir, entre el refuerzo y el material a reforzar. En el caso del refuerzo por la técnica NSM, se debe garantizar una buena transmisión entre refuerzo y adhesivo y entre adhesivo y hormigón.

En la revisión de la literatura presentada en el **Capítulo 2**, se observa la necesidad de profundizar en el estudio del refuerzo en forma de barra para reforzar un elemento de hormigón mediante la técnica NSM bajo condiciones ambientales. Esta necesidad se hace más patente para el caso de uniones bajo condiciones de temperatura y humedad elevadas.

El ensayo más común para la caracterización del comportamiento adherente de la unión hormigón-adhesivo-refuerzo de CFRP es el ensayo de pull-out. En el **Capítulo 2**, se ha hecho una presentación de las distintas configuraciones de este ensayo que se utilizan en la actualidad. En esta campaña experimental, se decidió adoptar la configuración single shear test (SST) por dos razones: i) esta configuración tiene un procedimiento de preparación relativamente simple, y (ii) el ensayo es fácil de controlar porque sólo se ensaya una cara del bloque de hormigón. Estas dos características han hecho que el ensayo SST sea el más ampliamente adoptado en la literatura, ya que ofrece una solución económica y simple para evaluar el comportamiento adherente de la unión reforzada con barras [9].

El objetivo principal de esta tesis es estudiar el comportamiento adherente de la unión entre el hormigón, el adhesivo y la barra de refuerzo de fibra de carbono (CFRP) utilizando la técnica NSM. Para llevar a cabo este estudio se planificó una campaña experimental de ensayos de pull-out en la configuración SST compuesto por dos series de 24 probetas cada una. Cada una de las series se encontraba sometida a diferentes condiciones ambientales. Para la serie 1 los especímenes se ensayaban a temperatura y humedad ambientales ( $T=23\pm 2$  °C y  $RH=50\pm 5\%$ ), mientras que en la serie 2 los especímenes estaban sometidos a temperatura y humedad elevadas ( $T=40\pm 2$  °C y  $RH=90\pm 5\%$ ). Para la elección de los valores de las condiciones ambientales se tuvo en cuenta el valor de la temperatura de transición vítrea ( $T_g$ ) del adhesivo, cogiendo como valor de referencia el proporcionado por el fabricante de ésta ( $\geq 40$  °C). De esta manera se estudiaría el comportamiento de la unión garantizando que el adhesivo trabajase a una temperatura inferior a la  $T_g$ . La finalidad de someter las probetas a distintas condiciones

ambientales es estudiar si, debido a la naturaleza de los materiales involucrados en la unión, especialmente el adhesivo, el comportamiento de la unión es susceptible a estos cambios de temperatura y humedad.

En este capítulo se presenta la definición de los parámetros de estudio, así como las propiedades mecánicas de los materiales utilizados. Adicionalmente, también se incluye la descripción del proceso de preparación de las probetas y de la configuración y realización de los ensayos de pull-out para cada una de las series.

## 4.2. Parámetros de estudio

Los parámetros estudiados en esta campaña experimental fueron elegidos de acuerdo con los trabajos experimentales existentes sobre el comportamiento adherente de la unión NSM CFRP y hormigón. Los ensayos experimentales de otros autores como [10, 22, 23, 25, 27, 28, 56, 69, 70, 73, 74, 102, 148-151] demuestran la influencia de algunos parámetros como, por ejemplo: las dimensiones de la ranura, el módulo de elasticidad, el tratamiento superficial, el tipo de fibra de refuerzo, la longitud de adherencia, el diámetro de la barra, y la resistencia del hormigón. Todos ellos afectan, de una u otra manera, al comportamiento de la unión, afectando esto a su efectividad. Es por ello por lo que su estudio es de interés.

Los parámetros seleccionados para este estudio experimental fueron el diámetro de la barra de refuerzo, el módulo de elasticidad de la barra de refuerzo, la longitud de la unión, expresándose ésta como una proporción del diámetro de la barra de refuerzo, y las dimensiones de la ranura, expresadas también en función del diámetro de la barra de refuerzo.

La evaluación de la influencia de estos parámetros en el comportamiento de la unión FRP NSM y hormigón es necesaria para entender el comportamiento de las estructuras reforzadas mediante FRP NSM y poder obtener uniones más eficientes.

## 4.3. Materiales

En este apartado se presentan las propiedades mecánicas de los diferentes materiales utilizados en las dos series de la campaña experimental (hormigón, adhesivo y barras de refuerzo de CFRP). En los siguientes sub-apartados se describe en detalle la caracterización de estos materiales, detallando los ensayos, junto con los estándares seguidos, y los resultados experimentales.

### 4.3.1. Hormigón

El hormigón premezclado, utilizado en las dos series de la campaña experimental, provenía de una planta local de hormigón y fue transportado al laboratorio, donde se prepararon las probetas. Debido a diferentes restricciones, las dos series se realizaron con un desfase de cuatro meses entre ellas. Por lo tanto, se caracterizaron dos lotes de hormigón HA-25/F/15/IIa, con la composición descrita en la Tabla 4.1. A la recepción del hormigón, y previo a la preparación de los especímenes, se comprobó la consistencia con el cono de Abrams, tal y como se muestra en la Figura 4.1.

Componente	Unidad	Cantidad	
		Lote 1 (Serie 1)	Lote 2 (Serie 2)
Agua	kg/m <sup>3</sup>	105	113
Cemento 52.5R	kg/m <sup>3</sup>	275	275
Relación a/c		0.38	0.41
Tamaño árido	mm	15	15

Tabla 4.1: Composición hormigón



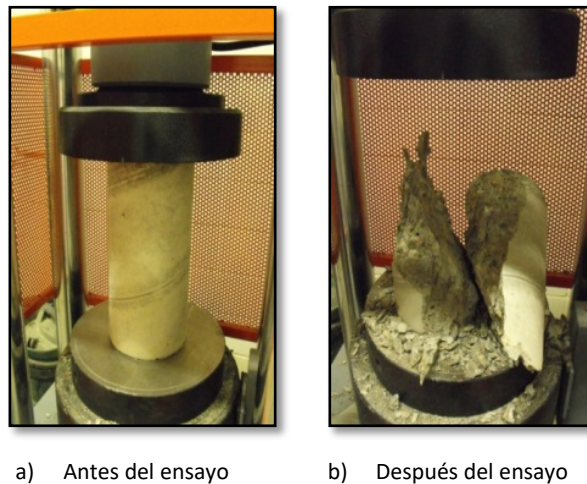
Figura 4.1: Cono de Abrams

Las propiedades mecánicas de cada lote de hormigón fueron determinadas utilizando unos cilindros estandarizados de control de 150 mm de diámetro y 300 mm de altura (ver Figura 4.2) que fueron preparados de acuerdo con la norma ISO 1920-3 [152]. Estas probetas cilíndricas fueron fabricadas y curadas durante 28 días bajo las mismas condiciones que las probetas de pull-out.



Figura 4.2: Cilindros estandarizados de control

Los valores de resistencia a compresión ( $f_{ck}$ ), módulo de elasticidad ( $E_c$ ) y resistencia a tracción ( $f_{ct}$ ) fueron determinados ensayando las probetas cilíndricas de acuerdo con las normas ISO 1920-4 [153] y ISO 1920-10 [154]. En la Figura 4.3 se muestra un ejemplo de ensayo para la determinación de la resistencia a compresión. Para cada propiedad, se ensayaron tres muestras, de manera que el valor reportado es la media de los tres ensayos. Para la serie 1 se obtuvo una resistencia a compresión de 35 ( $\pm 6.50$ ) MPa, a tracción de 3.20 ( $\pm 0.96$ ) MPa y un módulo de elasticidad de 35.03 ( $\pm 5.26$ ) GPa. Para la serie 2 se obtuvieron unos valores medios de resistencia a compresión, resistencia a tracción y módulo de elasticidad de 31.36 ( $\pm 2.68$ ) MPa, 2.78 ( $\pm 0.21$ ) MPa y 32.65 ( $\pm 1.28$ ) GPa, respectivamente.



a) Antes del ensayo      b) Después del ensayo

Figura 4.3: Ensayo a compresión

#### 4.3.2. Barras de refuerzo de CFRP

En la campaña experimental se consideraron dos barras de refuerzo de fibra de carbono (CFRP) suministradas por dos fabricantes diferentes, conocidas con el nombre comercial de MBrace Mbar 165/2500® y Sika CarboDur BC® y fabricadas por las marcas BASF SE y SIKA AG, respectivamente. Las barras están compuestas de fibra de carbono unidireccionales

embebidas en matriz epoxi. En el caso de las barras MBrace Mbar 165/2500® se considera únicamente un diámetro de 8 mm, mientras que en el caso de las barras Sika CarboDur BC® se consideran dos diámetros distintos (8 y 10 mm). El acabado superficial de las barras se presenta en la Figura 4.4. Las barras de la marca SIKA AG tienen un acabado superficial muy liso, en cambio, las BASF SE tienen un acabado ligeramente rugoso.



**Figura 4.4:** Barras utilizadas en las dos series de la campaña experimental: Sika CarboDur BC® (izquierda) y MBrace Mbar 165/2500® (derecha)

En esta campaña experimental, las probetas para la caracterización de las barras de CFRP fueron preparadas según el estándar [ASTM D7205 \[155\]](#):

- Las barras fueron cortadas a una longitud de 900 mm para garantizar una longitud libre de 380 mm como mínimo (distancia entre casquillos). Con esta configuración la longitud libre era de 400 mm.
- Para evitar el daño local de la barra de ensayo en la dirección transversal como resultado de la presión hidráulica ejercida sobre ella por las mordazas de la máquina de ensayo, se colocaron dos tubos metálicos a cada extremo de una longitud de 250 mm, de acuerdo con [\[25\]](#). La unión de estos tubos metálicos a los extremos de la barra debe garantizar la transmisión de carga sin que se produzca deslizamiento entre barra y tubo.
- En el centro de la longitud libre de la barra se colocó un extensómetro axial MTS para determinar la elongación de la barra.
- La probeta se sujetó en las mordazas de la máquina de ensayo por los tubos metálicos del extremo de ésta.

El ensayo a tracción se llevó a cabo en una máquina de ensayo hidráulica Insigth 300 con una cédula de carga de 300 kN que dispone de unas mordazas 647 Hydraulic Wedge Grip que aplican una presión de 25-30 MPa en los tubos metálicos de los extremos. El ensayo se realizó con control de desplazamiento y la carga se aplicó a una velocidad de 2.4 mm/min hasta la rotura de la barra de ensayo. Los datos de carga aplicada y deformación unitaria se registran con un sistema de adquisición de datos a una frecuencia de 2.5 Hz. En la Figura 4.5 se puede ver (a) una barra preparada para ser ensayada y (b) el modo de fallo.

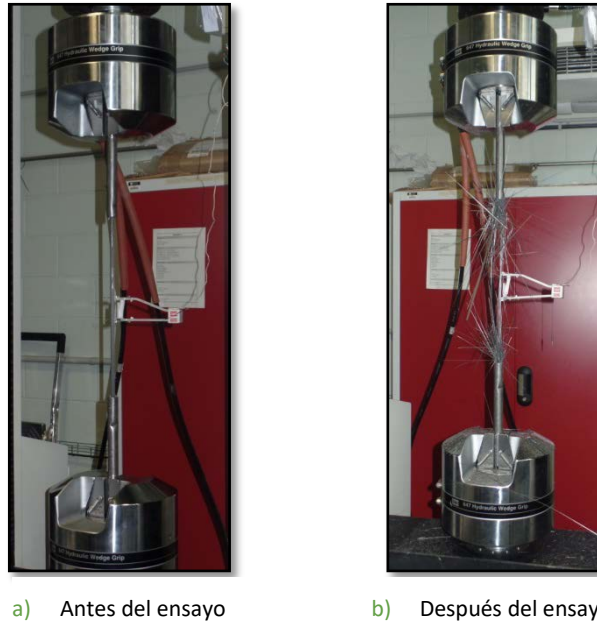


Figura 4.5: Ensayo a tracción y modo de ruptura

Con los datos registrados durante los ensayos, se obtiene la curva tensión normal – deformación unitaria (ver Figura 4.6) y la tensión de rotura. En la gráfica de tensión normal – deformación unitaria se puede observar un comportamiento elástico y lineal hasta rotura. En todos los casos, la rotura de las fibras tuvo lugar en la sección media de la longitud libre de la barra de CFRP.

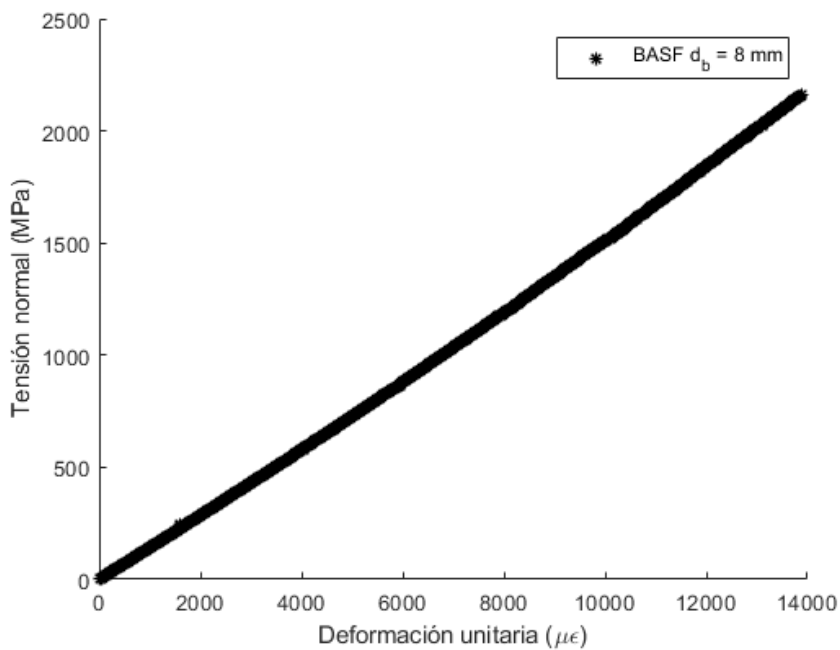


Figura 4.6: Curva tensión normal – deformación unitaria barra CFRP marca BASF

El valor de módulo de elasticidad se determina mediante el pendiente de la línea secante del diagrama de tensión normal-deformación unitaria, entre el 20 y 50% de la tensión última. Este procedimiento solo se pudo aplicar en las barras BASF, ya que de los ensayos de las barras SIKA se obtuvieron datos erróneos porqué hubo problemas durante los ensayos (rotura de la barra por uno de los extremos). Por este motivo, se decidió tomar los valores de módulo de elasticidad ( $E_b$ ), rigidez axial  $(EA)_b$  y tensión de rotura ( $\sigma_u$ ) del fabricante presentados en la Tabla 4.2.

Nomenclatura	Marca	$d_b$ (mm <sup>2</sup> )	$E_b$ (GPa)	$(EA)_b$ (kN)	$\sigma_u$ (MPa)
C1	SIKA	10	175	13744	2000
C2	SIKA	8	175	8796	2000
C3	BASF	8	165	8294	2500

**Tabla 4.2:** Características geométricas y mecánicas de las barras CFRP

Dado que en la serie 2 de ensayos los especímenes de pull-out se encontraban sometidos a condiciones de temperatura y humedad elevada ( $T = 40$  °C y  $HR = 90\%$ ), se realizaron nuevos ensayos de caracterización en los que las barras habían estado expuestas a estas condiciones durante los 7 días previos al ensayo. Diferentes contratiempos surgidos durante la ejecución de dichos ensayos provocaron que únicamente se disponga de una caracterización fiable en el caso de la barra C3. Para esta barra, y en estas condiciones, se obtuvieron un módulo de elasticidad de  $150831.67 \pm 1249.18$  MPa, una rigidez axial de  $7482.04 \pm 71.56$  kN y una tensión de rotura de  $2113.15 \pm 77.16$  MPa. Estos valores indican que las condiciones a las que fueron sometidas las barras CFRP prácticamente no afectaron a sus propiedades mecánicas.

### 4.3.3. Adhesivo

El tercer y último componente del sistema de refuerzo es el adhesivo. Su función es la de conectar el refuerzo de FRP con el hormigón, y para ello deben tener la capacidad de transferir la tensión a cortante a lo largo de la longitud de adherencia sin que se pierda la integridad estructural.

En este apartado se presenta una completa campaña experimental para la caracterización del adhesivo utilizado en los ensayos de pull-out.

De entre los diferentes adhesivos existentes en el mercado, se seleccionó una resina epoxídica de la marca comercial S&P Resin 220 [156]. Se seleccionó este adhesivo porqué es uno de los adhesivos utilizados en este tipo de sistemas [63,132,150,157-159]. Este adhesivo está compuesta por dos componentes: componente A, que es la resina en sí y es de color gris, y componente B, que es el endurecedor y es de color negro. El componente A contiene (20%-



25%) Bisphenol A y (5%-10%) Neopenty glicol diglycidyl y el componente B contiene (20%-25% Triethlenetetramine, (1%-2.5%) iperazine, 3.6% diazaoctanethylenediamin y (20%-25%) Poly (oxypropylene). Ambos componentes tienen que ser mezclados lentamente en una proporción de 4A:1B (en peso), hasta obtener una pasta de color uniforme gris.

La caracterización del adhesivo epoxi consiste en: i) ensayo a tracción estándar (SST) para obtener las propiedades mecánicas instantáneas y ii) análisis mecánico dinámico (DMA) y calorimetría de barrido diferencial (DSC) para obtener la temperatura de transición vítrea ( $T_g$ ).

#### 4.3.3.1. Ensayo a tracción estándar (SST)

Las probetas de adhesivo para SST fueron preparadas según la norma ISO 527-2 [160] (ver la Figura 4.7), teniendo las dimensiones finales mostradas en la Figura 4.8.

Antes del ensayo, las probetas fueron curadas durante 10 días en condiciones de laboratorio ( $23 \pm 2$  °C y  $RH=50 \pm 5\%$ ). El ensayo SST fue llevado a cabo según la norma ISO 527-5 [161] (ver la Figura 4.9). Cada probeta fue instrumentada con dos galgas longitudinales adheridas a cada lado de la sección central.



Figura 4.7: Preparación de probetas según la ISO 527-2 [160]

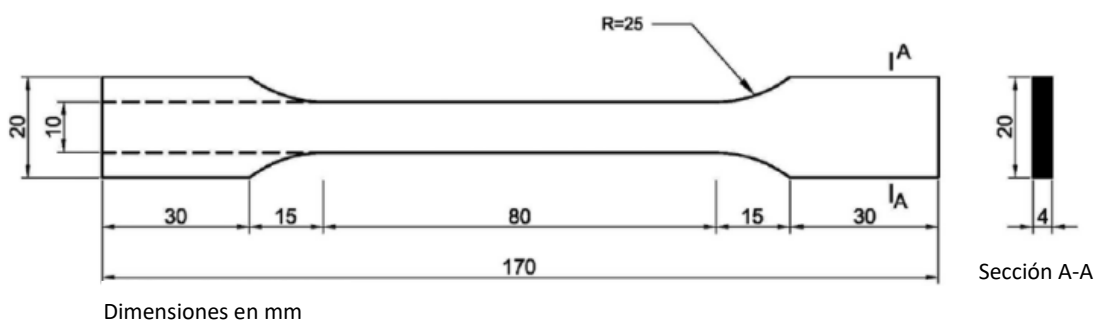


Figura 4.8: Dimensiones de las probetas de adhesivo



Figura 4.9: Ensayo SST según la ISO 527-5 [160]

La curva tensión – deformación obtenida con el ensayo STT, y presentada en la Figura 4.10, indica que la resistencia media a tracción es  $12.68 \pm 1.10$  MPa y la deformación media de rotura es de  $2400.60 \pm 390.96 \mu\epsilon$ . Según la ISO 527-1 [162], el módulo de elasticidad fue calculado con la pendiente de la línea secante del diagrama tensión – deformación entre 0.05% y 0.25% de la deformación, obteniendo un valor de  $7073.70 \pm 1146.19$  MPa.

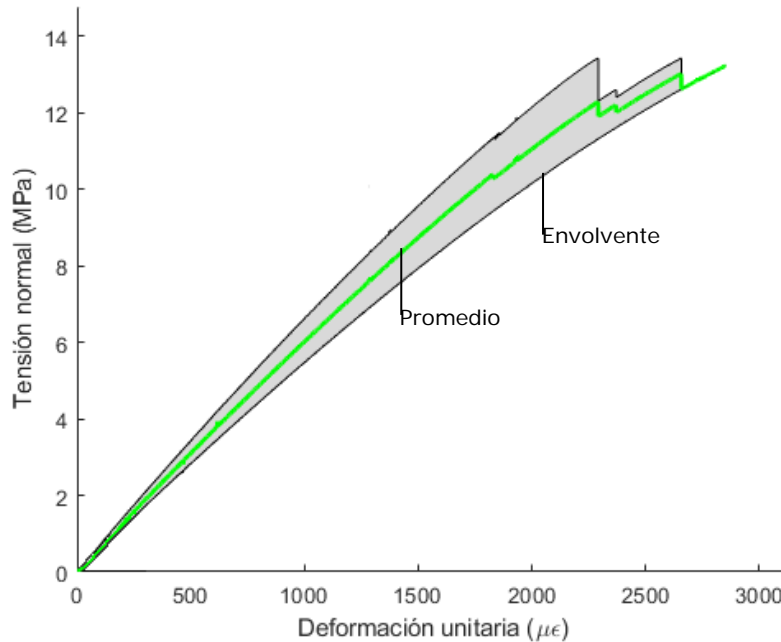


Figura 4.10: Resultados del ensayo SST a temperatura ambiente ( $23 \pm 2$  °C y  $RH=50 \pm 5\%$ )

Debido a la naturaleza del adhesivo epoxi, la temperatura y la humedad pueden afectar a sus propiedades mecánicas. Con el fin de conocer cuáles podrían ser los efectos de las temperaturas y humedades aplicadas en la serie 2 de ensayos, se prepararon unas probetas de caracterización de adhesivo adicionales. Estas nuevas probetas fueron curadas en las mismas

condiciones que las anteriores, pero a diferencia de las anteriores, fueron acondicionadas en una cámara climatizada a 40 °C y 90% de humedad relativa durante 48h. Después del período de acondicionamiento, las probetas fueron ensayadas a tracción, obteniendo la curva tensión – deformación del ensayo STT presentada a la Figura 4.11. En este caso la resistencia media a tracción es  $8.07 \pm 1.13$  MPa, la deformación media de rotura es de  $4685 \pm 848.42$   $\mu\epsilon$  y el módulo de elasticidad es  $2463.63 \pm 468.19$  MPa.

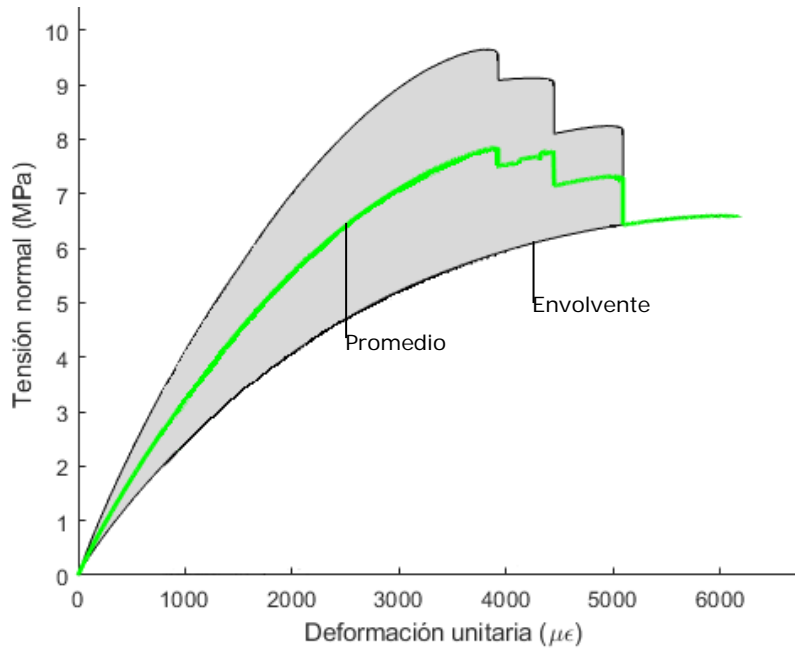


Figura 4.11: Resultados del ensayo SST a temperatura y humedad relativa elevada ( $40 \pm 2$  °C y  $RH=90 \pm 5\%$ )

En la Figura 4.12 se muestra el modo de rotura de las probetas ensayadas a temperatura ambiente y a elevada temperatura y humedad.

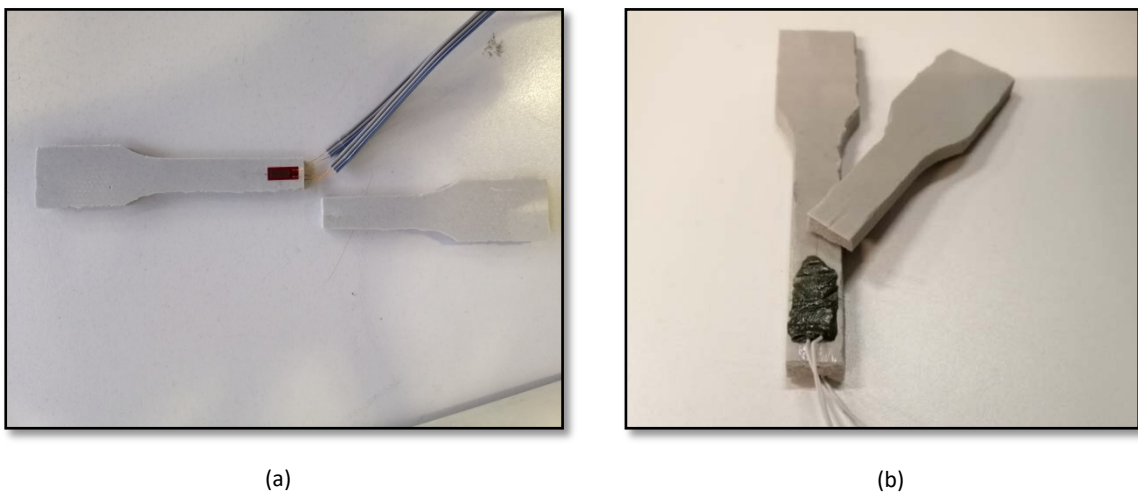


Figura 4.12: Modo de rotura de probetas a temperatura ambiente (a) y a elevada temperatura y humedad (b)

### **4.3.3.2. Análisis mecánico dinámico (DMA) y calorimetría de barrido diferencial (DSC)**

La calorimetría de barrido diferencial (DSC) es uno de los métodos comunes que pueden ser usados para determinar la temperatura de transición vítrea ( $T_g$ ). Ésta es una técnica experimental dinámica que permite determinar la cantidad de calor que absorbe o libera una sustancia, cuando es mantenida a temperatura constante, durante un tiempo determinado o cuando es calentada o enfriada a velocidad constante, en un determinado intervalo de temperaturas.

En esta campaña experimental, el equipo DSC 2000 fue usado para realizar pruebas isotérmicas de DSC, en las que la velocidad de calentamiento aplicada fue de 10 °C/min, usando nitrógeno a 50 mL/min como gas de purga. La temperatura inicial y la final aplicadas fueron 25 °C y 80 °C, respectivamente.

El análisis mecánico dinámico (DMA) es un método alternativo para determinar la temperatura de transición vítrea ( $T_g$ ) y las propiedades visco-elásticas de los materiales poliméricos amorfos. Este método está basado en un análisis de respuesta de frecuencia que utiliza una tensión oscilatoria constante, no destructiva a frecuencias y temperaturas seleccionadas mientras se graba el resultado de la respuesta de tensión (o deformación) del material de la probeta.

Para la caracterización del adhesivo de esta campaña experimental, los ensayos han sido realizados usando un analizador DMA del modelo METTLER TOLEDO DMA/SDTA861e. Las probetas fueron sometidas a una velocidad de calentamiento de 2 °C/min en un rango de temperatura de 30 °C a 100 °C. Se aplicó un desplazamiento constante de amplitud constante de 10  $\mu$ m con una frecuencia de 1 Hz. La temperatura de transición vítrea se estudió analizando el módulo de almacenamiento ( $E'$ ), el módulo de pérdida ( $E''$ ) y el factor de pérdida ( $\tan\delta$ ) en función de la temperatura.

Según el método DSC el rango de valores de la temperatura de transición vítrea del adhesivo es de 51.8 a 52.5 °C y según el DMA, de 56.2 a 64.3 °C.

## **4.4. Preparación de probetas**

### **4.4.1. Preparación de las barras CFRP**

Antes de unir las barras de CFRP a los bloques de hormigón, se requirió de una preparación previa. Ésta consistió primero en el corte de las barras en distintas longitudes, según la

longitud de adherencia. Seguidamente se prepararon cada uno de los extremos de barra, tal y como se explica a continuación.

Las barras de refuerzo de CFRP tienen una baja resistencia transversal que hace que sea inviable sujetarlas directamente con las mordazas de la máquina de ensayo. Por ello, y para evitar el daño en las fibras y posibles fallos en la zona de sujeción, se adoptó un sistema de protección que permitió la aplicación de la carga y su transmisión a la probeta de hormigón sin que se produjese daño alguno en la barra. El sistema de protección especial consistió en un tubo de acero de longitud de 250 mm y diámetros exterior e interior de 22 mm y 16 mm, respectivamente, que se unió a uno de los extremos de cada barra de refuerzo de CFRP con un adhesivo epoxi (AXSON RSF 816) como se muestra en la Figura 4.13.



**Figura 4.13:** Protección de las barras CFRP para evitar el daño de las fibras y la falla por la zona de sujeción

Por el otro extremo, se utilizaron dos tapones de látex para marcar la zona de la barra que debía estar adherida al bloque de hormigón (i.e. la longitud de adherencia), tal y como se muestra en la Figura 4.14.



**Figura 4.14:** Tapones de látex para delimitar la longitud de adherencia

#### 4.4.2. Preparación de los moldes y procedimiento de hormigonar y curar

Las probetas de hormigón se fabricaron con moldes de madera hidrófuga. Antes de hormigonar, la superficie interna se recubrió con una fina capa de aceite con el objetivo de facilitar el proceso de desmoldar. Las probetas fueron fabricadas en laboratorio utilizando un proveedor local de hormigón. Durante el hormigonado, las probetas fueron vibradas utilizando un vibrador eléctrico y dando un acabado liso con una lana (ver Figura 4.15a). Las probetas se cubrieron con un plástico y se dejaron curar en condiciones húmedas durante 7 días. Después se desencofraron, se marcaron con unos códigos y se almacenaron en condiciones ambientales con una temperatura de  $23\pm 2$  °C y con una humedad relativa de  $50\pm 5\%$  (ver Figura 4.15b).



a) Probetas vibradas y con acabado liso



b) Probetas desencofradas y almacenadas

Figura 4.15: Probetas de hormigón

#### 4.4.3. Preparación de las ranuras y adhesión de las barras CFRP

La preparación de las ranuras se hizo 14 días después del proceso de hormigonar. Las dimensiones de la ranura variaban en función de la barra a utilizar, ya que se adoptaron ranuras cuadradas cuyo lado fuese igual a 1.5 o 2 veces el diámetro de la barra de refuerzo ( $d_b$ ). Para hacer la ranura a cada bloque, ésta se cortaba con una radial y solo se hacía en una de las caras del bloque. De esta manera, cada ranura tenía la misma longitud que la altura del bloque (350 mm) (ver Figura 4.16). Después de hacer el corte, se limpiaba la superficie de la ranura con aire comprimido con la finalidad de evitar que cualquier partícula pudiera interferir, provocando una mala adherencia. El siguiente paso, fue cubrir los laterales de la ranura con cinta de embalar, para evitar manchar a superficie de los lados de la ranura con el adhesivo, y finalmente presentar la barra de refuerzo dentro de la ranura teniendo en cuenta la longitud de adherencia deseada.





Figura 4.16: Preparación de ranuras

Para garantizar la rectitud de la barra, era importante que la colocación de las barras se hiciera con la ayuda de un nivel. Una vez las barras estaban aniveladas, se preparó el adhesivo (S&P Resin 220) mezclando los dos componentes de acuerdo con la proporción indicada en el apartado anterior (4A:1B). Con cada amasado de mezcla de adhesivo se podían adherir un máximo de 8 barras, debido principalmente a la rápida solidificación del adhesivo. Finalmente, se retiró el exceso de adhesivo, quedando una superficie anivelada, se quitó la cinta de embalar y los tapones de látex que limitaban la longitud de adherencia y se dejaron curar las probetas un mínimo de 10 días, antes de ser ensayadas (ver Figura 4.17).



Figura 4.17: Probetas preparadas para ensayar

#### 4.4.4. Acondicionamiento de las probetas

Las probetas de la serie 1 no requirieron de ningún acondicionamiento especial antes de ser ensayadas. En cambio, las probetas de la serie 2 estuvieron dentro de una cámara climática bajo las condiciones de 40 °C y 90% de humedad relativa durante las 48 h previas a los ensayos.

## 4.5. Ensayos pull-out

En esta campaña experimental, los ensayos pull-out serán a corto plazo y se utilizarán para analizar el efecto de la longitud de adherencia ( $L_b = 5d_b$ ,  $15d_b$  o  $30d_b$ ), las dimensiones de la ranura ( $w = t = 1.5d_b$  o  $2.0d_b$ ), el diámetro ( $d_b = 8$  o  $10$  mm) y el módulo de elasticidad ( $E_b = 165$  o  $175$  GPa) de las barras de refuerzo y determinar la carga máxima ( $P_{max}$ ) y el modo de falla de cada probeta. Para cada tipo de probeta (combinación de parámetros) se ensayaron tres réplicas idénticas. Se realizaron un total de 48 ensayos de pull-out, repartidos en 24 probetas para cada serie.

### 4.5.1. Configuración de ensayo e instrumentación

La configuración del ensayo pull-out a corto plazo para la serie 1 de la campaña experimental se muestra en la Figura 4.18. Se colocó el bloque de hormigón con la barra de refuerzo adherida sobre una placa de acero de 40 mm de espesor, fijada a la bancada de la máquina de ensayo. En la parte superior de la probeta se colocó otra placa de acero de 20 mm, quedando la probeta de ensayo entre las dos placas. Éstas se unieron entre ellas con cuatro varillas de acero de 20 mm de diámetro. La placa superior tenía un agujero ranurado, para permitir el paso de la barra de refuerzo a través de ella, y otro agujero mecanizado al lado del anterior, para permitir ubicar un transductor LVDT en el extremo cargado de la probeta. De esta manera se garantizaba que el transductor, que estaba unido a la barra, pudiese tocar la superficie superior del hormigón con la finalidad de determinar el deslizamiento relativo entre hormigón y barra de refuerzo de CFRP.

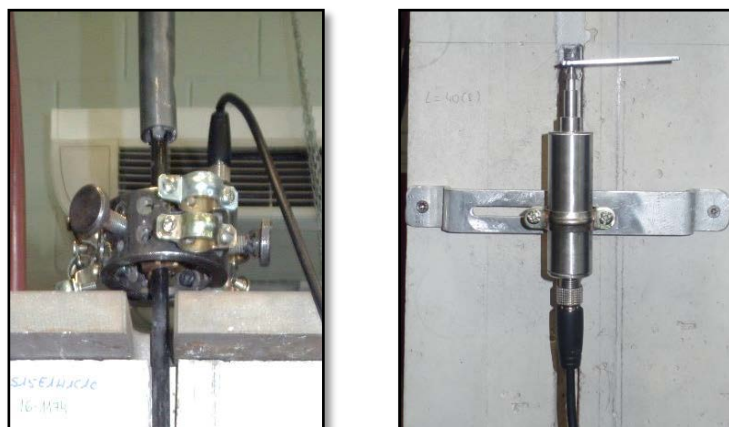


Figura 4.18: Configuración ensayo pull-out

Para la unión del transductor superior a la barra de refuerzo se utilizó un soporte hecho a medida para ensayos de este tipo (ver Figura 4.19a).



En el extremo libre de la barra, se colocó un segundo transductor que estaba unido al hormigón y apoyaba el palpador en una pequeña platina en L que estaba adherida al extremo libre de la barra (ver Figura 4.19b). De esta manera, fue posible registrar el desplazamiento relativo entre hormigón y extremo libre de la barra.



a) LVDT del extremo cargado

a) LVDT del extremo libre

**Figura 4.19:** Transductores del extremo a) cargado; b) libre

La carga fue aplicada usando una máquina de ensayo hidráulica con una célula de carga de 300 kN. Los ensayos se realizaron bajo el modo de control por desplazamiento con una velocidad de ensayo de 0.18 mm/min hasta la rotura de la probeta. Los datos de la máquina y de los transductores fueron registrados utilizando un sistema de adquisición de datos automático. El modo de rotura se observó después del ensayo, no obstante, las probetas fueron guardadas en el laboratorio para analizar el modo de rotura con más detenimiento a posteriori.

Para la serie 2 experimental, la configuración del ensayo y la instrumentación fue exactamente igual, con la peculiaridad que se requirió de la instalación de un horno en la máquina de ensayo, tal y como se puede ver en la Figura 4.20. De esta manera se podía garantizar la temperatura de 40 °C constante durante la realización de los ensayos. Debe remarcarse que, previo a la realización del ensayo pull-out, las probetas fueron acondicionadas dentro de una cámara climática durante las últimas 48 horas, tal y como se ha indicado en el apartado 4.3.5. El día del ensayo, las probetas se iban sacando de la cámara para meterlas en el horno ya precalentado a 40 °C. Para garantizar una correcta temperatura de ensayo, dentro del horno había dos termopares; uno para controlar la temperatura del horno y el otro para poner en la zona de la unión y comprobar que la unión estaba a 40 °C. Una vez la probeta de pull-out estaba dentro del horno, se cerraba la puerta y se esperaba hasta la estabilización de la temperatura, que era posible gracias a la monitorización mediante los dos termopares anteriormente citados. Una vez las condiciones de temperatura eran las adecuadas, se empezaba el ensayo siguiendo el mismo procedimiento que en la serie 1 hasta la rotura de la probeta.

Cabe destacar que, a diferencia de la serie 1, en la serie 2 se utilizaron dos transductores en la parte superior de la probeta, de manera que se pudo hacer lectura de dos deslizamientos barra-hormigón del extremo cargado. Esta modificación fue introducida debido a los problemas que se observaron en el análisis de datos de la serie 1 experimental, donde algunos datos registrados por el transductor del extremo cargado eran incoherentes.



**Figura 4.20:** Horno para ensayar las probetas a 40 °C

#### **4.5.2. Matriz de ensayo**

La matriz de ensayo se compone de 24 probetas en cada serie de la campaña experimental, haciendo esto un total de 48 probetas. En cada serie se estudian los mismos parámetros, pero se cambian las condiciones ambientales.

Para la serie 1 las probetas son ensayadas a temperatura ambiente ( $T=23\pm 2$  °C y  $RH=50\pm 5\%$ ) y sin ningún acondicionamiento previo. Para la serie 2, las condiciones de ensayo consisten en una temperatura de  $40\pm 2$  °C y una humedad relativa de  $90\pm 5\%$ . Cabe recordar que la temperatura de ensayo de la serie 2 se limita a 40 °C debido a la temperatura de transición vítrea del adhesivo reportada por el fabricante ( $T_g \geq 40$  °C). El valor de humedad relativa escogido está marcado por el proyecto de investigación en el que se desarrolla esta tesis doctoral.

Con la finalidad de identificar cada probeta, se ha usado una nomenclatura tal y como se muestra en la Figura 4.21.

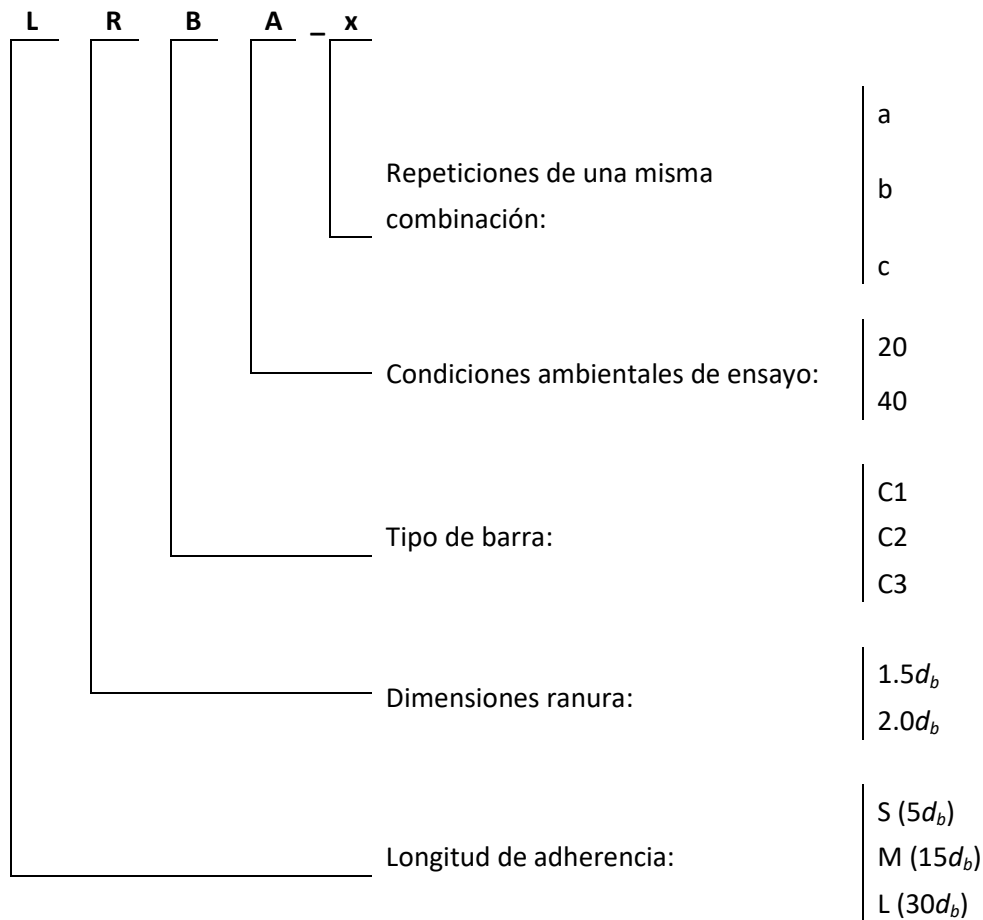


Figura 4.21: Nomenclatura para definir cada probeta

La primera letra indica la longitud de adherencia. Ésta puede ser S, M o L, es decir,  $5d_b$ ,  $15d_b$  y  $30d_b$ , respectivamente, donde  $d_b$  es el diámetro de la barra de refuerzo. El valor de S se eligió por caracterizar longitudes cortas, el de M porque es la mitad de la más larga y el de L porque se buscó un valor mayor a los encontrados en los ensayos de los artículos consultados, esperando haber llegado a la longitud efectiva.

La segunda letra indica las dimensiones de la ranura cuadrada:  $1.5d_b$  y  $2.0d_b$  de acuerdo con [28] para evitar el fenómeno de *splitting*.

La tercera indica el tipo de barra de refuerzo de sección circular: C1 es una barra de la marca SIKA con diámetro de 10 mm y módulo de elasticidad de 175 GPa; C2 es una barra de la misma marca que la C1 pero con diámetro de 8 mm y módulo de elasticidad de 175 GPa; y C3 es una

barra de la marca BASF con diámetro de 8 mm y módulo de elasticidad de 165 GPa (ver Tabla 4.2).

