

UNIVERSIDAD TECNOLÓGICA NACIONAL

FACULTAD REGIONAL CONCEPCIÓN DEL URUGUAY

ANÁLISIS DE LA EFICIENCIA DEL USO DE FIBRAS
HÍBRIDAS COMO REFUERZO DEL HORMIGÓN.
APLICACIÓN A TUBOS DE DRENAJE

Autor

Ing. Federico Alejandro González

Directora: Dra. Viviana C. Rougier

Co-Director: Dr. Mario R. Escalante.

2023

TESIS PRESENTADA PARA OBTENER EL GRADO ACADÉMICO DE DOCTOR EN
INGENIERÍA, MENCIÓN MATERIALES.

*Pero hay un rayo de sol en la lucha
que siempre deja la sombra vencida.*

M. Hernández.

Agradecimientos

En primer lugar, quiero agradecer a mi directora de tesis, la Dra. Ing. Viviana C. Rougier. Gracias por la confianza que ha depositado en mí para realizar este proyecto, por su paciencia, humanidad y por estar siempre pendiente de mi trayectoria como doctorando. Aún en los momentos más difíciles, como fue durante la pandemia, siempre ha estado alentándome para continuar y alcanzar mis objetivos.

Al Dr. Ing. Mario R. Escalante co-director de tesis. Gracias por su ayuda y por compartir sus conocimientos y experiencia durante el desarrollo del proyecto.

A mis amigos, colegas y compañeros de trabajo de la Oficina 15 de la UTN FRCU (Ing. Facundo Retamal, Ing. Miqueas Denardi, Ing. Facundo Ferrado y Dr. Omar Faure). Gracias por su acompañamiento durante todo o parte del tiempo dedicado al desarrollo de esta tesis. También, agradezco al personal técnico del laboratorio de la FRCU, especialmente al Ing. Ricardo Gómez.

Al personal de la Planta de premoldeados Coinar SA de la ciudad de Concordia, en especial a José Montenegro, Gabriel y al Ing. Guillermo Bevilaqua. Gracias por el apoyo técnico, la paciencia y por la buena predisposición que han tenido siempre en la fase experimental de mi trabajo.

A mi colega y amigo de la UTN FRCon, el Ing. Alberto Palacios. Gracias por su ayuda desinteresada, por compartir su conocimiento y por su apoyo en la fase experimental de esta tesis.

A mis compañeros de cátedras, el Ing. Héctor Ricardo Retamal y la Mg. Ing. María Inés Schierloh, que me brindaron su apoyo incondicional desde el inicio hasta el final del doctorado.

A mi hijo Joaquín y a mi compañera Valeria, los dos pilares de mi vida. A todos mis afectos, especialmente Ailén.

A la Universidad Tecnológica Nacional, a la Facultad Regional C. del Uruguay. Gracias por haberme hecho parte de ella, de su comunidad, y por el apoyo económico que me brindó. De todo corazón, a todos. Muchas Gracias.

Resumen

El hormigón reforzado con dos o más tipos de fibras combinadas racionalmente, denominado hormigón reforzado con fibras híbridas, es un material compuesto que posee propiedades mecánicas mejoradas, especialmente en términos de ductilidad y control de fisuración. Existen diversos tipos de refuerzos híbridos, los cuales incluyen la combinación de fibras de diferentes materiales, con distintas características geométricas y mecánicas. Entre ellas, la combinación de fibras de acero y polipropileno resulta en la mejora de la resistencia a tracción debido al alto módulo y rigidez de las primeras, mientras que las segundas, con bajo módulo e importante capacidad de deformación, contribuyen a mejorar la ductilidad del compuesto. El hormigón reforzado con fibras híbridas puede ser elaborado y moldeado de manera similar al hormigón simple, donde las fibras se adicionan a la mezcla del mismo modo que cualquier otro agregado. El uso de estos hormigones en tubos de drenaje, sustituyendo de manera parcial o total los refuerzos tradicionales de mallas y barras de acero, podría tener un impacto favorable en la industria del prefabricado desde un punto de vista técnico y económico.

En esta Tesis se estudia experimental y numéricamente el comportamiento mecánico del hormigón reforzado con fibras híbridas (macrofibras de acero y polipropileno) en su aplicación para la elaboración de tubos de drenaje de 600 mm de diámetro. Además, se propone un modelo teórico de cálculo para la estimación de la carga máxima en tubos de hormigón reforzado con fibras híbridas, sometidos al ensayo de compresión diametral de tres aristas.

El desempeño mecánico de los tubos mencionados, en términos de capacidad de carga y modos de falla, es comparado con el correspondiente a tubos de hormigón armado con refuerzo tradicional de malla de acero, tubos de hormigón simple y con tubos de hormigón reforzado con fibras de acero. Para ello, el programa experimental comprende la elaboración y ensayo de tubos de hormigón reforzado con fibras híbridas con dos combinaciones distintas de fibras: una de ellas con 20 kg/m^3 de fibras de acero y $0,5 \text{ kg/m}^3$ de fibras de polipropileno, y la otra, con 20 kg/m^3 de fibras de acero y $1,0 \text{ kg/m}^3$ de fibras de polipropileno. También los tubos de hormigón reforzado con fibras de acero cuentan con dos dosificaciones diferentes: una con 20 kg/m^3 de fibras de acero, y la otra, con 25 kg/m^3 de fibras de acero. Los tubos de hormigón armado, que constituyen el grupo de control, corresponden a la clase resistente II según la normativa nacional (Argentina).