La cuarta letra indica las condiciones ambientales en las que se ensayan las probetas: 20 para las probetas de la serie 1 (23±2 °C y 50±5% HR) y 40 para las probetas de la serie 2 (40±2 °C y 90±5% HR).

Por último, de cada tipo de probeta se hacen tres réplicas a, b y c. Por lo tanto, la última letra indica la réplica de una misma combinación de variables.

De la combinación de estos parámetros se obtiene un total de 8 combinaciones diferentes de ensayos de pull-out, tal y como se muestra en las Tabla 4.3 y Tabla 4.4.

La longitud de adherencia ( $L_b$ ), las dimensiones de la ranura ( $t$  – profundidad y  $w$  – anchura), el diámetro de la barra de refuerzo de CFRP ( $d_b$ ) y el módulo de elasticidad de la barra CFRP ( $E_b$ ) varían en función de la probeta. En cambio, el módulo de elasticidad del adhesivo ( $E_r$ ) y la resistencia a compresión del hormigón ( $f_{ck}$ ) se mantendrán constantes para todas las probetas de cada serie.

Ref.	$L_b$ (mm)	$t$ (mm)	$w$ (mm)	$E_r$ (MPa)	$f_{ck}$ (MPa)	$d_b$ (mm)	$E_b$ (GPa)
S-15-C1-20_a/b/c	50	15	15	7100	35	10	175
M-15-C1-20_a/b/c	150	15	15	7100	35	10	175
L-15-C1-20_a/b/c	300	15	15	7100	35	10	175
S-12-C2-20_a/b/c	40	12	12	7100	35	8	175
M-12-C2-20_a/b/c	120	12	12	7100	35	8	175
L-12-C2-20_a/b/c	240	12	12	7100	35	8	175
S-12-C3-20_a/b/c	40	12	12	7100	35	8	165
S-20-C1-20_a/b/c	50	20	20	7100	35	10	175

Tabla 4.3: Matriz de ensayo para la serie 1 de ensayos experimentales

Ref.	$L_b$ (mm)	$t$ (mm)	$w$ (mm)	$E_r$ (MPa)	$f_{ck}$ (MPa)	$d_b$ (mm)	$E_b$ (GPa)
S-15-C1-40_a/b/c	50	15	15	7100	35	10	175
M-15-C1-40_a/b/c	150	15	15	7100	35	10	175
L-15-C1-40_a/b/c	300	15	15	7100	35	10	175
S-12-C2-40_a/b/c	40	12	12	7100	35	8	175
M-12-C2-40_a/b/c	120	12	12	7100	35	8	175
L-12-C2-40_a/b/c	240	12	12	7100	35	8	175
S-12-C3-40_a/b/c	40	12	12	7100	35	8	165
S-20-C1-40_a/b/c	50	20	20	7100	35	10	175

Tabla 4.4: Matriz de ensayo para la serie 2 de ensayos experimentales

# 5

## Resultados de los ensayos pull-out en condiciones ambientales (Serie 1)

### 5.1. Introducción

En este capítulo se presentan y analizan los resultados de la serie 1 de la campaña experimental de pull-outs, en los que las probetas se encontraban en condiciones de temperatura y humedad ambientales ( $T = 23 \pm 2$  °C and  $RH = 50 \pm 5\%$ ). El tratamiento y análisis de los resultados experimentales se ha centrado en la carga máxima de pull-out, la relación tensión de adherencia – deslizamiento, el modo de rotura y la energía de la fractura.

Los resultados experimentales registrados con el sistema de adquisición se han utilizado para determinar la carga máxima de la unión y representar las curvas tensión de adherencia – deslizamiento relativo tanto del extremo cargado como del extremo libre de la barra de refuerzo respecto del bloque de hormigón. Se debe tener en cuenta que en algunos ensayos no fue posible registrar el deslizamiento en los dos extremos debido a problemas técnicos durante su ejecución. Debe notarse también que una vez ejecutada la serie 1 de la campaña experimental se detectó que el uso de un único transductor en el extremo cargado era insuficiente, ya que cualquier incidencia en el transductor o desajuste en su alineamiento comprometía la veracidad de los valores registrados. Por este motivo se decidió instalar dos transductores en este extremo para la serie 2 de la campaña experimental (presentada y analizada en el **capítulo 6**). Debe también tenerse en cuenta que en esta serie 1 se interrumpía el ensayo al detectarse una caída del 90% de la carga máxima, dando esto lugar a que sólo se haya podido registrar y representar la parte ascendente de las curvas carga – deslizamiento y tensión de adherencia – deslizamiento. Sin embargo, para la serie 2 de ensayos se eliminó esta restricción.

De cada tipo de probeta se hicieron tres probetas exactamente iguales a, b y c, con el objetivo de conseguir resultados adecuados y descartar posibles datos erróneos debido a problemas durante los ensayos, sea por fallo del equipo o del operador.

La observación del modo de rotura de cada probeta al finalizar el ensayo se ha utilizado para complementar los resultados y entender el comportamiento de la unión.

En [22] se propone una clasificación de los modos de rotura que se pueden producir en ensayos de pull-out con la técnica NSM. En la Figura 5.1 se muestra un resumen de todos ellos. Cogiendo como referencia la clasificación propuesta en [22] y considerando los modos de rotura obtenidos en esta campaña experimental, se propone la clasificación que se muestra en la Figura 5.2. Esta propuesta divide los modos de rotura en dos grandes bloques: interfacial y cohesivo. Dentro del bloque se pueden distinguir los Modos A\* y A, que caracterizan una rotura interfacial entre la barra de refuerzo y el adhesivo, y el Modo C, consistente en una rotura interfacial entre el adhesivo y el hormigón. En el segundo bloque se pueden distinguir el Modo B, que define una rotura dentro de la capa del adhesivo, Modo E\*, se caracteriza por el desprendimiento de la capa del adhesivo, y los Modos D y E, que consisten en una rotura dentro de la capa de hormigón.

<b>INTERFACIAL</b>	<b>FRP/Adhesivo</b> La superficie del refuerzo de FRP no tienen partículas de adhesivo.
	<b>Adhesivo / Hormigón</b> La superficie del adhesivo no tiene partículas de hormigón
<b>COHESIVA</b>	<b>Rotura del refuerzo FRP</b>
	<b>Rotura en la capa del adhesivo</b> La capa de hormigón no está dañada
	<b>Rotura en la capa del hormigón</b> El hormigón está dañado y el adhesivo afectado como resultado de la explosión producida por la rotura del hormigón De acuerdo con [22] y [56], cuando el modo de rotura se produce en la capa del hormigón, aparecen fisuras en la capa del adhesivo.

Figura 5.1: Clasificación de los modos de rotura según [22]

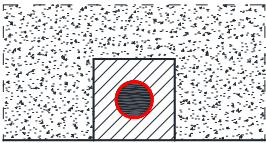
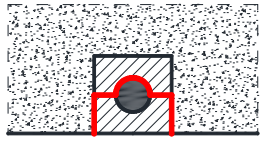
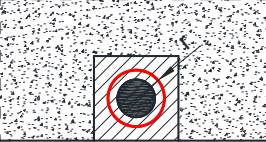
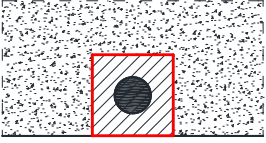
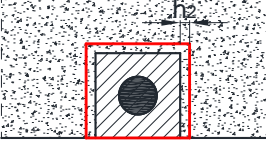
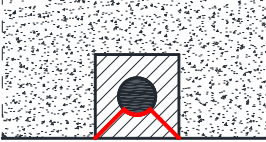
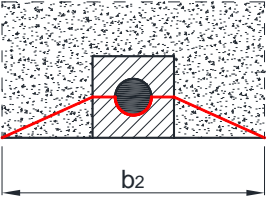
Modo de rotura	Descripción
<b>Modo A*</b>	Modo de rotura interfacial: Barra FRP/Adhesivo – Tipo I
	La rotura se produce en la interfaz perimetral entre la barra de refuerzo y el adhesivo.
<b>Modo A</b>	Modo de rotura interfacial: Barra FRP/Adhesivo – Tipo II
	Modo de rotura que se inicia como el Modo A*, pero con la particularidad de desprenderse una parte del adhesivo adherida a la barra.
<b>Modo B</b>	Rotura cohesiva en el adhesivo
	El plano de rotura se produce dentro de la capa del adhesivo.
<b>Modo C</b>	Modo de rotura interfacial: Adhesivo/Hormigón
	La rotura se produce en la interfaz perimetral entre la ranura y el bloque de hormigón.
<b>Modo D</b>	Rotura cohesiva en el hormigón
	El plano de rotura se produce dentro de la capa de hormigón.
<b>Modo E*</b>	Rotura Cohesiva – desprendimiento de la capa del adhesivo
	En este modo de rotura se produce el desprendimiento de la capa del adhesivo de debajo de la barra.
<b>Mode E</b>	Rotura Cohesiva (desprendimiento de la capa del adhesivo y del hormigón)
	En este modo de rotura se produce de desprendimiento de la capa del adhesivo de debajo la barra y parte del hormigón adyacente. La rotura en la capa de hormigón se produce en planos inclinados.

Figura 5.2. Propuesta de clasificación de los modos de rotura



Según la Figura 5.2, el modo A y el modo E pueden tener dos variantes. El modo A\* es el tipo de rotura que se comenta en [22] que consiste en una rotura interfacial entre el refuerzo y el adhesivo sin que se desprenda una parte de la capa del adhesivo de debajo el refuerzo. En cambio, el modo A consiste en una rotura interfacial entre el refuerzo y el adhesivo en la que parte del adhesivo queda adherido a la barra de refuerzo y se desprende con ella en forma de “cono” de adhesivo. El modo E también tiene dos variantes, el Modo E\* en el que únicamente se desprende la capa del adhesivo, y el modo E, en el que se desprenden una parte de la capa del adhesivo y también del hormigón.

En la Tabla 5.1 se presentan los resultados experimentales obtenidos de los ensayos de adherencia de cada probeta, así como el modo de rotura observado. En esta Tabla 5.1  $P_{max,exp}$  hace referencia a la máxima carga,  $\tau_m$  es la tensión de adherencia máxima (correspondiente a  $P_{max,exp}$ ) y  $s_{m,le}$  y  $s_{m,ue}$  hacen referencia a los deslizamientos de los extremos cargado y descargado, respectivamente. En la Tabla 5.1 también se incluyen los valores medios de las tres réplicas de cada tipo de probeta, tanto en términos de tensión de adherencia como en términos de deslizamientos. Cabe remarcar que para el cálculo de  $\tau_m$  se requiere una carga máxima (registrada durante el ensayo) y un área sobre la que promediar esta carga. En este estudio, se ha utilizado la información del modo de rotura para determinar cuál es el área perimetral en la que realmente ha tenido lugar la rotura, permitiendo esto ajustar el cálculo de  $\tau_m$  al área real de rotura.

Referencia	$L_b$ (mm)	$P_{max,exp}$ (kN)	$\tau_m$ (MPa)	$s_{m,le}$ (mm)	$s_{m,ue}$ (mm)	Modo de rotura	
S-15-C1-20	a	50	25.16	9.26	0.47	0.28	A
	b	50	18.04	N/D	0.27	0.12	N/D
	c	50	23.26	8.17	0.54	0.15	A
	x		<b>22.15 ± 3.69</b>	<b>8.71 ± 0.77</b>	<b>0.43 ± 0.14</b>	<b>0.18 ± 0.09</b>	
M-15-C1-20	a	150	57.95	6.49	0.49	0.12	A/C
	b	150	48.03	5.45	0.47	0.11	A
	c	150	51.77	7.47	-	0.15	E*/A*/A
	x		<b>52.58 ± 5.01</b>	<b>6.47 ± 1.01</b>	<b>0.48 ± 0.01</b>	<b>0.13 ± 0.02</b>	
L-15-C1-20	a	300	87.58	6.28	1.79	0.17	E*/E
	b	300	89.85	5.43	0.88	-	E
	c	300	76.77	6.41	2.90	0.10	E
	x		<b>84.73 ± 6.99</b>	<b>6.04 ± 0.54</b>	<b>1.86 ± 1.01</b>	<b>0.14 ± 0.05</b>	
S-12-C2-20	a	40	16.87	12.33	0.36	-	A/A*
	b	40	16.43	16.34	-	0.41	A
	c	40	16.83	15.67	0.53	-	A/A*
	x		<b>16.71 ± 0.24</b>	<b>14.78 ± 2.15</b>	<b>0.42 ± 0.16</b>	<b>0.41 ± 0.00</b>	
M-12-C2-20	a	120	33.70	9.83	1.68	0.15	A*
	b	120	34.16	11.97	0.49	0.24	A/E*/A*

	c	120	33.03	11.51	0.61	0.41	A*/E*
	x		<b>33.63 ± 0.57</b>	<b>11.11 ± 1.13</b>	<b>0.93 ± 0.66</b>	<b>0.27 ± 0.13</b>	
<b>L-12-C2-20</b>	a	240	43.38	5.17	1.20	-	E
	b	240	52.42	6.80	1.52	0.14	E
	c	240	46.88	7.00	-	0.15	E
	x		<b>47.56 ± 4.56</b>	<b>6.32 ± 1.00</b>	<b>1.36 ± 0.23</b>	<b>0.15 ± 0.01</b>	
<b>S-12-C3-20</b>	a	40	13.46	11.75	-	0.29	B
	b	40	12.74	N/D	0.65	0.39	N/D
	c	40	14.51	13.51	0.39	0.23	B
	x		<b>13.57 ± 0.89</b>	<b>12.63 ± 1.24</b>	<b>0.52 ± 0.18</b>	<b>0.30 ± 0.08</b>	
<b>S-20-C1-20</b>	a	50	17.23	N/D	-	0.18	N/D
	b	50	13.86	8.82	0.20	0.04	A*
	c	50	20.50	10.48	0.61	0.07	A
	x		<b>17.20 ± 3.32</b>	<b>9.65 ± 1.17</b>	<b>0.41 ± 0.29</b>	<b>0.10 ± 0.07</b>	

A\* - Rotura interfacial barra FRP/adhesivo – Tipo I; A – Rotura interfacial barra FRP/adhesivo con desprendimiento del adhesivo – Tipo II; B - Rotura cohesiva en el adhesivo; C – Rotura interfacial adhesivo/hormigón; D – Rotura cohesiva en el hormigón; E\* - Rotura cohesiva – desprendimiento del adhesivo; E – Rotura cohesiva – desprendimiento de la capa del adhesivo y del hormigón. N/D- modo de rotura no identificable. (-) error en la lectura de transductor.

**Tabla 5.1:** Resultados experimentales de las probetas de la serie 1 de la campaña experimental

Durante la ejecución de los ensayos experimentales se produjeron algunas incidencias que provocaron que algunos de los resultados de los ensayos presentados en la Tabla 5.1 no estén disponibles. La probeta S-15-C1-20\_b rompió con una carga significativamente menor a la de sus réplicas y además, no se produjo ninguna rotura visible para determinar el modo de rotura. Lo mismo pasó con la probeta S-12-C3-20\_b. En la probeta S-20-C1-20\_a aunque la carga máxima está entre las de las dos réplicas, tampoco se puede apreciar desde el exterior ninguna rotura en la unión. En las probetas M-15-C1-20\_c, S-12-C2-20\_b, L-12-C2-20\_c, S-12-C3-20\_a y S-20-C1-20\_a hubo un error de lectura del transductor LVDT del extremo cargado y en las S-12-C2-20\_c y L-12-C2-20\_a falló el transductor del extremo libre, dando lugar a valores de deslizamiento distintos al de sus réplicas. Debido a estos errores en la serie 2 de la campaña experimental se decidió utilizar dos transductores en el extremo cargado.

En los siguientes apartados se presentan y analizan los resultados experimentales, centrándose en el análisis de la carga máxima, relación tensión de adherencia – deslizamiento, modo de rotura y energía de la fractura. Para la presentación y análisis de los resultados de los ensayos de las probetas presentadas en la Tabla 4.3, se ha decidido agrupar las probetas en cinco grupos, con la finalidad de analizar los efectos de los diferentes parámetros en el comportamiento de la unión.

- **Grupo 1:** se analiza el efecto de la longitud de adherencia sobre la unión, considerando únicamente las probetas con barra C2 de diámetro 8 mm (Probetas: S-12-C2-20\_x, M-12-C2-20\_x y L-12-C2-20\_x).
- **Grupo 2:** se analiza el efecto de la longitud de adherencia sobre la unión, considerando únicamente las probetas con barra C1 de diámetro 10 mm (Probetas: S-15-C1-20\_x, M-15-C1-20\_x y L-15-C1-20\_x).
- **Grupo 3:** se analiza el efecto de las dimensiones de la ranura sobre la unión (Probetas: S-15-C1-20\_x y S-20-C1-20\_x).
- **Grupo 4:** se analiza el efecto del diámetro de la barra de refuerzo sobre la unión (Probetas: S-15-C1-20\_x y S-12-C2-20\_x).
- **Grupo 5:** se analiza el efecto del módulo de elasticidad de la barra de refuerzo sobre la unión (Probetas: S-12-C2-20\_x y S-12-C3-20\_x).

## 5.2. Carga máxima

### 5.2.1. Grupo 1 y 2. Efecto de la longitud de adherencia

En este apartado se analizan los resultados tanto del grupo 1 como del grupo 2 ya que ambos grupos muestran la misma tendencia en el efecto de la longitud de adherencia sobre la carga máxima de la unión.

Las probetas que se analizan en este apartado son las S-12-C2-20\_x, M-12-C2-20\_x, L-12-C2-20\_x, S-15-C1-20\_x, M-15-C1-20\_x y L-15-C1-20\_x, tomando “x” el valor de “a”, “b” y “c” para cada una de las réplicas. Tal y como se ha comentado, la Tabla 5.1 muestra tanto los resultados individuales de carga máxima como la media y la desviación estándar. Los valores medios de carga máxima obtenida en los ensayos de cada tipo son 16.71 kN, 33.63 kN, 47.56 kN, 22.15 kN, 52.58 kN y 84.73 kN, respectivamente. Observando los datos de la columna  $P_{max,exp}$ , el tipo de probeta que obtuvo más dispersión de datos fue la L-15-C1-20 seguido de la M-15-C1-20 y la L-12-C2-20. Este dato se tendrá en cuenta a la hora de analizar los resultados.

En la Figura 5.3 se muestra la evolución de la carga máxima en función de la longitud, para las probetas de los grupos 1 y 2. En esta gráfica se representan los resultados individuales de cada réplica junto con sus valores medios, marcados mediante el símbolo asterisco (\*).

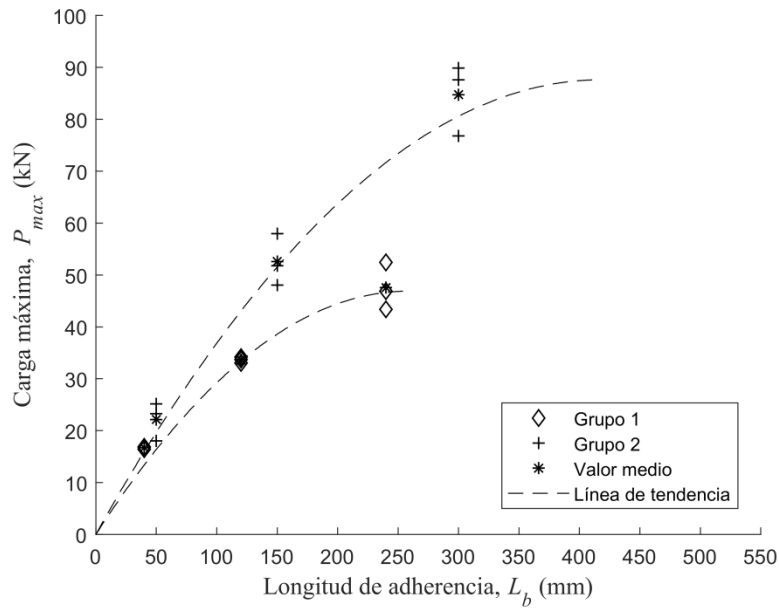


Figura 5.3: Evolución de la carga máxima en función de la longitud de adherencia

De la Figura 5.3 se observa como un incremento en la longitud de adherencia deriva en un incremento en la carga máxima resistida por la unión [163], como era de esperar. Adicionalmente, los valores medios son utilizados para determinar una línea de tendencia de los datos (representada por una línea discontinua). Esta línea muestra que la progresión no es lineal. Esta progresión también muestra como la longitud de adherencia igual a  $15d_b$  (longitud M) es inferior a la longitud efectiva, ya que en caso de haber sido igual o superior a la longitud efectiva, no se hubiese observado ningún incremento en la carga máxima resistida por la unión para los ensayos con longitud de adherencia igual a  $30d_b$  (longitud L). La falta de ensayos para longitudes superiores a  $30d_b$  no permite afirmar cuál es el valor de la longitud efectiva de los especímenes ensayados.

### 5.2.1.1. Métodos analíticos

A partir de los datos experimentales, se quiere validar si los métodos analíticos desarrollados en otros estudios [98,114,118,119] para la predicción de la carga máxima de pull-out de la unión NSM cuando el refuerzo consiste en un laminado, son adecuados para el cálculo de la carga máxima cuando el refuerzo consiste en una barra. Se debe tener en cuenta que las expresiones utilizadas fueron propuestas para probetas con diferentes modos de rotura. El modelo de [114] considera un modo de rotura interfacial adhesivo-hormigón, aunque se da la indicación de que puede servir para cualquier otro modo de rotura modificando el perímetro del plano de rotura ( $L_{per}$ ). Los modelos de [98,118,119] consideran un modo de rotura cohesivo en una capa de hormigón próxima a la interfaz hormigón – adhesivo. La peculiaridad de estos

modelos es que utilizan parámetros geométricos y propiedades mecánicas de los constituyentes de la unión.

Según [114], la formulación que propone para calcular la carga de pérdida de adherencia ( $P$ ) es la siguiente:

$$P = \frac{\tau_m \cdot L_{per}}{\lambda} \sin(\lambda \cdot L_b) \quad \text{cuando } L_b < L_e \quad (5.1)$$

Y para calcular la carga de pérdida de adherencia máxima ( $P_{max}$ ) es:

$$P_{max} = \frac{\tau_m \cdot L_{per}}{\lambda} \quad \text{cuando } L_b \geq L_e \quad (5.2)$$

donde  $\lambda$  – constante,

$$\lambda = \sqrt{\frac{\tau_m \cdot L_{per}}{s_m \cdot E_b \cdot A_b}} \quad (5.3)$$

$$\tau_m = 0.54 \cdot \sqrt{f_{ck}} \cdot d_b^{0.4} \cdot d_b^{0.3} \quad (5.4)$$

$$L_{per} = 2 \cdot t + w \quad (5.5)$$

$s_m$  – deslizamiento que corresponde a la carga pull-out máxima de la curva carga-deslizamiento.

$$s_m = 0.78 \cdot \left( \frac{f_{ck}^{0.27}}{w^{0.3}} \right) \quad (5.6)$$

$A_b$  – área transversal del refuerzo de FRP.

$L_e$  – longitud de adherencia efectiva,

$$L_e = \frac{\pi}{2\lambda} \quad (5.7)$$

Según [98,118], la formulación que se propone para calcular la carga de pérdida de adherencia es la siguiente:

$$P = \alpha_p \cdot \beta_e \cdot \beta_L \cdot 0.85 \cdot \gamma^{0.25} \cdot f_{ck}^{0.33} \cdot \sqrt{E_b \cdot A_b \cdot L_{per}} \quad (5.8)$$

donde  $\alpha_p$  – coeficiente que depende de la desviación estándar de los datos experimentales. Si la desviación estándar es inferior al 95% del límite de confianza, el coeficiente tiene un valor de 0.85; si es superior, el coeficiente vale 1.

$\beta_e$  – coeficiente reductor de la resistencia que depende del recubrimiento:

$$\beta_e = 0.283 \frac{c_1}{d_b} + 0.196 \leq 1 \quad (5.9)$$

$c_1$  – distancia entre el refuerzo FRP y el borde más cercano del bloque de hormigón.

$d_b$  – altura del refuerzo FRP.

$\beta_L$  – coeficiente de reducción según la ratio entre la longitud de adherencia y la longitud efectiva:

$$\beta_L = \frac{L_b}{L_e} \leq 1 \quad (5.10)$$

$$L_e = \frac{\pi}{2 \cdot (0.802 + 0.078 \cdot \gamma)} \sqrt{\frac{0.976 \cdot \gamma^{0.526} \cdot E_b \cdot A_b}{f_{ck}^{0.6} \cdot L_{per}}} \quad (5.11)$$

$\gamma$  – la ratio entre la altura y la anchura del contorno del área de rotura.

$$L_{per} = 2 \cdot (t + 1) + (w + 2) \quad (5.12)$$

Y el valor de carga de pérdida de adherencia máxima ( $P_{max}$ ) se determina cuando  $\beta_L$  es igual a 1:

$$P_{max} = \alpha_p \cdot \beta_e \cdot 0.85 \cdot \gamma^{0.25} \cdot f_{ck}^{0.33} \cdot \sqrt{E_b \cdot A_b \cdot L_{per}} \quad (5.13)$$

Según [119], la formulación que se propone para calcular la carga de pérdida de adherencia es la siguiente:

$$P = \beta_L \cdot \sqrt{2 \cdot G \cdot E_b \cdot A_b \cdot L_{per}} \quad \text{cuando } L_b < L_e \quad (5.14)$$

Y para calcular la carga de pérdida de adherencia máxima ( $P_{max}$ ) es:

$$P_{max} = \sqrt{2 \cdot G \cdot E_b \cdot A_b \cdot L_{per}} \quad \text{cuando } L_b \geq L_e \quad (5.15)$$

donde

$$\beta_L = \frac{L_b}{L_e} \cdot \left( 2.08 - 1.08 \frac{L_b}{L_e} \right) \quad (5.16)$$

$$G = 0.40 \cdot \gamma^{0.422} \cdot f_c^{0.619} \quad (5.17)$$

$$L_{per} = 2 \cdot (t + 1) + (w + 2) \quad (5.18)$$

$$L_e = \frac{1.66}{\eta} \quad (5.19)$$

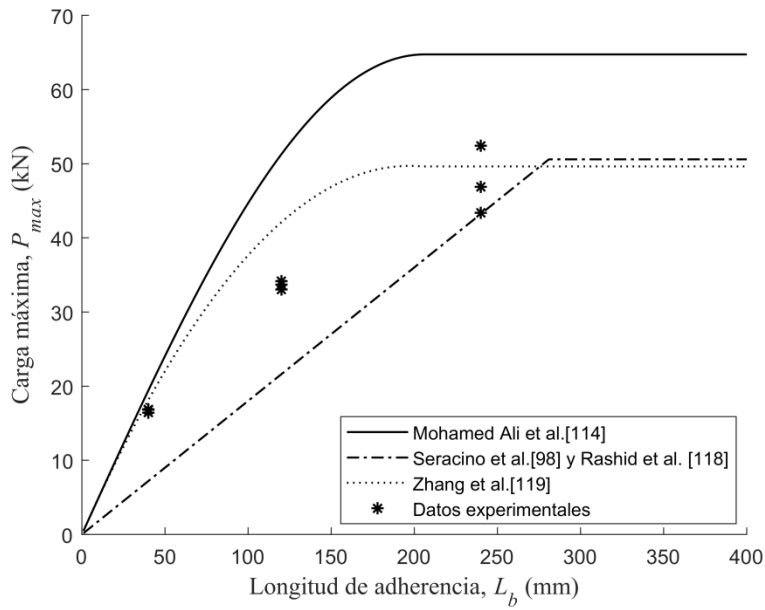
$$\eta^2 = \frac{\tau_m^2 \cdot L_{per}}{2 \cdot G \cdot E_b \cdot A_b} \quad (5.20)$$

$$\tau_m = 1.15 \cdot \gamma^{0.138} \cdot f_{ck}^{0.613} \quad (5.21)$$

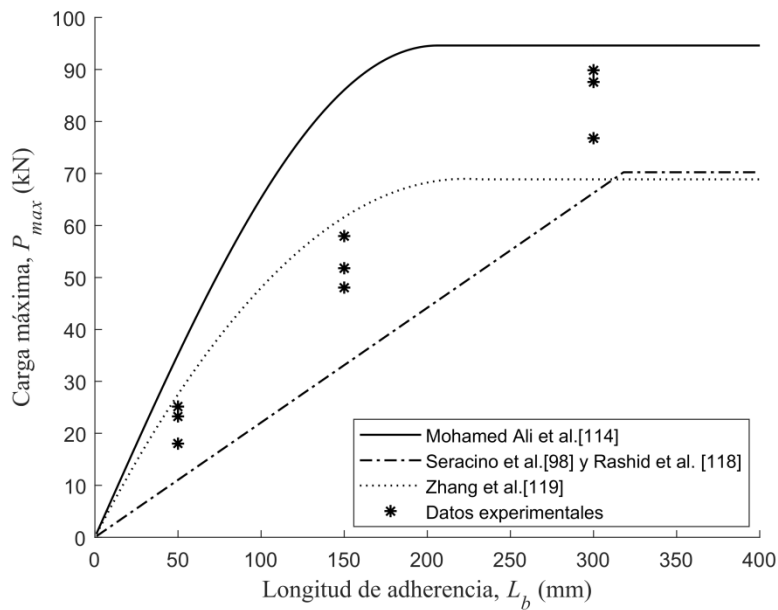
Aplicando las expresiones propuestas en [98,114,118,119], y teniendo en cuenta las características geométricas y mecánicas de las probetas ensayadas, se realiza el cálculo de cuáles son las predicciones analíticas de las longitudes de adherencia efectivas y las cargas máximas de las probetas de los grupos 1 y 2. En la Figura 5.4 y Figura 5.5 se muestra la relación entre longitud de adherencia y carga máxima resistida por la unión según los tres modelos analíticos presentados para las probetas del grupo 1 y 2, respectivamente. Estas figuras se completan con la representación de los valores experimentales obtenidos en el laboratorio. En ambos gráficos se puede observar cómo el incremento de la longitud de adherencia produce un incremento en la capacidad de la unión. Pero este incremento es finito, es decir, una vez se sobrepasa la longitud de adherencia efectiva, no se produce incremento en la capacidad de carga de la unión.

Según las Figura 5.4 y Figura 5.5, los modelos [114,119] sobreestiman la fuerza resistida por la unión para longitudes de adherencia menores a la longitud de adherencia efectiva, mientras que las expresiones de [98,118] predicen valores más conservadores. Asimismo, los modelos [114,119] predicen longitudes de adherencia efectiva menores que el modelo [98,118]. Finalmente, los modelos [98,118] y [119] predicen valores similares para la carga máxima de pérdida de adherencia máxima ( $P_{max}$ ).

Los datos experimentales de los grupos 1 y 2 no son suficientes para conocer la longitud efectiva de la unión ensayada.



**Figura 5.4:** Comparación de modelos analíticos con los datos experimentales de las probetas del grupo 1 de la serie 1 de la campaña experimental



**Figura 5.5:** Comparación de modelos analíticos con los datos experimentales de las probetas del grupo 2 de la serie 1 de la campaña experimental

De las curvas del grupo 1 de la Figura 5.4 se observa que la carga máxima predicha según [98,118], y [119] se acerca a los datos experimentales de las probetas con una longitud de adherencia más larga ( $L$ ), en cambio la carga máxima determinada según [114] es considerablemente más elevada. Esto puede ser debido al modo de rotura. Los modelos analíticos de [98,118] y [119] y los datos experimentales de las probetas  $L$ , contemplan una rotura cohesiva, es decir, la rotura se produce en una capa de hormigón cerca de la interfaz



hormigón – adhesivo, en cambio en [114] el modo de rotura es interfacial hormigón – adhesivo.

De las curvas del grupo 2, presentadas en la Figura 5.5, se puede observar como los datos experimentales de las probetas con la longitud de adherencia más larga (L) se encuentran dentro del rango de valores analíticos, siendo superiores a los valores estimados según [98,118,119] e inferiores a los estimados según [114]. Esto pueda probablemente deberse al modo de rotura experimental, ya que las probetas L tuvieron un modo de rotura cohesivo que se produjo en una capa de dentro del hormigón distinta a la supuesta en las ecuaciones de los modelos analíticos (1 mm respecto el interfaz hormigón – adhesivo). La rotura cohesiva en esta capa más interior supone un incremento del área de contacto, lo que provoca una mayor carga máxima.

En la Tabla 5.2 se muestra un resumen de las predicciones analíticas para ambos grupos de probetas. Igualmente, se comparan estos valores con los valores experimentales.

Modelo analítico		Grupo 1. x12C2x		Grupo 2. x15C1x	
		$P_{max}$ (kN)	$L_e$ (mm)	$P_{max}$ (kN)	$L_e$ (mm)
Mohamed Ali	[114]	64.75	206.28	94.62	206.28
Seracino y Rashid	[98,118]	50.59	280.91	70.23	318.02
Zhang	[119]	49.71	204.69	68.87	231.41
Datos experimentales (*)		47.56 ±4.56	-	84.73±6.99	-

(\*) – promedio de las cargas máximas de las probetas con la longitud de adherencia más larga ensayada de los grupos 1 y 2.

Tabla 5.2: Resultados de los modelos analíticos [98,114,118,119]

### 5.2.2. Grupo 3. Efecto de las dimensiones de la ranura

En este apartado se estudia el efecto de las dimensiones de la ranura en la carga máxima que resiste la unión. Para ello se analizan las probetas S-15-C1-20\_x y S-20-C1-20\_x, tomando “x” el valor de “a”, “b” y “c” para cada una de las réplicas. Debe recordarse que en el primero de los casos (probetas S-15-C1-20\_x) el lado de la ranura cuadrada corresponde a  $1.5d_b$ , de acuerdo con ACI 440 [68], y en el segundo de los casos (probetas S-20-C1-20\_x) el lado de la ranura cuadrada corresponde a  $2d_b$ .

En la Figura 5.6 se muestra el valor de la carga máxima en función de la dimensión de la ranura de las probetas del grupo 3. En esta gráfica se representan los resultados individuales de cada réplica juntamente con sus valores medios, marcados mediante el símbolo asterisco (\*). Según la Tabla 5.1, estos valores son 22.15 kN para las probetas S-15-C1-20\_x ( $1.5d_b$ ) y 17.20 kN, para las S-20-C1-20\_x ( $2d_b$ ).

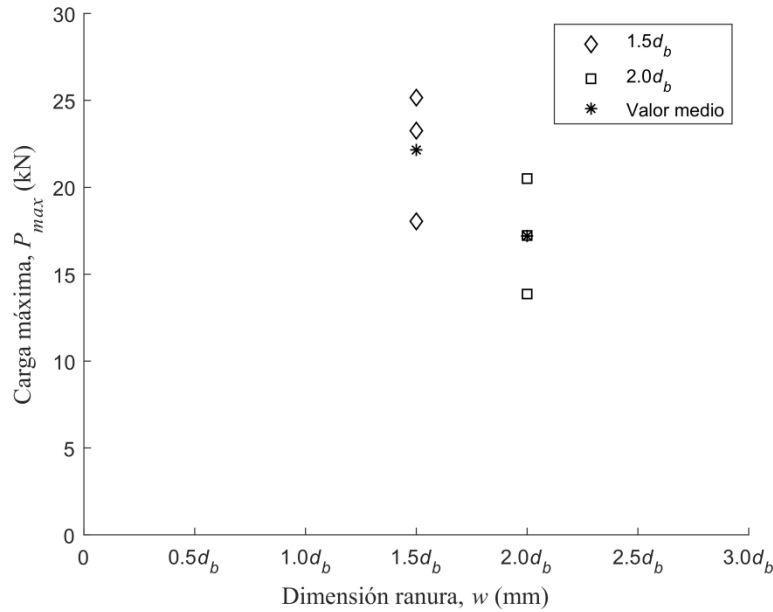


Figura 5.6: Variación de la carga máxima en función de la dimensión de la ranura

De la Figura 5.6 se observa que un incremento de la proporción entre dimensión de la ranura cuadrada y diámetro de la barra de refuerzo provoca una ligera disminución de la carga máxima. Según [96], la carga máxima incrementa con el aumento de las dimensiones de la ranura cuando la longitud de adherencia es larga, en cambio, el efecto es insignificante cuando la longitud de adherencia es corta, en coincidencia con lo observado en este caso donde S-15-C1-20\_x y S-20-C1-20\_x tienen una longitud de adherencia corta ( $5d_b$ ). También, en [56] se concluye el análisis indicando que un incremento de las dimensiones de la ranura tiene una influencia insignificante sobre la carga máxima.

### 5.2.3. Grupo 4. Efecto del diámetro del refuerzo

En este apartado se estudia el efecto del diámetro de la barra de refuerzo en la carga máxima de la unión. A tal fin, se analizan las probetas S-12-C2-20\_x y S-15-C1-20\_x, tomando "x" el valor de "a", "b" y "c" para cada una de las réplicas. Para el primero de los tríos de probetas (S-12-C2-20\_x) la barra de refuerzo tenía un diámetro de 8 mm, mientras que en el segundo de

los casos (S-15-C1-20\_x), el diámetro de la barra de refuerzo era de 10 mm. Ambas barras de refuerzo tienen el mismo módulo de elasticidad ( $E_b = 175$  GPa).

En la Figura 5.7 se muestra el valor de la carga máxima en función del diámetro de la barra de refuerzo FRP de las probetas del grupo 4. En esta gráfica se representan los resultados individuales de cada réplica juntamente con sus valores medios, marcados mediante el símbolo asterisco (\*). Según la Tabla 5.1, estos valores son 16.71 kN para las probetas S-12-C2-20\_x ( $d_b = 8$  mm) y 22.15 kN, para las S-15-C1-20\_x ( $d_b = 10$  mm).

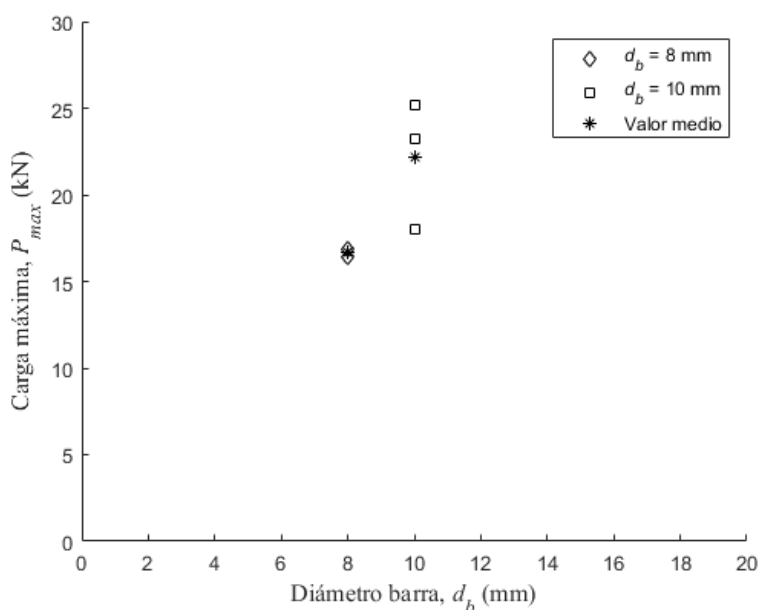


Figura 5.7: Variación de la carga máxima en función del diámetro de la barra de refuerzo

En la Figura 5.7 se observa que un incremento del diámetro de la barra de refuerzo provoca un incremento considerable de la carga máxima. Según [25] se confirma esta tendencia, un diámetro mayor influye en el comportamiento de la unión haciendo que la carga máxima sea superior. La misma tendencia se puede ver en los resultados experimentales presentados en [69], donde se usaron barras de refuerzo de distintas secciones: circular (de diámetros 9 y 12 mm), rectangular y cuadrada. Por último, según [22] la influencia del diámetro de la barra de refuerzo sobre la unión depende de la proporción entre dimensión de la ranura y diámetro de la barra, es decir, si la geometría de la ranura se incrementa la misma proporción que el diámetro de la barra y por lo tanto, la ratio entre la dimensión de la ranura y el diámetro de la barra se mantiene constante, la carga máxima aumenta con el aumento del diámetro. En cambio, si el diámetro aumenta, pero las dimensiones de la ranura se mantienen igual, la carga máxima disminuye [56], debido a la reducción de la capa de adhesivo. La ratio entre la dimensión de la ranura y el diámetro de la barra mínimo para evitar que la carga disminuya es

1.5 según [23]. En los resultados experimentales de la Figura 5.7, la ratio es de 1.5, por lo que se cumple la ratio mínimo para que el incremento del diámetro de la barra provoque un aumento de la carga máxima.

#### 5.2.4. Grupo 5. Efecto del módulo de elasticidad del refuerzo

En este apartado se estudia el efecto del módulo de elasticidad del refuerzo en la carga máxima que resiste la unión. En este caso se comparan las probetas S-12-C2-20\_x y S-12-C3-20\_x, que estaban reforzadas con barras de diferentes fabricantes y con módulos de elasticidad de 175 GPa y 165 GPa, respectivamente. En ambos casos se mantiene el diámetro de la barra de refuerzo igual a 8 mm.

En la Figura 5.8 se presenta cómo varía la carga máxima en función del módulo de elasticidad de la barra de las probetas del grupo 5 (manteniendo constante el diámetro de la barra,  $d_b = 8$  mm). En esta gráfica se representan los resultados individuales de cada réplica y los valores medios de cada configuración mediante asterisco (\*). Según la Tabla 5.1, estos valores son 16.71 kN y 13.57 kN para las probetas con barra de refuerzo de 175 GPa y 165 GPa, respectivamente.

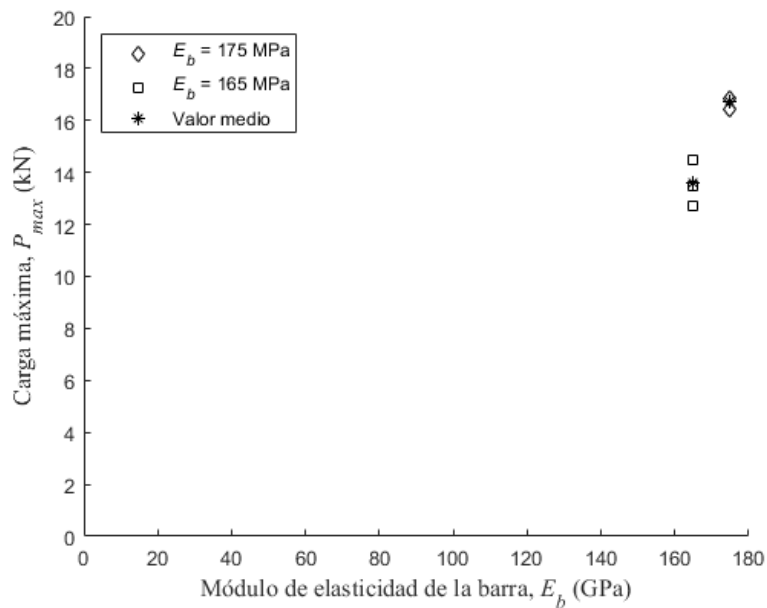


Figura 5.8: Variación de la carga máxima en función del módulo de elasticidad del refuerzo

En la Figura 5.8, los resultados experimentales muestran que la carga máxima aumenta con el incremento del módulo de elasticidad de la barra de refuerzo. Esto se puede deber a que valores más elevados de módulos de elasticidad provocan una mayor rigidez axial. La misma tendencia se puede ver en el estudio paramétrico presentado en [113] y [63].

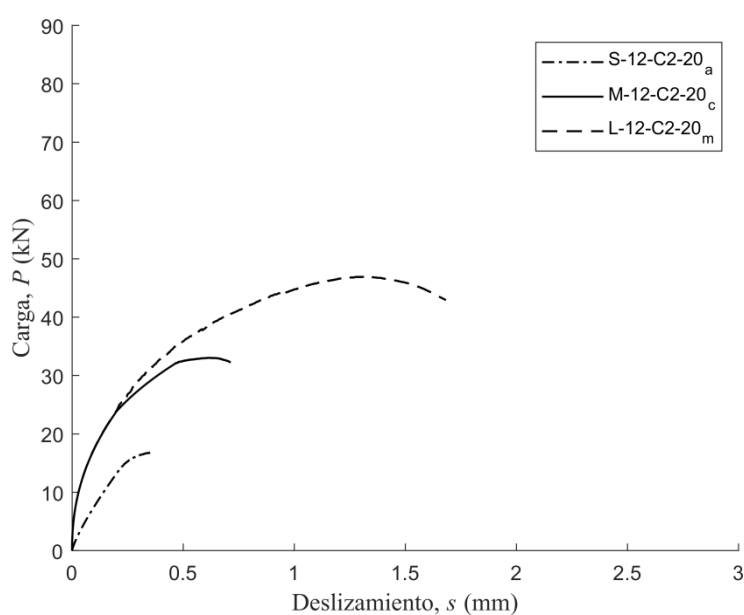
### 5.3. Rigidez de la unión

En este apartado se analiza la rigidez de la unión NSM FRP – hormigón (en términos de la pendiente de la respuesta carga – deslizamiento) y cuál es el efecto que sobre ella tienen los diferentes parámetros estudiados en esta campaña experimental. Para la realización de este análisis, se vuelven a utilizar los grupos de probetas presentados al final del apartado 5.1.

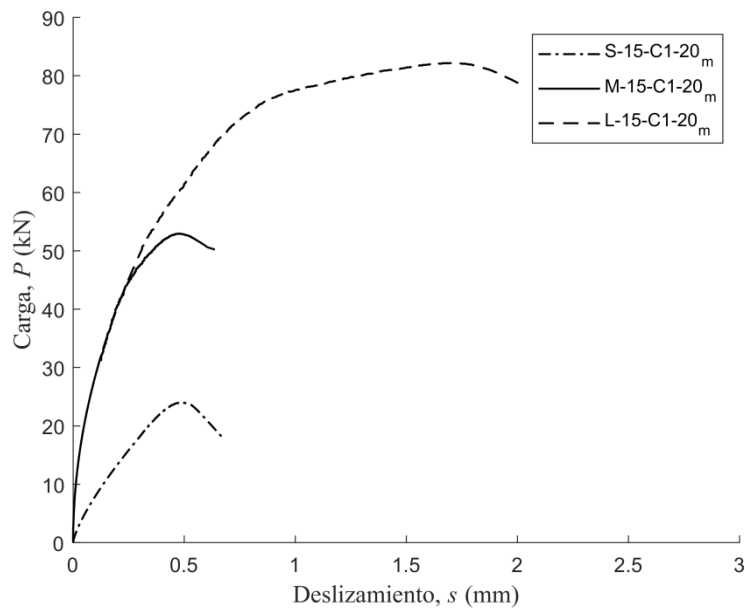
#### 5.3.1. Grupo 1 y 2. Efecto de la longitud de adherencia

Para el estudio del efecto de la longitud de adherencia se analizan los resultados de las probetas de los grupos 1 y 2, es decir, las probetas S-12-C2-20\_x, M-12-C2-20\_x, L-12-C2-20\_x, S-15-C1-20\_x, M-15-C1-20\_x y L-15-C1-20\_x, tomando “x” el valor de “a”, “b” y “c” para cada una de las réplicas.

La Figura 5.9 muestra las curvas carga-deslizamiento para las diferentes longitudes de adherencia de las probetas de los dos grupos. Debe tenerse en cuenta que, para cada longitud de adherencia, las curvas representadas corresponden a las curvas medias de dos réplicas: de “a” y “b” para las probetas L-12-C2-20\_x, M-15-C1-20\_x y L-15-C1-20\_x y de “a” y “c” para las probetas S-15-C1-20\_x, excepto en el caso de S-12-C2-20\_a y M-12-C2-20\_c; ya que en algunas de sus réplicas se detectaron errores en el registro de datos de los transductores del extremo cargado (ver **Anejo A**). Es por esto que la identificación para cada curva corresponde con las secuencias x-12-C2-20\_m y x-15-C1-20\_m, para las curvas de los grupos 1 y 2 respectivamente, siendo x la letra que representa la longitud de adherencia (S, L o M).



(a)



(b)

Figura 5.9: Curvas carga – deslizamiento de los grupos (a) 1 y (b) 2

Se analiza la pendiente de las curvas medias, carga – deslizamiento, determinadas a partir de los datos extraídos de los ensayos experimentales, presentadas en la Figura 5.9. De acuerdo con éstas se observa que las curvas de carga-deslizamiento de las probetas del grupo 1 (Figura 5.9a) con longitudes de adherencia M ( $5d_b$ ) y L ( $15d_b$ ) son similares. En cambio, las probetas con longitudes S ( $5d_b$ ) tienen una menor rigidez. La misma tendencia se observa para las probetas del grupo 2, mostradas en la Figura 5.9b.

Para analizar mejor estos resultados, se tiene en cuenta el modo de rotura de los ensayos, presentado en la Tabla 5.1. El modo de rotura de las probetas del grupo 1 y longitud corta (S-12-C2-20) fue interfacial barra-adhesivo; para las probetas con longitud media (M-12-C2-20), la rotura fue interfacial y cohesiva en el hormigón y, finalmente, para las probetas con longitudes largas (L-12-C2-20) la rotura fue cohesiva en la capa del hormigón. Observando los modos de rotura de las probetas del grupo 2 observamos que, para longitudes cortas (S-15-C1-20) se observa una rotura interfacial barra – adhesivo, para longitudes medias (M-15-C1-20) se produjo una rotura interfacial mixta entre barra – adhesivo y entre hormigón – adhesivo, y también aparece rotura cohesiva en el hormigón. Finalmente, en longitudes largas (L-15-C1-20) hubo una rotura cohesiva en la capa de hormigón. De estos resultados se concluye que en longitudes cortas la interfaz barra-adhesivo se muestra más débil y se daña desde el principio del ensayo, afectando este daño prematuro a la rigidez del sistema desde un buen principio. En cambio, para longitudes más largas (M y L) el plano de rotura se desplaza de la interfaz barra-adhesivo y se sitúa en la interfaz adhesivo-hormigón o incluso en el hormigón (rotura cohesiva). El efecto que esto tiene sobre las curvas de carga-deslizamiento es que se obtienen rigideces mayores.

En la Figura 5.10 se comparan de manera conjunta las curvas carga – deslizamiento de los grupos 1 y 2.

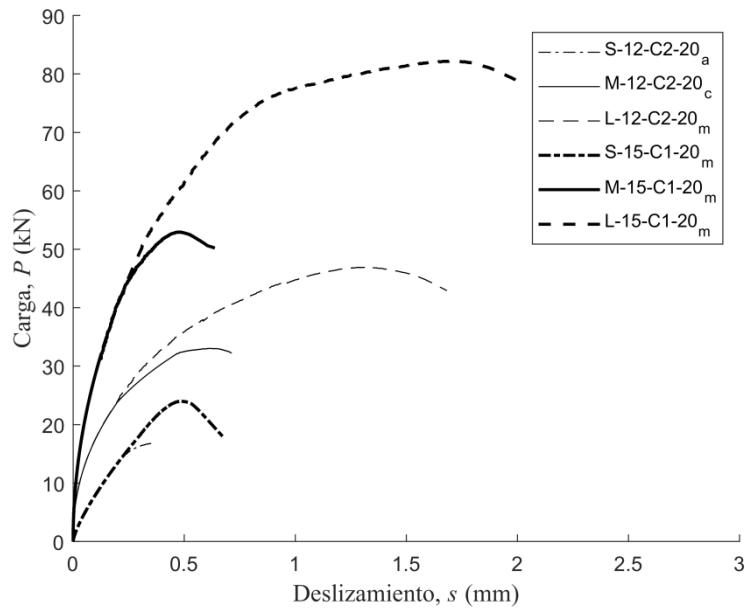


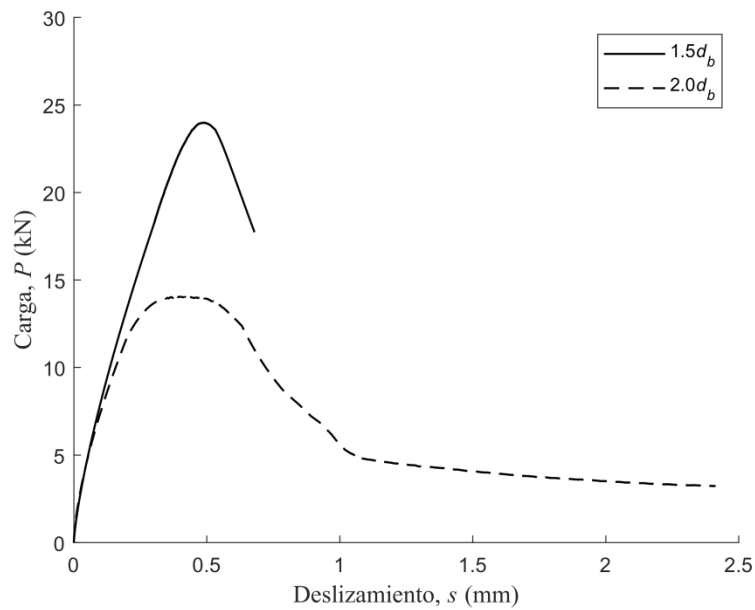
Figura 5.10: Comparación de la pendiente de las curvas carga – deslizamiento de los grupos 1 y 2

Comparando las curvas del grupo 1 con las del grupo 2 se puede apreciar que la pendiente de las probetas del grupo 2 es mayor que la del grupo 1, excepto la de la probeta S, la cual tiene una pendiente similar a las del grupo 1. Por lo tanto, con las probetas del grupo 2 (M y L) se alcanza una carga superior con un menor deslizamiento y la carga máxima es mayor que en las probetas M y L del grupo 1.

### 5.3.2. Grupo 3. Efecto de las dimensiones de la ranura

En este apartado se analiza el efecto de las dimensiones de la ranura en la rigidez, y para ello se analizan los resultados de las probetas S-15-C1-20\_x y S-20-C1-20\_x, en las que el lado de la ranura cuadrada corresponde a  $1.5d_b$  y  $2d_b$ , respectivamente.

La Figura 5.11 muestra las curvas carga – deslizamiento para las diferentes dimensiones de la ranura. Debe tenerse en cuenta que las curvas representadas corresponden a las curvas medias de dos réplicas para las probetas S-15-C1-20\_x, donde la media es de sólo “a” y “c” y para las S-20-C1-20\_x, donde la media es de sólo “b” y “c”, debido a un error en la lectura del transductor en las probetas S-15-C1-20\_b y S-20-C1-20\_a (ver **Anejo A**). La identificación para cada curva corresponde con las secuencias  $1.5d_b$ , para las S-15-C1-20\_x, y  $2d_b$ , para las S-20-C1-20\_x.



**Figura 5.11:** Curvas carga – deslizamiento del grupo 3

Los resultados experimentales muestran como las rigideces de las curvas carga – deslizamiento de la Figura 5.11, coinciden, es decir, la pendiente inicial de la curva carga – deslizamiento media de las probetas del grupo 3 con una dimensión de la ranura  $1.5d_b$  es igual a la de las probetas del grupo 3 con una dimensión de la ranura  $2d_b$ . En los ensayos de [15] también se observa que la rigidez inicial coincide, aunque se aumente la dimensión de la ranura.

En la curva S-20-C1-20 ( $2d_b$ ) de la Figura 5.11 se observa una zona final donde la carga disminuye en menor proporción con el incremento del deslizamiento. Este fenómeno se atribuye a la fricción entre la barra de refuerzo y el adhesivo debido al aumento del grosor de la capa del adhesivo [15].

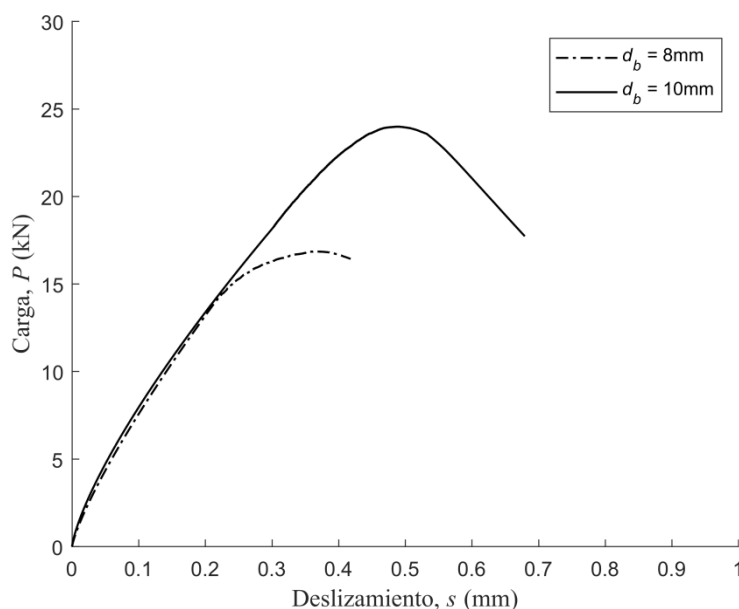
### 5.3.3. Grupo 4. Efecto del diámetro del refuerzo

Para analizar el efecto del diámetro del refuerzo sobre la rigidez de la unión, se analizan las probetas S-12-C2-20\_x y S-15-C1-20\_x, tomando “x” el valor de “a”, “b” y “c” para cada una de las réplicas. Para el primero de los tríos de probetas (S-12-C2-20\_x) la barra de refuerzo tenía un diámetro de 8 mm, mientras que en el segundo de los casos (S-15-C1-20\_x), el diámetro de la barra de refuerzo era de 10 mm. Debe remarcarse que ambos tríos de probetas tienen el mismo módulo de elasticidad ( $E_b = 175$  GPa).

La Figura 5.12 muestra las curvas carga – deslizamiento para los diferentes diámetros de las barras de refuerzo (grupo 4). Debe tenerse en cuenta que la curva representada para barra de diámetro de 8 mm corresponde sólo a la réplica “a”, porque en la “b” la lectura del transductor



fue errónea durante todo el ensayo y en la “c” la lectura fue errónea al inicio del ensayo (ver **Anejo A**). En cambio, la curva representada para barra de diámetro de 10 mm corresponde a la curva media de “a” y “c”, porqué en la “b” la lectura del transductor fue errónea al inicio del ensayo (ver **Anejo A**). La identificación para cada curva corresponde con las secuencias  $d_b = 8$  mm, para la S-12-C2-20\_a, y  $d_b = 10$  mm, para las S-15-C1-20\_m.



**Figura 5.12:** Curvas carga – deslizamiento del grupo 4

Los resultados experimentales presentados en la Figura 5.12 muestran una ligera disminución de la rigidez para barras con menor diámetro. Teniendo en cuenta que las dos barras tienen el mismo módulo de Young, esta disminución en la rigidez de la unión es totalmente lógica.

#### 5.3.4. Grupo 5. Efecto del módulo de elasticidad del refuerzo

Para el análisis del efecto del módulo de elasticidad del refuerzo sobre la rigidez de la unión, en la Figura 5.13 se comparan las curvas carga – deslizamiento de las probetas S-12-C2-20\_x y S-12-C3-20\_x. Debe tenerse en cuenta que la curva representada relativa al módulo de elasticidad 175 GPa corresponde sólo a la réplica “a”, porqué, como se ha comentado anteriormente, la lectura del transductor de la réplica “b” fue errónea durante todo el ensayo y en la “c” la lectura fue errónea al inicio del ensayo (ver **Anejo A**). La curva relativa al módulo de elasticidad 165 GPa corresponde sólo a la réplica “c”, porqué la lectura del transductor de la réplica “a” fue errónea durante todo el ensayo y en la “b” la lectura fue errónea al inicio del ensayo (ver **Anejo A**). La identificación para cada curva corresponde con las secuencias  $E_b = 175$  GPa, para la S-12-C2-20\_a, y  $E_b = 165$  GPa, para la S-12-C3-20\_c.

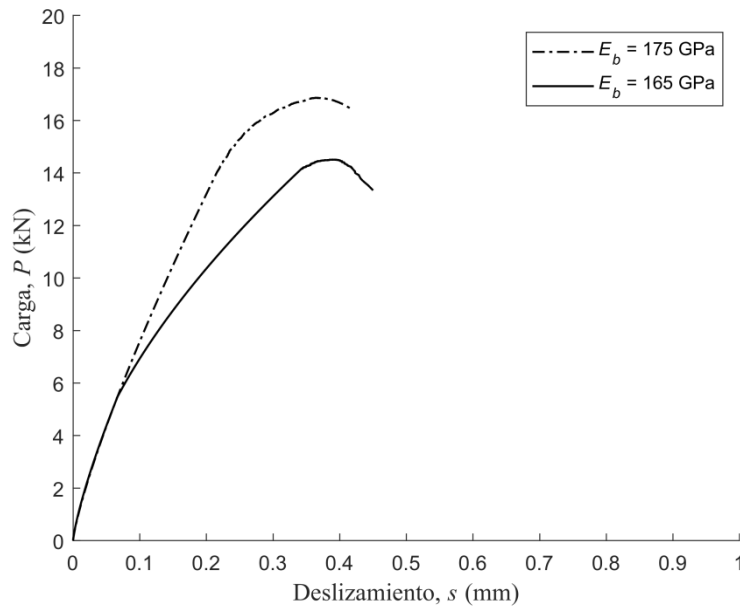


Figura 5.13: Curvas carga – desplazamiento del grupo 5

Los resultados experimentales de la Figura 5.13 muestran que las pendientes iniciales de las curvas carga – desplazamiento coinciden aproximadamente hasta valores de carga de 6 kN. A partir de este valor, se inicia un distanciamiento entre las dos curvas, siendo las probetas con menor módulo de elasticidad del refuerzo las que experimentan más deslizamiento. De acuerdo con las curvas carga – desplazamiento de la Figura 5.13, no se puede demostrar que el cambio de pendiente sea solamente por la diferencia entre los módulos de elasticidad. Probablemente exista otro fenómeno que haya provocado este cambio como, por ejemplo, el modo de rotura, que en las probetas S-12-C2-20 es interfacial barra – adhesivo y en las S-12-C3-20 es cohesivo en la capa del adhesivo.

#### 5.4. Tensión de adherencia media – desplazamiento

En este apartado se analiza la posible influencia de los diferentes parámetros (longitud de adherencia, dimensiones de la ranura, diámetro del refuerzo y módulo de elasticidad del refuerzo) sobre las curvas tensión de adherencia media – desplazamiento (de acuerdo con la clasificación de probetas según grupos 1-5 utilizada en apartados anteriores).

La tensión de adherencia media se puede calcular de acuerdo con la siguiente expresión [5,25,76,146,166,167]:

$$\tau_m = \frac{P}{A_l} \tag{5.22}$$

En este estudio se ha adoptado para  $A_l$  el valor de la superficie de rotura que depende del modo de rotura de la unión.

$$A_l = L_{per} \cdot L_b \quad (5.23)$$

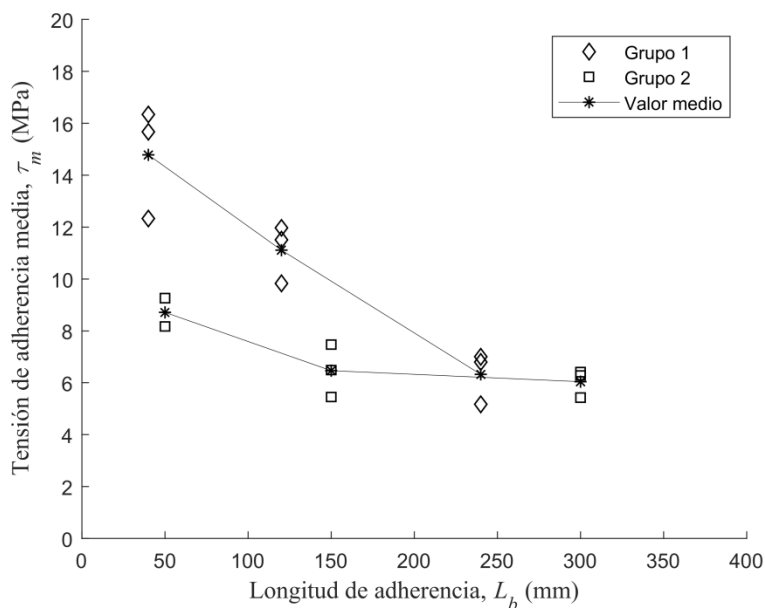
#### 5.4.1. Grupo 1 y 2. Efecto de la longitud de adherencia

En este apartado se analizan los resultados del grupo 1 y del grupo 2, ya que ambos grupos muestran la misma tendencia en el efecto de la longitud de adherencia sobre las curvas tensión de adherencia media – deslizamiento.

Las probetas que se analizan en este apartado son las S-12-C2-20\_x, M-12-C2-20\_x, L-12-C2-20\_x (grupo 1) y S-15-C1-20\_x, M-15-C1-20\_x y L-15-C1-20\_x (grupo 2), tomando “x” el valor de “a”, “b” y “c” para cada una de las réplicas. La probeta S-15-C1-20\_b fue descartada por no poderse observar el modo de rotura de una manera clara (recordemos que éste es necesario para calcular la tensión de adherencia media).

Para el cálculo de la tensión de adherencia media se necesita la carga máxima de rotura de cada probeta presentada en la Tabla 5.1 y la superficie de rotura. Éste dependerá del modo de rotura de cada probeta. Según la Tabla 5.1, las probetas S-12-C2-20\_x y S-15-C1-20\_x tuvieron un modo de rotura interfacial entre refuerzo y adhesivo. En las probetas M-12-C2-20\_x y M-15-C1-20\_x se observaron una combinación de modos de rotura, interfacial barra – adhesivo (tipo I), interfacial barra – adhesivo con desprendimiento de la parte del adhesivo adherida a la barra (tipo II) y rotura cohesiva con desprendimiento de la capa del adhesivo. Finalmente, las probetas L-12-C2-20\_x y L-15-C1-20\_x tuvieron una rotura cohesiva dentro de la capa de hormigón. Conocidos estos modos de rotura, se calcula el valor de la superficie de rotura de cada probeta para después poder determinar el valor de la tensión de adherencia media, y así poder dibujar las curvas tensión de adherencia media-deslizamiento.

En la Figura 5.14 se muestra el valor de la tensión de adherencia media en función de la longitud de adherencia de las probetas del grupo 1 y 2. En esta gráfica se representan los resultados individuales de cada réplica juntamente con sus valores medios, marcados mediante el símbolo asterisco (\*). Según la Tabla 5.1, estos valores son 14.78 MPa, 11.11 MPa, 6.32MPa para las probetas S-12-C2-20, M-12-C2-20 y L-12-C2-20, respectivamente, y 8.71 MPa, 6.47 MPa y 6.04 MPa para las probetas S-15-C1-20, M-15-C1-20 y L-15-C1-20, respectivamente.



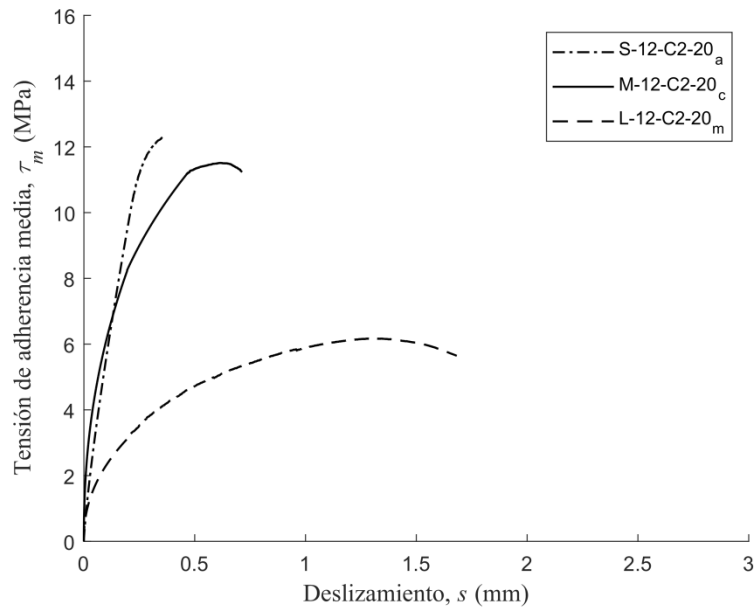
**Figura 5.14:** Variación de la tensión de adherencia media máxima en función de la longitud de adherencia

Como se observa en el gráfico de la Figura 5.14, los valores confirman la tendencia de registrar menores valores máximos de tensión de adherencia media cuando se incrementa la longitud de adherencia. Esta misma tendencia se observa en [76], donde se concluye que el incremento de longitud de adherencia provoca una reducción de los valores de tensión de adherencia media. Esto se debe a que el fenómeno de la adherencia moviliza tensiones en una zona localizada de la longitud de adherencia, y no en toda su extensión. Cuanto más grande sea la longitud de adherencia menos proporción de esta longitud estará trabajando de manera efectiva, de manera que, aunque la carga máxima incremente como consecuencia de una longitud de adherencia superior, no incrementa en la misma proporción que lo hace la superficie de rotura. Como resultado final, los valores de tensiones medias son menores.

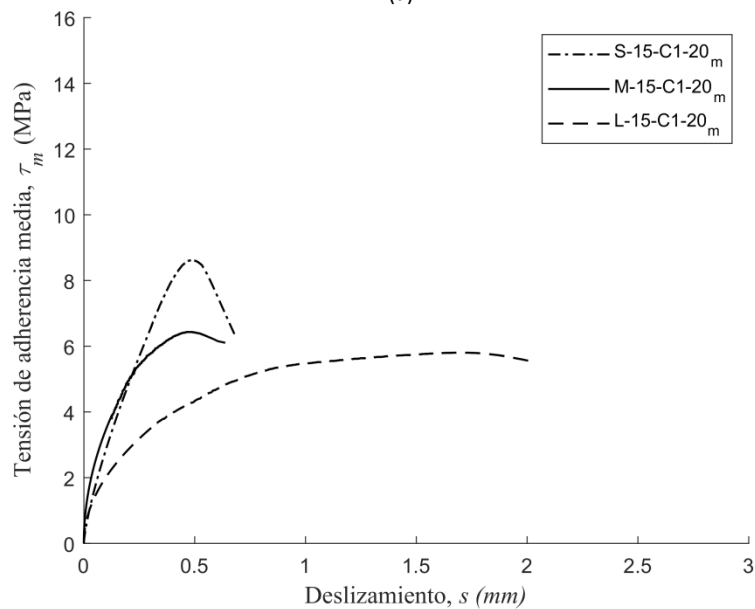
En la Figura 5.15 se representa como varía la curva de tensión de adherencia media – deslizamiento en función de la longitud de adherencia para los grupos de probetas 1 y 2. Debe tenerse en cuenta que, para cada longitud de adherencia, las curvas representadas corresponden a las curvas medias de dos réplicas como se ha comentado anteriormente en el apartado 5.3.1, excepto para S-12-C2-20\_x que sólo se utilizó la “a” y para M-12-C2-20\_x, que se utilizó la “c”. Es por esto que la identificación para cada curva corresponde con las secuencias x-12-C2-20\_m y x-15-C1-20\_m, para las curvas de los grupos 1 y 2 respectivamente, siendo x la letra que representa la longitud de adherencia (S, L o M).

Según las curvas de la Figura 5.15a y b, en ambos grupos se observa la misma tendencia. La pendiente de las probetas S-12-C2-20\_a y M-12-C2-20\_c del grupo 1 y las S-15-C1-20\_m y M-15-C1-20\_m del grupo 2 es similar. En cambio, L-12-C2-20\_m del grupo 1 y L-15-C1-20\_m del grupo 2, tienen un comportamiento distinto a las anteriores e iguales entre ellas. La máxima

tensión de adherencia media de las probetas con una longitud de adherencia más larga (L) es menor que en las S y M, por lo que parece que con un incremento de la longitud de adherencia se alcanza un valor de máxima de tensión de adherencia media inferior. Además, la reducción de pérdida de pendiente se inicia para valores de tensión menores. Estos resultados corroboran los resultados experimentales presentados en [76].



(a)



(b)

Figura 5.15: Curvas tensión de adherencia media – deslizamiento para los grupos 1 y 2

### 5.4.2. Grupo 3. Efecto de las dimensiones de la ranura

En este apartado se analiza el efecto de las dimensiones de la ranura sobre las curvas tensión de adherencia media – deslizamiento. Para ello se comparan los resultados de las probetas del grupo 3: S-15-C1-20\_x y S-20-C1-20\_x, tomando “x” como el valor de “a”, “b” y “c” para cada una de las réplicas. Las probetas S-15-C1-20\_b y S-20-C1-20\_a fueron descartadas por no poderse observar el modo de rotura de manera nítida.

La superficie de rotura para calcular la tensión media de adherencia dependerá del modo de rotura de cada probeta. Según la Tabla 5.1, las probetas del grupo 3: S-15-C1-20\_x, donde las dimensiones de la ranura son  $1.5d_b$ , y S-20-C1-20\_x, donde las dimensiones de la ranura son  $2d_b$ , tienen un modo de rotura interfacial entre refuerzo y adhesivo. Conocidos estos modos de rotura, se calcula el valor de la superficie de rotura de cada probeta para después poder determinar el valor de la tensión de adherencia media, y así poder dibujar las curvas tensión de adherencia media-deslizamiento.

En la Figura 5.17 se muestra el valor de la tensión de adherencia media en función de las dimensiones de la ranura de las probetas del grupo 3. En esta gráfica se representan los resultados individuales de cada réplica juntamente con sus valores medios, marcados mediante el símbolo asterisco (\*). Según la Tabla 5.1, estos valores son 8.71 MPa para las probetas S-15-C1-20 y 9.65 MPa, para las S-20-C1-20.

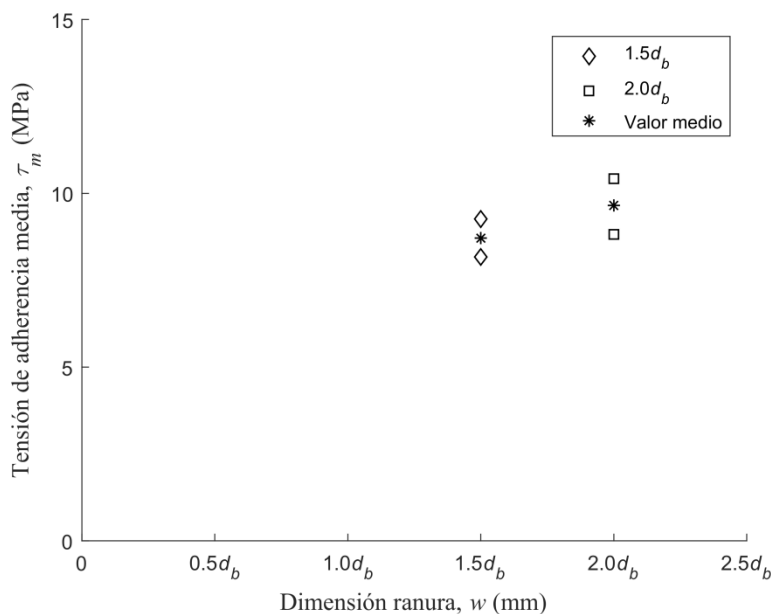


Figura 5.16: Variación de la tensión de adherencia media máxima en función de las dimensiones de la ranura

Como se observa en la Figura 5.16 aunque el valor de tensión de adherencia media de la probeta con la dimensión de la ranura,  $2d_b$  es ligeramente superior a la de  $1.5d_b$ , los valores son prácticamente iguales. Este comportamiento confirma una de las conclusiones del artículo

[70], donde se indica que el incremento de la dimensión de la ranura tiene efecto sobre el valor de la tensión de adherencia media y que muestra un efecto insignificante en el modo de rotura. Según [28], el incremento de la dimensión de la ranura conduce a una mayor tensión de adherencia media cuando el modo de rotura es interfacial entre barra – adhesivo. Ahora bien, si la rotura es interfacial hormigón – adhesivo, el cambio de dimensión de la ranura no tiene ningún efecto significativo en el valor de tensión de adherencia media. El modo de rotura de las probetas S-15-C1-20\_x y S-20-C1-20\_x es interfacial barra – adhesivo, por lo que se cumple el incremento de la tensión de adherencia media con el aumento de las dimensiones de la ranura.

En la Figura 5.17 se representan las curvas de tensión de adherencia media – deslizamiento en función de las dimensiones de la ranura para las probetas del grupo 3. Debe tenerse en cuenta que, para cada dimensión de ranura, las curvas representadas corresponden a las curvas medias de dos réplicas, tal y como se ha comentado anteriormente en el apartado 5.3.2, siempre que se haya observado el modo de rotura para poder calcular el valor de tensión de adherencia media.

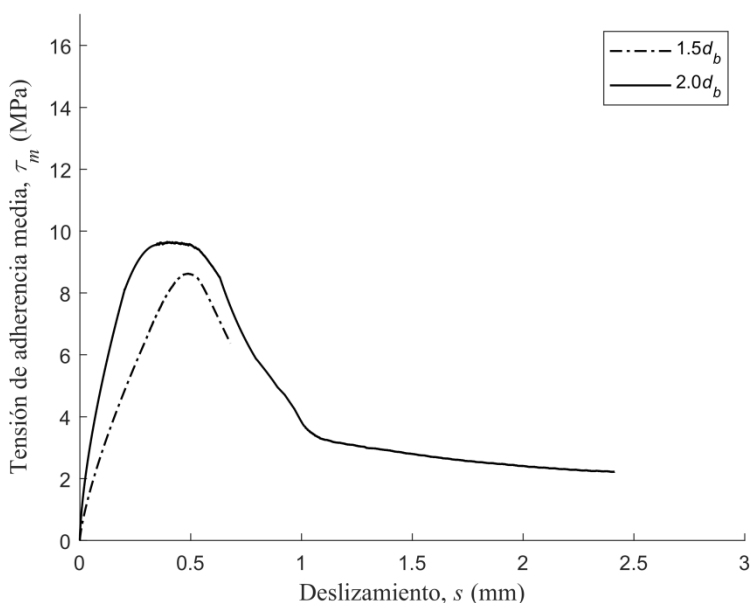


Figura 5.17: Curvas tensión de adherencia media – deslizamiento para el grupo 3

De acuerdo con la Figura 5.17, se observa que ambas curvas tienen una parte ascendente que casi coincide pero la prolongación de la descendente sólo se observa en la S-20-C1-20 ( $2d_b$ ). Esta parte se registró porque la caída de la carga fue progresiva, en cambio en la S-15-C1-20 ( $1.5d_b$ ), la caída que se registró después de alcanzar el valor máximo de carga fue superior al 90% de la carga máxima lo que provocó que la máquina de ensayo se detuviera y, por lo tanto, no se registraron más valores. La parte descendente de S-20-C1-20 se puede atribuir a la fricción que se produce entre las superficies en contacto entre la barra de refuerzo y el adhesivo [165].

### 5.4.3. Grupo 4. Efecto del diámetro del refuerzo

En este apartado se analiza el efecto del diámetro del refuerzo sobre las curvas tensión de adherencia media – deslizamiento. Para ello se comparan los resultados de las probetas del grupo 4: S-12-C2-20\_x y S-15-C1-20\_x, tomando “x” como el valor de “a”, “b” y “c” para cada una de las réplicas. Igual que sucedía en apartados anteriores, la probeta S-15-C1-20\_b fue descartada por no poderse observar de manera nítida cuál era el modo de rotura.

El cálculo de la tensión media de adherencia requiere de una previa determinación de la superficie de rotura. Según la Tabla 5.1, las probetas del grupo 4: S-12-C2-20\_x, donde el diámetro de la barra es de 8 mm, y S-15-C1-20\_x, donde el diámetro de la barra es de 10 mm, tienen un modo de rotura interfacial entre refuerzo y adhesivo. Conocidos estos modos de rotura, se calcula el valor de la superficie de rotura de cada probeta para después poder determinar el valor de la tensión de adherencia media, y así poder representar las curvas tensión de adherencia media-deslizamiento.

En la Figura 5.18 se muestra el valor de la tensión de adherencia media en función del diámetro del refuerzo de las probetas del grupo 4. En esta gráfica se representan los resultados individuales de cada réplica juntamente con sus valores medios, marcados mediante el símbolo asterisco (\*). Según la Tabla 5.1, estos valores son 14.78 MPa para las probetas S-12-C2-20 y 8.71 MPa, para las S-15-C1-20.

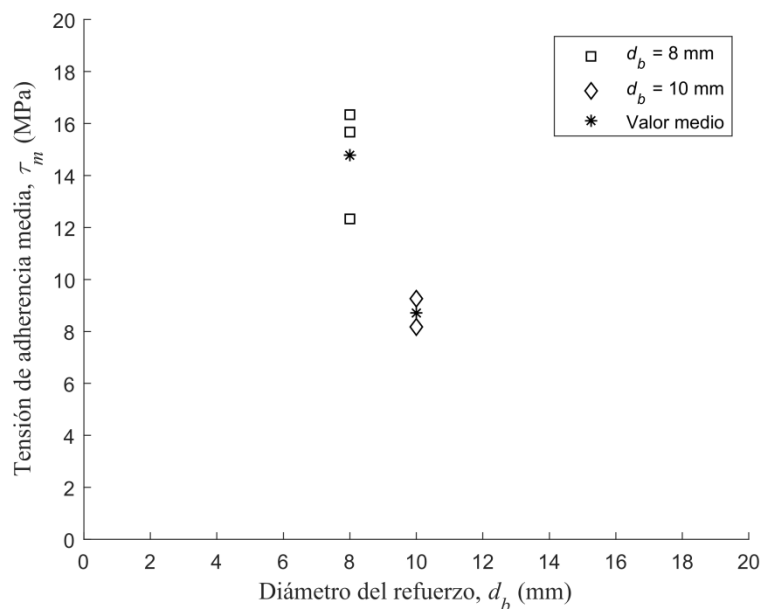


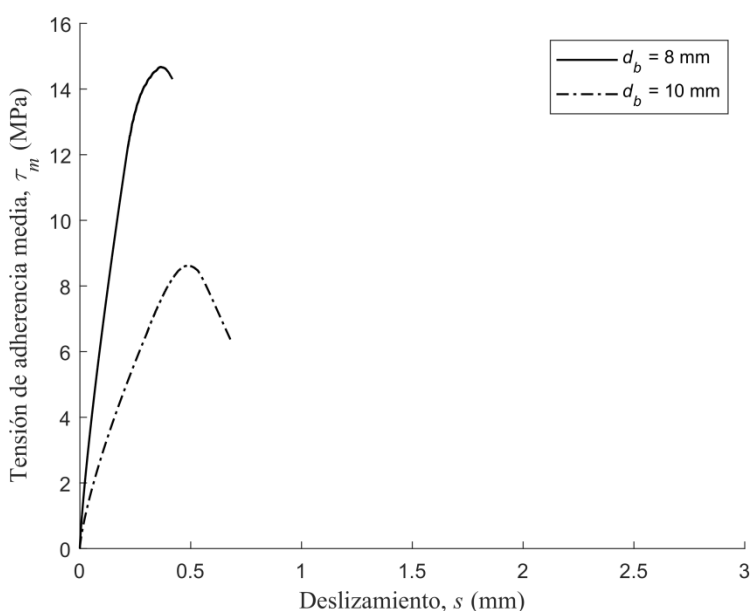
Figura 5.18: Curvas tensión de adherencia media máxima en función del diámetro de barra de refuerzo

Como se observa en la Figura 5.18 el incremento del diámetro provoca una reducción de la tensión de adherencia media, debido al incremento del área del plano de rotura entre la barra de refuerzo y el adhesivo [22]. Como se ha comentado anteriormente, en ambas probetas el



modo de rotura fue interfacial barra – adhesivo (modos A y/o A\*), por lo tanto, para calcular el área del plano de rotura se utilizó el perímetro de la barra de refuerzo y la longitud de adherencia. Eso dio lugar a que el área del plano de rotura de S-12-C2-20\_x fuera, aproximadamente, la mitad que la de S-15-C1-20\_x. Además, la carga máxima de S-12-C2-20\_x es un 25% inferior, con lo que aplicando la [Ecuación \(5.22\)](#), se obtienen unos valores de tensión de adherencia media menores en S-15-C1-20\_x que en S-12-C2-20\_x.

En la Figura 5.19 se representan las curvas de tensión de adherencia media – deslizamiento en función del diámetro de la barra de refuerzo para las probetas del grupo 4. Debe tenerse en cuenta que, para cada diámetro de barra, las curvas representadas corresponden a la curva de una sólo réplica “a” para las probetas S-12-C2-20 y a la curva media de dos réplicas “a” y “c” para las probetas S-15-C1-20, tal y como se ha comentado anteriormente en el [apartado 5.3.3](#), siempre que se haya observado el modo de rotura para poder calcular el valor de tensión de adherencia media.



**Figura 5.19:** Curvas tensión de adherencia media – deslizamiento para el grupo 4

La Figura 5.19 muestra una reducción de las tensiones medias para ensayos con mayor diámetro, corroborando así los resultados presentado en [56]. Se debe remarcar que, aunque el modo de rotura observado en [56] difiere del observado en esta serie 1, la falta de resultados experimentales previos de uniones NSM con refuerzo de barra no permite una comparación de resultados más cercana.

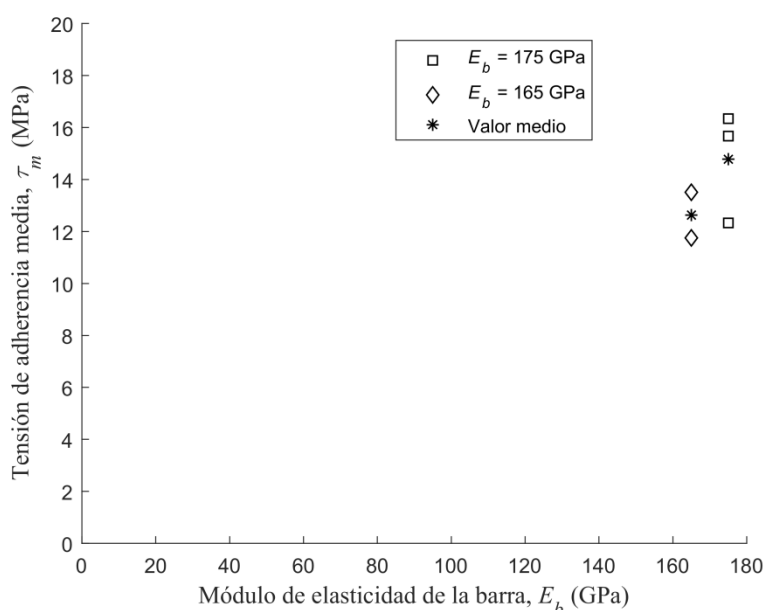
#### 5.4.4. Grupo 5. Efecto del módulo de elasticidad del refuerzo

En este apartado se analiza el efecto del módulo de elasticidad del refuerzo sobre las curvas tensión de adherencia media – deslizamiento. Para ello se comparan los resultados de las

probetas del grupo 5: S-12-C2-20\_x y S-12-C3-20\_x, tomando “x” como el valor de “a”, “b” y “c” para cada una de las réplicas.