Los resultados experimentales muestran que los tubos de hormigón reforzados con fibras híbridas alcanzaron los requisitos de resistencia del grupo de control y ofrecen un mejor desempeño mecánico que los tubos de hormigón reforzados con fibras de acero. Además, poseen un comportamiento de rotura dúctil, al contrario de los tubos de hormigón simple que exhibieron una rotura peligrosamente frágil durante los ensayos.

Para la simulación numérica se trabaja dentro de la mecánica del continuo con un modelo de daño y plasticidad acoplados desarrollado en el software ABAQUS® y calibrado a partir de los resultados obtenidos experimentalmente. Dicho modelo permite reproducir el comportamiento de los tubos a partir de algunas de las propiedades mecánicas de los materiales constituyentes y de su disposición en el compuesto. La comparación entre los resultados numéricos y experimentales muestra la capacidad del modelo para simular el comportamiento de los tubos de hormigón reforzado con fibras híbridas en el ensayo de compresión diametral de tres aristas.

Para el cálculo teórico de la carga máxima de los tubos en el ensayo de compresión diametral, se modifica un modelo existente para fibra única, incorporando los efectos de sinergia que genera la hibridización de las fibras en las propiedades del hormigón. Los resultados obtenidos a partir de dicho modelo modificado muestran una adecuada aproximación a los valores de carga máxima obtenidos experimental y numéricamente, por lo cual, constituye una herramienta útil para el diseño de este tipo de tubos.

Abstract

Concrete reinforced with two or more types of fibers rationally combined is called hybrid fiber-reinforced concrete. This is a composite material with improved mechanical properties, especially in terms of ductility and crack control. Many types of hybrid reinforcements include the combination of fibers from different materials, with different geometric and mechanical characteristics. Among them, the combination of steel and polypropylene fibers results in improved tensile strength due to the high modulus and rigidity of the former, while the latter, with low modulus and significant deformation capacity, contributes to improving the ductility of the composite material. Hybrid fiber-reinforced concrete can be made and cast in a similar way to plain concrete, where the fibers are added to the mix in the same way as any other aggregate. The use of these concretes in drainage pipes, partially or totally substituting the traditional reinforcements of meshes and steel bars, could have a favorable impact on the precast industry from a technical and economic point of view.

The mechanical behavior of hybrid fiber reinforced concrete (steel macro fibers and polypropylene) applied for the production of drainage pipes with a diameter of 600 mm is experimentally and numerically studied in this thesis. In addition, a theoretical calculation model is proposed for the estimation of the maximum load in concrete pipes reinforced with hybrid fibers, subjected to the three-edge diametrical compression test.

The mechanical performance of the mentioned pipes, in terms of load capacity and failure modes, is compared with that corresponding to reinforced concrete pipes with traditional reinforcement of steel mesh, simple concrete pipes, and steel fiber reinforced concrete pipes. For this, the experimental program includes the production and testing of hybrid fiber reinforced concrete pipes with two different combinations of fibers: one of them with 20 kg/m³ of steel fibers and 0.5 kg/m³ of polypropylene fibers, and the other, with 20 kg/m³ of steel fibers and 1.0 kg/m³ of polypropylene fibers. The steel fiber reinforced concrete pipes also have two different dosages: one with 20 kg/m³ of steel fibers, and the other with 25 kg/m³ of steel fibers. The reinforced concrete pipes, which constitute the control group, correspond to resistance class II according to national regulations (Argentina).

The experimental results show that the hybrid fiber-reinforced concrete pipes reached the strength requirements of the control group and offer better mechanical performance than the steel fiber-reinforced concrete pipes. In addition, they have ductile failure

behavior, contrary to plain concrete pipes that exhibit dangerously brittle failure during tests.

Numerical simulation is performed using a coupled damage plasticity model developed in the ABAQUS[®] software and calibrated from the results obtained experimentally. The model allows simulation of the behavior of the tubes from some of the mechanical properties of the constituent materials and their arrangement.

The comparison of the numerical and experimental results shows the ability of the model to simulate the behavior of hybrid fibers reinforced concrete pipes in the three-edge bearing test.

For the theoretical calculation of the maximum load of the tubes in the diametral compression test, an existing model for a single fiber is modified, incorporating the synergy effects generated by the hybridization of the fibers in the properties of the material. The results obtained from the modified model show an adequate approximation to the maximum load values obtained experimentally and numerically.