Para el cálculo de la tensión de adherencia media se necesita la carga máxima de rotura de cada probeta presentada en la Tabla 5.1 y la superficie de rotura. Ésta dependerá del modo de rotura de cada probeta. Según la Tabla 5.1, las probetas S-12-C2-20\_x, en las que el módulo de elasticidad de la barra de refuerzo es de 175 GPa y tiene un acabado superficial liso, y S-12-C3-20\_x, en las que el módulo de elasticidad es de 165 GPa y tiene una superficie con una ligera rugosidad, tuvieron un modo de rotura interfacial entre refuerzo y adhesivo. Determinados estos modos de rotura, se calcula el valor de la superficie de rotura de cada probeta para después poder determinar el valor de la tensión de adherencia media, y así poder dibujar las curvas tensión de adherencia media-deslizamiento.

En la Figura 5.20 se muestra el valor de la tensión de adherencia media en función del módulo de elasticidad del refuerzo de las probetas del grupo 5. En esta gráfica se representan los resultados individuales de cada réplica juntamente con sus valores medios, marcados mediante el símbolo asterisco (\*). Según la Tabla 5.1, estos valores son 14.78 MPa para las probetas S-12-C2-20 y 12.63 MPa, para las S-12-C3-20.



**Figura 5.20:** Curvas tensión de adherencia media máxima en función del diámetro de barra de refuerzo

Como se observa en la Figura 5.20 el incremento del módulo de elasticidad del refuerzo provoca un ligero aumento del valor máximo de la tensión de adherencia media.

En la Figura 5.21 se representan las curvas de tensión de adherencia media – deslizamiento en función del módulo de elasticidad del refuerzo para las probetas del grupo 5. Debe tenerse en cuenta que, para cada módulo de elasticidad, las curvas representadas corresponden a la curva de la réplica “a” para las probetas S-12-C2-20 ( $E_b = 175$  GPa) y a la curva de la réplica “c” para

las probetas S-12-C3-20 ( $E_b = 165$  GPa), tal y como se ha comentado anteriormente en el apartado 5.3.4, siempre que se haya observado el modo de rotura para poder calcular el valor de tensión de adherencia media.

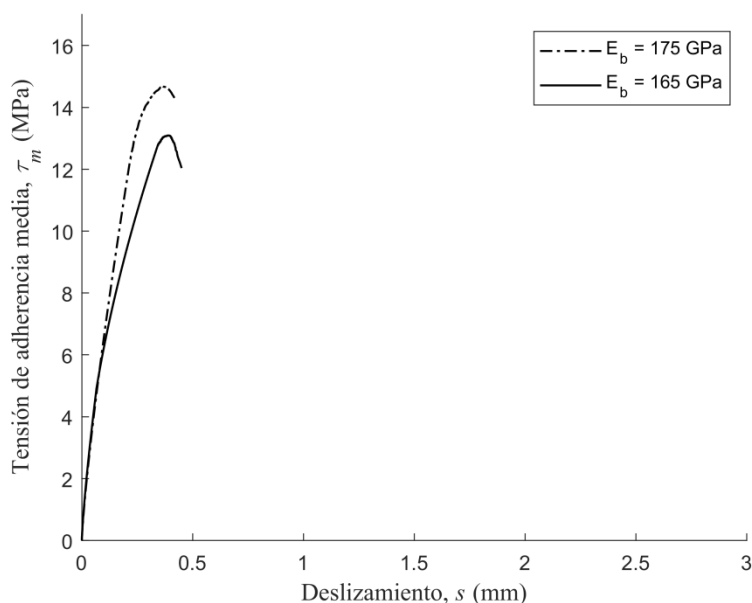


Figura 5.21: Curvas tensión de adherencia media – deslizamiento para el grupo 5

De acuerdo con la Figura 5.21, se observa que ambas curvas tienen una parte ascendente que al inicio coincide, y otra descendente limitada por la restricción de la parada del ensayo cuando la máquina detecta una caída del 90% de la carga. El comportamiento de los dos tipos de probetas coincide al inicio de las curvas lo que hace pensar que el módulo de elasticidad de la barra de refuerzo no tiene una gran influencia sobre la tensión de adherencia media cuando el modo de rotura es interfacial barra – adhesivo. Sin embargo, a partir de los 6 MPa se aprecia un cambio de pendiente que podría haberse dado por una rotura prematura de la unión, provocando un cambio en el comportamiento de la unión.

## 5.5. Aplicación en condiciones de servicio

En este apartado se quiere predecir la carga máxima ( $P_o$ ) en condiciones de servicio para cada una de las probetas siguiendo el método analítico presentado por [25]. La aplicación de este método es para casos en los que la técnica de refuerzo sea NSM, el tipo de refuerzo utilizado sea una barra y los modos de rotura de la unión sean interfacial barra – adhesivo o interfacial hormigón – adhesivo. Por lo que el modelo propone las siguientes Ecuaciones (5.23 y 5.24) para determinar la carga máxima en condiciones de servicio que puede resistir la unión,

asumiendo que se ha llegado a la longitud efectiva y que la ley de tensión de adherencia – deslizamiento es bilineal.

$$P_o = \frac{\pi \cdot d_b^2}{4} \cdot \sqrt{\frac{8 \cdot E_b}{d_b} \cdot \frac{\tau_m \cdot s_m}{1 + \alpha}}$$

Para rotura interfacial  
barra – adhesivo (5.23)

$$P_o = \sqrt{6 \cdot E_b \cdot w \cdot A_{om} \cdot \frac{\tau_m \cdot s_m}{1 + \alpha}}$$

Para rotura interfacial  
hormigón – adhesivo (5.24)

donde  $\frac{\tau_m \cdot s_m}{1 + \alpha}$  es el área bajo la curva tensión media de adherencia – deslizamiento.

$\alpha$  – coeficiente que varía entre 0 y 1.

$A_{om}$  – área transversal homogenizada respecto el adhesivo de dos de los constituyentes de la unión: adhesivo y barra de refuerzo.

Se define la ley indicada en la Figura 5.22, cuya rama ascendente se puede definir con la relación presentada en Bertero-Popov-Eligehausen (1983) [109]:

$$\tau = \tau_o \left( \frac{s}{s_m} \right)^\alpha \quad 0 \leq s \leq s_m \quad (5.25)$$

Para la definición de la rama descendente, en [25] se propone utilizar la misma Ecuación (5.25), pero sustituyendo el coeficiente  $\alpha$  por  $\alpha'$ , que tendrá un rango de valores que varía entre -1 y 0.

Los parámetros  $\tau_o$ ,  $s_m$ ,  $\alpha$  y  $\alpha'$  tienen que ser calibrados de acuerdo con los resultados experimentales. De esta manera, el valor de tensión de adherencia local máxima,  $\tau_o$ , se toma igual a la tensión de adherencia media,  $\tau_m$ , para longitudes de adherencia cortas (de 3 a  $5d_b$ ), y  $s_m$  es el promedio entre el deslizamiento del extremo cargado y el extremo libre en el punto de carga máxima [25]. Finalmente, los parámetros  $\alpha$  y  $\alpha'$  son calibrados igualando el área bajo las curvas de tensión de adherencia - deslizamiento experimental y analítica.

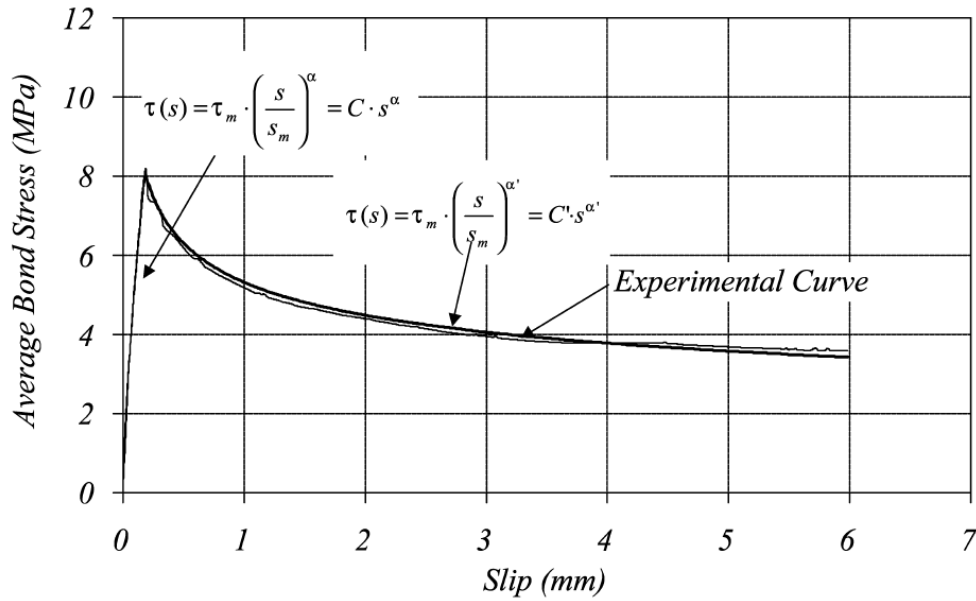


Figura 5.22: Ley binlineal propuesta en [8]

$$A = \int_0^{s_m} \tau(s) ds = \tau_o \cdot \left(\frac{s}{s_m}\right)^\alpha ds = \frac{\tau_o \cdot s_m}{1 + \alpha} \quad 0 \leq s \leq s_m \quad (5.26)$$

Para el cálculo de las cargas se ha utilizado sólo el área bajo de la rama ascendente de las curvas experimentales tensión media de adherencia – deslizamiento de cada probeta, asumiendo que en condiciones de servicio nos encontramos en la zona elástica.

Este método analítico es limitado ya que solo sirve para dos modos de rotura y longitudes de adherencia cortas (de 3 a  $5d_b$ ). De acuerdo con la Tabla 5.1, ninguna de las probetas de la serie 1 experimentó un modo de rotura interfacial hormigón – adhesivo, por lo que sólo se podrá calcular la carga máxima en condiciones de servicio de las probetas cuyo modo de rotura sea interfacial barra – adhesivo y con longitudes de adherencia cortas ( $5d_b$ ). Esto limita las probetas candidatas a: S-15-C1-20\_a, S-15-C1-20\_c, S-12-C2-20\_a, S-12-C2-20\_b y S-12-C2-20\_c. Sin embargo, se descartan las probetas S-12-C2-20\_b, porque no se tienen datos del deslizamiento del extremo cargado debido a un error en la lectura del transductor, y S-12-C2-20\_a y S-12-C2-20\_c, porque la lectura del transductor del extremo descargado no se registró adecuadamente.

Según [25] la longitud efectiva para roturas tipo interfacial barra - adhesivo se calcula con la Ecuación (5.27):

$$L_e = \sqrt{\frac{s_m \cdot E \cdot d_b}{2 \cdot \tau_m} \cdot \frac{(1 + \alpha)}{(1 - \alpha)^2}} \quad \text{Para rotura interfacial barra – adhesivo} \quad (5.27)$$

Las predicciones de cargas máximas en condiciones de servicio,  $P_o$ , calculadas con la Ecuación (5.27) y la longitud efectiva para cada probeta calculada con la Ecuación (5.27), se muestran en la Tabla 5.3.

Referencia		$P_{max\_exp}$ (kN)	$\tau_o = \tau_m$ (MPa)	$s_m$ (mm)	$G_{exp}$ (N/mm)	$\alpha$	$P_o$ [25] (kN)	$L_e$ [25] (mm)
S-15-C1-20	a	25.16	9.26	0.38	2.30	0.51	44.55	475.21
	c	23.26	8.17	0.34	1.86	0.51	40.13	478.55

Tabla 5.3: Comparación entre resultados experimentales y analíticos

Según los resultados de la Tabla 5.3, la carga máxima en condiciones de servicio para las probetas con la configuración x-15-C1-20\_x sería entre 40.13 kN y 44.55 kN. Esta carga corresponde al límite de la zona de comportamiento elástico de la unión. De acuerdo con [113] se puede calcular el deslizamiento que corresponde a este punto con la Ecuación (5.28):

$$s_o = \frac{P_o^2}{E_b \cdot A_b \cdot L_{per} \cdot \tau_o} \quad (5.28)$$

De acuerdo con los valores de  $P_o$  de la Tabla 5.3 y utilizando la expresión (5.28) los valores de  $s_o$  para S-15-C1-20\_a y S-15-C1-20\_c son 0.437 mm y 0.402 mm, respectivamente. Observando las curvas carga – deslizamiento de las probetas x-15-C1-20\_x del grupo 2 de la Figura 5.9b, se observa que la curva de las probetas con una longitud de adherencia más largas (L-15-C1-20) ha dejado de tener linealidad mucho antes de los 40 kN de carga, por lo que se supone que la longitud de adherencia de estas probetas ( $30d_b = 300$  mm) es inferior a la longitud efectiva, tal y como se puede observar en la última columna de la Tabla 5.3 y por lo tanto, no se puede validar el método analítico para determinar el valor de  $s_o$  de [113].

## 5.6. Modo de rotura y energía de la fractura

### 5.6.1. Modo de rotura

En este apartado se presenta el modo de rotura de cada probeta, según la descripción presentada en el apartado 5.1.

En las Figura 5.23-Figura 5.30 se muestran los modos de rotura de las probetas con barra de refuerzo Sika CarboDur BC<sup>®</sup>. Teniendo en cuenta que en los ensayos se consideraron dos valores diferentes de diámetros de esta tipología de barra, primero se muestran y analizan los modos de rotura de las probetas con barra de diámetro 10 mm, para seguir con el análisis de probetas con barra de diámetro 8 mm. Así, en las figuras Figura 5.23-Figura 5.28 se muestran los modos de rotura de las probetas S-15-C1-20, M-15-C1-20 y L-15-C1-20, respectivamente. Las probetas S-15-C1-20 ( $L_b = 5d_b$ ) tuvieron un modo de rotura tipo A (interfacial refuerzo – adhesivo). A medida que se incrementa la longitud de adherencia, se observa como el modo de rotura tiende a cambiar, ya que para longitudes de adherencia iguales a  $15d_b$  (probetas M-15-C1-20), se observan el modo de rotura A y un modo mixto A/C (interfacial refuerzo – adhesivo/interfacial hormigón – adhesivo). Finalmente, para longitudes superiores ( $L_b = 30d_b$ , probetas L-15-C1-20) el modo de rotura predominante es el E (desprendimiento de la capa de hormigón).



a) **A:** Interfacial barra – adhesivo con desprendimiento del adhesivo.

b) **N/D:** No identificable.

c) **A:** Interfacial barra – adhesivo con desprendimiento del adhesivo.

Figura 5.23: Modo de rotura de las probetas S-15-C1-20\_x



**a) A/C:** Modo mixto: interfacial barra – adhesivo con desprendimiento del adhesivo/ interfacial hormigón – adhesivo.

**b) A:** Interfacial barra – adhesivo con desprendimiento del adhesivo.

**c) E\*/A\*/A:** Modo mixto: rotura cohesiva – desprendimiento de la capa del adhesivo/ interfacial barra – adhesivo/ interfacial barra – adhesivo con desprendimiento del adhesivo.

**Figura 5.24:** Modo de rotura de las probetas M-15-C1-20\_x

Esta misma tendencia se observa para las probetas S-12-C2-20, M-12-C2-20 y L-15-C1-20, cuyos modos de rotura se muestran en las Figura 5.26, Figura 5.27 y Figura 5.28, respectivamente. En este caso se pasa de un modo de rotura tipo A, para longitudes de adherencia cortas ( $L_b = 5d_b$ , S-12-C2-20), a un modo de rotura tipo E, para longitudes de adherencia largas ( $L_b = 30d_b$ , L-12-C2-20), pasando por un modo mixto entre A y E para longitudes iguales a 15 veces el diámetro de la barra de refuerzo (probetas M-12-C2-20).





**a) E\*/E:** Modo mixto: rotura cohesiva – desprendimiento de la capa del adhesivo/ rotura cohesiva – desprendimiento de la capa del adhesivo y del hormigón.

**b) E:** Rotura cohesivo – desprendimiento de la capadel adhesivo y del hormigón.

**c) E:** Rotura cohesivo – desprendimiento de la capa del adhesivo y del hormigón.

**Figura 5.25:** Modo de rotura de las probetas L-15-C1-20\_x



a) A/A\*: Modo mixto: interfacial barra – adhesivo con desprendimiento del adhesivo/ interfacial barra – adhesivo.

b) A: Interfacial barra – adhesivo con desprendimiento del adhesivo.

c) A/A\*: Modo mixto: interfacial barra – adhesivo con desprendimiento de adhesivo/ interfacial barra – adhesivo.

Figura 5.26: Modo de rotura de las probetas S-12-C2-20\_x



a) A\*: Interfacial barra – adhesivo.

b) A/E\*/A\*: Modo mixto: interfacial barra – adhesivo con desprendimiento del adhesivo/ rotura cohesiva – desprendimiento de la capa del adhesivo/ interfacial barra – adhesivo.

c) A\*/E\*: Modo mixto: interfacial barra – adhesivo / rotura cohesiva – desprendimiento de la capa del adhesivo.

Figura 5.27: Modo de rotura de las probetas M-12-C2-20\_x



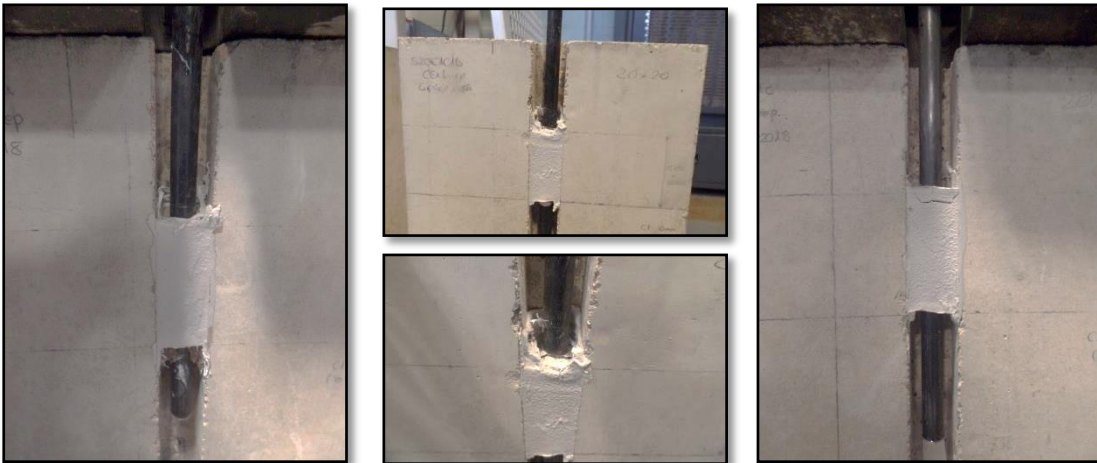
a) E: Rotura cohesivo –  
desprendimiento de la capa del  
adhesivo y del hormigón.

b) E: Rotura cohesivo –  
desprendimiento de la capa del  
adhesivo y del hormigón.

c) E: Rotura cohesivo –  
desprendimiento de la capa  
del adhesivo y del hormigón.

Figura 5.28: Modo de rotura de las probetas L-12-C2-20\_x

Para finalizar con el análisis del modo de rotura de las probetas en las que se utilizó la barra de refuerzo Sika CarboDur BC®, en la Figura 5.29 se muestran los modos de rotura de las probetas S-20-C1-20. En estas probetas, nuevamente, se observa que en longitudes cortas el modo de rotura corresponde a interfacial tipo A (interfacial refuerzo-adhesivo).



a) No identificable.

b) A\*: Interfacial barra – adhesivo.

c) A: Interfacial barra – adhesivo  
con desprendimiento del  
adhesivo.

Figura 5.29: Modo de rotura de las probetas S-20-C1-20\_x

Comparando los modos de rotura de las probetas S-15-C1-20 y S-20-C1-20, se observa que si bien las dimensiones de la ranura tienen un efecto en la carga máxima resistida por la unión (léase apartado 5.2.2), el modo de rotura de esta unión no se ve afectado por las dimensiones de esta ranura, cuando la longitud de adherencia es corta [70]. En esta misma línea, comparando los resultados de las probetas S-15-C1-20 y S-12-C2-20, se observa que, para longitudes de adherencia cortas, el diámetro de la barra de refuerzo tampoco ejerce ninguna influencia sobre el modo de rotura.

En la Figura 5.30 se muestran los modos de rotura de las probetas S-12-C3-20 (probetas con barra de refuerzo MBrace Mbar 165/2500®). En este caso el modo de rotura observado es cohesivo en la capa del adhesivo, es decir, aunque el plano de rotura se produzca muy cerca de la interfaz barra – adhesivo, éste se sitúa a unos milímetros dentro de la capa del adhesivo, seguramente por el tipo de acabado superficial de la barra, que a diferencia de las Sika CarboDur BC®, tienen una ligera rugosidad.

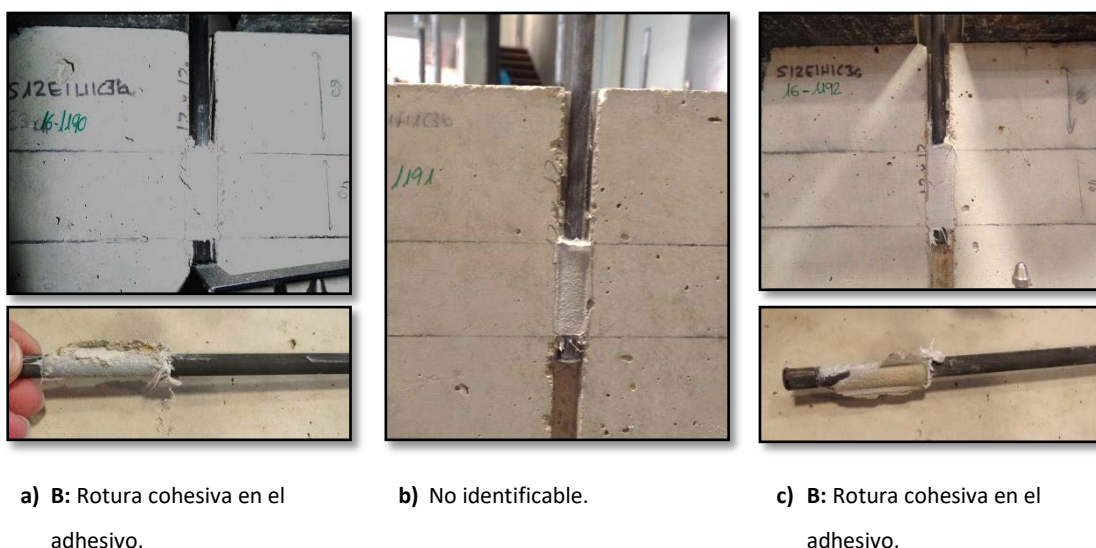


Figura 5.30: Modo de rotura de las probetas S-12-C3-20\_x

Observando los resultados, el modo de rotura que más predominó en estos ensayos ha sido el modo A (interfacial refuerzo – adhesivo). Esto se puede deber al acabado superficial especialmente liso de las barras C1 y C2. La poca rugosidad de la superficie de estas barras hace que la interfaz de la unión entre la barra y el adhesivo sea un punto débil, tal y como se indica en [70].

Por último, se confirma que la longitud de adherencia afecta significativamente el modo de rotura. En el caso de los ensayos presentados, se ha pasado de una rotura interfacial para longitudes de adherencia cortas ( $5d_b$ ) a una rotura predominantemente cohesiva para longitudes de adherencia largas ( $30d_b$ ) [22]. También se observa que el cambio de modo de rotura de interfacial a cohesivo va asociado a un incremento de carga máxima, por lo que se



confirma que la carga máxima cuando se produce una rotura cohesiva es superior que cuando se produce una rotura interfacial [63].

### 5.6.2. Energía de la fractura

La liberación de la energía acumulada en una sección, sometida a un estado de cargas, se produce con la rotura de ésta. En este instante, la energía disponible para la fractura de la sección,  $G$ , ha alcanzado el valor límite que puede aguantar la sección, la tenacidad a la fractura,  $G_c$ .

En este apartado se quiere, por un lado, determinar la tenacidad a la fractura,  $G_c$ , de cada probeta según el método analítico desarrollado y presentado en el **capítulo 3**, partiendo de los modos de rotura observados en la serie 1 de la campaña experimental. Por otro lado, se pretende validar el método desarrollado comparando los resultados con el método analítico presentado en [95], donde los valores de  $G_c$  se obtienen con la Ecuación (5.29). Según [95], el plano de rotura que se define para calcular el perímetro,  $L_{per}$ , se sitúa a un milímetro de la interfaz barra – adhesivo, por lo que los valores resultantes serán válidos sólo para el modo de rotura A\*: interfacial barra – adhesivo, definido en la Figura 5.2.

$$G_c = \frac{P_{max}^2}{E_b \cdot A_b \cdot L_{per} \cdot 2} \quad (5.29)$$

En la Tabla 5.4 se presentan las predicciones de los valores de la tenacidad a la fractura, calculados según el modelo analítico desarrollado en el **capítulo 3** y la Ecuación (5.29). En la cuarta columna de la Tabla 5.4 se muestra la carga máxima experimental de cada probeta, necesaria en la aplicación de los dos métodos anteriormente citados. En la columna 5 se recuerda el modo de rotura de cada probeta. A partir de aquí, en las columnas 6-8 se muestran las predicciones de  $G_c$  de tres maneras diferentes: i) con el método propio desarrollado y presentado en el **capítulo 3** según el modo de rotura observado en cada probeta ( $G_{c1}$ , columna seis); ii) con el método propio pero suponiendo que el plano de rotura se hubiera producido a un milímetro de la interfaz barra – adhesivo para así poder comparar los valores con los calculados con el método de [95] ( $G_{c2}$ , columna siete); y iii) con el método presentado en [95] ( $G_{c3}$ , columna ocho).

De acuerdo con la Tabla 5.4, se observa que los valores de  $G_{c1}$  se pueden determinar siempre que se conozca el modo de rotura que se produjo en las probetas. Como la relación entre la carga y la energía disponible para la fractura no es lineal, un pequeño incremento de la carga máxima provoca un incremento considerable de  $G_c$ . Las probetas con un valor de  $G_c$  más grande son las que tuvieron una rotura cohesiva en la capa de hormigón en planos inclinados.

Referencia	$L_b$ (mm)	$P_{max,exp}$ (kN)	Modo de rotura	$G_{c1}$ (N/mm)	$G_{c2}$ (N/mm)	$G_{c3}$ (N/mm)	
S-15-C1-20	a	50	25.16	A	0.43	0.51	0.61
	b	50	18.04	N/D	N/D	0.26	0.31
	c	50	23.26	A	0.37	0.43	0.52
	x		<b>22.15 ± 3.69</b>		<b>0.40 ± 0.04</b>	<b>0.40 ± 0.13</b>	<b>0.48 ± 0.15</b>
M-15-C1-20	a	150	57.95	A/C	2.30	2.70	3.24
	b	150	48.03	A	1.58	1.85	2.23
	c	150	51.77	E*/A*/A	1.84	2.15	2.59
	x		<b>52.58 ± 5.01</b>		<b>1.91 ± 0.36</b>	<b>2.33 ± 0.43</b>	<b>2.69 ± 0.51</b>
L-15-C1-20	a	300	87.58	E*/E	48.19	6.16	7.40
	b	300	89.85	E	50.72	6.49	7.79
	c	300	76.77	E	37.03	4.73	5.69
	x		<b>84.73 ± 6.99</b>		<b>45.31 ± 7.28</b>	<b>5.79 ± 0.94</b>	<b>6.96 ± 1.12</b>
S-12-C2-20	a	40	16.87	A/A*	0.39	0.45	0.51
	b	40	16.43	A	0.37	0.43	0.49
	c	40	16.83	A/A*	0.39	0.45	0.51
	x		<b>16.71 ± 0.24</b>		<b>0.38 ± 0.01</b>	<b>0.44 ± 0.01</b>	<b>0.50 ± 0.01</b>
M-12-C2-20	a	120	33.70	A*	1.55	1.81	2.05
	b	120	34.16	A/E*/A*	1.59	1.86	2.11
	c	120	33.03	A*/E*	1.49	1.74	1.97
	x		<b>33.63 ± 0.57</b>		<b>1.54 ± 0.05</b>	<b>1.80 ± 0.06</b>	<b>2.04 ± 0.07</b>
L-12-C2-20	a	240	43.38	E	14.37	3.00	3.40
	b	240	52.42	E	20.98	4.38	4.97
	c	240	46.88	E	16.78	3.51	3.98
	x		<b>47.56 ± 4.56</b>		<b>17.38 ± 3.35</b>	<b>3.63 ± 0.70</b>	<b>4.12 ± 0.79</b>
S-12-C3-20	a	40	13.46	B	0.25	0.31	0.35
	b	40	12.74	N/D	N/D	0.26	0.31
	c	40	14.51	B	0.28	0.36	0.40
	x		<b>13.57 ± 0.89</b>		<b>0.25 ± 0.02</b>	<b>0.31 ± 0.05</b>	<b>0.35 ± 0.05</b>
S-20-C1-20	a	50	17.23	N/D	N/D	0.24	0.29
	b	50	13.86	A*	0.15	0.15	0.19
	c	50	20.50	A	0.22	0.34	0.41
	x		<b>17.20 ± 3.32</b>		<b>0.19 ± 0.05</b>	<b>0.24 ± 0.10</b>	<b>0.30 ± 0.11</b>

A\* - Rotura interfacial barra FRP/adhesivo – Tipo I; A – Rotura interfacial barra FRP/adhesivo con desprendimiento del adhesivo – Tipo II; B - Rotura cohesiva en el adhesivo; C – Rotura interfacial adhesivo/hormigón; D – Rotura cohesiva en el hormigón; E\* - Rotura cohesiva – desprendimiento del adhesivo; E – Rotura cohesiva – desprendimiento de la capa del adhesivo y del hormigón. N/D- modo de rotura no identificable.

Tabla 5.4: Valores de  $G_c$  calculados según método propio desarrollado en el capítulo 3 y el método [95]

Finalmente, comparando los valores de las dos últimas columnas  $G_{c2}$  y  $G_{c3}$ , se observa que si se asume que el plano de rotura se produce a un milímetro de la interfaz barra – adhesivo, se

obtienen valores similares con la metodología propuesta en el **capítulo 3** y con el modelo analítico desarrollado por Oehlers et al. [95] y que solo es aplicable a este modo de rotura.

## Resultados de los ensayos pull-out – influencia de la temperatura y humedad (Serie 2)

### 6.1. Introducción

En este capítulo se presentan y analizan los resultados de la serie 2 de la campaña experimental de pull-outs, en los que las probetas se acondicionaron a  $40\pm 2$  °C de temperatura ( $T$ ) y a  $90\pm 5\%$  de humedad relativa (RH) previamente al ensayo, y que fueron ensayadas dentro de un horno a  $40\pm 2$  °C de temperatura. El tratamiento y análisis de los resultados experimentales se ha centrado en la carga máxima de pull-out, la relación tensión de adherencia – deslizamiento, el modo de rotura y la energía de la fractura. La comparación de estos resultados con los de la serie 1 ( $T = 23\pm 2$  °C y  $RH = 50\pm 5\%$ ) permitirá determinar los efectos de la temperatura y humedad elevada sobre el comportamiento de la unión.

La elección de las condiciones fue condicionada por el deseo de someter las probetas a una temperatura cercana a la temperatura de transición vítrea ( $T_g$ ) del adhesivo estructural y, al mismo tiempo, tener las probetas sometidas a un ambiente húmedo. Debe recordarse que el adhesivo utilizado fue S&P Resin 220® [156], con una  $T_g \geq 40$  °C según fabricante. Para la elección de la humedad se tuvo en cuenta la clasificación de humedad relativa de [Fib Bulletin 90](#) [8]. Según ésta, se considera ambiente seco cuando la humedad relativa es inferior al 50%, ambiente húmedo cuando  $RH \approx 80\%$  y ambiente saturado de humedad cuando RH es del 100%, por lo que las probetas de esta campaña están sometidas a un ambiente entre húmedo y saturado.

Los resultados experimentales registrados con el sistema de adquisición se han utilizado para determinar la carga máxima de la unión y representar las curvas tensión de adherencia – deslizamiento relativo tanto del extremo cargado como del extremo libre de la barra de refuerzo respecto del bloque de hormigón. A diferencia de los ensayos de la serie 1, en esta serie 2 se instalaron dos transductores en el extremo cargado de cada probeta. Un segundo cambio respecto a la serie 1 fue la eliminación de la interrupción del ensayo por caídas del 90% de la carga máxima, con lo que las gráficas mostradas en este capítulo presentan tanto la parte ascendente como la descendente de las curvas carga – deslizamiento y tensión de adherencia – deslizamiento.



De cada tipo de probeta se hicieron tres réplicas exactamente iguales (a, b y c) con el objetivo de tener un número adecuado de muestras que permita minimizar los efectos de la variabilidad de los resultados intrínsecos a cualquier campaña experimental.

La observación del modo de rotura de cada probeta al finalizar el ensayo se ha utilizado para complementar los resultados y entender el comportamiento de la unión.

En esta serie 2 de la campaña experimental se ha utilizado la misma clasificación de modos de rotura que en la serie 1 (ver Figura 5.2 del [capítulo 5](#)).

En la Tabla 6.1 se presentan los resultados experimentales obtenidos de los ensayos de adherencia de cada probeta, así como el modo de rotura observado. En esta Tabla 6.1,  $P_{max,exp}$  hace referencia a la máxima carga,  $\tau_m$  es la tensión de adherencia máxima (correspondiente con  $P_{max,exp}$ ) y  $s_{m,le}$  y  $s_{m,ue}$  hacen referencia a los deslizamientos de los extremos cargado y descargado, respectivamente. En la Tabla 6.1 también se incluyen los valores medios de las tres réplicas de cada tipo de probeta, tanto en términos de tensión de adherencia como en términos de deslizamientos. Cabe remarcar que para el cálculo de  $\tau_m$  se requiere una carga máxima (registrada durante el ensayo) y un área sobre la que promediar esta carga. Al igual que se hizo en la anterior serie de ensayos, se ha utilizado la información del modo de rotura para determinar cuál es el área perimetral en la que realmente ha tenido lugar la rotura, permitiendo esto ajustar el cálculo de  $\tau_m$  al área real de rotura.

Referencia	$L_b$ (mm)	$P_{max,exp}$ (kN)	$\tau_m$ (MPa)	$s_{m,le}$ (mm)	$s_{m,ue}$ (mm)	Modo de rotura	
S-15-C1-40	a	50	10.07	6.41	0.21	0.05	A*
	b	50	17.99	10.08	0.55	0.46	A
	c	50	11.97	7.62	0.17	0.11	A*
	x		<b>13.34 ± 4.13</b>	<b>8.04 ± 1.87</b>	<b>0.31 ± 0.21</b>	<b>0.21 ± 0.22</b>	
M-15-C1-40	a	150	41.84	6.15	0.45	0.31	A
	b	150	44.42	6.58	0.54	0.43	A
	c	150	44.06	6.53	0.70	0.18	A
	x		<b>43.44 ± 1.40</b>	<b>6.42 ± 0.24</b>	<b>0.56 ± 0.13</b>	<b>0.31 ± 0.13</b>	
L-15-C1-40	a	300	57.78	4.82	0.56	-	A/C
	b	300	56.54	4.87	1.51	-	A/C
	c	300	66.9	6.25	1.36	-	A
	x		<b>60.41 ± 5.66</b>	<b>5.31 ± 0.81</b>	<b>1.14 ± 0.51</b>	<b>0.00 ± 0.00</b>	
S-12-C2-40	a	40	11.76	10.29	0.45	0.36	A
	b	40	10.57	7.34	0.49	0.47	C

	c	40	11.64	8.08	0.20	-	C
	x		<b>11.32 ± 0.75</b>	<b>8.57 ± 1.54</b>	<b>0.38 ± 0.15</b>	<b>0.42 ± 0.08</b>	
<b>M-12-C2-40</b>	a	120	26.72	7.79	-	0.05	A
	b	120	31.38	8.29	0.30	0.24	A/C
	c	120	27.64	8.06	0.80	0.19	A
	x		<b>28.58 ± 2.47</b>	<b>8.05 ± 0.25</b>	<b>0.55 ± 0.35</b>	<b>0.16 ± 0.10</b>	
<b>L-12-C2-40</b>	a	240	34.77	4.02	0.66	0.15	C
	b	240	37.07	4.29	1.32	0.17	C
	c	240	38.58	N/D	-	0.21	N/D
	x		<b>36.81 ± 1.92</b>	<b>4.16 ± 0.19</b>	<b>0.99 ± 0.47</b>	<b>0.18 ± 0.03</b>	
<b>S-12-C3-40</b>	a	40	13.36	11.69	0.30	-	A
	b	40	11.75	10.28	-	0.32	A
	c	40	11.74	10.27	0.37	-	A
	x		<b>12.28 ± 0.93</b>	<b>10.75 ± 0.82</b>	<b>0.34 ± 0.05</b>	<b>0.32 ± 0.00</b>	
<b>S-20-C1-40</b>	a	50	10.87	6.92	0.18	0.34	A*
	b	50	10.36	6.60	0.25	0.31	A*
	c	50	12.28	4.09	0.19	0.37	C
	x		<b>11.17 ± 0.99</b>	<b>5.87 ± 1.55</b>	<b>0.21 ± 0.04</b>	<b>0.34 ± 0.03</b>	

A\* - Rotura interfacial barra – epoxi; A – Rotura interfacial barra – epoxi con desprendimiento de adhesivo (splitting); B - Rotura cohesiva en la capa de adhesivo epoxi; C – Rotura interfacial hormigón – epoxi; D – Rotura cohesiva en la capa de hormigón; E\* - Rotura cohesiva en la capa de adhesivo epoxi más desprendimiento de adhesivo (splitting); E – Rotura cohesiva en la capa de hormigón en planos inclinados. N/D- no se pudo definir cuál fue el modo de rotura. (-) error en la lectura de transductor.

**Tabla 6.1:** Resultados experimentales de las probetas de la serie 2 de la campaña experimental

Durante la ejecución de los ensayos experimentales se produjeron algunas incidencias que provocaron que algunos de los resultados de los ensayos presentados en la Tabla 6.1 no estén disponibles. No fue posible determinar el plano de rotura de la probeta L-12-C2-40\_c ya que éste no se extendió hasta la cara exterior de la probeta. Esto implica que no se ha podido determinar su modo de rotura y, por lo tanto, no se puede calcular el valor de tensión de adherencia máxima  $\tau_m$ . Durante los ensayos de las probetas M-12-C2-40\_a, L-12-C2-40\_c y S-12-C3-40\_b hubo un error de lectura de los transductores LVDT del extremo cargado, dando esto lugar a valores de deslizamiento erróneos. Así mismo, se produjeron errores de lectura del transductor LVDT del extremo libre de las probetas L-15-C1-40\_b, S-12-C2-40\_c, S-12-C3-40\_a y S-12-C3-40\_c, con lo que no se dispone de registros válidos.

En los siguientes apartados se presentan y analizan los resultados experimentales, centrándose en el análisis del efecto que la temperatura y humedad elevadas tienen sobre la carga máxima, relación tensión de adherencia – deslizamiento, modo de rotura y energía de la fractura.

Siguiendo la metodología presentada en el **capítulo 5**, las probetas presentadas en la Tabla 4.4 han sido agrupadas en cinco grupos, con la finalidad de facilitar el análisis del efecto de los diferentes parámetros en el comportamiento de la unión.

- **Grupo 1:** se analiza el efecto de la longitud de adherencia sobre la unión, considerando únicamente las probetas con barra C2 de diámetro 8 mm (Probetas: S-12-C2-40\_x, M-12-C2-40\_x y L-12-C2-40\_x).
- **Grupo 2:** se analiza el efecto de la longitud de adherencia sobre la unión, considerando únicamente las probetas con barra C1 de diámetro 10 mm (Probetas: S-15-C1-40\_x, M-15-C1-40\_x y L-15-C1-40\_x).
- **Grupo 3:** se analiza el efecto de las dimensiones de la ranura sobre la unión (Probetas: S-15-C1-40\_x y S-20-C1-40\_x).
- **Grupo 4:** se analiza el efecto del diámetro de la barra de refuerzo sobre la unión (Probetas: S-15-C1-40\_x y S-12-C2-40\_x).
- **Grupo 5:** se analiza el efecto del módulo de elasticidad de la barra de refuerzo sobre la unión (Probetas: S-12-C2-40\_x y S-12-C3-40\_x).

Se debe tener en cuenta que en los siguientes apartados se presentan y analizan los resultados de esta serie 2 de ensayos y, a continuación, se comparan con los resultados de la serie 1, a fin de analizar el efecto de la temperatura y la humedad.

## 6.2. Carga máxima

### 6.2.1. Grupo 1 y 2. Efecto de la longitud de adherencia

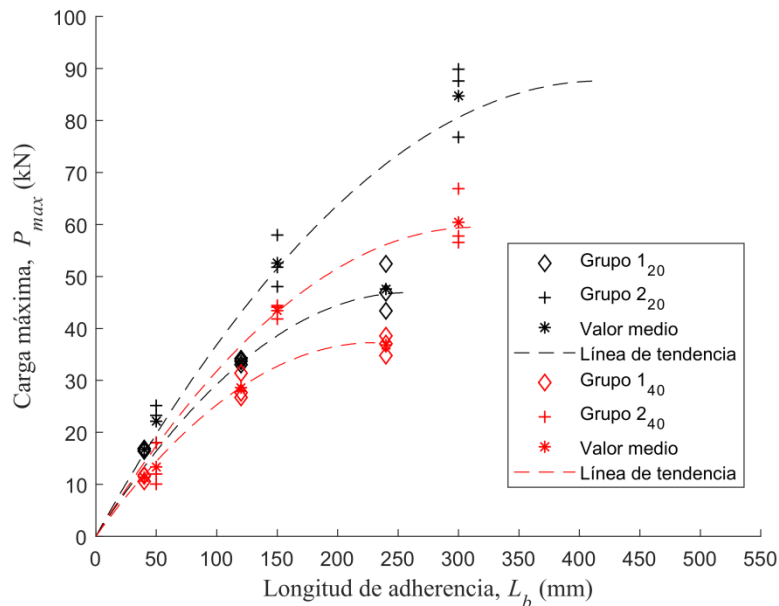
En este apartado se analizan los resultados tanto del grupo 1 como del grupo 2, ya que ambos grupos muestran la misma tendencia en el efecto de la longitud de adherencia sobre la carga máxima de la unión bajo las condiciones ambientales de esta serie 2:  $40 \pm 2$  °C y  $90 \pm 5\%$  HR.

Las probetas que se analizan en este apartado son las S-12-C2-40\_x, M-12-C2-40\_x y L-12-C2-40\_x, S-15-C1-40\_x, M-15-C1-40\_x y L-15-C1-40\_x, tomando “x” el valor de “a”, “b” y “c” para cada una de las réplicas. Tal y como se ha comentado, la Tabla 6.1 muestra tanto los resultados individuales de carga máxima como la media y la desviación estándar. Los valores medios de carga máxima obtenida en los ensayos de cada tipo son 11.32 kN, 28.58 kN, 36.81 kN, 13.34 kN, 43.44 kN y 60.41 kN, respectivamente. Observando los datos de la columna  $P_{max,exp}$  de la

Tabla 6.1, el tipo de probeta que obtuvo más dispersión de datos fue la L-15-C1-40 seguido de la S-15-C1-40. Este dato se tendrá en cuenta a la hora de analizar los resultados.