Índice general

	2
Agradecimientos	4
Resumen	6
Abstract	9
1. INTRODUCCIÓN	23
1.1. DESCRIPCIÓN DEL PROBLEMA	23
1.2. IMPORTANCIA DEL TEMA	25
1.3. ANTECEDENTES	26
1.4. OBJETIVOS	28
1.5. CONTENIDO	29
2. ESTADO DEL ARTE	31
2.1. HORMIGÓN REFORZADO CON FIBRAS	31
2.1.1. Introducción	31
2.1.2. Mecanismo de refuerzo de las fibras	33
2.1.3. Principales parámetros que tienen influencia en la interacción fibra-matriz	34
2.1.3.1. Geometría de las fibras	35
2.1.3.2. Orientación de las fibras	36
2.1.3.3. Volumen de fibras adicionado	37
2.1.3.4. Resistencia mecánica de las fibras y de la matriz de hormigón	38
2.2. HORMIGÓN REFORZADO CON FIBRAS HÍBRIDAS	39
2.2.1. Introducción	39
2.2.2. Las fibras de polipropileno (FPP)	41
2.2.3. Las fibras de acero (FA)	42
2.2.4. Propiedades en estado fresco del Hormigón Reforzado con Fi- bras Híbridas	43
2.2.4.1. Trabajabilidad	43

2.2.4.2.	Contracción	46
2.2.5.	Propiedades en estado endurecido del Hormigón Reforzado con Fibras Híbridas	47
2.2.5.1.	Compresión	47
2.2.5.2.	Tracción directa	49
2.2.5.3.	Flexión	50
2.2.5.4.	Corte directo	53
2.2.5.5.	Durabilidad	55
2.2.5.6.	Fatiga e impacto	56
2.3.	APLICACIÓN DEL HORMIGÓN REFORZADO CON FIBRAS EN TUBOS DE DRENAJE	57
2.4.	CONSIDERACIONES FINALES	61
3.	PROGRAMA EXPERIMENTAL	63
3.1.	INTRODUCCIÓN	63
3.2.	ESPECÍMENES	64
3.3.	MATERIALES	67
3.3.1.	Cemento	67
3.3.2.	Agregados	68
3.3.3.	Fibras	68
3.3.3.1.	Macro fibras de acero	69
3.3.3.2.	Macro fibras de polipropileno	69
3.3.4.	Malla de acero	70
3.3.5.	Hormigón simple y reforzado con fibras	71
3.3.5.1.	Dosificación teórica de la mezcla	71
3.3.5.2.	Resistencia a la compresión	72
3.4.	ELABORACIÓN DE LOS ESPECÍMENES	80
3.5.	METODOLOGÍA DE ENSAYO E INSTRUMENTACIÓN	82
3.5.1.	Ensayo de compresión diametral de tres aristas (ECD)	82
3.5.2.	Ensayo de absorción de agua	88
3.6.	RESULTADOS EXPERIMENTALES	89
3.6.1.	Introducción	89
3.6.2.	Ensayo de compresión diametral	89
3.6.2.1.	Tubos de hormigón reforzado con armadura tradicional clase II (THA)	89
3.6.2.2.	Tubos de hormigón simple (THS)	91
3.6.2.3.	Tubos de Hormigón Reforzados con Fibras de Acero (THRFA)	91

3.6.2.4.	Tubos de Hormigón Reforzado con Fibras Híbridas (THRFH)	95
3.6.3.	Modo de falla y patrón de fisuración	98
3.6.4.	Comparación de resultados de capacidad de carga entre los diferentes grupos de tubos y respecto al grupo de control.	102
3.6.5.	Resultados de los ensayos de absorción de agua	104
4.	SIMULACIÓN NUMÉRICA	107
4.1.	INTRODUCCIÓN	107
4.2.	MODELO DE DAÑO Y PLASTICIDAD PARA HORMIGÓN (MDP) DE ABAQUS®	108
4.2.1.	Evolución del daño	109
4.2.2.	Función de fluencia	111
4.2.3.	Regla de flujo	111
4.2.4.	Modelos de respuesta del material a la compresión y a la tracción uniaxial	111
4.2.4.1.	Modelo de comportamiento general a la compresión uniaxial	112
4.2.4.2.	Modelo de comportamiento general a la tracción uniaxial.	113
4.3.	SIMULACIÓN NUMÉRICA DEL ENSAYO DE COMPRESIÓN DIAMETRAL (ECD)	115
4.3.1.	Parámetros del material HRFH requeridos por el MDP	116
4.3.1.1.	Módulo de elasticidad	117
4.3.1.2.	Coefficiente de Poisson	118
4.3.1.3.	Parámetro de viscosidad	118
4.3.1.4.	Relación compresión biaxial-uniaxial	118
4.3.1.5.	Coefficiente K_c	119
4.3.1.6.	Ángulo de dilatancia	119
4.3.1.7.	Excentricidad del potencial de flujo	119
4.3.1.8.	Modelo constitutivo para el comportamiento a la compresión uniaxial del HRFH	120
4.3.1.9.	Modelo constitutivo del comportamiento a la tracción del HRFH	121
4.3.2.	Parámetros que definen al material de apoyo inferior y superior	127
4.3.2.1.	Módulo de elasticidad del caucho	128
4.3.2.2.	Coefficiente de Poisson	129
4.3.2.3.	Modelos de hiperelasticidad	129
4.4.	RESULTADOS	131

4.4.1.	Simulación del ECD en THRFH con refuerzo combinado de 20 kg/m ³ de FA y 0,5 kg/m ³ de FPP	133
4.4.2.	Simulación del ECD en THRFH con refuerzo combinado de 20 kg/m ³ de FA y 1.0 kg/m ³ de FPP	138
4.5.	ESTUDIO PARAMÉTRICO	141
4.6.	COMENTARIOS FINALES	148
5.	MODELO TEÓRICO PARA EL CÁLCULO DE THRFH	149
5.1.	INTRODUCCIÓN	149
5.2.	MODELOS DE DISEÑO DE TUBOS DE HORMIGÓN	150
5.2.1.	Método de diseño directo	153
5.2.2.	Método de diseño indirecto	153
5.2.3.	Consideración final acerca de los modelos directos e indirectos	158
5.2.4.	Situación y consideraciones normativas en cuanto al diseño de THRF	159
5.3.	MODELO TEÓRICO MODIFICADO (MTM)	160
5.3.1.	Ecuaciones de diseño para la determinación de la carga máxima a flexión de tubos de hormigón a partir del ensayo de compresión diametral de tres aristas (ECD).	160
5.3.2.	Modificación de las ecuaciones de diseño para tener en cuenta el efecto híbrido de las FA y de las FPP	161
5.4.	RESULTADOS	165
5.4.1.	Calibración del modelo teórico (MT) de Peyvandi et al. (2014) para THRFH	165
5.4.2.	Resultados obtenidos a partir del modelo teórico modificado (MTM) para THRFH	167
5.4.3.	Comparación entre los resultados teóricos y numéricos	169
6.	CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES PARA TRABAJOS FUTUROS	171
6.1.	INTRODUCCIÓN	171
6.2.	CONCLUSIONES	171
6.3.	SUGERENCIAS PARA TRABAJOS FUTUROS	174
A.	Anexo - Cap. 3	175
A.1.	COMPARACIÓN DE RESULTADOS DE RESISTENCIA A LA COMPRESIÓN CILÍNDRICA CON CRITERIO ESTADÍSTICO	175
A.1.1.	Introducción	175
A.1.2.	Nomenclatura	175

A.1.3.	Comparación entre tres poblaciones: Hormigón simple (HS); Hormigón reforzado con 20 kg/m ³ de FA (HRFA-20); y Hor- migón reforzado con 25 kg/m ³ de FA (HRFA-25).	176
A.1.3.1.	Estadística descriptiva	176
A.1.3.2.	Prueba de normalidad Shapiro-Wilk	176
A.1.3.3.	Prueba de homogeneidad de varianzas Test de Levene	177
A.1.3.4.	Test de hipótesis	177
A.1.4.	Comparación entre tres poblaciones: Hormigón simple (HS); Hormigón reforzado con fibras híbridas: 20 kg/m ³ de FA y 0,5 kg/m ³ de FPP (HRFH-20/0.5); y Hormigón reforzado con fibras híbridas: 20 kg/m ³ de FA y 1,0 kg/m ³ de FPP (HRFH- 20/1.0)	178
A.1.4.1.	Estadística descriptiva	178
A.1.4.2.	Prueba de normalidad Shapiro-Wilk	178
A.1.4.3.	Prueba de homogeneidad de varianzas Test de Levene	179
A.1.4.4.	Test de hipótesis	179
A.2.	COMPARACIÓN DE RESULTADOS DE CARGA MÁXIMA PRO- MEDIO ENTRE EL GRUPO DE CONTROL THA, Y LOS GRUPOS DE THRFA y THRFH	180
A.2.1.	Introducción	180
A.2.2.	nomeclatura	180
A.2.3.	Comparación entre los grupos de THRFA y los THA.	180
A.2.3.1.	Estadística descriptiva	180
A.2.3.2.	Prueba de normalidad Shapiro-Wilk	181
A.2.3.3.	Test de levene – Homogeneidad de la varianza . . .	181
A.2.3.4.	ANOVA de una vía- Prueba de hipótesis	181
A.2.3.5.	Turkey test - Comparación entre tres poblaciones: THA, THRFA-20 y THRFA-25	182
A.2.4.	Comparación entre los grupos de THRFH y los THA.	182
A.2.4.1.	Estadística descriptiva	182
A.2.4.2.	Prueba de normalidad Shapiro-Wilk	183
A.2.4.3.	Test de levene – Homogeneidad de la varianza . . .	183
A.2.4.4.	ANOVA de una vía - Prueba de hipótesis	183
B.	Anexo - Cap.5	185
B.1.	Tabla 42 - Manual de diseño de tubos de hormigón (ACPA, 2011) . .	186
	Bibliografía	187