Para poder analizar cuál es el efecto que la temperatura y humedad, estos resultados deben ser comparados con los de sus respectivas parejas de la serie 1, es decir, con las probetas S-12-C2-20\_x, M-12-C2-20\_x, L-12-C2-20\_x, S-15-C1-20\_x, M-15-C1-20\_x y L-15-C1-20\_x, tomando “x” el valor de “a”, “b” y “c” para cada una de las réplicas. Tal y como recoge la Tabla 5.1, los valores medios de carga máxima obtenida en los ensayos de la serie 1 son 16.71 kN, 33.63 kN, 47.56 kN, 22.15 kN, 52.58 kN y 84.73 kN, respectivamente.

En la Figura 6.1 se compara la evolución de la carga máxima en función de la longitud de adherencia, para las probetas de los grupos 1 y 2 de la serie 1 (en negro) y de la serie 2 (en rojo) de la campaña experimental. En esta gráfica se representan los resultados individuales de cada réplica junto con sus valores medios, marcados mediante el símbolo asterisco (\*).



**Figura 6.1:** Comparación de la evolución de la carga máxima en función de la longitud de adherencia entre las dos series

De los resultados de la serie 2 de ensayos (representados en rojo en la Figura 6.1) se observa como un incremento en la longitud de adherencia deriva en un incremento en la carga máxima resistida por la unión [131], confirmando así la tendencia ya mostrada por los resultados de la serie 1 (negro). Adicionalmente, los valores medios son utilizados para determinar una línea de tendencia de los datos. Esta línea muestra que la progresión no es lineal, para ambas series. En general, los incrementos de longitud de adherencia para las probetas de la serie 2 van acompañados de menores incrementos en la carga máxima, en comparación con las probetas de la serie 1. En ambas series se confirma que la longitud de adherencia igual a  $15d_b$  (longitud M) es inferior a la longitud de adherencia efectiva, ya que en caso de haber sido igual o superior a la longitud efectiva, no se hubiese observado ningún incremento en la carga

máxima resistida por la unión para los ensayos con longitud de adherencia igual a  $30d_b$  (longitud L). Además, con el incremento de temperatura la longitud de adherencia efectiva aumenta [99,132,168]. Esto implica que, si ya en la serie 1 no se había alcanzado la longitud de adherencia efectiva, se pueda deducir que tampoco se habrá alcanzado para la serie 2 de ensayos. Sin embargo, la falta de ensayos para longitudes superiores a  $30d_b$  no permite afirmar cuál es el valor de la longitud de adherencia efectiva para los especímenes ensayados. De acuerdo con los valores de carga máxima medios de cada tipo de probeta (S, M y L), representados en la Figura 6.1 con el símbolo (\*) (en negro, para probetas bajo condiciones ambientales y en rojo, para probetas bajo temperatura y humedad relativa elevada), se observa que el incremento de la temperatura y de la humedad provoca una mayor reducción de carga máxima cuando la longitud de adherencia es más larga L ( $30d_b$ ) que en longitudes de adherencia más cortas M ( $15d_b$ ) y S ( $5d_b$ ). Esto se debe a un cambio en el plano de rotura. El plano de rotura en las probetas S y M es el mismo en ambas series. En cambio, en las probetas L, el modo de rotura cambia de una rotura cohesiva en el hormigón, para probetas de la serie 1 (condiciones ambientales), a una rotura interfacial para probetas de la serie 2 (ver Tablas 5.1 y 6.1).

### 6.2.2. Grupo 3. Efecto de las dimensiones de la ranura

En este apartado se estudia el efecto de las dimensiones de la ranura en la carga máxima que resiste la unión bajo las condiciones ambientales de la serie 2:  $40\pm 2$  °C y  $90\pm 5\%$  HR. Para ello se analizan las probetas S-15-C1-40\_x y S-20-C1-40\_, tomando “x” el valor de “a”, “b” y “c” para cada una de las réplicas. Debe recordarse que en el primero de los casos (probetas S-15-C1-40\_x) el lado de la ranura cuadrada corresponde a  $1.5d_b$ , de acuerdo con [68], y en el segundo de los casos (probetas S-20-C1-40\_x) el lado de la ranura cuadrada corresponde a  $2d_b$ . Tal y como se puede observar en la Tabla 6.1, los valores medios de carga máxima obtenida en los ensayos de cada tipo son 13.34 kN y 11.17 kN, para las probetas S-15-C1-40\_x y S-20-C1-40\_x, respectivamente. Es decir, un incremento de la proporción entre dimensión de la ranura cuadrada y diámetro de la barra de refuerzo provoca una ligera disminución de la carga máxima, confirmándose así la tendencia mostrada en la serie 1 de ensayos.

Con el fin de analizar cuál es el efecto que la temperatura y humedad tienen sobre el comportamiento de la unión, en la Figura 6.2 se muestra el valor de la carga máxima en función de la dimensión de la ranura de las probetas del grupo 3 de la serie 1 (en negro) y de la serie 2 (en rojo). Recordemos que las probetas de la serie 1 con las que hay que comparar estos resultados son las S-15-C1-20\_x y S-20-C1-20\_x, tomando “x” el valor de “a”, “b” y “c” para cada una de las réplicas, que tuvieron valores medios de carga máxima iguales a 22.15 kN y 17.20 kN, respectivamente (ver Tabla 5.1). En esta gráfica se representan los resultados individuales de cada réplica junto con sus valores medios, marcados mediante el símbolo asterisco (\*), en negro para los valores medios de la serie 1 y en rojo para los valores de la 2).

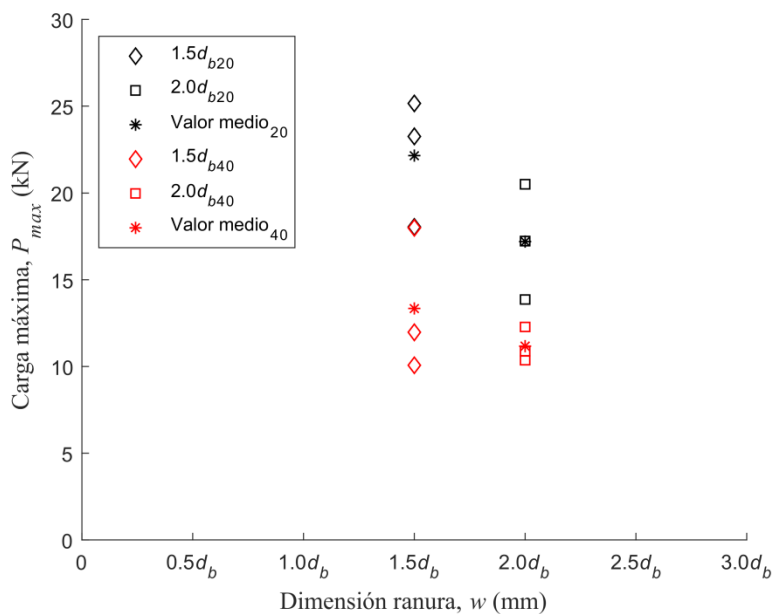


Figura 6.2: Comparación de la carga máxima en función de la dimensión de la ranura entre la serie 1 y 2

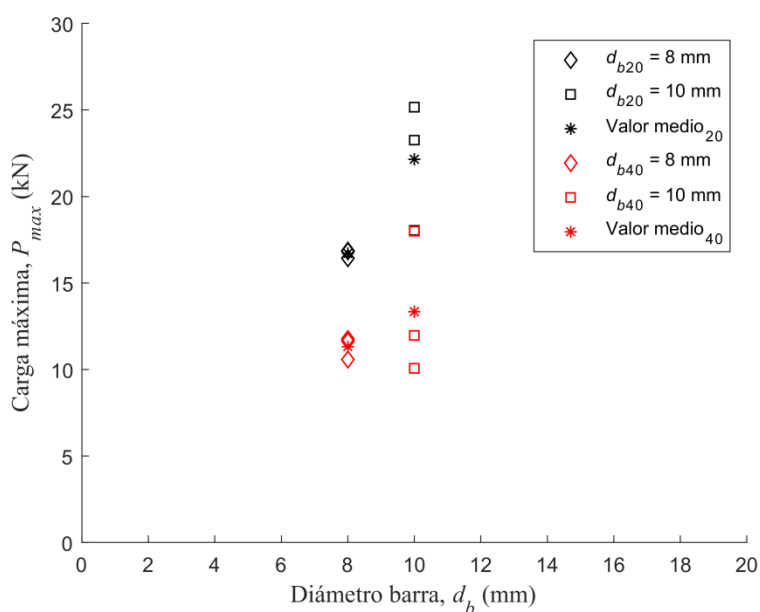
De la Figura 6.2 se observa que en ambas series se confirma que el incremento de la proporción entre dimensión de la ranura cuadrada y diámetro de la barra de refuerzo provoca una ligera disminución de la carga máxima. De la Figura 6.2 también se observa que la aplicación de temperatura y humedad tiene efectos negativos en la carga máxima resistida por la unión. Para probetas con proporción dimensión de ranura - diámetro de barra de  $1.5d_b$ , la reducción es del 39.7%, mientras que para probetas con relación dimensión de ranura - diámetro de barra de  $2d_b$ , esta reducción es del 35%.

### 6.2.3. Grupo 4. Efecto del diámetro del refuerzo

En este apartado se estudia el efecto del diámetro del refuerzo en la carga máxima que resiste la unión bajo las condiciones ambientales de la serie 2:  $40 \pm 2$  °C y  $90 \pm 5\%$  HR. A tal fin, se analizan las probetas S-12-C2-40\_x y S-15-C1-40\_x, tomando “x” el valor de “a”, “b” y “c” para cada una de las réplicas. Para el primero de los tríos de probetas (S-12-C2-40\_x) la barra de refuerzo tenía un diámetro de 8 mm, mientras que en el segundo de los casos (S-15-C1-40\_x), el diámetro de la barra de refuerzo era de 10 mm. Ambas barras de refuerzo tenían el mismo módulo de elasticidad, 175 GPa. Tal y como se puede observar en la Tabla 6.1, los valores medios de carga máxima obtenida en los ensayos de cada tipo son 11.32 kN y 13.34 kN, para las probetas S-12-C2-40\_x y S-15-C1-40\_x, respectivamente. Es decir, un incremento del diámetro de la barra de refuerzo provoca un incremento en la carga máxima resistida por la unión, confirmándose así la tendencia mostrada en la serie 1 de ensayos.

Siguiendo el procedimiento de apartados anteriores para el análisis del efecto de la temperatura y humedad, en la Figura 6.3 se muestra el valor de la carga máxima en función del

diámetro de la barra de refuerzo de FRP de las probetas del grupo 4 de la serie 1 (en negro) y de la serie 2 (en rojo). Recordemos que las probetas de la serie 1 con las que hay que comparar estos resultados son las S-12-C2-20\_x y S-15-C1-20\_x, tomando “x” el valor de “a”, “b” y “c” para cada una de las réplicas, que tuvieron valores medios de carga máxima iguales a 16.71 kN y 22.15 kN, respectivamente (ver Tabla 5.1). En esta gráfica se representan los resultados individuales de cada réplica junto con sus valores medios, marcados mediante el símbolo asterisco (\*).



**Figura 6.3:** Comparación de la carga máxima en función del diámetro de la barra de refuerzo entre la serie 1 y 2

En la Figura 6.3 se observa una tendencia general en que un incremento del diámetro de la barra de refuerzo provoca un incremento de la carga máxima. De los valores presentados en las Tablas 5.1 y 6.1 se observa que este incremento es de un 32.6% para las probetas de la serie 1, y de un 17.8% para las probetas de la serie 2. Es decir, los beneficios del incremento del diámetro se ven reducidos cuando la probeta se encuentra sometida a temperatura próxima a la  $T_g$  del adhesivo y humedades elevadas. Estudios previos sobre el efecto de la temperatura en la unión FRP-hormigón concluyen que la capacidad de la unión depende más de las propiedades del adhesivo que de la barra de refuerzo utilizada [68]. Esto confirmaría los resultados experimentales de la serie 2, ya que la elevada temperatura a la que se ha sometido la unión (próxima a la  $T_g$  del adhesivo) ha podido provocar una variación (a la baja) en las propiedades del adhesivo, haciendo esto que el supuesto beneficio del incremento de diámetro quedase en segundo plano, dando más importancia al adhesivo.

## 6.2.4. Grupo 5. Efecto del módulo de elasticidad del refuerzo

En este apartado se estudia el efecto del módulo de elasticidad del refuerzo en el comportamiento de la unión, bajo las condiciones ambientales de la serie 2:  $40 \pm 2$  °C y  $90 \pm 5\%$  HR. En este caso se comparan las probetas S-12-C2-40\_x y S-12-C3-40\_x de la serie 2, que estaban reforzadas con barras de diferentes fabricantes y con módulos de elasticidad de 175 GPa y 165 GPa, respectivamente., Tal y como se puede observar en la Tabla 6.1, los valores medios de carga máxima obtenida en los ensayos de cada tipo son 11.32 kN y 12.28 kN, para las probetas S-12-C2-40\_x y S-12-C3-40\_x, respectivamente.

Con el fin de analizar cuál es el efecto que la temperatura y humedad tienen sobre el comportamiento de la unión, en la Figura 6.4 se muestra el valor de la carga máxima en función del módulo de elasticidad de la barra de las probetas del grupo 5 de la serie 1 (en negro) y de la serie 2 (en rojo). Recordemos que las probetas de la serie 1 con las que hay que comparar estos resultados son las S-12-C2-20\_x y S-12-C3-20\_x, tomando “x” el valor de “a”, “b” y “c” para cada una de las réplicas, que tuvieron valores medios de carga máxima iguales a 16.71 kN y 13.57 kN, respectivamente (ver Tabla 5.1).

En esta gráfica de la Figura 6.4 se representan los resultados individuales de cada réplica y los valores medios, marcados mediante el símbolo asterisco (\*).

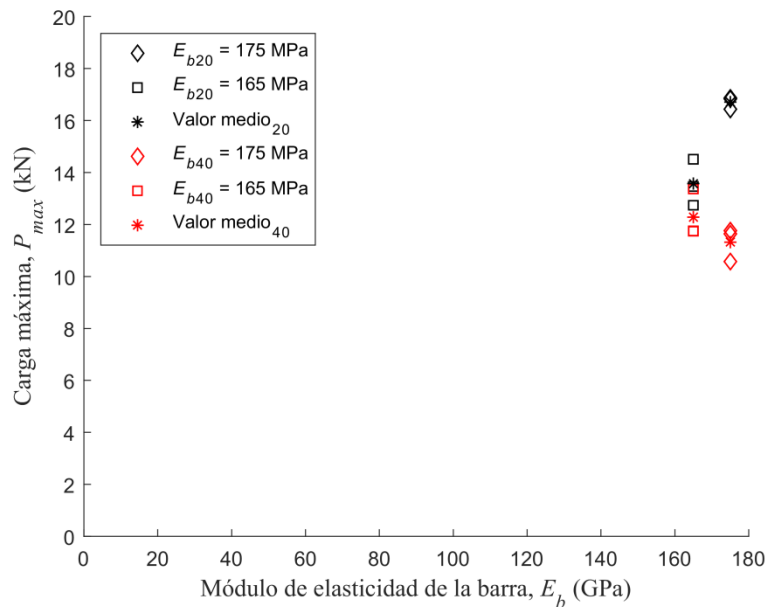


Figura 6.4: Comparación de la carga máxima en función del módulo de elasticidad de la barra de refuerzo entre la serie 1 y 2

Los resultados experimentales presentados en la Figura 6.4 muestran que la carga máxima aumenta un 23.1% con el incremento del módulo de elasticidad de la barra de refuerzo para las probetas de la serie 1, mientras que disminuye un 7.8% para las probetas de la serie 2. Para



entender mejor la divergencia en las tendencias mostradas por los resultados de las dos series se consulta el modo de rotura de las probetas. En el caso de la serie 1, el incremento de la carga máxima (producido por el incremento del módulo de elasticidad) se ve acompañado por un cambio en el modo de rotura, pasando de una rotura cohesiva del adhesivo (probetas S-12-C3-20) a una rotura interfacial barra – adhesivo (probetas S-12-C2-20). Analizando esto mismo para las probetas de la serie 2, se observa que el decremento de la carga del 7.8%, señalado anteriormente, no se acompaña de ningún cambio en el modo de rotura de la unión, manteniéndose éste siempre como una rotura interfacial (probetas S-12-C2-40 y S-12-C3-40). De esto se concluye que, el cambio de un modo de rotura cohesivo en el adhesivo a interfacial barra – adhesivo es beneficioso para la unión.

Los resultados experimentales de la serie 2 muestran como la aplicación de una temperatura próxima a la  $T_g$  del adhesivo afecta de manera negativa a la capacidad de carga de la unión. Debe tenerse en cuenta que la temperatura de transición vítrea del adhesivo S&P Resin 220 [156] declarada por fabricante es  $T_g \geq 40$  °C. Sin embargo, los resultados experimentales de la caracterización de este adhesivo (presentados en el **capítulo 4**) muestran que la temperatura de transición vítrea se encuentra en el rango [51.8 – 52.5 °C] según el método DSC y [56.2 – 64.3 °C] según el método DMA. De esto se deduce que, aunque la temperatura aplicada no supere la  $T_g$  del adhesivo, valores de temperatura cercanos a  $T_g$  también provocan cambios en las propiedades del adhesivo que, a su vez, influirán en el comportamiento de la unión [99,122,140,144,168].

### 6.3. Rigidez de la unión

En este apartado se analiza la rigidez de la unión NSM FRP – hormigón (en términos de la pendiente de la respuesta carga – deslizamiento) y cuál es el efecto que sobre ella tienen los diferentes parámetros estudiados en esta campaña experimental bajo condiciones de temperatura y humedad relativa elevadas,  $T = 40 \pm 2$  °C y  $RH = 90 \pm 5\%$ . Para la realización de este análisis, se vuelven a utilizar los grupos de probetas presentados al final del **apartado 6.1**.

#### 6.3.1. Grupo 1 y 2. Efecto de la longitud de adherencia

El estudio del efecto que la longitud de adherencia tiene sobre la rigidez de la unión se realiza mediante el análisis de los resultados experimentales de las probetas de los grupos 1 y 2, es decir las probetas S-12-C2-40\_x, M-12-C2-40\_x, L-12-C2-40\_x, S-15-C1-40\_x, M-15-C1-40\_x y L-15-C1-40\_x, tomando “x” el valor de “a”, “b” y “c” para cada una de las réplicas. A fin de analizar el efecto que la temperatura y humedad tienen sobre la unión FRP-hormigón, estos resultados son comparados con los de las correspondientes probetas de la serie 1, es decir, son comparados con las probetas S-12-C2-20\_x, M-12-C2-20\_x, L-12-C2-20\_x, S-15-C1-20\_x,

M-15-C1-20\_x y L-15-C1-20\_x, tomando “x” el valor de “a”, “b” y “c” para cada una de las réplicas.

La Figura 6.5 muestra las curvas carga – deslizamiento para las diferentes longitudes de adherencia de las probetas de los grupos 1 (Figura 6.5a) y 2 (Figura 6.5b) de la serie 1 (en negro) y de la serie 2 (en rojo). Debe tenerse en cuenta que, para cada longitud de adherencia, las curvas representadas corresponden a las curvas medias de dos réplicas, excepto en S-12-C2-20\_x y M-12-C2-20\_x (en la serie 1), tal y como se ha comentado anteriormente en el apartado 5.3.1, y a las curvas medias de dos réplicas para S-12-C2-40\_x (“a” y “b”), M-12-C2-40\_x (“b” y “c”) y L-12-C2-40\_x (“a” y “b”) y de tres réplicas para S-15-C1-40\_x y M-15-C1-40\_x, excepto en L-15-C1-40\_x, donde sólo se tiene en cuenta la réplica “c” (en la serie 2), ya que para algunas de las réplicas de estas probetas se produjo un error en la lectura de los transductores del extremo cargado durante todo el ensayo, tal y como se indica en la Tabla 6.1 o un error en la lectura de los transductores del extremo cargado al inicio del ensayo (ver Anejo A). Es por esto que la identificación para cada curva corresponde con las secuencias x-12-C2-20\_m y x-15-C1-20\_m, para las curvas de los grupos 1 y 2 respectivamente en la serie 1 y x-12-C2-40\_m y x-15-C1-40\_m, para las curvas de los grupos 1 y 2 respectivamente de la serie 2, siendo x la letra que representa la longitud de adherencia (S, L o M).

De acuerdo con la Figura 6.5, la aplicación de temperatura y humedad relativa provocó una reducción de la pendiente de las curvas de carga – deslizamiento de las probetas M (15d<sub>b</sub>) y L (30d<sub>b</sub>) de ambos grupos. Para las probetas S (5d<sub>b</sub>) de ambos grupos no se produjo una reducción perceptible.

Para analizar mejor estos resultados, se tienen en cuenta el modo de rotura de los ensayos presentados en la Tabla 6.1. Mientras que el modo de rotura de las probetas del grupo 1 de la serie 1 era interfacial barra – adhesivo para las S-12-C2-20, interfacial barra – adhesivo y cohesivo en el hormigón para las M-12-C2-20 y cohesivo en la capa del hormigón para las L-12-C2-20, para las probetas de la serie 2, el modo de rotura fue interfacial barra – adhesivo y/o interfacial hormigón – adhesivo para cualquiera de las tres longitudes de adherencia (probetas S-12-C2-40, M-12-C2-40 y L-12-C2-40). De estos resultados se concluye que, aunque todas las probetas del grupo 1 de la serie 2 tengan roturas interfaciales, debido al incremento de temperatura y humedad relativa, las probetas con longitud corta (S) tuvieron un daño prematuro que afectó a la rigidez del sistema desde el inicio. En cambio, la rigidez del sistema para las probetas con longitudes más largas (M y L) no se vió tan afectada, dando esto lugar a una mayor rigidez (en comparación con las probetas S de la misma serie 2) (ver Figura 6.5a). Es decir, el efecto negativo de la aplicación de temperatura y humedad de la serie 2 fue más visible para longitudes de adherencia cortas. Si se compara la rigidez de las probetas M y L de la serie 2 con sus respectivas parejas de la serie 1 se comprueba que ésta es menor en el caso de la serie 2, confirmando así el efecto negativo que la aplicación de temperatura y humedad tiene sobre el comportamiento de la unión (ver Figura 6.5a). Si se analizan los resultados del grupo 2 de la serie 2 se observa que, la rigidez inicial es similar para las tres longitudes de

adherencia (S, M y L), aunque los modos de rotura sean diferentes (interfacial barra – adhesivo para las probetas S y M y interfacial barra – adhesivo y hormigón – adhesivo para las probetas L). Ahora bien, las probetas de longitud corta (S) perdieron la rigidez del sistema más temprano que las de longitudes más largas (M y L).

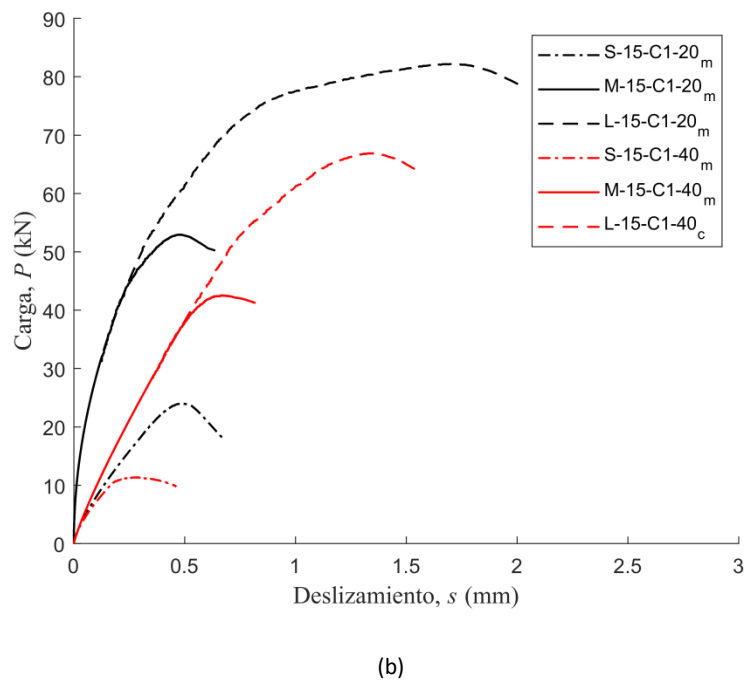
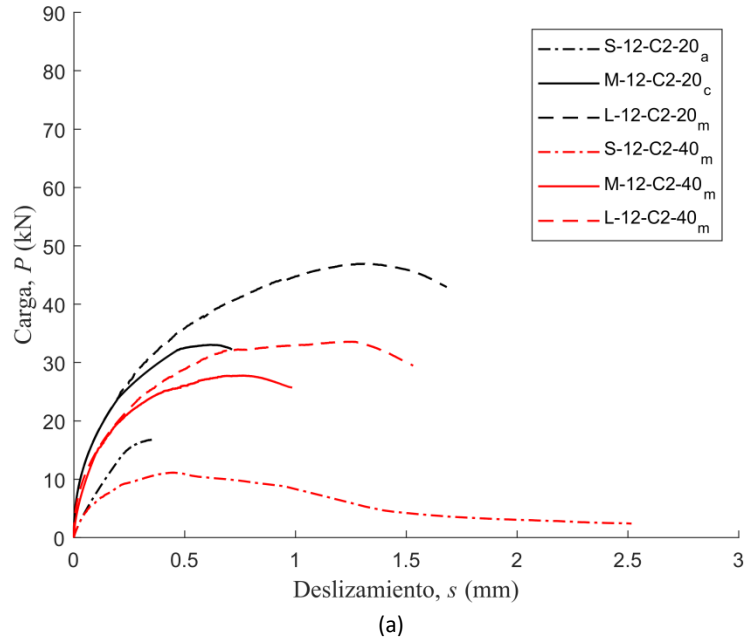


Figura 6.5: Comparación de las curvas carga – deslizamiento de los grupos 1 (a) y 2 (b) de las series 1 y 2

### 6.3.2. Grupo 3. Efecto de las dimensiones de la ranura

En este apartado se estudia el efecto de las dimensiones de la ranura en la rigidez. Para ello se analizan las probetas S-15-C1-40\_x y S-20-C1-40\_x, en las que el lado de la ranura cuadrada corresponde a  $1.5d_b$  y  $2d_b$ , respectivamente. Estos resultados son comparados con los de las probetas S-15-C1-20\_x y S-20-C1-20\_x de la serie 1, a fin de analizar si la aplicación de temperatura y humedad afecta al comportamiento de la unión.

La Figura 6.6 muestra las curvas carga – deslizamiento para las diferentes dimensiones de la ranura de las probetas de las series 1 (en negro) y 2 (en rojo). Debe tenerse en cuenta que las curvas representadas corresponden a las curvas medias de sólo dos réplicas para las probetas S-15-C1-20\_x y las S-20-C1-20\_x de la serie 1, donde la media es de las réplicas “a” y “c” y “b” y “c”, respectivamente, debido a un error en la lectura del transductor del extremo cargado en las probetas S-15-C1-20\_b y S-20-C1-20\_a, y a las curvas medias de las tres réplicas de la serie 2, excepto la S-20-C1-40\_x, donde la media es de sólo la réplica “b” debido a un error en la lectura del transductor en las otras probetas (ver **Anejo A**). La identificación para cada curva corresponde con las secuencias  $1.5d_{b,20}$ , para las S-15-C1-20\_x,  $2d_{b,20}$ , para las S-20-C1-20\_x,  $1.5d_{b,40}$ , para las S-15-C1-40\_x y  $2d_{b,40}$ , para las S-20-C1-40\_x.

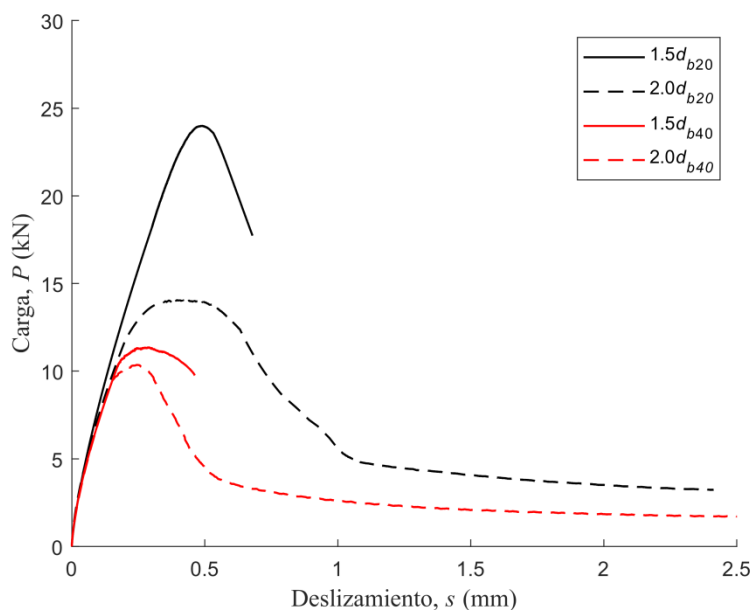


Figura 6.6: Comparación de las curvas carga – deslizamiento del grupo 3 de la serie 1 y 2

De acuerdo con las curvas de carga – deslizamiento de la Figura 6.6, se observa que la pendiente inicial coincide en todas las probetas representadas por lo que se concluye que, ni el cambio en la proporción entre ancho de ranura – diámetro de la barra ni la aplicación de temperatura y humedad, afectan en la rigidez de la unión. De la Figura 6.6 también se observa que las probetas con mayores espesores de adhesivo muestran una etapa post – pico de fricción. La curva descendiente muestra un descenso progresivo en la carga a medida que se

incrementa el deslizamiento. Esto se puede atribuir a la fricción entre los dos componentes de la superficie de rotura. En cambio, para espesores menores de adhesivo se registra un descenso abrupto de carga que condujo a la rotura de la unión. Debe tenerse en cuenta que estas conclusiones son válidas para longitudes S ( $5d_b$ ). Recordemos que en el apartado anterior se ha demostrado que la rigidez sí se veía afectada por la temperatura y humedad para longitudes M ( $15d_b$ ) y L ( $30d_b$ ).

### 6.3.3. Grupo 4. Efecto del diámetro del refuerzo

En este apartado se estudia el efecto del diámetro del refuerzo en la rigidez bajo las condiciones ambientales de la serie 2:  $40 \pm 2$  °C y  $90 \pm 5\%$  HR. A tal fin, se analizan las probetas S-12-C2-40\_x y S-15-C1-40\_x, tomando “x” el valor de “a”, “b” y “c” para cada una de las réplicas. Recordemos que en ambos casos se utiliza la misma tipología de barra, manteniendo así constante el módulo de elasticidad de la barra ( $E_b = 175$  GPa). La barra utilizada para las probetas S-12-C2-20\_x tiene un diámetro de 8 mm, mientras que el utilizado para las probetas S-15-C1-20\_x tiene un diámetro de 10 mm. Los resultados de estas probetas serán también comparados con los de las respectivas probetas de la serie 1 (i.e. S-12-C2-20\_x y S-15-C1-20\_x), para así poder determinar si la aplicación de temperatura y humedad tiene algún efecto.

La Figura 6.7 muestra las curvas carga – deslizamiento representativas del comportamiento de la unión para diferentes valores de diámetro en las dos series (serie 1 en negro, y serie 2 en rojo). Debe tenerse en cuenta que la curva representativa de una probeta con diámetro de 8 mm de la serie 1 corresponde sólo a la réplica “a”, ya que en la réplica “b” la lectura del transductor fue errónea durante todo el ensayo y en la réplica “c” la lectura fue errónea al inicio del ensayo (ver **Anejo A**). De la misma manera, la curva representativa de una probeta con barra de diámetro 8 mm de la serie 2 corresponde a la media de las réplicas “a” y “b”, debido nuevamente a un error en la lectura del transductor de la réplica “c” (ver **Anejo A**). En cambio, las curvas representativas de las probetas con barra de diámetro igual a 10 mm corresponden a la media de las dos réplicas (“a” y “c”), para la serie 1 y la media de las tres réplicas, para la serie 2. La identificación para cada curva corresponde con las secuencias  $d_{b20} = 8$  mm para la S-12-C2-20\_a,  $d_{b20} = 10$  mm para las S-15-C1-20\_m,  $d_{b40} = 8$  mm para la S-12-C2-40\_a y  $d_{b40} = 10$  mm para las S-15-C1-40\_m.

Los resultados de la serie 2 presentados en la Figura 6.7 (resultados en rojo) muestran una ligera disminución de la rigidez para la barra con menor diámetro, confirmándose así la tendencia ya mostrada en la serie 1. De la Figura 6.7 también se observa que la aplicación de temperatura y humedad relativa no ha afectado a la pendiente inicial de las curvas carga – deslizamiento, aunque a partir de 5 kN parece que las probetas con barra de diámetro 8 mm tienen una importante pérdida de rigidez del sistema. Al igual que en el análisis anterior, debe remarcarse que estas conclusiones son válidas para probetas de longitud S ( $5d_b$ ), y que los

resultados presentados en el apartado 6.3.1 muestran que la rigidez sí se veía afectada por la temperatura y humedad para longitudes M ( $15d_b$ ) y L ( $30d_b$ ).

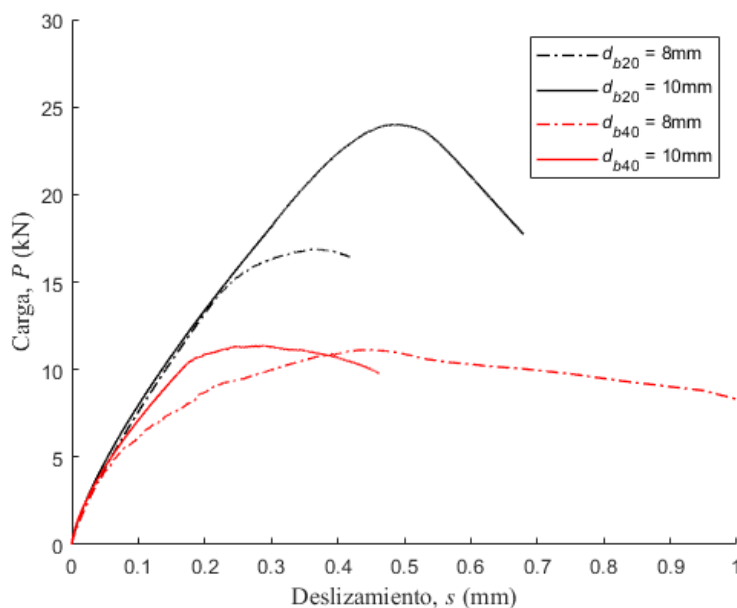


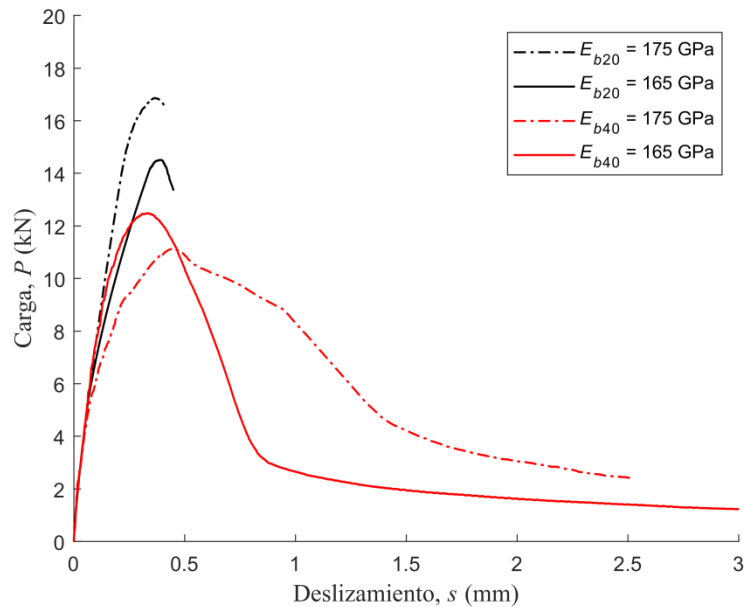
Figura 6.7: Comparación de las curvas carga – deslizamiento del grupo 4 de la serie 1 y 2

### 6.3.4. Grupo 5. Efecto del módulo de elasticidad del refuerzo

En este apartado se estudia el efecto del módulo de elasticidad del refuerzo en la rigidez bajo las condiciones ambientales de la serie 2:  $40\pm 2$  °C y  $90\pm 5\%$  HR. En este caso se comparan las probetas S-12-C2-40\_x y S-12-C3-40\_x de la serie 2, que estaban reforzadas con barras de diámetro 8 mm proporcionadas por diferentes fabricantes, y que tienen módulos de elasticidad de 175 GPa y 165 GPa, respectivamente. Para determinar si la temperatura y la humedad afectan a los resultados, la respuesta de estas probetas es comparada con las de sus correspondientes parejas de la serie 1, es decir, con las probetas S-12-C2-20\_x y S-12-C3-20\_x.

La Figura 6.8 muestra la curva carga – deslizamiento representativa en cada caso. Debido a los diferentes errores en algunas lecturas de transductores durante los ensayos experimentales, estas curvas no siempre consideran las tres réplicas ensayadas. En esta ocasión, la curva representativa de la probeta S-12-C2-20\_x (serie 1,  $E_b = 175$  GPa) corresponde sólo a la réplica “a” y la curva representativa de la probeta S-12-C3-20\_x (serie 1,  $E_b = 165$  GPa) corresponde sólo a la réplica “c”. Para la serie 2, la curva representativa de la probeta S-12-C2-40\_x (serie 2,  $E_b = 175$  GPa) corresponde a la media de las réplicas “a” y “b”, y la curva representativa de la probeta S-12-C3-40 (serie 2,  $E_b = 165$  GPa) corresponde a la media de las réplicas “a” y “c”. La identificación para cada curva corresponde entonces con las secuencias  $E_{b20} = 175$  GPa, para la

S-12-C2-20\_a,  $E_{b20} = 165$  mm, para las S-12-C3-20\_m,  $E_{b40} = 175$  GPa, para la S-12-C2-40\_a, y  $E_{b40} = 165$  mm, para las S-12-C3-40\_m.



**Figura 6.8:** Comparación de las curvas carga – deslizamiento del grupo 5 de la serie 1 y 2

De acuerdo con la Figura 6.8, los resultados experimentales presentados muestran que el incremento de temperatura y humedad relativa parece no haber provocado ningún cambio en la rigidez inicial del sistema. Sin embargo, a partir de 5 kN, parece que las probetas con la barra de refuerzo de mayor módulo de elasticidad (175 GPa) tuvieron una súbita pérdida de rigidez, a diferencia de las probetas con la barra de refuerzo de menor módulo de elasticidad (165 GPa) que mantuvieron la rigidez del sistema. Esto puede deberse al acabado superficial rugoso de la barra de 165 GPa, diferente al acabado superficial liso de la barra de 175 GPa. Para las probetas con barra de refuerzo rugoso, la activación de un mecanismo de adherencia mecánico pudo haber evitado la disminución de rigidez del sistema.

Como conclusión general, los resultados experimentales muestran que el cambio de temperatura ambiental a temperatura y humedad relativa alta (40 °C y 90% HR) provoca una reducción de la rigidez únicamente en probetas con longitudes de adherencia M ( $15d_b$ ) y L ( $30d_b$ ), donde el modo de rotura bajo temperatura ambiental suele ser principalmente cohesivo y con el incremento de la temperatura y humedad relativa pasa a ser principalmente interfacial.

## 6.4. Tensión de adherencia media – deslizamiento

En este apartado se analiza la posible influencia de los diferentes parámetros sobre las curvas tensión de adherencia-deslizamiento (de acuerdo con la clasificación de probetas según grupos 1-5 utilizada en apartados anteriores), para las probetas de la serie 2. Debe recordarse que la tensión de adherencia media de cada probeta ha sido determinada con la Ecuación (5.22) del capítulo 5.

### 6.4.1. Grupo 1 y 2. Efecto de la longitud de adherencia

En este apartado se analizan los resultados del grupo 1 y del grupo 2 bajo las condiciones ambientales de esta serie 2:  $40 \pm 2$  °C y  $90 \pm 5\%$  HR, ya que ambos grupos muestran la misma tendencia en el efecto de la longitud de adherencia sobre las curvas tensión de adherencia media – deslizamiento. Estos resultados son comparados con los de los grupos 1 y 2 de la serie 1 de ensayos, con el fin de determinar el efecto de la aplicación de temperatura y humedad sobre la curva de tensión de adherencia media - deslizamiento.

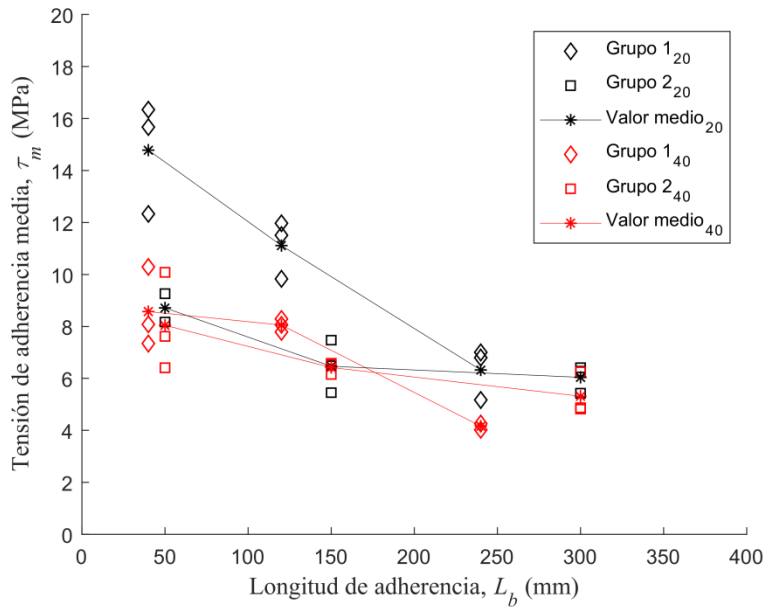
Para ello, se analizan los resultados de las probetas S-12-C2-40\_x, M-12-C2-40\_x, L-12-C2-40\_x (grupo 1) y S-15-C1-40\_x, M-15-C1-40\_x y L-15-C1-40\_x (grupo 2) de la serie 2 y se comparan con las S-12-C2-20\_x, M-12-C2-20\_x, L-12-C2-20\_x (grupo 1) y S-15-C1-20\_x, M-15-C1-20\_x y L-15-C1-20\_x (grupo 2) de la serie 1, donde “x” toma el valor de “a”, “b” y “c” para cada una de las réplicas. Las probetas S-15-C1-20\_b y L-12-C2-40\_c fueron descartadas por no poderse observar el modo de rotura de una manera clara (recordemos que éste es necesario para calcular la tensión de adherencia media).

Para el cálculo de la tensión de adherencia media se necesita la carga máxima de rotura de cada probeta, presentada en la Tabla 5.1 y 6.1 para las probetas de la serie 1 y serie 2, respectivamente, y el plano de rotura. Éste dependerá del modo de rotura de cada probeta.