Índice de figuras

1.1. Estimaciones y proyecciones de la población Argentina elaboradas en base a resultados del Censo Nacional de Población, Hogares y Viviendas 2010. Fuente: INDEC.	23
1.2. Obra de drenaje en B° popular “Cantera 25”, Concepción del Uruguay, Entre Ríos, Argentina.	24
2.1. Materiales naturales reforzados con fibras vegetales en Purmamarca, Jujuy, Argentina.	31
2.2. Mecanismo de control en la propagación de una fisuras de matrices cementiceas. (Pereira, 2017)	33
2.3. Perfil tensión-deformación para cuando la longitud de la fibra (l_f) es igual, mayor y menor a la longitud crítica l_c . (Callister Junior & Rethwisch, 2002)	35
2.4. Compatibilidad dimensional entre las fibras de refuerzo y el agregado grueso en el hormigón. (Barroset al. , 2009)	36
2.5. Distribución de las fibras en elementos de 3D y 2D predominantes. (Guimarães & Figueiredo, 2003)	37
2.6. Comportamiento del HRF con tenores menores, iguales y mayores al volumen de fibras crítico. (Figueiredo, 2011)	38
2.7. Tipos de comportamiento del HRF relacionados al contenido de fibras. (Di Prisco et al., 2009)	38
2.8. Diferentes tipos de fibras de polipropileno.	42
2.9. Formas transversales y longitudinales de las fibras de acero.	43
2.10. Segregación de fibras en forma de bola o erizo.	44
2.11. Variación del asentamiento de acuerdo al tipo de refuerzo empleado en el hormigón. (Zhang & Pan, 2021)	45
2.12. Comparación entre la respuesta post-pico de probetas de HS, HRFA, HRFPP y HRFH. (Caggiano et al., 2016)	48
2.13. Influencia de la variación en el contenido de fibras en la resistencia a la tracción uniaxial del HRF. (Xu et al., 2016)	51
2.14. Configuraciones y tamaños de vigas utilizadas en algunos códigos y recomendaciones para los ensayos de flexión.	52

2.15. Curvas tensión-deformación en vigas de HRFH (Yao et al., 2003). . .	54
2.16. Esquemas de ensayos de corte: a) probetas tipo “push off”; b) probetas prismáticas	54
3.1. Características de los especímenes elaborados y denominación de sus diferentes zonas.	64
3.2. Nomenclatura utilizada para la identificación de los especímenes. . . .	65
3.3. Tipos y composición de cementos. (IRAM-50000, 2017)	68
3.4. Agregados utilizados para la elaboración de los tubos.	69
3.5. Curvas granulométricas comparativas de las tres series realizadas. . .	70
3.6. Fibras de acero y de polipropileno empleadas para el refuerzo del hormigón.	71
3.7. Armaduras Clase II utilizadas para los THA.	72
3.8. Aspecto del hormigón de consistencia muy seca empleado para la elaboración de los tubos.	73
3.9. Características del pisón (izquierda) y procedimiento de compactación de probetas cilíndricas (centro y derecha).	74
3.10. Inhibición total o parcial del fenómeno de desprendimiento de material durante el ensayo de compresión simple en probetas cilíndricas de HRFH.	74
3.11. Esquema de identificación de la zona de extracción de los testigos en los distintos especímenes.	77
3.12. a) Procedimiento de calado del testigo; b) Rotura del tubo para obtención del bloque de hormigón a calar; c) Bloque calado; d) Testigos durante el ensayo de absorción; e) Testigo ensayado a compresión. . .	78
3.13. Incorporación de las fibras a la mezcladora y operación de llenado manual del molde.	81
3.14. (a) Esquema y (b) fotografía de las instalaciones de la Planta utilizadas para la elaboración.	82
3.15. a) Molde externo; b) Tambor vibrador; c) Aro inferior.	83
3.16. a) Transporte hasta el lugar de desmolde/acopio; b) Retiro del aro inferior del molde; c) Elevación y retiro del molde externo.	83
3.17. Humedecimiento de las superficies de los tubos para evitar la pérdida excesiva de humedad en el lugar de acopio.	83
3.18. Rotura de un tubo durante el desmolde.	84
3.19. a) Ensayo de tres aristas; b) ensayo de dos aristas; c) ensayo en cama de arena; d) ensayo Minnesota. (Carleton et al., 2017)	84
3.20. Diferentes fases del comportamiento estructural de un tubo premoldeado de hormigón sometido al ECD de tres aristas.	85

3.21. Esquema de instrumentación del ECD (imagen superior); Fotografía de un espécimen ensayado según la metodología descrita en la presente sección (imagen inferior).	87
3.22. Curvas P-v obtenidas a partir del ECD de THA.	90
3.23. Curvas P-v obtenidas a partir del ECD de THRFA-20.	93
3.24. Curvas P-v obtenidas a partir del ECD de THRFA-25	94
3.25. Erizo o segregación de FA en el espécimen 1-THRFA-25.	94
3.26. Curvas P-v obtenidas a partir del ECD de THRFA-25.	95
3.27. Curva P-v obtenida del ECD en los THRFH-20/0.5.	97
3.28. Curva P-v obtenida del ECD en los THRFH-20/1.0.	98
3.29. Comparación entre las curvas P-v obtenida del ECD de los THRFH para ambas dosis.	99
3.30. Desprendimiento de hormigón en la zona de la punta de un espécimen de los THA, en la Clave (a) y en la Contraclave (b).	99
3.31. Comparación entre el patrón de fisuración longitudinal de los THA (a) y los THRFH (b).	100
3.32. Aplastamiento diametral observado en los especímenes del grupo de THS.	100
3.33. Patrón de fisuración en la sección transversal de un espécimen de THRFH (a). Patrón de fisuración longitudinal del tubo (b).	101
3.34. Mecanismo general de falla de las fibras empleadas.	101
4.1. Curva $\sigma - \epsilon$ del hormigón sometido a compresión y tracción uniaxial según el MDP.	110
4.2. Etapas de progresión del daño del hormigón bajo compresión.	112
4.3. Etapas del proceso de falla a la tracción uniaxial del HRFH. (Li et al., 2018)	114
4.4. Identificación de los materiales y partes que componen el modelo.	116
4.5. Malla de elementos finitos 2D, empleada para la simulación del ECD.	116
4.6. Curvas $\sigma - \epsilon$ para el HRFH con un contenido de 20 kg/m ³ de FA, combinada con 0,5 y 1,0 kg/m ³ de FPP.	122
4.7. Factor de orientación global de las fibras en elementos 2-D. (Lee et al., 2011)	124
4.8. Determinación de la longitud l_i en una FA con extremo conformado.	125
4.9. Curvas $\sigma - w_{cr}$ para el HRFH con un contenido de 20 kg/m ³ de FA combinada con 0,5 y 1,0 kg/m ³ de FPP.	128
4.10. Comparación entre las distribuciones de tensiones principales máximas obtenidas numéricamente y el patrón de fisuración en la falla durante el ensayo de un THRFH-20/0.5.	133

4.11. Comparación entre las curvas experimentales y las obtenidas por simulación del ECD en THRFH-20/0.5 con apoyos elásticos.	135
4.12. Comparación entre las curvas experimentales y las obtenidas por simulación del ECD en THRFH-20/0.5 con apoyos hiperelásticos.	136
4.13. Comparación entre las curvas experimentales y las obtenidas por simulación del ECD en THRFH-20/1.0 con apoyos elásticos.	139
4.14. Comparación entre las curvas experimentales y las obtenidas por simulación del ECD en THRFH-20/1.0 con apoyos hiperelásticos.	140
4.15. Curva de respuesta a la tracción uniaxial para HRFH con 20 kg/m ³ de FA y 0,5 kg/m ³ de FPP.	143
4.16. Curva de respuesta a la tracción y a la compresión uniaxial para HRFH con 20 kg/m ³ de FA (RA = 67) y 0,5 kg/m ³ de FPP.	144
4.17. Curvas $\sigma - v$ obtenidas por simulación numérica del ECD para THRFH-20/0.5 con diferentes resistencia a la compresión y fibras de acero con distintas RA.	145
4.18. Comparación de resultados con las cargas de rotura mínimas establecidas para la clase resistente II y III por la norma IRAM-11503 (1986)	147
5.1. Tipos básicos de instalación.	151
5.2. Tipos de asentamiento de los tubos en las instalaciones.	152
5.3. Distribuciones de presiones de suelo de Heger.(ACPA, 2011)	155
5.4. Macrofotografía de una grieta en un THRFH luego de la rotura. Las FA fallan por arrancamiento con rectificación del extremo conformado y las FPP por rotura. (González & Rougier, 2022)	161
5.5. Distribución de la tensión de flexión en la condición final para una sección de hormigón reforzado con fibras con falla por arrancamiento. (Peyvandi et al., 2014)	162
5.6. Comparación entre la carga de rotura (P_r) teórica obtenida con el MT y la experimental en distintos trabajos publicados, considerando los C_f empleados.	166
5.7. Cargas de rotura obtenidas para diferentes valores de μ con el MTM y cargas de rotura media obtenidas experimentalmente para THRFH-20/0.5 y THRFH-20/1.0.	168
A.1. Comparación entre la resistencia del HS y el HRFA.	177
A.2. Comparación entre la resistencia del HS y el HRFH.	178
A.3. Comparación de carga máxima entre los grupos de THA, THRFA-20 y THRFA-25.	181
A.4. Comparación de carga máxima entre los grupos de THA, THRFH-20/0.5 y THRFH-20/1.0.	183

Índice de tablas

2.1. Propiedades físicas/mecánicas y costo aproximado de diferentes fibras utilizadas en sistemas de refuerzo.	34
3.1. Denominación, orden de campaña, tipo de refuerzo y la cantidad de unidades.	65
3.2. Especificaciones para tubos Clase II (IRAM-11503, 1986).	66
3.3. Características físicas promedio de los agregados utilizados.	69
3.4. Características físicas y mecánicas de las fibras utilizadas como refuerzo.	70
3.5. Dosificación teórica del hormigón simple o base.	72
3.6. Resistencia media a la compresión (f_{cm}), desviación estándar (S) de los diferentes grupos de probetas y variación (COV) respecto al grupo de control HS.	75
3.7. Factores de corrección de la resistencia a la compresión debido a la esbeltez del testigo. (IRAM-1551, 2000)	76
3.8. Denominación de los testigos, contenidos de fibras de refuerzo, densidad y resistencia a la compresión de los testigos ensayados.	79
3.9. Resistencia media a la compresión y desviación estándar de los testigos.	79
3.10. Carga de fisuración y de rotura de cada espécimen. Carga de fisuración y de rotura media correspondiente al grupo de THA.	90
3.11. Carga de rotura de cada espécimen y carga de rotura media correspondiente al grupo de THS.	91
3.12. Carga de rotura-especímenes THRFA-20 y THRFA-25.	92
3.13. Carga de fisuración (P_F) y rotura (P_R) de los especímenes de THRFH. Valores individuales y promedios.	96
3.14. COV calculado para los distintos grupos de tubos.	102
3.15. Valores de absorción de agua obtenidos para testigos calados de los grupos de THS, THRFH-20/0.5 y THRFH-20/1.0.	105
4.1. Valores típicos para módulos y deformaciones en hormigón simple (fib model code, 2010)	121
4.2. Relación entre la dureza Shore y el módulo de elasticidad (E) del material.	129