En la Figura 6.9 se muestra el valor de la tensión de adherencia media en función de la longitud de adherencia de las probetas del grupo 1 y 2 de las dos series (serie 1 en negro, y serie 2 en rojo). En esta gráfica no sólo se representan los resultados individuales de cada réplica, sino que también se marcan los valores medios de cada configuración mediante el símbolo asterisco (\*). Según la Tabla 5.1 y 6.1, estos valores son 14.78 MPa, 11.11 MPa, 6.32MPa, 8.57 MPa, 8.05 MPa y 4.16 MPa para las probetas S-12-C2-20, M-12-C2-20, L-12-C2-20, S-12-C2-40, M-12-C2-40 y L-12-C2-40, respectivamente (probetas del grupo 1 de las series 1 y 2), y 8.71 MPa, 6.47 MPa, 6.04 MPa, 8.04 MPa, 8.11 MPa y 5.31 MPa para las probetas S-15-C1-20, M-



15-C1-20, L-15-C1-20, S-15-C1-40, M-15-C1-40 y L-15-C1-40, respectivamente (probetas del grupo 2 de las series 1 y 2).



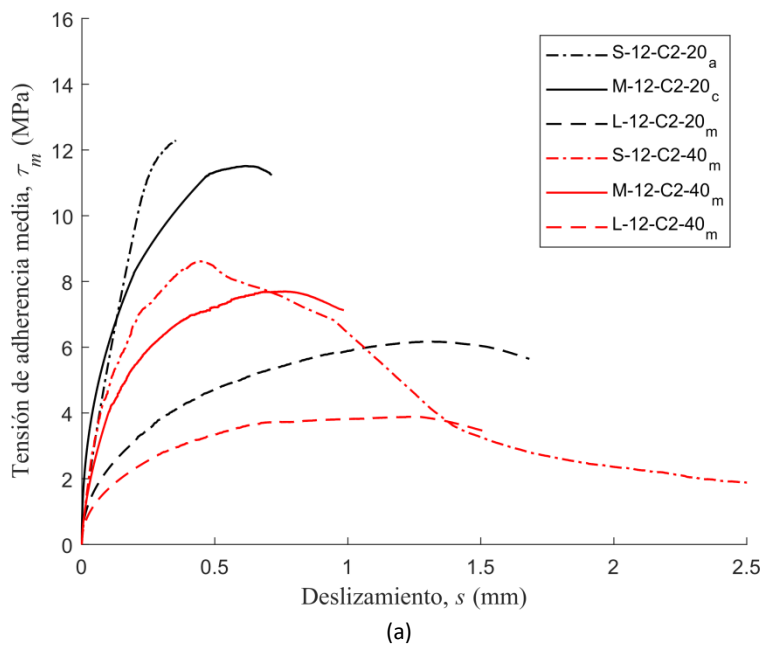
**Figura 6.9:** Comparación de la variación de la tensión de adherencia media máxima en función de la longitud de adherencia entre probetas de la serie 1 y probetas de la serie 2

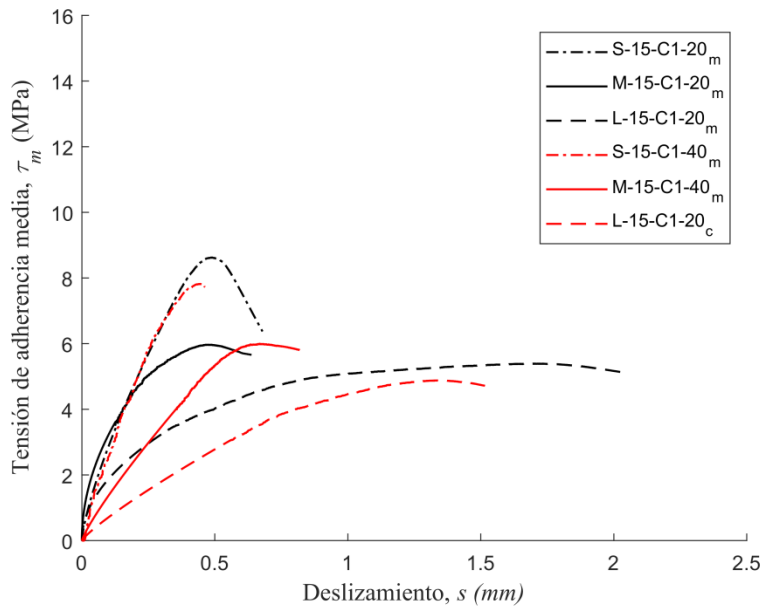
Los datos experimentales de la serie 2 presentados en la Figura 6.9 confirman la tendencia ya mostrada por los datos de la serie 1, ya que en ambos casos un incremento de la longitud de adherencia deriva en una disminución de la máxima tensión de adherencia media. De acuerdo con la Figura 6.9 se confirma que la temperatura y humedad aplicadas en la serie 2 tienen un efecto adverso sobre la tensión de adherencia media en ambos grupos, confirmando así los resultados presentados en [68,99,132,168]. Los resultados experimentales muestran como las probetas del grupo 1 (con diámetro de 8 mm) experimentan mayores reducciones, en comparación con las probetas del grupo 2 (con diámetro de 10 mm). La escasez de resultados de referencia en la bibliografía existente no permite contrastar esta tendencia.

En la Figura 6.10 se representan la curva de tensión de adherencia media – deslizamiento en función de la longitud de adherencia, para los grupos de probetas 1 y 2 de las series 1 (en negro) y 2 (en rojo). Debe tenerse en cuenta que, para cada longitud de adherencia, las curvas representadas corresponden a las curvas medias de tres réplicas, excepto para S-12-C2-20 (en la que sólo se utilizó la réplica “a”), para M-12-C2-20 (en la que sólo se utilizó la réplica “c”), para L-12-C2-20, M-15-C1-20 y L-15-C1-20 (en la que sólo se utilizaron dos réplicas “a” y “b”),

para S-15-C1-20 (en la que sólo se utilizaron dos réplicas “a” y “c”), para S-12-C2-40 (en la que se utilizaron las réplicas “a” y “b”), para M-12-C2-40 (en la que sólo se utilizaron las réplicas “b” y “c”), para L-12-C2-40 (en la que sólo se utilizaron las réplicas “a” y “b”) y para L-15-C1-40 (en la que sólo se utilizó la réplica “c”). Es por esto que la identificación para cada curva corresponde con las secuencias x-12-C2-20\_m y x-15-C1-20\_m para las curvas de los grupos 1 y 2 de la serie 1, respectivamente, y x-12-C2-40\_m y x-15-C1-40\_m, para las curvas de los grupos 1 y 2 de la serie 2, respectivamente, siendo x la letra que representa la longitud de adherencia (S, L o M).

Según las curvas tensión de adherencia media – deslizamiento de las gráficas de la Figura 6.10a (grupo 1), se observa que aunque se haya sometido a las probetas a un incremento de temperatura y humedad relativa, se mantiene la tendencia que se observó en la serie 1, donde las probetas S y M tenían pendientes similares y las probetas L tenían una pendiente mucho menor. Sin embargo, según las curvas tensión de adherencia media – deslizamiento de las gráficas de la Figura 6.10b (grupo 2), se observa que con el incremento en la longitud de adherencia se registra una disminución en la pendiente de la respuesta tensión de adherencia media – deslizamiento. La escasez de resultados de referencia en la bibliografía existente no permite contrastar esta tendencia. Por último, se confirma que las condiciones aplicadas en la serie 2 provocan una reducción en la pendiente estudiada, independientemente del grupo de probetas y longitud de adherencia analizadas.





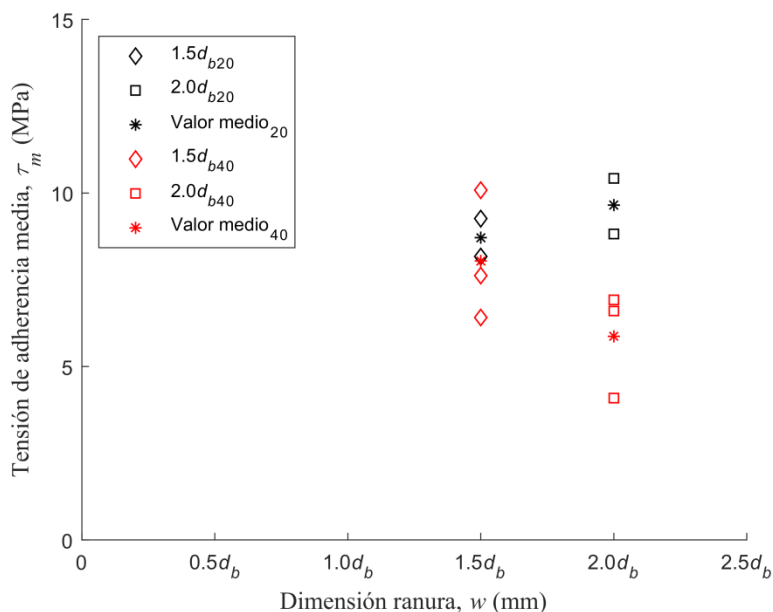
(b)

**Figura 6.10:** Comparación de las curvas tensión de adherencia media – deslizamiento para los grupos 1 (a) y 2 (b) de la serie 1 y 2

### 6.4.2. Grupo 3. Efecto de las dimensiones de la ranura

En este apartado se analiza el efecto de las dimensiones de la ranura sobre las curvas tensión de adherencia media – deslizamiento bajo las condiciones ambientales de la serie 2:  $40 \pm 2$  °C y  $90 \pm 5\%$  HR. Para ello se comparan los resultados de las probetas del grupo 3 de la serie 2 (probetas S-15-C1-40<sub>x</sub> y S-20-C1-40<sub>x</sub>) con las correspondientes parejas de la serie 1 (probetas S-15-C1-20<sub>x</sub> y S-20-C1-20<sub>x</sub>). Las probetas S-15-C1-20<sub>b</sub> y S-20-C1-20<sub>a</sub> de la serie 1 fueron descartadas por no poderse observar el modo de rotura de manera nítida.

En la Figura 6.11 se muestra el valor de la tensión de adherencia media en función de las dimensiones de la ranura de las probetas del grupo 3. En esta gráfica no sólo se representan los resultados individuales de cada réplica, sino que también se marcan los valores medios de cada configuración mediante el símbolo asterisco (\*), en negro para los valores medios de la serie 1 y en rojo para los valores medios de la serie 2. Según las Tablas 5.1 y 6.1, estos valores son 8.71 MPa y 8.04 MPa para las probetas S-15-C1-20 y S-15-C1-40 ( $1.5d_b$ ), respectivamente, y 9.65 MPa y 5.87 MPa para las probetas S-20-C1-20 y S-20-C1-40 ( $2d_b$ ), respectivamente.

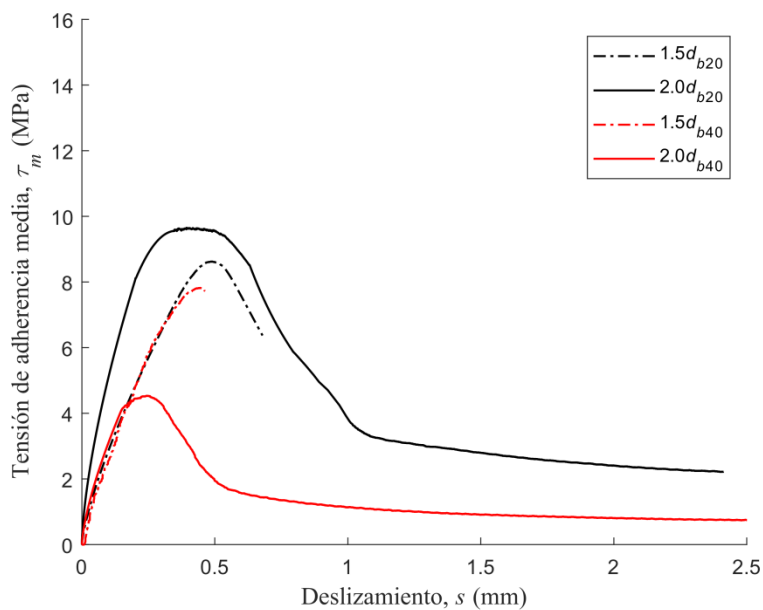


**Figura 6.11:** Comparación de la variación de la tensión de adherencia media máxima en función de la ratio entre dimensión de la ranura y diámetro de la barra de refuerzo de las series 1 y 2

En la Figura 6.11 se observa como la aplicación de temperatura y humedad relativa hace cambiar la tendencia mostrada por las probetas de la serie 1. Según los resultados experimentales de la serie 2, las probetas con mayores espesores de capa de adhesivo (probetas S-20, referenciadas como  $2d_b$  en la Figura 6.11) se mostraron más susceptibles a los cambios en las condiciones de temperatura y humedad, experimentando así mayores reducciones de su tensión de adherencia. Este comportamiento pone de manifiesto que la aplicación de una temperatura cercana a la  $T_g$  puede provocar cambios en el comportamiento del adhesivo.

En la Figura 6.12 se representa como varía la curva de tensión de adherencia media – deslizamiento en función de la ratio entre dimensión de la ranura y diámetro de la barra de refuerzo (probetas del grupo 3) de las series 1 y 2. Debe tenerse en cuenta que, para cada dimensión de ranura, las curvas representadas corresponden a las curvas medias de las tres réplicas, siempre que se haya podido observar claramente el modo de rotura de la probeta (para poder calcular el valor de tensión de adherencia media) y que no haya habido ningún error en la lectura del transductor durante el ensayo.

De acuerdo con la Figura 6.12, se confirma que la unión se daña para niveles de tensión de adherencia más bajos en el caso de las probetas de la serie 2, y que esta afectación es mayor para las probetas con mayor grosor de adhesivo. Nuevamente se puede observar como en las probetas con mayor espesor de adhesivo se muestra un comportamiento post – pico atribuible a la fricción entre las superficies de contacto, mientras que en las probetas con menor espesor de adhesivo el descenso de tensión de adherencia media es abrupto [123].

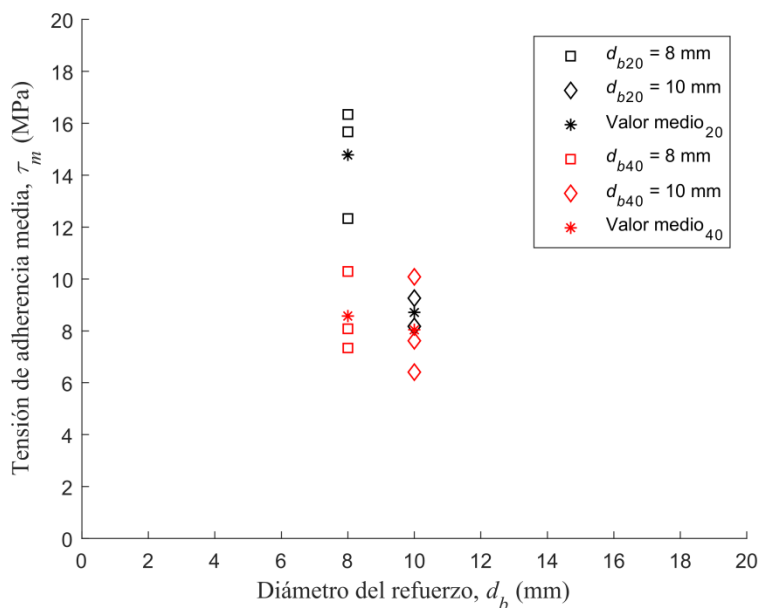


**Figura 6.12:** Comparación de las curvas tensión de adherencia media – deslizamiento para el grupo 3 de las series 1 y 2

### 6.4.3. Grupo 4. Efecto del diámetro del refuerzo

En este apartado se analiza el efecto del diámetro del refuerzo sobre las curvas tensión de adherencia media – deslizamiento bajo las condiciones ambientales de la serie 2:  $40 \pm 2$  °C y  $90 \pm 5\%$  HR. Para ello, se hace una comparativa entre los resultados de las probetas del grupo 4 de la serie 2 (probetas S-12-C2-40\_x y S-15-C1-40\_x) y después se pasa a la comparación entre las probetas de las series 1 y 2 (probetas S-12-C2-20\_x y S-15-C1-20\_x), pudiendo así analizar cuál es el efecto de la temperatura y la humedad. Debe comentarse que, para el análisis de resultados, se descartaron los resultados de la probeta S-15-C1-20\_b por no poderse observar claramente cuál fue su modo de rotura, sin el que no es posible calcular la tensión de adherencia media.

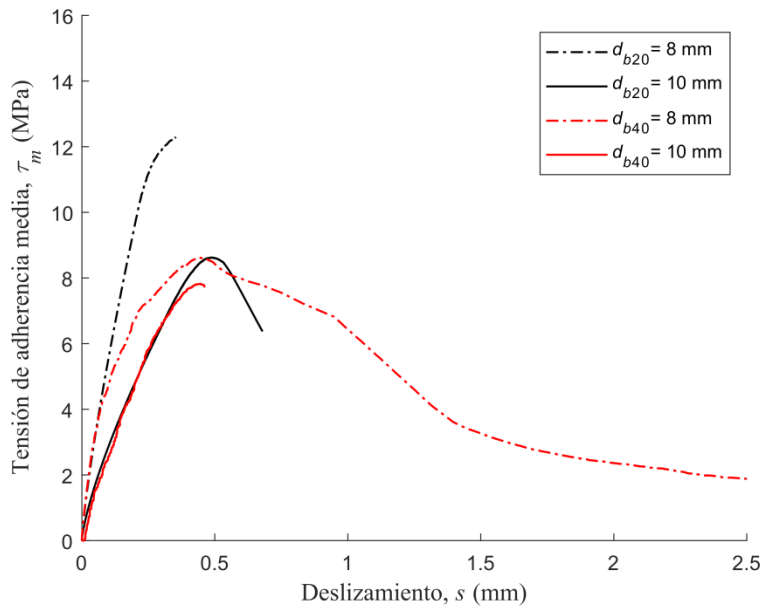
En la Figura 6.13 se muestra el valor de la tensión de adherencia media en función del diámetro del refuerzo de las probetas del grupo 4. En esta gráfica no sólo se representan los resultados individuales de cada réplica, sino que también se marcan los valores medios de cada configuración mediante el símbolo asterisco (\*) en negro para los valores medios de la serie 1 y en rojo para los valores de la serie 2. Según las Tablas 5.1 y 6.1, estos valores son 14.78 MPa y 8.57 MPa para las probetas S-12-C2-20 ( $d_{b20} = 8$  mm) y S-12-C2-40 ( $d_{b40} = 8$  mm), respectivamente, y 8.71 MPa ( $d_{b20} = 10$  mm) y 8.04 MPa ( $d_{b40} = 10$  mm) para las probetas S-15-C1-20 y S-15-C1-40, respectivamente.



**Figura 6.13:** Comparación de la variación de la tensión de adherencia media máxima en función del diámetro de barra de refuerzo de las series 1 y 2

Como se observa en la Figura 6.13, la aplicación de temperatura y humedad relativa reduce la diferencia en la tensión media de adherencia para probetas con dos diámetros diferentes. Nuevamente, tal y como se indicó en el apartado 6.4.1, los resultados experimentales muestran como las probetas del grupo 1 (con diámetro de 8 mm) experimentan mayores reducciones, en comparación con las probetas del grupo 2 (con diámetro de 10 mm). Debe de tenerse en cuenta que las probetas con el diámetro de 8 mm de la serie 1 tuvieron un modo de rotura interfacial barra – adhesivo; en cambio cuando estuvieron sometidas a un incremento de temperatura y humedad relativa, el modo de rotura predominante pasó a ser interfacial adhesivo – hormigón. Este cambio en el modo de rotura comporta una mayor superficie de rotura sobre la que promediar la carga, y esto conlleva a una reducción en el valor de la tensión de adherencia. Sin embargo, en el caso de las probetas con diámetro de 10 mm, el modo de rotura fue interfacial barra – adhesivo para las dos series, con lo que no se produjo ningún incremento significativo en la superficie de rotura. Se concluye entonces que el cambio en el plano de rotura puede ser el responsable de la reducción en la tensión de adherencia. La escasez de resultados de referencia en la bibliografía existente no permite contrastar esta tendencia.

En la Figura 6.14 se representan las curvas de tensión de adherencia media – deslizamiento en función del diámetro del refuerzo (probetas del grupo 4) de las series 1 y 2. Debe tenerse en cuenta que, para cada diámetro de refuerzo, las curvas representadas corresponden a las curvas medias de las tres réplicas, siempre que se haya podido observar claramente el modo de rotura y que no haya habido ningún error en la lectura del transductor durante el ensayo.



**Figura 6.14:** Comparación de las curvas tensión de adherencia media – desplazamiento para el grupo 4 de la serie 1 y 2

Las curvas tensión de adherencia media – desplazamiento de la Figura 6.14 muestran que la pendiente de la probeta con barra de diámetro 8 mm sometida a temperatura y humedad elevadas, ha cambiado considerablemente a partir de los 4 MPa con respecto a la pendiente de la probeta de la serie 1 que puede deberse por una rotura prematura de la unión. En cambio, las pendientes de las probetas con las barras de refuerzo de diámetro 10 mm son similares. Por lo tanto, el cambio de diámetro bajo condiciones de temperatura y humedad relativa elevada no afecta el pendiente pero sí al valor de tensión de adherencia media máxima.

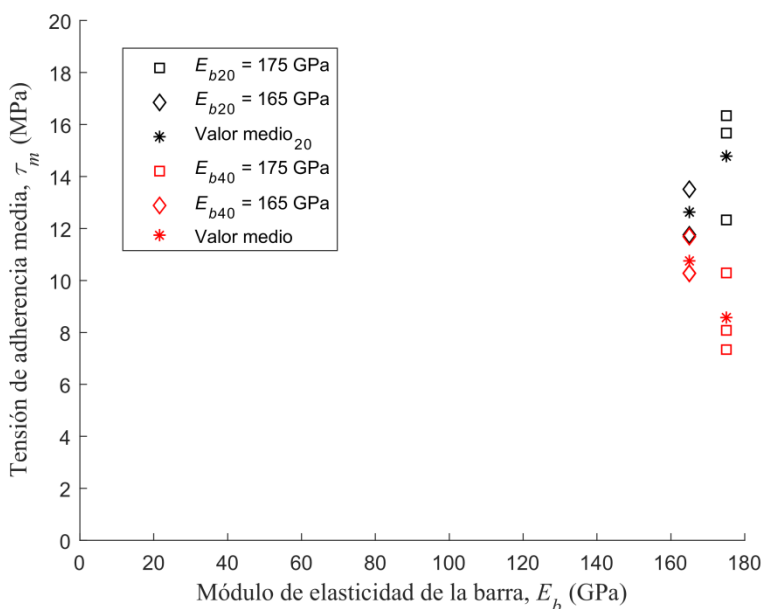
#### 6.4.4. Grupo 5. Efecto del módulo de elasticidad del refuerzo

En este apartado se analiza el efecto del módulo de elasticidad del refuerzo sobre las curvas tensión de adherencia media – desplazamiento bajo las condiciones ambientales de la serie 2:  $40 \pm 2$  °C y  $90 \pm 5\%$  HR. Para ello se comparan los resultados de las probetas del grupo 5 de la serie 2 (probetas S-12-C2-40\_x y S-12-C3-40\_x) con las de la serie 1 (probetas S-12-C2-20\_x y S-12-C3-20\_x), tomando “x” como el valor de “a”, “b” y “c” para cada una de las réplicas. La probeta S-15-C1-20\_b fue descartada por no observarse el modo de rotura, que sin el cual no es posible calcular la tensión de adherencia media.

Siguiendo el método de análisis de los resultados, el cálculo de la tensión de adherencia media es posible si se conoce la carga máxima de rotura de cada probeta (presentada en las Tabla 5.1 y 6.1) y el plano de rotura. Según la Tabla 6.1, todas las probetas S-12-C2-40 (con módulo de

elasticidad de 175 GPa y superficie de la barra lisa), experimentaron una rotura interfacial barra – adhesivo, repitiendo así el modo de rotura de esta misma configuración de probeta de la serie 1. En cambio, dos de las tres réplicas de S-12-C3-40 (con módulo de elasticidad de 165 GPa y superficie de la barra ligeramente rugoso), pasaron de una rotura cohesiva en el adhesivo en la serie 1 a una rotura interfacial hormigón – adhesivo en la serie 2.

En la Figura 6.15 se muestra el valor de la tensión de adherencia media en función del módulo de elasticidad del refuerzo (probetas del grupo 5). En esta gráfica no sólo se representan los resultados individuales de cada réplica, sino que también se marcan los valores medios de cada configuración mediante el símbolo asterisco (\*) en negro los valores medios de la serie 1 y en rojo los de la segunda. Según la Tabla 5.1 y la Tabla 6.1, estos valores son 14.78 MPa y 8.57 MPa para las probetas S-12-C2-20 ( $E_{b20} = 175$  GPa) y S-12-C2-40 ( $E_{b40} = 175$  GPa), respectivamente, y 12.63 MPa y 10.75 MPa para las probetas S-12-C3-20 ( $E_{b20} = 165$  GPa) y S-12-C3-40 ( $E_{b40} = 165$  GPa), respectivamente.



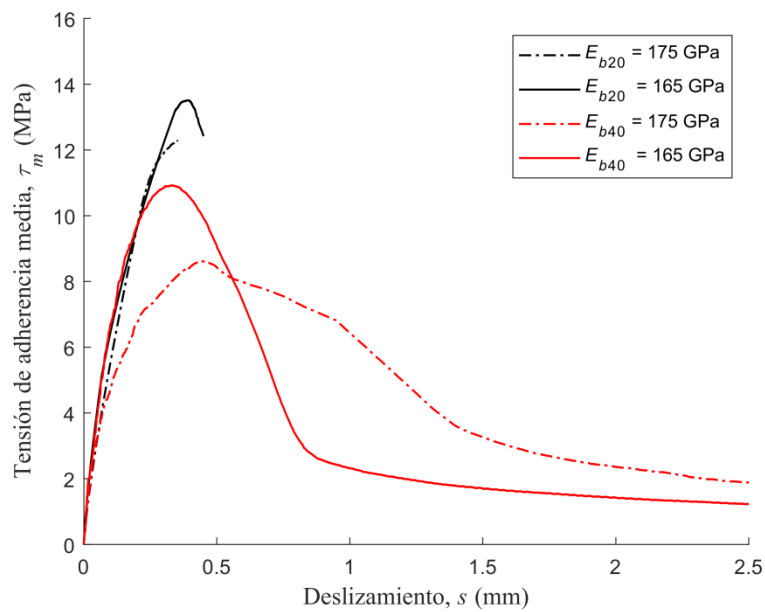
**Figura 6.15:** Comparación de la variación de la tensión de adherencia media máxima en función del módulo de elasticidad del refuerzo de la series 1 y 2

Como se observa en la Figura 6.15, el incremento de la temperatura y humedad relativa provocan una disminución considerable (42%) del valor máximo de tensión de adherencia media en las probetas con la barra de refuerzo con un módulo de elasticidad de 175 GPa, mientras que tan solo provocan una reducción del 15% en las probetas con la barra de refuerzo con un módulo de elasticidad de 165 GPa. Este cambio de comportamiento podría deberse al acabado superficial de las barras de refuerzo, que es totalmente liso para las barras con un módulo de elasticidad de 175 GPa y ligeramente rugoso para las de 165 GPa. La rugosidad de la superficie de la barra puede haber ayudado a reducir los efectos adversos de



la temperatura y humedad, probablemente gracias a la activación de mecanismos de adherencia diferentes a los activados en las barras de superficie lisa.

En la Figura 6.16 se representa como varía la curva de tensión de adherencia media – deslizamiento en función del módulo de elasticidad del refuerzo para las series 1 y 2. Debe tenerse en cuenta que, para cada módulo de elasticidad del refuerzo, las curvas representadas corresponden a las curvas medias de las tres réplicas siempre que se haya podido observar el modo de rotura y que no haya habido ningún error en la lectura del transductor durante el ensayo.



**Figura 6.16:** Comparación de las curvas tensión de adherencia media – deslizamiento para el grupo 5 de las series 1 y 2

Los resultados experimentales de las curvas tensión de adherencia media - deslizamiento de la Figura 6.16 muestran que el incremento de temperatura y humedad relativa no provocaron cambios en la pendiente de la curva tensión de adherencia – deslizamiento de las probetas con barras de refuerzo de 165 GPa de módulo de elasticidad. En cambio, en las probetas con barras de refuerzo de 175 GPa, se observa una reducción en la pendiente a partir de los 4 MPa. Esta reducción puede deberse a un deterioro en la adherencia. Debe tenerse en cuenta que esta barra tiene una superficie lisa que, en consecuencia, no es capaz de activar los mismos mecanismos de adherencia que la barra de 165 GPa de módulo de elasticidad que tiene una superficie más rugosa.

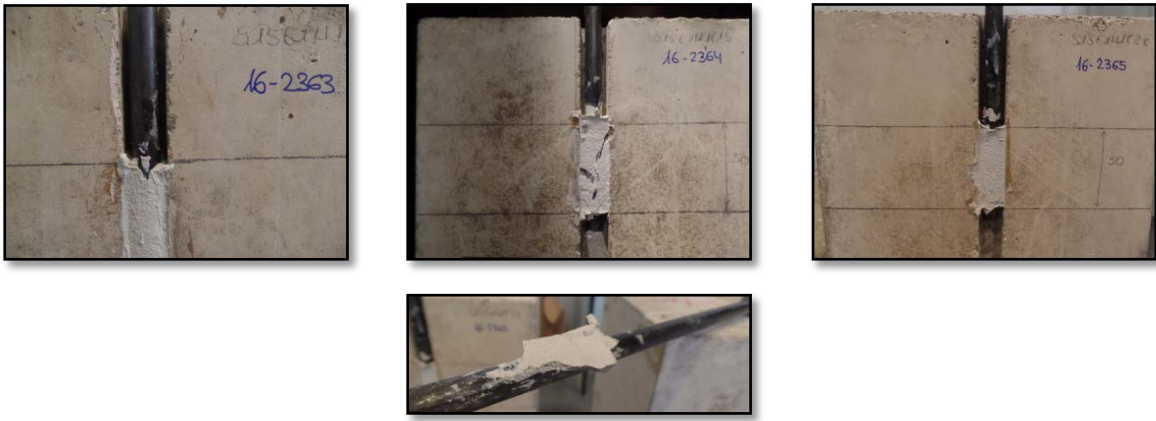
Como observación general del análisis de las curvas de tensión de adherencia media – deslizamiento, en función de los parámetros analizados (longitud de adherencia, ratio entre la dimensión de la ranura y el diámetro de barra, diámetro del refuerzo y módulo de elasticidad del refuerzo), los resultados experimentales muestran que la aplicación de temperatura y humedad relativa alta (40 °C y 90% HR) provoca una reducción de la tensión de adherencia media en todas las probetas. Estos resultados corroboran las conclusiones presentadas en [68] según las cuales, aunque el refuerzo FRP se encuentra menos expuesto a las temperaturas cuando se aplica mediante la técnica de refuerzo NSM (en comparación con la técnica EB), la aplicación de temperaturas elevadas (cercanas a  $T_g$ ) provoca una reducción de la máxima tensión de adherencia media y en general, una pérdida de pendiente de la curva tensión de adherencia - deslizamiento.

## 6.5. Modo de rotura y energía de la fractura

### 6.5.1. Modo de rotura

En este apartado se presenta el modo de rotura de cada probeta, según la descripción presentada en el [apartado 6.1](#).

En las Figura 6.17-Figura 6.23 se muestran los modos de rotura de las probetas con barra de refuerzo Sika CarboDur BC®. Teniendo en cuenta que en los ensayos se consideraron dos valores diferentes de diámetros de esta tipología de barra, primero se muestran y analizan los modos de rotura de las probetas con barra de diámetro 10 mm, para seguir con el análisis de probetas con barra de diámetro 8 mm. Así, en las Figura 6.17-Figura 6.19 se muestran los modos de rotura de las probetas S-15-C1-40, M-15-C1-40 y L-15-C1-40, respectivamente. Las probetas S-15-C1-40 ( $L_b = 5d_b$ ) tuvieron un modo de rotura tipo A\* (interfacial barra – adhesivo) y A (interfacial barra – adhesivo con desprendimiento de adhesivo). A medida que se incrementa la longitud de adherencia, a diferencia de la serie 1, se observa como el modo de rotura se mantiene a un tipo interfacial, ya que para longitudes de adherencia iguales a  $15d_b$  (probetas M-15-C1-40), se observa un modo de rotura A y para longitudes superiores ( $L_b = 30d_b$ , probetas L-15-C1-40) el modo de rotura predominante es el A/C (interfacial refuerzo – adhesivo/interfacial hormigón – adhesivo). Comparando estos modos de rotura con los de las probetas de la serie 1 se concluye que, como consecuencia de la aplicación de temperatura y humedad relativa, desaparece el modo de rotura cohesivo para las probetas de longitud de adherencia larga ( $L_b = 30d_b$ ), de manera que todas las probetas de este grupo tengan rotura interfacial.



- d) A\*: Interfacial barra – adhesivo.    e) A: Interfacial barra – adhesivo con desprendimiento de adhesivo.    f) A\*: Interfacial barra – adhesivo.

Figura 6.17: Modo de rotura de las probetas S-15-C1-40\_x



- a) A\*: Interfacial barra – adhesivo.    b) A: Interfacial barra – adhesivo con desprendimiento de adhesivo.    c) A\*: Interfacial barra – adhesivo.

Figura 6.18: Modo de rotura de las probetas M-15-C1-40\_x



- a) A/C: Modo mixto: interfacial barra – adhesivo con desprendimiento de adhesivo/ interfacial hormigón – adhesivo.
- b) A/C: Modo mixto: interfacial barra – adhesivo con desprendimiento de adhesivo/ interfacial hormigón – adhesivo.
- c) A: Interfacial barra – adhesivo con desprendimiento de adhesivo.

Figura 6.19: Modo de rotura de las probetas L-15-C1-40\_x

Según la tendencia de los modos de rotura en función de las condiciones ambientales sometidas a las probetas se observa que, cuando éstas están a una temperatura inferior a la de la transición vítrea del adhesivo (según el fabricante de S&P Resin 220® [156]  $T_g \geq 40 \text{ }^\circ\text{C}$ ), el modo de rotura es cohesivo cuando la longitud de adherencia es grande ( $15d_b$  y  $30d_b$ ). En cambio, cuando la temperatura es superior a la de la transición vítrea del adhesivo, el modo de rotura pasa a ser interfacial: barra – adhesivo (modo A y A\*) o hormigón – adhesivo (modo C). Esta tendencia también se observa en los artículos de los autores [68,168]. Sin embargo, los resultados de la caracterización del adhesivo, presentados en el capítulo 4, muestran que la temperatura de transición vítrea para este adhesivo se encuentra en el rango [51.8 – 52.5  $^\circ\text{C}$ ], según los resultados del método DSC, y en el rango [56.2 – 64.3], según los resultados del método DMA. Teniendo en cuenta estos resultados, estaríamos en un caso en que no estaríamos sometiendo las probetas a una temperatura igual a la  $T_g$  del adhesivo, sino a una temperatura cercana. Esto significaría que, si bien el adhesivo no habría sufrido los grandes cambios debidos a  $T_g$ , sí que estaría padeciendo algunas primeras modificaciones de sus propiedades. Esta proximidad a  $T_g$  está acompañada por un nivel de humedad relativa elevada.

La combinación de estos dos factores puede haber provocado que los enlaces de la unión se hayan debilitado dando lugar a una zona debilitada [124] y por lo tanto, haciendo que la unión se muestre propensa a separarse por esta zona interfacial.

Por último, aunque todos los modos de rotura de las probetas del grupo 2 (diámetro 10 mm) sean interfaciales, se observa que con el incremento de la longitud de adherencia el modo de rotura cambia de interfacial barra – adhesivo a mixto interfacial barra – adhesivo e interfacial hormigón – adhesivo. El cambio de modo de rotura interfacial de barra – adhesivo a hormigón – adhesivo viene acompañado por un incremento de la carga máxima, tal y como sucede entre las probetas S-15-C1-40, M-15-C1-40 y L-15-C1-40 de esta campaña experimental y se reporta en [20].

En las Figura 6.20-Figura 6.22 se muestran los modos de rotura de las probetas con barra de refuerzo Sika CarboDur BC® y diámetro 8 mm. Esto corresponde a las probetas S-12-C2-40, M-12-C2-40 y L-12-C2-40 para longitudes S, M y L, respectivamente. El modo de rotura predominante en las probetas S-12-C2-40 ( $L_b = 5d_b$ ) fue el tipo C (interfacial hormigón – adhesivo). En las probetas M-12-C2-40, donde la longitud de adherencia es igual a  $15d_b$ , el modo de rotura fue A (interfacial barra – adhesivo con desprendimiento de adhesivo) y A/C (interfacial barra – adhesivo/interfacial hormigón – adhesivo). Finalmente, para longitudes superiores ( $L_b = 30d_b$ , probetas L-15-C1-40) el modo de rotura es interfacial hormigón – adhesivo. Comparando estos modos de rotura con los de la serie 1, se concluye que la aplicación de temperatura y humedad anulan el cambio en el modo de rotura que se había producido en la serie 1 cuando se pasaba de probetas S y M a probetas L. Recordemos que este mismo fenómeno también se produjo en las probetas del grupo anterior (probetas S-15-C1-40, M-15-C1-40 y L-15-C1-40).

Comparando los resultados de las probetas S-15-C1-40 y S-12-C2-40, se observa que, para longitudes de adherencia cortas, el diámetro de la barra de refuerzo parece que provoca un cambio en el modo de rotura pasando de interfacial barra – adhesivo (modo A\*) a interfacial hormigón – adhesivo (modo C).





a) A: Interfacial barra – adhesivo con desprendimiento de adhesivo.

b) C: Interfacial hormigón – adhesivo.

c) C: Interfacial hormigón – adhesivo.

Figura 6.20: Modo de rotura de las probetas S-12-C2-40\_x



a) A: Interfacial barra – adhesivo con desprendimiento de adhesivo.

b) A/C: Modo mixto: interfacial barra – adhesivo con desprendimiento de adhesivo/ interfacial hormigón – adhesivo.

c) A: Interfacial barra – adhesivo con desprendimiento de adhesivo.

Figura 6.21. Modo de rotura de las probetas M-12-C2-40\_x



a) **C**: Interfacial hormigón – adhesivo.

b) **C**: Interfacial hormigón – adhesivo.

c) **N/D**: No identificable.

**Figura 6.22:** Modo de rotura de las probetas L-12-C2-40\_x

Para finalizar con el análisis del modo de rotura de las probetas en las que se utilizó la barra de refuerzo Sika CarboDur BC®, en la Figura 6.23 se muestran los modos de rotura de las probetas S-20-C1-40. En estas probetas se observa que el modo de rotura fue A\* (interfacial barra – adhesivo) en las réplicas “a” y “b”; en cambio, el modo de rotura fue C (interfacial hormigón – adhesivo) en la réplica “c”. Este modo C viene acompañado de una carga máxima mayor que en las réplicas “a” y “b”, con lo que se cumple que la carga máxima registrada cuando el modo de rotura es interfacial hormigón – adhesivo es mayor que cuando el modo de rotura es interfacial barra – adhesivo [123].

Comparando los modos de rotura de las probetas S-15-C1-40 y S-20-C1-40, se observa que para unas condiciones de temperatura y humedad elevadas, así como las dimensiones de la ranura parece no afectar al valor de la carga máxima resistida por la unión (léase apartado 6.2.2), el modo de rotura de esta unión tampoco se ve afectado por las dimensiones de esta ranura, cuando la longitud de adherencia es corta [126].

En la Figura 6.24 se muestran los modos de rotura de las probetas con barra de refuerzo MBrace Mbar 165/2500® (probetas S-12-C3-40). En este caso, el modo de rotura observado en

la serie 1 era cohesivo en la capa del adhesivo (modo B). El plano de rotura se situó unos milímetros hacia dentro de la capa del adhesivo, seguramente por el tipo de acabado superficial de la barra (ligeramente rugoso). Sin embargo, en esta serie 2, con la aplicación de temperatura y humedad elevada, el modo de rotura observado fue interfacial barra – adhesivo con desprendimiento de la capa de adhesivo (modo A). Estos resultados verifican que con el aumento de la temperatura los modos de rotura tienden a ser interfaciales [168].



Figura 6.23: Modo de rotura de las probetas S-20-C1-40\_x

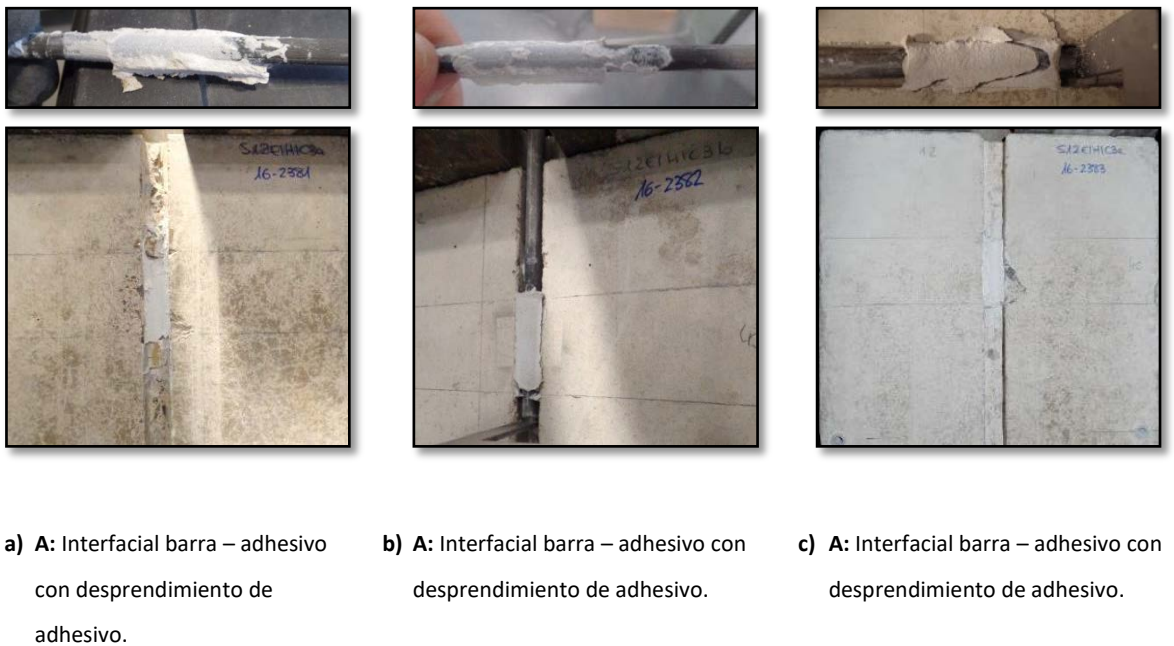


Figura 6.24: Modo de rotura de las probetas S-12-C3-40\_x



Para concluir este apartado, de acuerdo con los resultados de las Figura 6.17-Figura 6.24, el modo de rotura de las probetas sometidas a unas condiciones de temperatura y humedad relativa elevadas es interfacial, independientemente de la longitud de adherencia. Se observa que el modo de rotura que más predominó en estos ensayos fue el modo A (interfacial barra – adhesivo con desprendimiento de adhesivo), seguido del modo C (interfacial hormigón – adhesivo). Por lo que bajo estas condiciones ambientales no se ha producido ninguna rotura cohesiva.