4.3. Resumen de parámetros del caucho adoptados para el MDP en la presente Tesis.	131
4.4. Resumen de parámetros del HRF adoptados para el MDP en esta Tesis y comparación con otros autores.	132
4.5. Comparación entre el promedio de carga de rotura experimental (P_r^{exp}) y las cargas de rotura obtenidas por simulación (P_r^{num}) del ECD. . . .	134
4.6. Porcentaje de aporte de las fibras híbridas a la resistencia de los tubos.	137
4.7. Comparación entre el promedio de carga de rotura experimental (P_r^{exp}) y las cargas de rotura obtenidas por simulación (P_r^{num}) del ECD. . . .	138
4.8. Porcentaje de aporte de las fibras híbridas a la resistencia de los tubos.	140
4.9. Relación de aspecto de las fibras de acero (RA). Parámetro de estudio.	142
4.10. Resultados numéricos de carga de rotura para los parámetros considerados en el presente estudio.	146
4.11. Resultados numéricos de carga para un desplazamiento vertical en la clave del tubo igual a 2,4 mm.	148
5.1. Factores de lecho para la condición de colocación del tubo en terraplén.	157
5.2. Factores de lecho para la condición de colocación del tubo en zanja. .	158
5.3. Publicaciones, parámetros de tubos y fibras empleadas en las mismas.	165
5.4. Parámetros geométricos y fibras empleadas en el MTM para THRFH.	167
5.5. Parámetros de la sección determinados en función del valor de μ	168
5.6. Comparación entre los valores de P_r teóricas y experimentales para THRFH.	169
5.7. Comparación entre los valores de P_r teóricas y experimentales para THRFH.	170
A.1. Valores obtenidos a partir de la prueba de normalidad Shapiro-Wilk. .	176
A.2. Test de Levene. Homogeneidad de varianzas.	177
A.3. Valores obtenidos a partir de la prueba de normalidad Shapiro-Wilk. .	179
A.4. Test de Levene. Homogeneidad de varianzas.	179
A.5. Test de hipótesis para la comparación de las medias entre poblaciones.	179
A.6. Valores obtenidos a partir de la prueba de normalidad Shapiro-Wilk. .	181
A.7. Test de Levene. Homogeneidad de varianzas.	181
A.8. Test de hipótesis para la comparación de las medias entre poblaciones.	182
A.9. Turkey test para la comparación de las medias entre poblaciones. . . .	182
A.10. Valores obtenidos a partir de la prueba de normalidad Shapiro-Wilk. .	183
A.11. Test de Levene. Homogeneidad de varianzas.	183
A.12. Test de hipótesis para la comparación de las medias entre poblaciones.	184

Capítulo 1

INTRODUCCIÓN

1.1. DESCRIPCIÓN DEL PROBLEMA

El sostenido incremento demográfico ocurrido en la Argentina en la última década (Figura 1.1) ha traído como consecuencia un crecimiento desordenado de las ciudades, siendo este más evidente en los amplios sectores periféricos ocupados por actores de bajos recursos económicos. Es decir, se ha producido una densificación poblacional en los barrios periféricos y se han creado nuevos asentamientos irregulares (Figura 1.2). Cuando la expansión urbana y la planificación del uso del suelo no se realizan en forma conjunta, se produce el crecimiento anárquico de las ciudades, normalmente acompañado por una falta de infraestructura que multiplica las dificultades para lograr un drenaje efectivo. La carencia de una gestión eficiente del drenaje de las aguas pluviales genera inundaciones que tienen un importante impacto sobre la economía del país. Por ello, es necesario que el estado realice inversiones masivas y constantes en este tipo de infraestructura y, por otra parte, que el mercado de tuberías esté preparado para satisfacer la demanda producto de dicha inversión.



Figura 1.1: Estimaciones y proyecciones de la población Argentina elaboradas en base a resultados del Censo Nacional de Población, Hogares y Viviendas 2010. Fuente: INDEC.



Figura 1.2: Obra de drenaje en B° popular “Cantera 25”, Concepción del Uruguay, Entre Ríos, Argentina.

Actualmente, en el mercado existen distintas alternativas para la ejecución de sistemas de drenaje, con tubos de diferentes materiales, características geométricas y mecánicas. Los sistemas más utilizados pueden clasificarse en rígidos (tubos de hormigón) y flexibles (tubos de PVC, PE de alta densidad, etc). La principal diferencia entre ambos sistemas es que la tubería flexible utiliza al suelo circundante como parte fundamental del soporte estructural, ya que el mismo le proporciona resistencia a la deformación. Debido a ello, la instalación de tuberías flexibles es más estricta que la de tuberías rígidas, sobre todo en lo que se refiere a los controles de la geometría de la zanja y compactación de los materiales de relleno.