### 6.5.2. Energía de la fractura

En este apartado se quiere, por un lado, determinar la tenacidad a la fractura,  $G_{CT}$ , de cada probeta según el método analítico desarrollado y presentado en el **capítulo 3**, partiendo de los modos de rotura observados en la serie 2 de la campaña experimental. Por otro lado, se pretende validar el método desarrollado comparando los resultados con el método analítico presentado en [99]. La formulación del método analítico [99] está desarrollada para determinar el valor de  $G_{CT}$  en la interfaz refuerzo – adhesivo de probetas reforzadas con láminas adheridas con la técnica EBR y sometidas a altas temperaturas. Debe tenerse en cuenta que la condiciones ambientales de la serie 2 de la campaña experimental fueron a temperatura y humedad relativa elevadas ( $T = 40 \pm 2$  °C y  $HR = 90 \pm 5\%$ ). Actualmente, para determinar la energía de la fractura de la unión bajo condiciones de temperatura y humedad relativa en probetas reforzadas con la técnica NSM, no se ha encontrado ningún modelo analítico, por lo que se ha decidido adecuar la formulación para determinar  $G_{CT}$  de [99], a refuerzos tipo barra adheridos a las probetas de hormigón con la técnica NSM, obteniendo la **Ecuación (6.1)**.

$$G_{CT} = (1 + \alpha) \frac{(P_{max} - \Delta P)^2}{E_b \cdot A_b \cdot L_{per} \cdot 2} \quad (6.1)$$

donde  $\alpha$  – constante,

$$\alpha = \frac{E_b \cdot A_b}{E_c \cdot A_c} \quad (6.2)$$

$E_c$  – módulo longitudinal del hormigón

$A_c$  – área de la probeta del hormigón

$\Delta P$  – término que tiene en cuenta el efecto de la temperatura sobre la energía de la fractura

$$\Delta P = \left[ \frac{E_b \cdot A_b}{(1 + \alpha)} \right] \cdot (\alpha_b - \alpha_c) \cdot \Delta T \quad (6.3)$$

$\alpha_b$  – coeficiente de dilatación del refuerzo FRP

- $\alpha_c$  – coeficiente de dilatación del hormigón  
 $\Delta T$  – Incremento de temperatura respecto la temperatura de referencia

En la Tabla 6.1 se presentan las predicciones de los valores de la tenacidad a la fractura, calculados según las diferentes propuestas anteriormente presentadas. En la cuarta columna de la Tabla 6.1 se muestra la carga máxima experimental de cada probeta, necesaria en la aplicación de los dos métodos anteriormente citados. En la columna 5, el modo de rotura de cada probeta de la serie 1 bajo condiciones de temperatura ambiente ( $T = 23 \pm 2$  °C y  $RH = 50 \pm 5\%$ ) y en la 6, el modo de rotura de cada probeta de la serie 2 bajo condiciones de temperatura y humedad relativa elevada ( $T = 40 \pm 2$  °C y  $RH = 90 \pm 5\%$ ). En las columnas 7-8 se muestran las predicciones de  $G_c$  de dos maneras diferentes: i) con el método propio desarrollado y presentado en el capítulo 3 según el modo de rotura observado en cada probeta ( $G_{cT_1}$ ); ii) con el método presentado en [99] ( $G_{cT_2}$ ).

Referencia	$L_b$ (mm)	$P_{max,exp}$ (kN)	MR $S1^1$	MR $ST^2$	$G_{c1}$ (N/mm)	$G_{cT_1}$ (N/mm)	$G_{cT_2}$ (N/mm)	
S-15-C1-40	a	50	10.07	A	A*	0.43	0.08	0.07
	b	50	17.99	N/D	A	N/D	0.22	0.25
	c	50	11.97	A	A*	0.37	0.12	0.11
	x		<b>13.34 ± 4.13</b>			<b>0.40 ± 0.04</b>	<b>0.14 ± 0.07</b>	<b>0.14 ± 0.10</b>
M-15-C1-40	a	150	41.84	A/C	A	2.30	1.20	1.83
	b	150	44.42	A	A	1.58	1.35	2.08
	c	150	44.06	E*/A*/ A	A	1.84	1.33	2.04
	x		<b>43.44 ± 1.40</b>			<b>1.91 ± 0.36</b>	<b>1.29 ± 0.08</b>	<b>1.98 ± 0.13</b>
L-15-C1-40	a	300	57.78	E*/E	A/C	48.19	2.29	3.60
	b	300	56.54	E	A/C	50.72	2.19	3.44
	c	300	66.90	E	A	37.03	3.60	4.88
	x		<b>60.41 ± 5.66</b>			<b>45.31 ± 7.28</b>	<b>2.69 ± 0.78</b>	<b>3.98 ± 0.79</b>
S-12-C2-40	a	40	11.76	A/A*	A	0.39	0.19	0.21
	b	40	10.57	A	C	0.37	0.11	0.13
	c	40	11.64	A/A*	C	0.39	0.14	0.16
	x		<b>11.32 ± 0.75</b>			<b>0.38 ± 0.01</b>	<b>0.15 ± 0.04</b>	<b>0.17 ± 0.04</b>
M-12-C2-40	a	120	26.72	A*	A	1.55	0.97	1.28
	b	120	31.38	A/E*/ A*	A/C	1.59	1.34	1.79

<sup>1</sup> Modo de rotura de la serie 1 de la campaña experimental ( $T = 23 \pm 2$ °C y  $RH = 50 \pm 5\%$ )

<sup>2</sup> Modo de rotura de la serie 2 de la campaña experimental ( $T = 40 \pm 2$ °C y  $RH = 90 \pm 5\%$ )

	c	120	27.64	A*/E*	A	1.49	1.04	1.37
	x		<b>28.58 ± 2.47</b>			<b>1.54 ± 0.05</b>	<b>1.12 ± 0.20</b>	<b>1.48 ± 0.27</b>
L-12-C2-40	a	240	34.77	E	C	14.37	1.22	1.76
	b	240	37.07	E	C	20.98	1.39	2.01
	c	240	38.58	E	N/D	16.78	N/D	N/D
	x		<b>36.81 ± 1.92</b>			<b>17.38 ± 3.35</b>	<b>1.31 ± 0.12</b>	<b>1.89 ± 0.18</b>
S-12-C3-40	a	40	13.36	B	A	0.25	0.28	0.28
	b	40	11.75	N/D	A	N/D	0.20	0.21
	c	40	11.74	B	A	0.28	0.20	0.21
	x		<b>12.28 ± 0.93</b>			<b>0.25 ± 0.02</b>	<b>0.23 ± 0.05</b>	<b>0.24 ± 0.04</b>
S-20-C1-40	a	50	10.87	N/D	A*	N/D	0.10	0.09
	b	50	10.36	A*	A*	0.15	0.09	0.08
	c	50	12.28	A	C	0.22	0.05	0.06
	x		<b>11.17 ± 0.99</b>			<b>0.19 ± 0.05</b>	<b>0.08 ± 0.02</b>	<b>0.07 ± 0.01</b>

A\* - Rotura interfacial barra – epoxi; A – Rotura interfacial barra – epoxi con desprendimiento de adhesivo (splitting); B - Rotura cohesiva en la capa de adhesivo epoxi; C – Rotura interfacial hormigón – epoxi; D – Rotura cohesiva en la capa de hormigón; E\* - Rotura cohesiva en la capa de adhesivo epoxi más desprendimiento de adhesivo (splitting); E – Rotura cohesiva en la capa de hormigón en planos inclinados. N/D- no se pudo definir cuál fue el modo de rotura.

**Tabla 6.2:** Valores de  $G_c$  calculados según método propio desarrollado en el capítulo 3 y el método [99] para la serie 2 de la campaña experimental

De acuerdo con la Tabla 6.2, se observa que los valores de  $G_{cT,1}$  se pueden determinar siempre que se conozca el modo de rotura que se produjo en las probetas. Comparando los valores de las dos últimas columnas  $G_{cT,1}$  y  $G_{cT,2}$ , parece que éstos son parecidos para las probetas con la longitud de adherencia corta (S) y difieren ligeramente para las probetas con la longitud de adherencia media (M) y larga (L), por lo que se puede demostrar la validez del método desarrollado en el capítulo 3, el cual se presenta apto para calcular el valor de la tenacidad para cualquier modo de rotura bajo condiciones de temperatura y humedad relativa elevadas.

Comparando los valores de tenacidad de la serie 1 de la campaña experimental con los de la 2, se puede observar que si el modo de rotura no varía de la serie 1 a la 2, es decir, que con el incremento de temperatura y humedad relativa se mantiene constante, y además, la temperatura se aproxima a la temperatura de transición vítrea del adhesivo, parece que la tenacidad se reduce debido al incremento de temperatura [99] y al incremento de humedad [166]. No obstante, aunque las probetas S-12-C3-40 tuvieron un modo de rotura distinto en la serie 1 (cohesivo en la capa del adhesivo) que en la serie 2 (interfacial barra – adhesivo), el valor de tenacidad es el mismo en las dos series. Debe tenerse en cuenta que aunque la rotura de estas probetas fue cohesiva en la capa del adhesivo, el plano de rotura estaba muy cerca de la interfaz barra – adhesivo.



## Conclusiones y trabajos futuros

### 7.1. Resumen

El estudio del comportamiento de estructuras de hormigón reforzadas con materiales compuestos aplicando la técnica NSM está cogiendo importancia en el campo de investigación por sus ventajas frente a la técnica EBR.

La capacidad y eficiencia del sistema de refuerzo NSM depende, como en cualquier otro sistema de refuerzo, del comportamiento de la unión, viéndose esta unión influenciada por diferentes parámetros, como son las dimensiones y el acabado superficial de la ranura, el módulo de elasticidad, la forma y las dimensiones de la sección transversal, el tipo de fibra y el tratamiento superficial del refuerzo, la longitud de adherencia del refuerzo, el tipo de adhesivo, el recubrimiento del refuerzo FRP y la resistencia del hormigón. Por otra parte, debido a la naturaleza de los materiales involucrados (hormigón, FRP y adhesivo), el comportamiento de esta unión es susceptible a las condiciones ambientales, en especial cuando se utilizan adhesivos epoxídicos. En la actualidad existen varios estudios sobre el comportamiento de la unión para la técnica EBR. Sin embargo, son pocos los estudios sobre el comportamiento de la unión cuando se aplica la técnica NSM, y los pocos estudios existentes se concentran en el comportamiento del refuerzo NSM bajo condiciones de temperatura y humedad ambientales. Teniendo en cuenta la susceptibilidad de los adhesivos epoxídicos a modificar sus propiedades cuando trabajan a temperaturas próximas a su temperatura de transición vítrea ( $T_g$ ), y teniendo en cuenta que éstos suelen tener  $T_g$  relativamente bajas, es necesario no sólo ampliar el conocimiento sobre el comportamiento de la unión NSM bajo condiciones ambientales sino extenderlo bajo condiciones que puedan comprometer su durabilidad, principalmente debido a una pérdida de adherencia prematura.

En esta tesis se ha hecho un estudio analítico y experimental sobre la respuesta de la unión entre barras circulares de CFRP y hormigón mediante la técnica NSM. En primer lugar, se ha desarrollado un modelo analítico capaz de determinar la tenacidad de la unión partiendo del modo de rotura de las probetas de ensayo.

En segundo lugar, se ha llevado a cabo una campaña experimental para estudiar la influencia de varios de los parámetros de la unión (longitud de adherencia, diámetro de la barra de refuerzo, relación entre ancho de la ranura y diámetro de la barra de refuerzo y módulo de elasticidad de la barra de refuerzo) sobre su comportamiento. Las probetas de ensayo fueron

sometidas a ensayo pull-out directo instantáneo bajo dos tipos de condiciones ambientales diferentes. En la serie 1, las probetas se ensayaron bajo condiciones de temperatura y humedad relativa ambiental ( $T = 23 \pm 2$  °C and  $RH = 50 \pm 5\%$ ), y en la serie 2 se estudió el comportamiento de la unión bajo condiciones de temperatura y humedad relativa elevada ( $T = 40 \pm 2$  °C and  $RH = 90 \pm 5\%$ ). En los **capítulos 5 y 6** se han presentado y analizado los resultados experimentales de ambas series. Este análisis se ha centrado en la carga máxima de pull-out, la relación tensión de adherencia – deslizamiento y el modo de rotura. Finalmente, se ha aplicado el método analítico desarrollado en el **capítulo 3** para determinar la tenacidad de la unión de todas las probetas.

## 7.2. Modelo analítico

A continuación se resumen las conclusiones más relevantes del estudio analítico presentado en el **capítulo 3**:

- El modelo analítico desarrollado para determinar la tasa de liberación de la energía de la fractura utilizando las fuerzas pull-out máximas experimentales y considerando un comportamiento lineal elástico, argumentos energéticos y la teoría de la viga clásica, es general y aplicable para los diferentes modos de rotura posibles.
- Los parámetros que tienen un efecto importante sobre el cálculo de la tasa de liberación de la energía de la fractura para los distintos modos de rotura son: el diámetro y el módulo de elasticidad de la barra de refuerzo, el módulo de elasticidad del adhesivo, la ratio entre la anchura de la ranura y el diámetro de la barra, y la resistencia característica media del hormigón.
- La tenacidad de la unión incrementa con el incremento de la longitud de adherencia, aunque el modelo analítico no tenga en cuenta directamente la longitud de adherencia, ésta se tiene en cuenta en el valor de la carga máxima, con el incremento de la ratio entre la dimensión de la ranura y el diámetro de la barra y con el del módulo de elasticidad del adhesivo siempre que el material del refuerzo sea de CFRP. En cambio, cuando el refuerzo es de GFRP, el incremento de la ratio entre dimensión de la ranura y el diámetro de la barra provoca una reducción de la tenacidad de la unión y el incremento del módulo de elasticidad del adhesivo no provoca ningún efecto en el valor de la tenacidad de la unión.
- La tasa de liberación de la energía de la fractura no se ve afectada por los parámetros: módulo de elasticidad del adhesivo, la ratio  $w/d_b$  y la resistencia característica media del hormigón, cuando el modo de rotura es interfacial barra – adhesivo (modo A); por la ratio  $w/d_b$  y la resistencia característica media del hormigón, cuando el modo de

rotura es cohesivo dentro de la capa del adhesivo (modo B) y por el módulo de elasticidad de la barra, cuando el modo de rotura es cohesivo en el hormigón a lo largo de planos inclinados y posterior, desprendimiento del recubrimiento del hormigón y del adhesivo (modo E).

- La tasa de liberación de la energía de la fractura incrementa ligeramente con el incremento del módulo de elasticidad del adhesivo cuando el modo de rotura es cohesivo en el hormigón a lo largo de planos inclinados y posterior, desprendimiento del recubrimiento del hormigón y del adhesivo (modo E).
- La tasa de liberación de la energía de la fractura disminuye con:
  - el incremento del diámetro de la barra para cualquier modo de rotura, con el incremento del módulo de elasticidad de la barra CFRP para cualquier modo de rotura, excepto cuando éste es cohesivo en el hormigón a lo largo de planos inclinados y posterior, desprendimiento del recubrimiento del hormigón y del adhesivo (modo E);
  - el incremento del módulo de elasticidad del adhesivo cuando el modo de rotura es cohesivo en el adhesivo (modo B), interfacial hormigón – adhesivo (modo C) y cohesivo en el hormigón (modo D);
  - el incremento de la ratio  $w/d_b$  cuando el modo de rotura es interfacial hormigón – adhesivo (modo C) y cohesivo en el hormigón (modo D);
  - el incremento de la resistencia característica media del hormigón cuando la rotura es cohesivo en el hormigón a lo largo de planos inclinados y posterior, desprendimiento del recubrimiento del hormigón y del adhesivo (modo E).

### 7.3. Comportamiento de la unión

A continuación se resumen las conclusiones más relevantes de la serie 1 (ensayos bajo condiciones ambientales) del estudio experimental presentado en el **capítulo 5**:

- El incremento de la longitud de adherencia deriva a un incremento no lineal de la carga máxima resistida por la unión. Los datos experimentales demuestran que en ningún caso se pudo alcanzar la longitud de adherencia efectiva, a partir de la cual no se obtiene incremento alguno de la carga máxima resistida por la unión.
- Los modelos analíticos de Mohamed Ali et al. [114] y Zhang et al. [119] sobreestiman la fuerza resistida por la unión para longitudes de adherencia menores a la longitud de adherencia efectiva, mientras que las expresiones de Seracino et al. y Rashid et al. [98,118] predicen valores más conservadores. Los modelos de Seracino et al. y Rashid et al. [98,118] y Zhang et al. [119] predicen valores similares para la carga máxima de

la unión (carga resistida para valores de longitud de adherencia igual o superiores a la longitud de adherencia efectiva).

- El incremento de la ratio entre la dimensión de la ranura y el diámetro de la barra tiene un efecto adverso sobre la carga máxima de la unión para longitudes de adherencia cortas.
- El incremento del diámetro de la barra de refuerzo o de su módulo de elasticidad provocan un incremento de la carga máxima resistida por la unión para longitudes de adherencia cortas.
- La rigidez de la unión se mantiene constante para probetas con longitudes de adherencia media y larga (M,  $L_b = 15d_b$  y L,  $L_b = 30d_b$ ), y se ve claramente reducida para longitudes de adherencia corta (S,  $L_b = 5d_b$ ), para un valor fijo de diámetro de barra. Este fenómeno es consecuencia del desplazamiento del plano de rotura que se sitúa en la interfaz barra-adhesivo para longitudes cortas y se desplaza hasta la interfaz adhesivo-hormigón para longitudes más largas, llegando en algunos casos a situarse en el hormigón (rotura cohesiva).
- El valor de la rigidez para probetas de longitudes media y larga (M,  $L_b = 15d_b$  y L,  $L_b = 30d_b$ ) disminuye cuando el diámetro de la barra de refuerzo disminuye. En cambio, la rigidez se muestra invariante para cambios en el diámetro de la barra cuando la longitud de adherencia es corta (S,  $L_b = 5d_b$ ).
- El incremento de la longitud de adherencia deriva en una disminución de la máxima tensión de adherencia media, debido a que el fenómeno de la adherencia moviliza tensiones en una zona localizada de la longitud de adherencia y no en toda su extensión.
- El incremento de la dimensión de la ranura conduce a una mayor tensión de adherencia media.
- Aunque el incremento del diámetro de la barra de refuerzo produce un aumento en la carga máxima resistida por la unión, el modo de rotura interfacial barra – adhesivo hace que la tensión de adherencia media disminuya.
- La longitud de adherencia afecta significativamente el modo de rotura, pasando de rotura predominantemente interfacial barra – adhesivo (modo A) para longitudes de adherencia cortas (S,  $L_b = 5d_b$ ) a una rotura predominantemente cohesiva, con desprendimiento del recubrimiento del hormigón y del adhesivo en algunos casos (modo E) para longitudes de adherencia largas (L,  $L_b = 30d_b$ ).

- La carga máxima alcanzada es superior cuando el modo de rotura es cohesivo que cuando se produce un modo de rotura interfacial.
- La tenacidad de la unión se puede determinar siempre que se conozca el modo de rotura que se produjo en cada probeta.
- La relación entre carga máxima y la tasa de liberación de la energía de la fractura no es lineal, lo que provoca que un pequeño incremento de la carga máxima dé lugar a un incremento considerable de la tenacidad de la unión.
- Los valores más grandes de tenacidad de la unión están relacionados con el modo de rotura cohesivo en el hormigón a lo largo de planos inclinados y posterior, desprendimiento del recubrimiento del hormigón y del adhesivo.

A continuación se resumen las conclusiones más relevantes de la serie 2 (ensayos bajo condiciones de elevada temperatura y humedad relativa) del estudio experimental presentado en el **capítulo 6**:

- Las condiciones de temperatura y humedad relativa aplicadas en la serie 2 de ensayos provocan una reducción de la carga máxima de la unión en todos los casos, aunque la temperatura de ensayo sea ligeramente inferior a la temperatura de transición vítrea del adhesivo determinada en los ensayos de caracterización. Esta reducción de carga máxima se ve acompañada por una reducción de la tensión de adherencia media.
- Las condiciones de temperatura y humedad relativa aplicadas en la serie 2 provocan una reducción de la rigidez de la unión únicamente en probetas con longitud de adherencia media y larga ( $M, L_b = 15 d_b$  y  $L, L_b = 30 d_b$ ). Esto es debido al cambio en el plano de rotura, pasando de una rotura cohesiva para las condiciones de la serie 1 a una rotura interfacial para las condiciones de la serie 2.
- Las condiciones de temperatura y humedad impuestas en la serie 2 provocan un cambio en el modo de rotura de las probetas con longitudes de adherencia media y larga, pasando de una rotura cohesiva para las condiciones de la serie 1 a un modo de rotura interfacial para las condiciones de la serie 2. Esto hace que, bajo las condiciones aplicadas en la serie 2, todas las probetas tengan una rotura interfacial, independientemente de la longitud de adherencia de la barra.
- La tenacidad de la unión disminuye cuando las probetas se someten a temperatura y humedad relativa elevada, aunque sea inferior a la temperatura de transición vítrea.



## 7.4. Trabajos futuros

Basándose en los resultados de esta investigación y de la revisión de la literatura disponible, se proponen los siguientes temas:

- Extender el estudio experimental incrementando la longitud de adherencia con el fin de determinar la longitud de adherencia efectiva y la influencia en esta de los diferentes parámetros de la unión (diámetro de la barra, módulo de elasticidad de la barra, ratio dimensión de la ranura-diámetro de la barra de refuerzo)
- Extender el estudio experimental aumentando la temperatura aplicada en los ensayos a valores superiores a la temperatura de transición vítrea del adhesivo, y así poder ver cuáles son las diferencias en el comportamiento de la unión.
- Estudiar el efecto de otros parámetros adicionales, como por ejemplo: la forma del refuerzo de FRP (cuadrados o rectangulares), el material de las fibras, tipos de adhesivo, etc.
- Elaborar un estudio numérico aplicando el método de los elementos finitos con el fin de analizar el efecto de los diferentes parámetros sobre la unión bajo distintas condiciones ambientales de temperatura y humedad relativa.

## Bibliografía

- [1] L. Bisby and J Fitzwilliam. “An introduction to FRP composites for construction”. In: ISIS education module, Manitoba, Canada (2006).
- [2] EHE-08. “Instrucción de hormigón estructural” (2008).
- [3] A. M. Neville. “Properties of concrete”. Vol. 4. Longman London, 1995.
- [4] R. I. Gilbert and G. Ranzi. “Time-dependent behaviour of concrete structures”. CRC Press, 2010.
- [5] F. Al-Mahmoud, A. Castel, R. François, C. Tourneur. “Effect of surface preconditioning on bond of carbon fibre reinforced polymer rods to concrete”. In: Cem. Concr. Compos. 29, (2007) pp. 677–689.
- [6] H. V. GangaRao, N. Taly, and P. Vijay. “Reinforced concrete design with FRP composites”. CRC press, 2006.
- [7] D. A. Hensher. “Fiber-reinforced-plastic (FRP) reinforcement for concrete structures: properties and applications”. Vol. 42. Elsevier, 2016.
- [8] FIB Bulletin 90. “Externally applied FRP reinforcement for concrete structures. Federation Internationale du Béton, 2019.
- [9] L. De Lorenzis and J. G. Teng. “Near-surface mounted FRP reinforcement: An emerging technique for structural strengthening”. In: Compos., Part B, 38, (2007), pp. 119–143.
- [10] F. Al-Mahmoud, A. Castel, R. François, C. Tourneur C. “Anchorage and tension stiffening effect between near-surface-mounted CFRP rods and concrete”. In: Cement Concr Compos, 33(2) (2011), pp.346–352.
- [11] M. Emara, L. Torres, M. Baena, C. Barris, M. Moawad. “Effect of sustained loading and environmental conditions on the creep behavior of an epoxy adhesive for concrete structures strengthened with CFRP laminates”. In: Composites Part B: Engineering, 129 (2017), pp. 88-96.

- [12] F. Ceroni, M. Pecce, A. Bilotta, E. Nigro. "Bond behavior of FRP NSM systems in concrete elements". In: *Composites Part B: Engineering*, 43 (2) (2012), pp. 99-109.
- [13] R. M. Jones. "Mechanics of composite materials". 2nd ed. Taylor and Francis, 1999.
- [14] M. R. A. E. Emara. "Bond behavior of NSM FRP Strips in Concrete under Sustained Loading". Doctoral Thesis, University of Girona, 2018.
- [15] N.T.K. Al-Saadi, A. Mohammed, R. Al-Mahaidi, J. Sanjayan. "A state of the art review: Near-surface mounted FRP composites for reinforced concrete structures". In: *Construction and Building Materials* 209, (2019) pp. 748-769.
- [16] A. Miravete. "Towards the carbon fibers in the building industry". In: *Materiales De Construcción*, 51(263-264) (2001), pp. 55-69.
- [17] Raimond B. Seymour, Charles E. Carreher. "Introducción a la química de los polímeros", 1995.
- [18] X. Ramis Juan. "Estudio de la eficiencia de sistemas químicos de iniciación del curado de resinas de poliéster insaturado". Tesi Doctoral. Escola tècnica superior d'enginyers industrials de Barcelon (UPC), 1994.
- [19] M. Baena Muñoz, L. Torres Llinàs, A. Turon Travesa, y C. Barris Peña, Cristina. "Estudio de la adherencia entre armaduras de materiales compuestos de matriz polimérica (FRP) y hormigón." In: *Hormigón y Acero* 59, núm. 520 (2008), pp. 67-75.
- [20] M. Baena Muñoz. "Study of bond behaviour between FRP reinforcement and concrete", PhD Thesis, University of Girona, 2010.
- [21] J.J. Cruz Solis. "Estudio del anclaje por adherencia y el comportamiento a flexión de refuerzos con laminados de fibras de carbono en elementos estructurales de hormigón armado". PhD. UPC, 2015.
- [22] Coelho et al. "A review on the bond behaviour of FRP NSM systems in concrete". In: *Construction and Building Materials* 93 (2015), pp. 1157-1169.
- [23] De Lorenzis L. Strengthening of RC structures with near surface mounted FRP rods. PhD Thesis, Department of Innovation Engineering, University of Lecce, Italy, 2002
- [24] LSLS. Macedo, IG. Costa, and JAO. Barros. "Assessment of the influence of the adhesive properties and geometry of CFRP laminates in the bond behaviour". *Betão Estrutural* 2008 (BE2008), Guimarães, Portugal, 5-7 November, (2008), 10pp.
- [25] L. De Lorenzis, A. Rizzo, A. La Tegola. "A modified pull-out test for bond of near-surface mounted FRP rods in concrete". In: *Compos B Eng*, 33(8) (2002), pp. 589-603.

- [26] F. Al-Mahmoud, J.-M. Mechling, and M. Shaban. "Bond strength of different strengthening systems—Concrete elements under freeze–thaw cycles and salt water immersion exposure." *Constr. Build. Mater.* 70 (2014), pp. 399–409.
- [27] L. De Lorenzis and A. Nanni. "Bond between near-surface mounted fiber-reinforced polymer rods and concrete in structural strengthening". In: *ACI Struct. J.*, 99(2), (2002), pp. 123–133.
- [28] D. Novidis, S.J. Pantazopoulou, E. Tentolouris. "Experimental study of bond of NSM-FRP reinforcement". In: *Constr. Build. Mater.* 21 (8) (2007), pp. 1760–1770.
- [29] Novidis. "Bond Tests of Short NSM-FRP and Steel Bar Anchorages". In: *J Composites for Construction* 12 (2008), pp. 323-333.
- [30] C. Czaderski, & U. Meier. "EBR strengthening technique for concrete, long-term behaviour and historical survey". In: *Polymers*, 10(1), 77 (2018), pp. 17.
- [31] A. Nanni. "Concrete repair with externally bonded FRP reinforcement". In: *Concrete International* 17.6 (1995), pp. 22–26.
- [32] J. Chen and J. Teng. "Shear capacity of FRP-strengthened RC beams: FRP debonding". In: *Construction and Building Materials* 17.1 (2003), pp. 27–41.
- [33] Richard Andrew Barnes, Geoffrey Charles Mays (2006). "Strengthening of reinforced concrete beams in shear by the use of externally bonded steel plates: Part 1 – Experimental programme". In: *Construction and Building Materials* 20 (2006), pp. 396-402.
- [34] G.C. Mays, J.D. Turnbull. "Strengthening bridges with bonded external reinforcement". In: *Symposium on: bridges – extending the lifespan*. Leamington Spa/Stirling, 1992.
- [35] G.C. Mays. "The use of bonded external reinforcement in bridge strengthening: structural requirements of the adhesive". In: *Bridge Management 2*. Thomas Telford, London (1993) pp. 672–80.
- [36] R.A. Barnes, P.S. Baglin, G.C. Mays, N.K. Subedi. "External plates for the shear strengthening of reinforced concrete". In: *Eng Struct*, 23 (2001), pp. 1162-1176.
- [37] G.C. Mays, A.R. Hutchinson. "Adhesives in civil engineering". Cambridge University Press, London, 1992.
- [38] G.C. Mays, L.C. Peh. "Strengthening of reinforced concrete beams in shear". In: *Proceedings of the conference on: structural faults and repair*, (1989), pp. 139–48.

- [39] R. L'Hermite. "Use of bonding techniques for reinforcing concrete and masonry structures". In: *Materiaux et Constructions*, Vol. 10, nº. 56, March – April, (1977), pp. 85-89.
- [40] U. Meier. "Topic 2, Designing and producing materials by combination". In: *Mater. Struct.* (1988, 1988), pp. 85–89.
- [41] U. Meier. "Repair using advanced composites". In: *Proceedings of the International Conference of Composite Construction-Conventional and Innovative*, IABSE, Innsbruck, Austria, September, (1997a), pp. 113-124.
- [42] L. Juvandes, J.A. Figueiras, A.T. Marques. "The use of composite materials for building construction". In: *Conferencia impartida en el Seminario Internacional sobre los Materiales Compuestos aplicados en arquitectura y construcción*. Ed. Editan S.A. Sevilla. Octubre, 1996.
- [43] A. Alarcón López. "Estudio teórico – experimental sobre la reparación y refuerzo de puentes de dovelas con fibras de carbono". PhD. Universidad Politécnica de Cataluña, 2002.
- [44] T.C. Triantafillou & M. N. Fardis. "Advanced composites for strengthening of historic structures". In: *Proceedings of IABSE Symp. on structural preservation of the architectural heritage*, Rome, Italy, (1993), pp. 541-548.
- [45] T.C. Triantafillou. "Innovative strengthening of masonry monuments with composites". In: *Proceedings of the 2nd Int. Conf. on Advanced Composite Materials in Bridges and Structures (ACMBS-II)*, Montreal, Canada, August, (1996), pp. 473-480.
- [46] F.R. SPENA et al. "L'uso di materiali composite per il consolidamento delle strutture", In: *Centro Internazionale di Studi di Architettura Andrea Palladio*, Vicenza, Italia, 1995.
- [47] JCI, TC952, 1998, "Continuous fiber reinforced concrete", Japan Concrete Institute, Tokyo, Japan.
- [48] M. Chajes, T. Thomson, T. Januszka & W. W. Finch. "Flexural strengthening of concrete beams using externally bonded composite materials". In: *Constr. And Built. Mat.*, 8(3), (1994), pp. 191-201.
- [49] J. Salcedo. "Refuerzo de estructuras de hormigón armado con materiales compuestos avanzados". Tesina de especialidad ETECCPB-UPC, 2001.
- [50] D0128. "Nachträgliche verstärkung von bauwerken mit CFK-Lamellen", structure reinforcement using CFRP, SIA, Zurich, September, 1995.

- [51] F. S. Rostasy. "Beurteilung der eignug von CFK lamellen des systems Sika Carbodur als Klebewehrung für die verstärkung von betonbauteilen sowie bemessungsgrundlagen für die allgemeine bauaufsichtliche zulassung", Gutachen Nr. 97/0250, 14.01.1997, Sika, TU Braunschweig, 1997a.
- [52] F. S. Rostasy. "Assement of suitability of CRP plates from the S&P CRP system for use as adhesive-bonded reinforcement to strengthen concrete constructional elements and bases of assessment for their general approval by the construction supervisory authorities", expert opinion no. 98/0322, S&P Reinforcement, TU Braunschweig, 1998.
- [53] Z-36.12-29. "Verstärkung von stahlbeton-und Spannbetonbauteilen durch schubfest aufgeklebte kohlefaserlamellen-SIKA Carbodur", Deutches Institut für Bautechnik (DIBt), Berlin, November, (1997), pp. 28.
- [54] Z-36.12-54. "Verstärkung von stahlbetonbauteilen durch mit dem baukleber ispo concretin SK 41 schubfest aufgeklebte S&P kohlefaserlamellen", Deutches Institut für Bautechnik (DIBt), Berlin, October, (1998), pp. 31.
- [55] D0144. "Erhaltung von betontragwerken, Conservação de estruturas de betão". Socedade Suiça de Engenharia e de Arquitectos, Zurich, (1997), pp. 88.
- [56] S.M. Soliman, E. El-Salakawy and B. Benmokrane. "Bond performance of near-surface-mounted FRP bars." In: Journal of Composites for Construction, ASCE, 15(1), (2011), pp. 103-111.
- [57] M. Faoro. "Bearing and deformation behaviour of structural components with reinforcement comprising resin bounded glass fibre bars and conventional ribbed steel bars". In: Proceedings of the International Conference on Bond in Concrete, (1992).
- [58] T. Hassan, S. Rizkalla. "Bond mechanism of near-surface-mounted fiber-reinforced polymer bars for flexural strengthening of concrete structures". In: ACI Struct J; 101(6), (2004), pp. 830-9.
- [59] Mercier. "Repair of Panama's 50 year old bridge with CFRP rods". In: CICE 2018, Paris, 2018.
- [60] E. Oller Ibars, D. Cobo del Arco, and A. R. Mari Bernat. "Laminate debonding process of FRP-strengthened beams". In: Structure and Infrastructure Engineering 7.1-2 (2011), pp. 131–146.
- [61] R. El-Hacha and S. H. Rizkalla. "Near-surface-mounted fiber-reinforced polymer reinforcements for flexural strengthening of concrete structures". In: Structural Journal 101.5 (2004), pp. 717–726.

- [62] F. Ceroni. "Experimental performances of RC beams strengthened with FRP materials". In: *Constr. Build. Mater.* 24 (1) (2010), pp. 1547–1559.
- [63] A. Bilotta, F. Ceroni, M. Di Ludovico, E. Nigro, M. Pecce, and G. Manfredi. "Bond efficiency of EBR and NSM FRP systems for strengthening concrete members". In: *Journal of Composites for Construction* 15.5 (2011), pp. 757–772.
- [64] H. A. Baky, E. El-Salakawy, S. Soliman, B. Benmokrane. "Experimental and numerical investigation of RC beams strengthened in bending with near surface mounted CFRP". In: *Advanced Composite Materials in Bridges and Structures*. Canada, 2008.
- [65] P. Balaguru, A. Nanni, and J. Giancaspro. "FRP composites for reinforced and prestressed concrete structures: A guide to fundamentals and design for repair and retrofit". CRC Press, 2008.
- [66] T. Hassan and s. Rizkalla. "Investigation of bond in concrete structures strengthened with near surface mounted carbon fiber reinforced polymer strips". In: *Journal of composites for construction* 7.3 (2003), pp. 248–257.
- [67] L. De Lorenzis and A. Nanni. "Characterization of FRP rods as near-surface mounted reinforcement". In: *Journal of Composites for Construction* 5.2 (2001), pp. 114–121.
- [68] ACI 440.2R-17. *Guide for the Design and Construction of Externally Bonded FRP Systems for Strengthening of Concrete Structures*. ACI Committee 440, American Concrete Institute. Farmington Hills, Michigan, USA, 2017
- [69] W. Kalupahana, T. Ibell, and A. Darby. "Bond characteristics of near surface mounted CFRP bars". In: *Construction and Building Materials* 43 (2013), pp. 58–68.
- [70] D. Lee, L. Cheng, and J. Yan-Gee Hui. "Bond characteristics of various NSM FRP reinforcements in concrete". In: *Journal of Composites for Construction* 17.1 (2013), pp. 117–129.
- [71] Au, C., Büyüköztürk, O. "Peel and shear fracture characterization of debonding in FRP plated concrete affected by moisture". In: *Journal of Composites for Construction* 10(1). February, 2006.
- [72] A. Palmieri, S. Matthys, L. Taerwe. "Double bond shear tests on NSM FRP strengthened members". In: *Materials Science* (2012).
- [73] R. Seracino, N. Jones, M. Ali, M. Page, D. Oehlers. "Bond strength of near-surface mounted CFRP strip-to-concrete joints". In: *J Compos Constr.*, 11(4) (2007), pp. 401-409.

- [74] J. G. Teng; L. De Lorenzis; Bo Wang; Rong Li; T. N. Wong; and Lik Lam. "Debonding Failures of RC Beams Strengthened with Near Surface Mounted CFRP Strips". In: *J Compos Constr.*,10 (2006), pp.92-105.
- [75] S.-Y. Seo, L. Feo, and D. Hui. "Bond strength of near surface-mounted FRP plate for retrofit of concrete structures". In: *Composite Structures* 95 (2013), pp. 719–727.
- [76] Sena-Cruz, J., and Barros, J. "Modeling of bond between nearsurface mounted CFRP laminate strips and concrete". In: *Comput. Struct.*, 82(17–19), (2004), pp. 1513–1521.
- [77] J.M. Sena Cruz, J.A.O. Barros. "Bond behavior of carbon laminate strips into concrete by pullout-bending tests". In: *Bond in Concrete: from Research to Standards: Proceedings of the Third International Symposium on Bond in Concrete, Budapest, Hungary (2002)*, pp. 614–621.
- [78] X. Yan, B. Miller, A. Nanni, C.E. Bakis. "Characterization of CFRP rods used as near surface mounted reinforcement". In: *8th International Conference on Structural Faults and Repair, Edinburgh, Scotland, (1999)*, pp. 1–12.
- [79] J.M. Sena Cruz, J.A.O. Barros. "Bond between near-surface mounted carbonfiber-reinforced polymer laminate strips and concrete". In: *J. Compos. Constr.* 8 (6) (2004) pp. 519–527.
- [80] B. Wang, J.G. Teng, L. De Lorenzis, L-M. Zhou, J. Ou, W. Jin et al. "Strain monitoring of RC members strengthened with smart NSM FRP bars". In: *Constr Build Mater.*, 23(4) (2009), pp. 1698–711.
- [81] W. Kalupahana. "Anchorage and bond behaviour of near surface mounted fibre reinforced polymer bars". Ph.D. thesis. United Kingdom: University of Bath, 2009.
- [82] D. Galati, L. De Lorenzis. "Effect of construction details on the bond performance of NSM FRP bars in concrete". *Adv Struct Eng*, 12(5) (2009), pp. 683–700.
- [83] J. Barros, I. Costa. "Bond Tests on Near surface reinforcement strengthening for concrete structures". In: *Report of the round robin tests 22 carried out by EN-CORE project at University of Minho. Guimarães, Portugal: University of Minho, (2010)*, pp. 53.
- [84] B. Täljsten, T. Blanksvärd. "Mineral-based bonding of carbon FRP to strengthen concrete structures". In: *J. Compos. Constr.* 11 (2) (2007), pp. 120–128.
- [85] J.C.P.H. Gamage, R. Al-Mahaidi, M.B. Wong. "Bond characteristics of CFRP plated concrete members under elevated temperatures". In: *Compos. Struct.* 75 (1–4) (2006), pp. 199–205.



- [86] L. Ombres. "Flexural analysis of reinforced concrete beams strengthened with a cement based high strength composite material". In: *Compos. Struct.* 94 (1) (2011), pp. 143–155.
- [87] A. D'Ambrisi, F. Focacci. "Flexural strengthening of RC beams with cementbased composites". In: *J. Compos. Constr.* 15 (5) (2011), pp. 707–720.
- [88] L. De Lorenzis, K. Lundgren, A. Rizzo. "Anchorage length of near-surface mounted fiber-reinforced polymer bars for concrete strengthening-experimental investigation and numerical modelling". In: *ACI Struct J.* 101(2) (2004), pp. 269–78.
- [89] X. Wang and L. Cheng. "Bond characteristics and modeling of near-surface mounted CFRP in concrete". In: *Composite Structures* 255, 113011 (2021).
- [90] A. Palmieri, S. Matthys, J. A. Barros, I. Costa, A. Bilotta, E. Nigro, F. Ceroni, Z. Szambo, and G. Balazs. "Bond of NSM FRP strengthened concrete: round robin test initiative". In: *CICE 2012 6th International Conference on FRP Composites in Civil Engineering*. CICE 2012 6th International Conference on FRP Composites in Civil Engineering. 2012, pp. 1–8.
- [91] C. Chen, L. Cheng. "Fatigue bond characteristics and degradation of near-surface mounted CFRP rods and strips in concrete". In: *J Compos Constr.* 20 (3) (2016), 04015066.
- [92] N.T. Khshain, R. Al-Mahaidi, K. Abdouka. "Bond behaviour between NSM CFRP strips and concrete substrate using single-lap shear testing with epoxy adhesive". In: *Compos Struct.* 132 (2015), pp. 205–14.
- [93] J. Sena-Cruz. "Strengthening of concrete structures with near-surface mounted CFRP laminate strips". PhD thesis. Guimarães, Portugal: Universidade do Minho, 2004.
- [94] A. Merdas, B. Firio, and N. Chikh. "Bond behavior of carbon laminate strips and rods into concrete by pullout-bending tests". In: *Bond in Concrete*. Brescia, Italy. 2012, pp. 1087–1092.
- [95] D.J. Oehlers, M. Haskett, C.Q. Wu, R. Seracino. "Embedding NSM FRP plates for improved IC debonding resistance". *J Compos Constr.* 12 (6) (2008), pp. 635-642
- [96] I.A. Sharaky, L. Torres, M. Baena, C. Miàs. "An experimental study of different factors affecting the bond of NSM FRP bars in concrete". In: *Composite Structures*, 99 (2013), pp. 350-365.
- [97] RILEM (1982). "Bond test for reinforcement Steel. 1. Beam test", TC9-RC.

- [98] R. Seracino, M.R. Raizal Saifulnaz, D.J. Oehlers. "Generic debonding resistance of EB and NSM plate-to-concrete joints". In: *J. Compos. Constr.* 11 (62) (2007) pp. 62–70.
- [99] J.-G. Dai, W.Y. Gao, J.G. Teng. "Bond-slip model for FRP laminates externally bonded to concrete at elevated temperature". In: *Journal of Composites for Construction*, 17 (2) (2013), pp. 217-228.
- [100] M.J. Chajes, W.W. Finch, T.F. Januszka and T.A. Thomson. "Bond and force transfer of composite material plates bonded to concrete". In: *ACI Struct. J.* 93(2) (1996), pp. 208–217.
- [101] K. Nakaba, T. Kanakubo, T. Furuta and H. Yoshizawa, H. "Bond behavior between fiber-reinforced polymer laminate and concrete". In: *ACI Struct. J.* 98(3) (2001), pp. 359–367.
- [102] A. Bilotta, C. Faella, E. Martinelli and E. Nigro. "Indirect identification method of bilinear interface laws for FRP bonded on a concrete substrate". In: *J. Compos. Constr.*, 16(2) (2012), pp. 171–184.
- [103] X. Z. Lu, L.P. Ye, J.G. Teng and J. J. Jiang. "Meso-scale finite element model for FRP sheets/plates bonded to concrete". In: *Eng. Struct.*, 27(4) (2005b), pp. 564–575.
- [104] J.G. Dai, T. Ueda and Y. Sato, Y. "Development of the nonlinear bond stress-slip model of fiber reinforced plastics sheet concrete interfaces with a simple method". In: *J. Compos. Constr.*, 9(1) (2005), pp. 52–62.
- [105] L.J. Malvar. "Bond stress-slip characteristics of FRP rebars". Rep. TR-2013-SHR, Naval Fac. Engrg. Service Ctr., Port Hueneme, Calif, 1994
- [106] M. Faoro. "Bearing and deformation behaviour of structural components with reinforcements comprising resin bounded glass fibre bars and conventional ribbed steel rebars". In: *Proc., Int. Conf. on Bond in Concrete*, 1992.
- [107] V. Alunno Rossetti, D. Galeota and MM. Giammatteo. "Local bond stress – slip relationships of glass fibre reinforced plastic bars embedded in concrete". In: *Mat and Struct.*, 28(180) (1995).
- [108] E. Cosenza, G. Manfredi, R. Realfonzo. "Analytical modelling of bond between FRP reinforcing bars and concrete". In: Taerwe L, editor. *Proceedings of second international RILEM symposium (FRPRCS-2)*. London: E and FN Spon (1995), pp. 164–71.
- [109] R. Eligehausen, EP. Popov, VV. Bertero. "Local bond stress–slip relationships of deformed bars under generalized excitations". In: Report No. 83/23, EERC, University of California, Berkeley (1983), pp.162.

- [110] E. Cosenza, G. Manfredi and R. Realfonzo. "Bond characteristics and anchorage length 773 of FRP rebars". In: Proc., 2nd Int. Conf. on Advanced Composite Materials in Bridge Structures, M. 774 El-Badry ed., Monreal, (1996), pp. 909-916.
- [111] E. Cosenza, G. Manfredi and R. Realfonzo. "Behavior and modeling of bond of FRP rebars to concrete". In: ASCE, J Compos Constr., 1(2) (1997), pp. 40-51.
- [112] M. Haskett, DJ. Oehlers, MS. Mohamed Ali. "Local and global bond characteristics of steel reinforcing bars". In: Engineering Structures 30 (2008), pp. 376 – 383.
- [113] H. Yuan, J.G. Teng, R. Seracino, Z.S. Wu, J. Yao. "Full-range behavior of FRP-to-concrete bonded joints". In: Engineering Structures, 26 (5) (2004), pp. 553-565.
- [114] M.S Mohamed Ali, D.J. Oehlers, M.C. Griffith, R. Seracino. "Interfacial stress transfer of near surface-mounted FRP-to-concrete joints". In: Engineering Structures, 30 (7) (2008), pp. 1861-1868.
- [115] R. Muhamad, M.S. Mohamed Ali, D.J. Oehlers, A.H. Sheikh. "Load-slip 537 relationship of tension reinforcement in reinforced concrete members". In: Engineering 538 Structures, 33 (2011), pp. 1098-1106.
- [116] G. Russo, G. Zingone, F. Romano. "Analytical solution for bond-slip of reinforcing bars in R.C. joints". In: Journal of Structural Engineering ASCE 116 (1990), pp. 336–355.
- [117] F. Focacci, A. Nanni, C.E. Bakis. "Local bond slip relationship for FRP reinforcement in concrete". In: Journal of composite for construction, ASCE, No. 1, 4(2000), pp. 24-31.
- [118] R. Rashid, D.J. Oehlers, R. Seracino. "IC debonding of FRP NSM and EB retrofitted concrete: Plate and cover interaction tests". In: Journal of Composites for Construction, 12 (2) (2008), pp. 160-167.
- [119] SS. Zhang, JG. Teng, T. Yu. "Bond strength model for CFRP strips near-surface mounted to concrete". In: J Compos Constr. 18(3) (2013) 4014003.
- [120] C. Au, O. Büyüköztürk. "Debonding of FRP plated concrete: A tri-layer fracture treatment". In: Engineering Fracture Mechanics 73 (2006), pp. 348-365.
- [121] Michel Janssen, Jan Zuidema and Russell Wanhill. "Fracture mechanics" 2n ed. (2004). *[Libro]*
- [122] H. Blontrock. "Analysis and modeling of the fire resistance of concrete elements with externally bonded FRP reinforcement". Ph.D. thesis, Ghent Univ., Ghent, Belgium, 2003.

- [123] Z.S. Wu, K. Iwashita, S. Yagashiro, T. Ishikawa and Y. Hamaguchi, Y. “Temperature effect on bonding and debonding behavior between FRP sheets and concrete”. In: *J. Soc. Mater. Sci., Jpn.*, 54(5) (2005), pp. 474–480.
- [124] Z. H. Cai. “Research on bond property of FRP-to-concrete interface under elevated temperatures.” M.S. thesis, Tongji Univ., Shanghai, China, 2008.
- [125] E. Klamer. “The influence of temperature on concrete structures strengthened with externally bonded CFRP”. In: *Research Rep.*, Eindhoven Univ. of Technology, Eindhoven, Netherlands, 2006.
- [126] E. Klamer. “Influence of temperature on concrete beams strengthened in flexure with CFRP”. Ph.D. thesis, Eindhoven Univ. of Technology, Eindhoven, Netherlands, 2009.
- [127] M. Leone, S. Matthys and M. A. Aiello. “Effect of elevated service temperature on bond between FRP EBR systems and concrete”. In: *Compos. Part B: Eng.*, 40(1) (2009), pp. 85–93.
- [128] E. Ferrier, O. Rabinovitch, L. Michel. “Mechanical behavior of concrete–resin / adhesive–FRP structural assemblies under low and high temperatures”. In: *Construction and Building Materials*, 127, (2016), pp. 1017-1028.
- [129] T.H. Nguyen, X.H. Vu, A. Si Larbi, E. Ferrier. “Experimental study of the effect of simultaneous mechanical and high-temperature loadings on the behaviour of textile-reinforced concrete (TRC)”. In: *Construction and Building Materials* 125 (2016), pp. 253–270.
- [130] A. Palmieri et al. “Bond Behavior of NSM FRP Bars at Elevated Temperatures. Smart Monitoring, Assessment and Rehabilitation of Civil Structures”. In: *Proceedings of SMAR 2011*, edited by Masoud Motavalli et al., (2011), pp. 1–7.
- [131] B. Yu, V. Kodur. “Effect of temperature on strength and stiffness properties of near-surface mounted FRP reinforcement”. In: *Compos Part B Eng*, 58 (2014), pp. 510–7.
- [132] J.P. Firmo, J.R. Correia, D. Pitta, C. Tiago, M.R.T. Arruda. “Bond behavior between near-surface-mounted CFRP strips and concrete at high temperatures”. In: *J Compos Constr* 19(4) (2015).
- [133] Al-Abdwais, A.; Al-Mahaidi, R.; Al-Tamimi, A. “Performance of NSM CFRP strengthened concrete using modified cement-based adhesive at elevated temperature”. In: *Constr. Build. Mater.* 132 (2017), pp. 296–302.
- [134] H. A. Toutanji and W. Gómez. “Durability characteristics of concrete beams externally bonded with FRP composites sheets”. In: *Cem. Concr. Compos.*, 19 (4) (1997), pp. 351–358.

- [135] M.A.G. Silva, H.C. Biscaia, R. Marreiros. "Bond–slip on CFRP/GFRP-to-concrete joints subjected to moisture, salt fog and temperature cycles". In: *Compos B Eng* 55 (2013), pp. 374–85.
- [136] J. Tatar and H. R. Hamilton, "Effect of moisture exposure on the adhesive bond under direct shear". In: *Proceedings of the Proc. 7th Int. Conf. on FRP Composites in Civil Engineering (CICE 2014, International Institute for FRP in Construction (IIFC, Vancouver, Canada, 2014.*
- [137] L.A. Bisby. "Fire behavior of fiber-reinforced polymer (FRP) reinforced or confined concrete". Doctor of Philosophy Dissertation, Kingston (Canada): Department of Civil Engineering, Queen's University, 2003.
- [138] A.G. Gibson, Y.S. Wu, J.T. Evans, A.P. Mouritz. "Laminate theory analysis of composites under load in fire". In: *J Compos Mater* 40(7) (2006), pp. 639–57.
- [139] E.U. Chowdhury, R. Eedson, M.F. Green, L.A. Bisby, N. Benichou. "Mechanical characterization of fibre reinforced polymers materials at high temperature". In: *Fire Technol* 45(4) (2009), pp. 1–18.
- [140] K. Wang, B. Young, S.T. Smith. "Mechanical properties of pultruded carbon fibre-reinforced polymer (CFRP) plates at elevated temperatures". In: *Eng. Struct.* 33 (2011), pp. 2154–2161.
- [141] J. Chen, B. Young. "Stress–strain curves for stainless steel at elevated temperatures". In: *Eng Struct* 28(2) (2006), pp. 229–39.
- [142] J. Chen, B. Young. "Experimental investigation of cold-formed steel material at elevated temperatures". In: *Thin-Walled Struct* 45(1) (2007), pp. 96–110.
- [143] Y.I. Dimitrienko. "Thermomechanics of Composites under High Temperatures". In: *Klewer Academic Publishers, London* (1999), pp. 347.
- [144] A. Katz and N. Berman. "Modeling the effect of high temperature on the bond of FRP reinforcing bars to concrete". In: *Cement and Concrete Composites* 22 (2000), pp. 433-443.
- [145] W. Y. Gao, J.G. Teng and J.G. Dai. "Effect of Temperature Variation on the Full-Range Behavior of FRP-to-Concrete Bonded Joints". In: *J. Comp. Const.* 16 (2012), pp. 671-83.
- [146] I.A. Sharaky, L. Torres, M. Baena, I. Vilanova. "Effect of different material and construction details on the bond behaviour of NSM FRP bars in concrete". In: *Construction and Building Materials* 38 (2013), pp. 890-902.

- [147] L. Dongkeun et al. "Bond characteristics of various NSM FRP reinforcements in concrete". In: *Journal of Composites for Construction* 17 (1) (2013), pp. 117-129.
- [148] E. Thorenfeldt. "Bond Capacity of CFRP Strips Glued to Concrete in Sawn Slits". In: *Proceedings of the 8th International Symposium on Fiber Reinforced Polymer Reinforcement for Reinforced Concrete Structures (FRPRCS-8)*, Patras, Greece: University of Patras, 2007.
- [149] R. Capozucca. "Analysis of bond-slip effects in RC beams strengthened with NSM CFRP rods". In: *Composite Structures* 102 (2013), pp. 110-123.
- [150] M. Emara, L. Torres, M. Baena, C. Barris, X. Cahís. "Bond response of NSM CFRP strips in concrete under sustained loading and different temperature and humidity conditions". In: *Composite Structures* 192 (2018), pp. 1-7.
- [151] M. Emara, C. Barris, M. Baena, L. Torres, J. Barros. "Bond behavior of NSM CFRP laminates in concrete under sustained loading". In: *Construction and Building Materials* 177 (2018), pp. 237-246.
- [152] ISO 1920-3. Testing of concrete - Part 3. Making and curing test specimens. Technical Committee: ISO/TC 71/SC 1, International Organization for Standardization. Geneva, Switzerland, 2004.
- [153] ISO 1920-4. Testing of concrete - Part 4: Strength of hardened concrete. Technical Committee: ISO/TC 71/SC 1, International Organization for Standardization. Geneva, Switzerland, 2005.
- [154] ISO 1920-10. Testing of concrete - Part 10: Determination of static modulus of elasticity in compression. Technical Committee: ISO/TC 71/SC 1, International Organization for Standardization. Geneva, Switzerland, 2005.
- [155] ASTM D7205 / D7205M. Standard Test Method for Tensile Properties of Fiber Reinforced Polymer Matrix Composite Bars. American Society for Testing and Materials. Pennsylvania, US, 2016.
- [156] S&P220. 220 epoxy adhesive: two-component epoxy resin-based adhesive for S&P FRP systems, 2013.
- [157] P. Silva, P. Fernandes, J. Sena-Cruz, J. Xavier, F. Castro, D. Soares, V. Carneiro. "Effects of different environmental conditions on the mechanical characteristics of a structural epoxy". In: *Composites Part B* 88 (2016), pp. 55-63.
- [158] A. Benedetti, P. Fernandes, J. L. Granja, J. Sena-Cruz, M. Azenha. "Influence of temperature on the curing of an epoxy adhesive and its influence on bond behaviour of NSM-CFRP systems". In: *Composites Part B* 89 (2016), pp. 219-229.

- [159] P. Fernandes, J. Sena-Cruz, J. Xavier, P. Silva, E. Pereira, J. Cruz. “Durability of bond in NSM CFRP-concrete systems under different environmental conditions”. In: *Composites Part B* 138 (2018), pp. 19-34.
- [160] ISO 527-2. Plastics - Determination of tensile properties - Part 2: Test conditions for moulding and extrusion plastics. International Organization for Standardization. Geneva, Switzerland, 2012.
- [161] ISO 527-5. Plastics - Determination of tensile properties - Part 5: Test conditions for unidirectional fibre-reinforced plastic composites. International Organization for Standardization. Geneva, Switzerland, 1997.
- [162] ISO 527-1. Plastics - Determination of tensile properties - Part 1: General principles. International Organization for Standardization. Geneva, Switzerland, 2012.
- [163] M. Abdallah, F. Al Mahmoud, R. Boissiere, A. Khelil, J. Mercier. “Experimental study on strengthening of RC beams with Side Near Surface Mounted technique-CFRP bars”. In: *Composite Structures*, Elsevier, 234 (2020), pp.111716.
- [164] A. Bilotta, F. Ceroni, M. Di Ludovico, E. Nigro, M. Pecce, G. Manfredi. “Experimental bond tests on concrete members strengthened with NSM FRP systems: Influence of groove dimensions and surface treatment”. In: *Proceedings of the 6th International Conference on FRP Composites in Civil Engineering, (CICE 2012)*.
- [165] J. Gomez. “Bond behaviour of NSM FRP strengthening systems on concrete elements under sustained load”. In: *3<sup>rd</sup> Rilem Spring Convention 2020, Guimaraes, Portugal (9-14 March 2020)*.
- [166] S. Matthys, A. Palmieri. “NSM FRP to concrete bond to elevated temperature”. In: *The 7<sup>th</sup> International Conference on FRP Composites in Civil Engineering (CICE 2014), Vancouver, Canada (20-22 August, 2014)*.
- [167] M. Baena, L. Torres, A. Turon, M. Llorens, C. Barris. “Bond behaviour between recycled aggregate concrete and glass fibre reinforced polymer bars”. In: *Constr. Build. Mater.* 106 (2016), pp. 449–460.
- [168] J.P. Firmo, J. Correia, D. Pittam C. Tiago, M. Arruda. “Experimental characterization of the bond between externally bonded reinforcement (EBR) CFRP strips and concrete at elevated temperatures”. In: *Cem. Concr. Compos.* 60 (2015), pp. 44–54.
- [169] M. Lettieri, M. Frigione. “Effects of humid environment on thermal and mechanical properties of a cold-curing epoxy resin”. In: *Constr. Build. Mater.* 30 (2012), pp. 753–760.

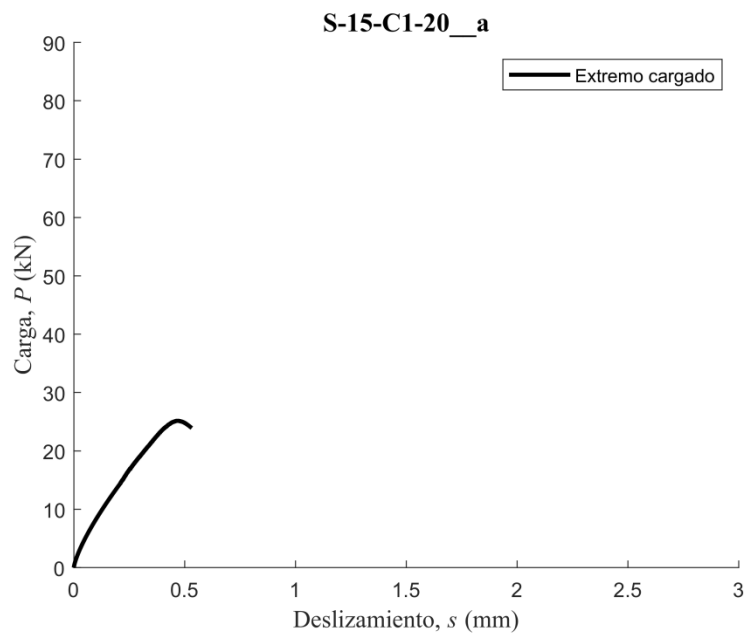


## Anejo A.

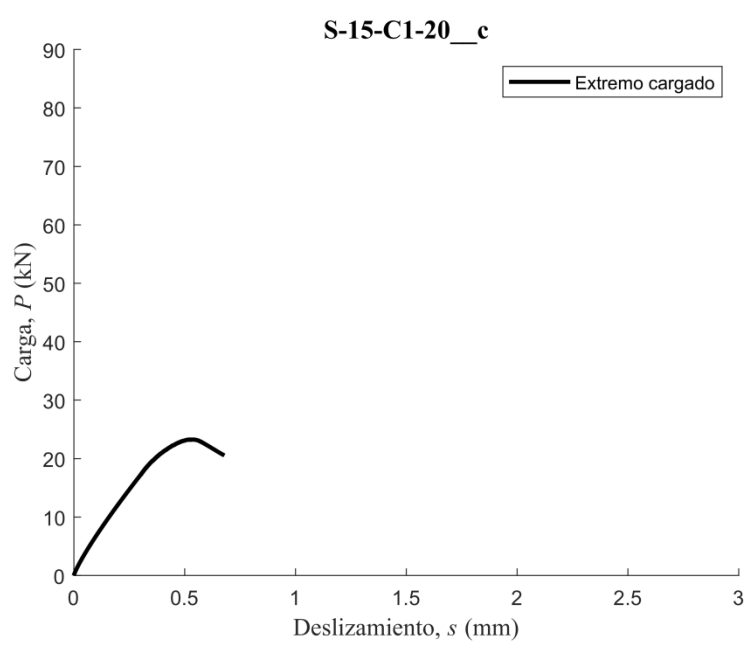
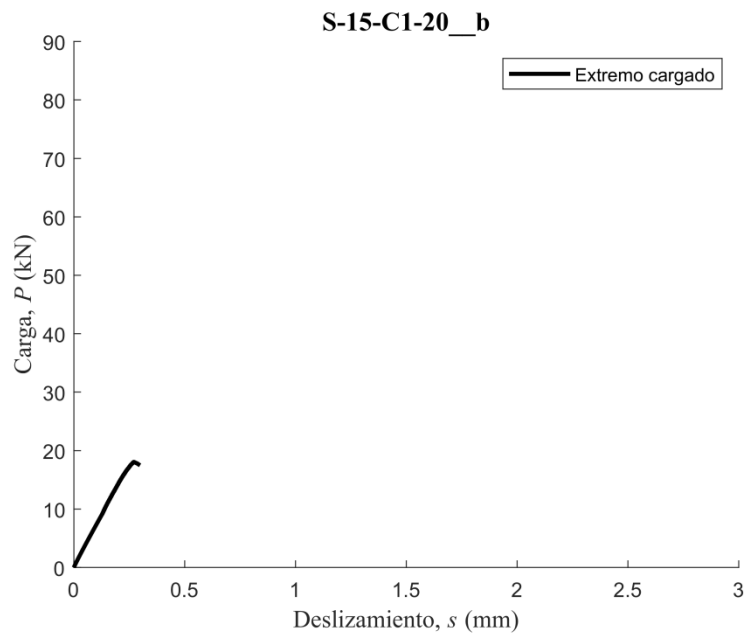
### Curvas experimentales carga - deslizamiento

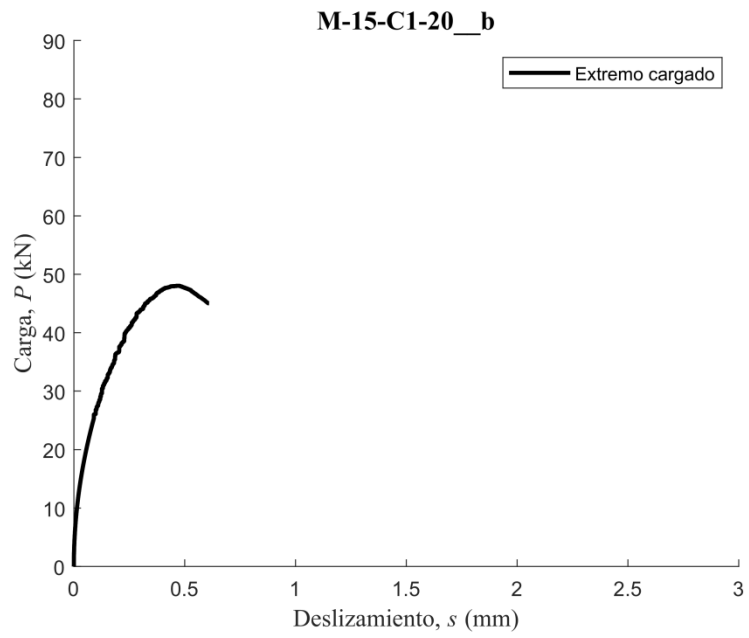
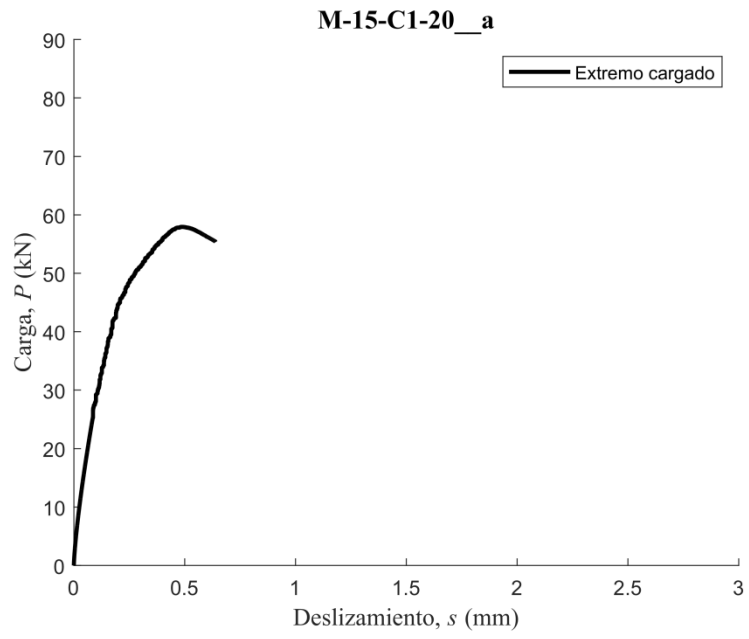
#### A.1. Ensayos pull-out en condiciones ambientales (Serie 1)

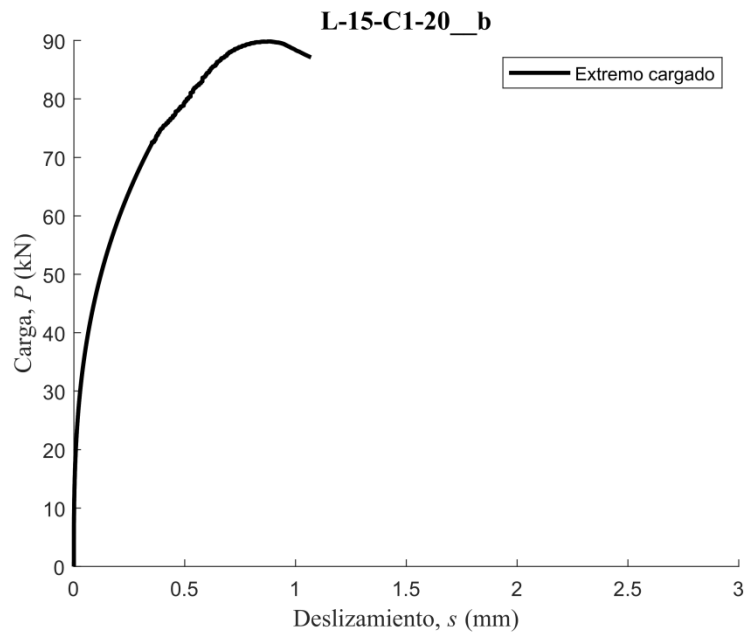
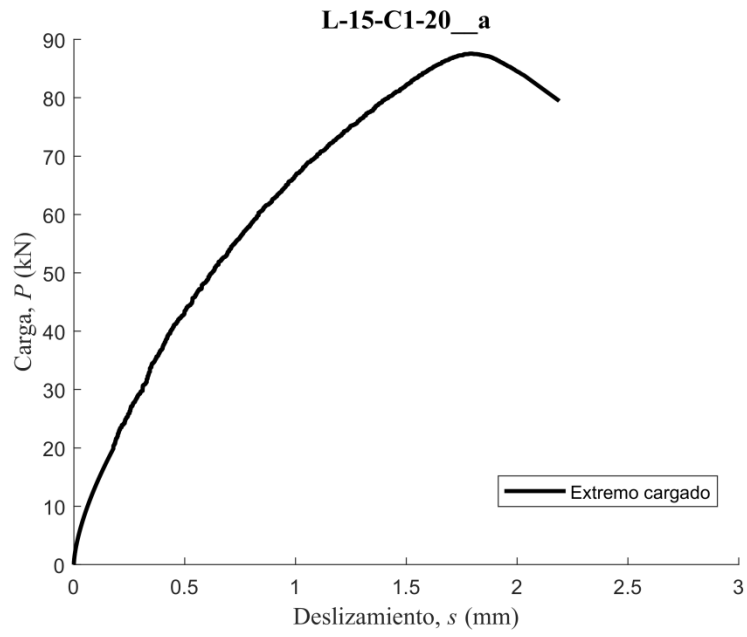
Debe tenerse en cuenta que sólo se representan las curvas experimentales carga - deslizamiento de las probetas de la serie 1 que registraron valores de deslizamiento, aunque en algunos casos el transductor del extremo cargado falló al inicio del ensayo. En cambio, las probetas que registraron valores erróneos durante todo el ensayo por fallo del transductor del extremo cargado, no se han representado en este anejo. Estas son M-15-C1-20\_c, S-12-C2-20\_b, L-12-C2-20\_c, S-12-C3-20\_a y S-20-C1-20\_a. Por lo que los valores máximos de deslizamiento del extremo cargado de estas probetas tampoco se encuentran en la Tabla 5.1.

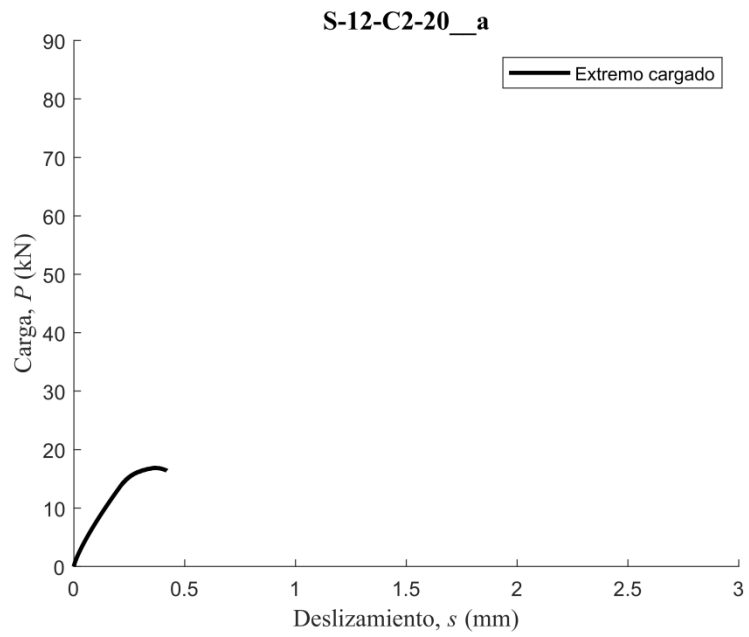
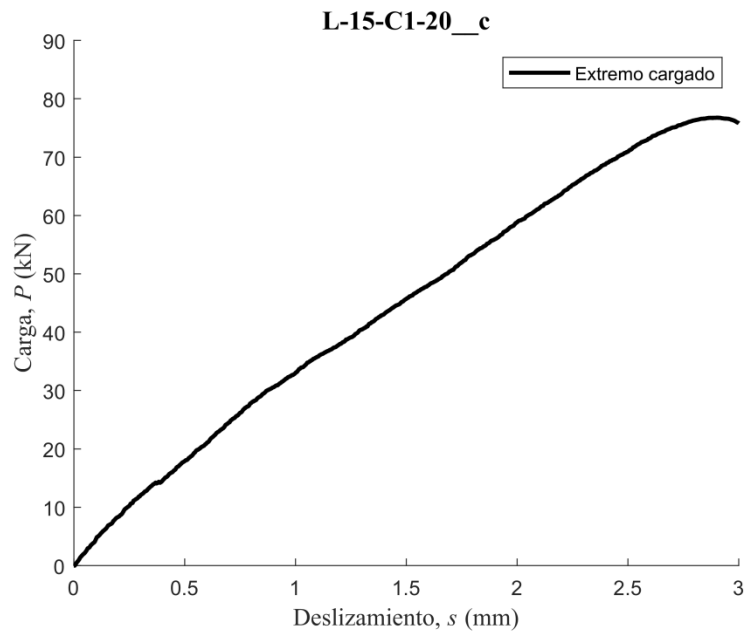


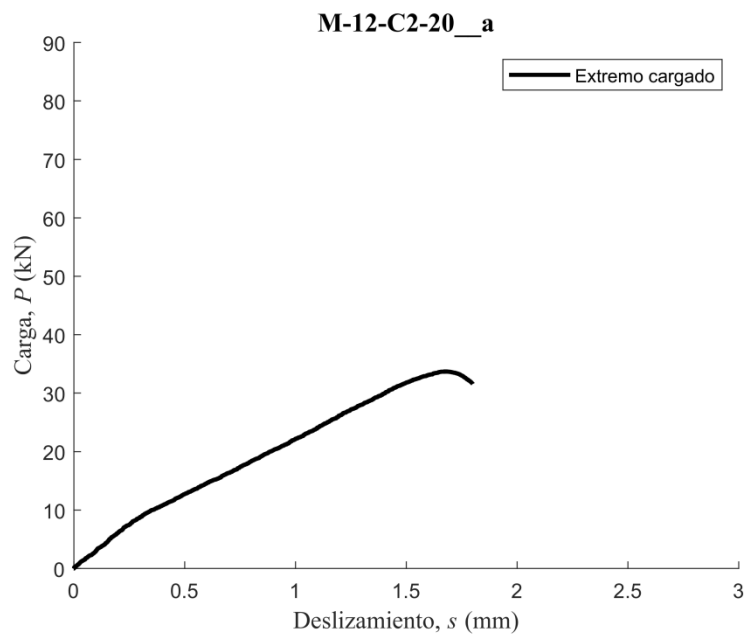
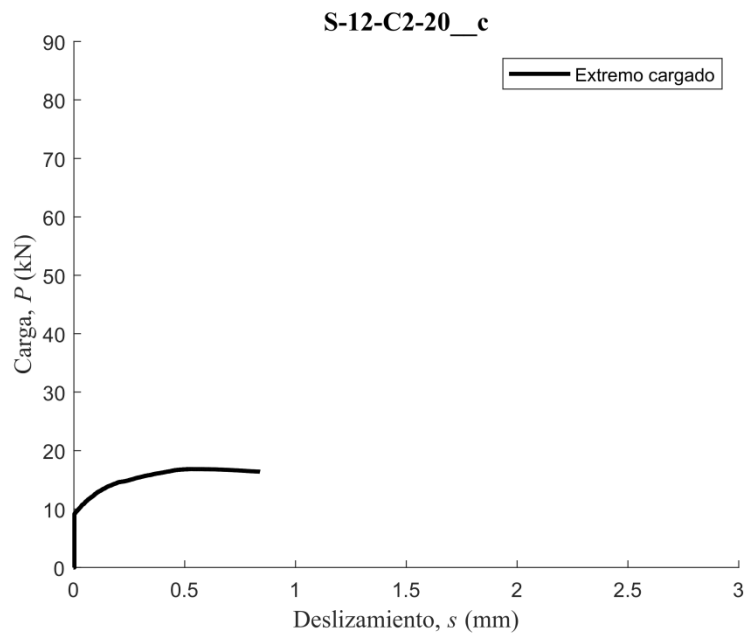


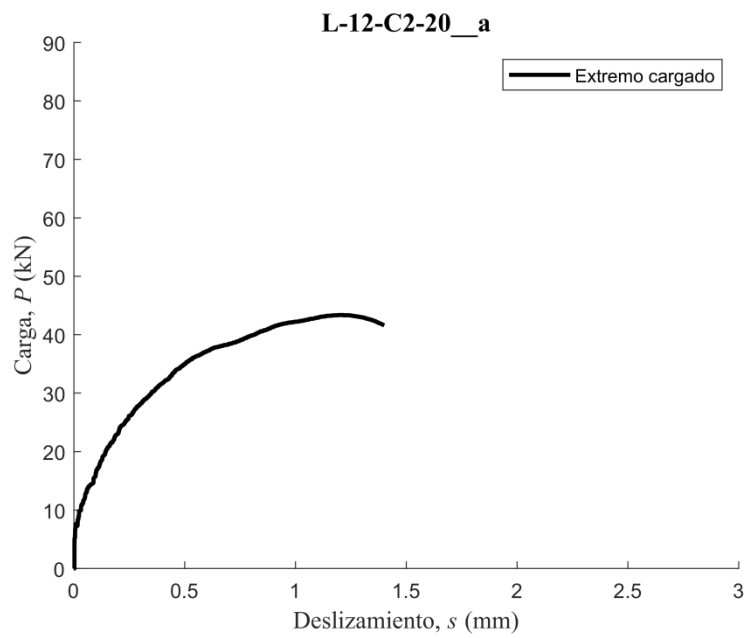
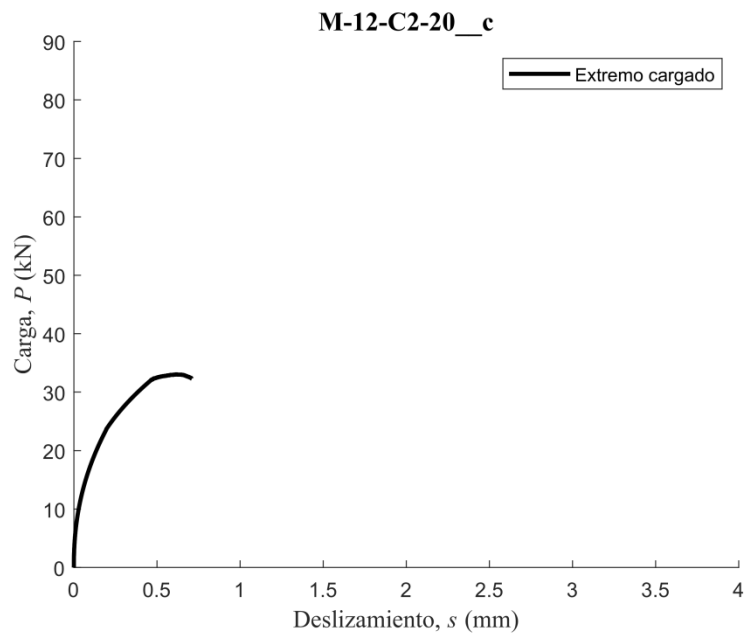


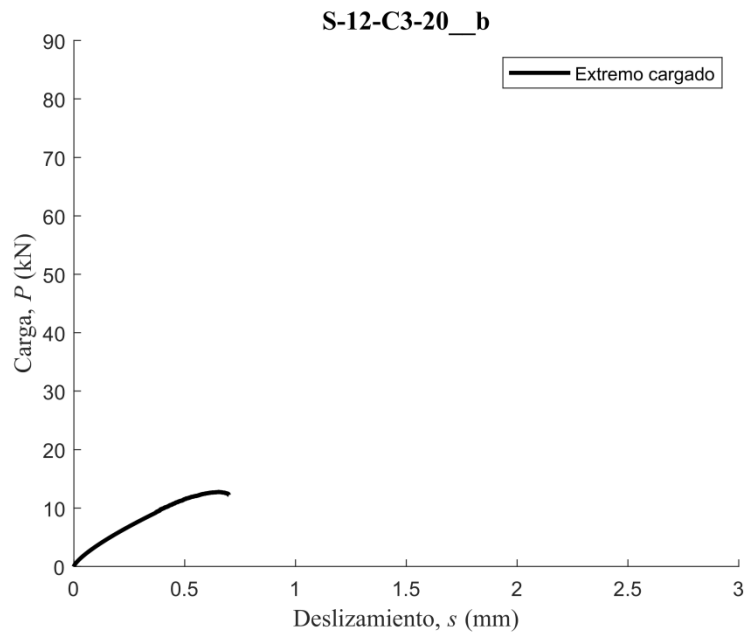
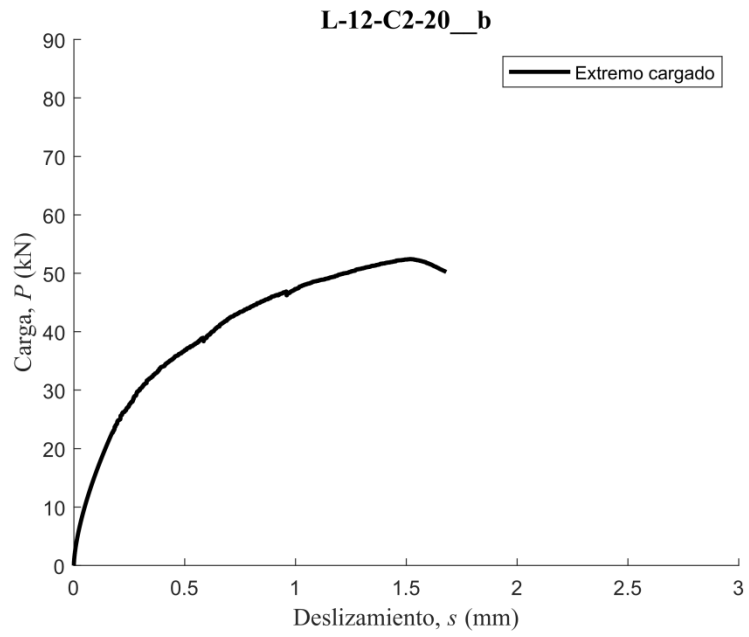


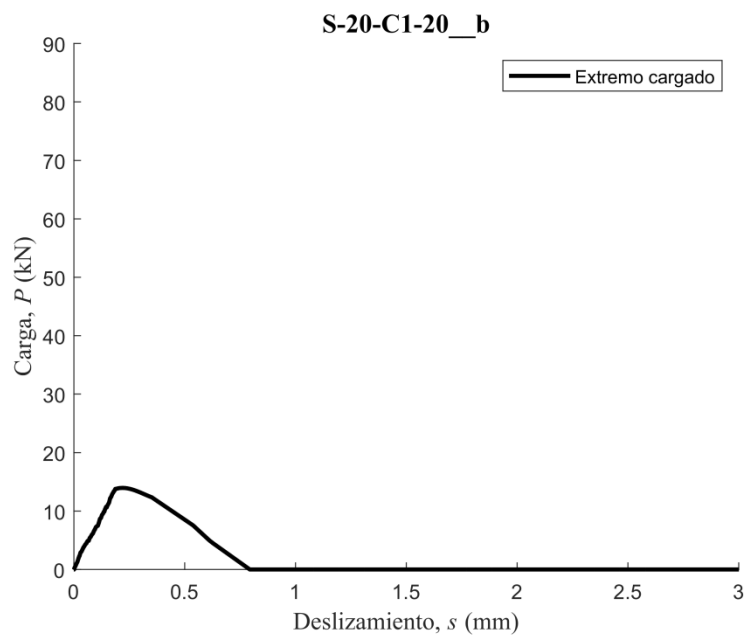
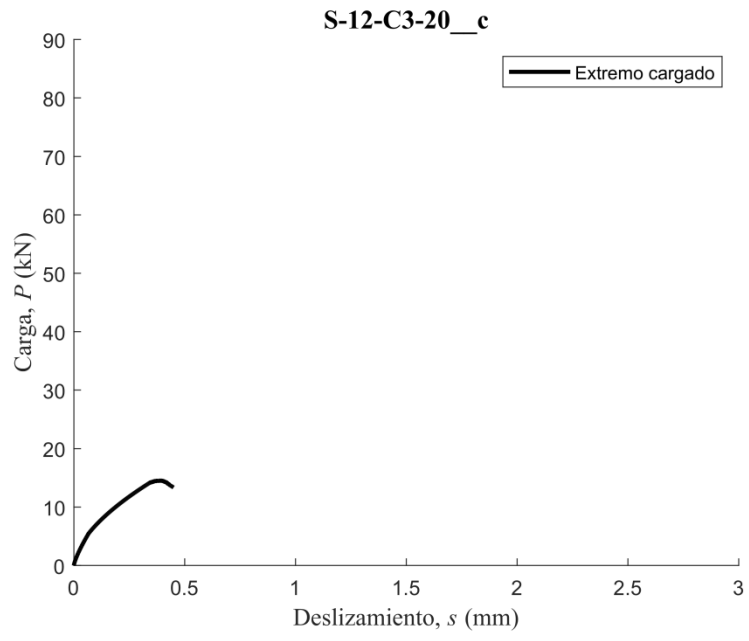




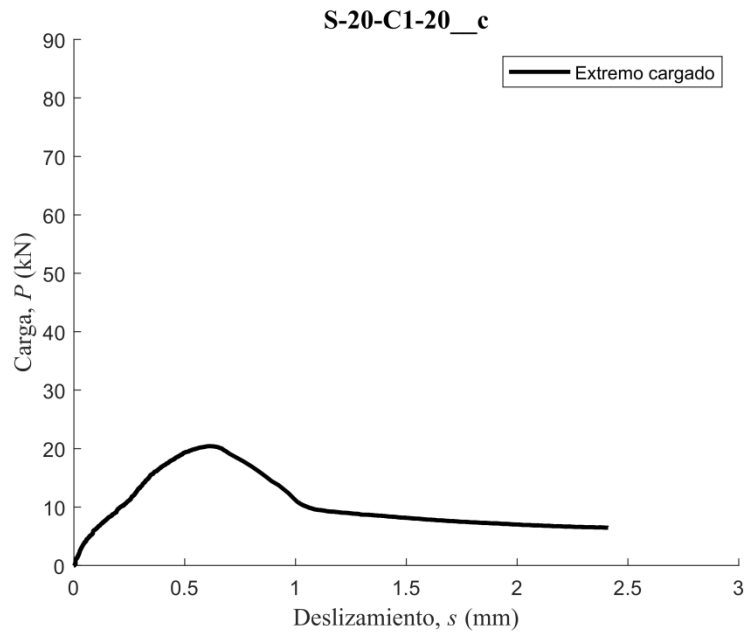












## A.2. Ensayos pull-out – influencia de la temperatura y humedad (Serie 2)

Debe tenerse en cuenta que en este apartado sólo se representan las curvas experimentales carga – deslizamiento de las probetas de la serie 2 que registraron valores de deslizamiento, aunque en algunos casos el transductor del extremo cargado falló al inicio del ensayo. En cambio, las probetas que registraron valores erróneos durante todo el ensayo por fallo del transductor del extremo cargado, no se han representado en este anejo. Estas son M-12-C2-40\_a, L-12-C2-40\_c y S-12-C3-40\_b. Por lo que los valores máximos de deslizamiento del extremo cargado de estas probetas tampoco se encuentran en la Tabla 6.1.