Las principales ventajas en la utilización de tubos de hormigón son la baja relación costo-beneficio, el dominio de la técnica que el mercado posee de las propiedades del material, la flexibilidad en la producción de tubos de varios diámetros y la garantía de calidad de que la obra depende, principalmente, de la resistencia del tubo. Además de las ventajas citadas previamente, [Viñolas \(2011\)](#) estudió y comparó parámetros de sostenibilidad entre tuberías flexibles y rígidas, y concluyó que para tubos de diámetros pequeños la evaluación global de sostenibilidad es similar para ambos sistemas, sin embargo, cuando el diámetro aumenta, los tubos de hormigón tienen una mejor valoración.

A pesar de ser uno de los materiales de construcción más utilizados mundialmente por sus múltiples beneficios, el hormigón es un material que presenta algunas limitaciones, como por ejemplo, su limitada capacidad para resistir esfuerzos de tracción asociada a una baja capacidad de deformación y a una rotura frágil. Por ello, en el

caso de su aplicación en tubos premoldeados sin refuerzos, su utilización se limita a la elaboración de tubos con diámetros internos menores a 600 mm, cuando se lo utiliza sin refuerzos. Para diámetros superiores que recibirán mayores esfuerzos, se hace necesaria la utilización de refuerzos de barras o mallas de acero, los cuales se conocen como refuerzos convencionales o tradicionales.

En el sentido de posibilitar una variante tecnológica para la producción de tubos de hormigón premoldeados, fueron desarrollados estudios sobre la utilización de fibras discretas como refuerzo. La principal ventaja de la utilización de las mismas es la mayor facilidad de producción en relación a los tubos reforzados con armadura tradicional de barras o mallas de acero. El uso de fibras elimina la etapa de preparación de la armadura, ya que las mismas son adicionadas al hormigón directamente en la mezcla. La eliminación de esta etapa acelera el proceso de producción, reduce el consumo de energía, mano de obra y espacio físico en la industria. Otra ventaja que puede ser destacada, es la distribución aleatoria de las fibras en todo el volumen del elemento, reforzando incluso los bordes. Ello resulta en un menor riesgo de rotura de la pieza durante las etapas de producción, transporte y manipulación dentro y fuera de la planta, brindándole mayor resistencia al impacto. Otra característica importante del empleo de fibras es su mayor capacidad de refuerzo para bajos niveles de deformación y apertura de fisura, cuando se la compara con el refuerzo convencional. El refuerzo convencional de malla de acero, solo se activa a grandes niveles de deformación y apertura de fisura ya que su ubicación es cercana a la mitad del espesor del tubo para asegurar un recubrimiento mínimo de hormigón. Asegurar un menor ancho de fisura conduce en una ventaja relacionada con la durabilidad, debido a que también se reduce la infiltración de agua transportada por el conducto, la cual puede contener cloruros y sulfatos que constituyen sustancias nocivas para el material.

1.2. IMPORTANCIA DEL TEMA

A pesar de las ventajas mencionadas anteriormente, respecto al uso de los refuerzos de fibras en hormigones para tubos premoldeados, en la Argentina aún no existe normativa que regule su empleo. Dentro de los países de nuestra región, solamente Brasil posee normativa al respecto, sin embargo, la misma contempla la utilización de un solo tipo de fibra como refuerzo. Esto ocurre debido a que la mayoría de los estudios desarrollados en tubos de hormigón reforzado con fibras, tanto en el país vecino como en otros países del mundo, involucran el uso de fibras de acero o macrofibras sintéticas como refuerzo, y no la combinación de ellas.

Por ello, es necesario realizar estudios acerca de combinaciones de fibras (fibras híbridas) para refuerzo del hormigón (HRFH), que aporten evidencia científica de su comportamiento como reemplazo total o parcial de las armaduras tradicionales en los

tubos de desagüe. Teniendo como fin último, que dichos estudios contribuyan a la futura generación de un marco regulatorio para la producción, calificación y uso de tubos de HRFH en la industria de la construcción. Además, es necesario proveer a la industria de métodos simplificados de cálculo que permitan evaluarlos de manera rápida y económica, sin recurrir a numerosos ensayos a escala real que representan un costo importante para las empresas. Esto último, teniendo en cuenta que existe gran variedad de parámetros involucrados a la hora de diseñar una tubería, considerando los diferentes diámetros, longitudes y espesores de pared; y varios tipos de fibras y dosificaciones que se pueden emplear como refuerzo. Es decir, se plantean tantas alternativas que hace muy difícil evaluarlas correctamente a través de vías experimentales.

En general, la tendencia es establecer sistemas constructivos eficientes y económicamente accesibles que faciliten la elaboración y colocación del HRFH en diferentes aplicaciones estructurales y eliminen la necesidad de utilizar técnicas que resulten demasiado costosas y extensas en el tiempo. También, desarrollar métodos simples de cálculo que brinden resultados confiables y con buena aproximación. En el caso de los tubos de drenaje, la sustitución de la armadura tradicional, redundante en una reducción de los tiempos de producción y elaboración pues no se tiene el armado y soldado de la malla de acero, además de reducir los costos de la mano de obra. Para ello, resulta necesario evaluar diferentes aspectos del HRFH y su aplicación en tubos de drenaje, tales como tipo, geometría, volumen, orientación y distribución de fibras, comportamiento dentro de la matriz de hormigón de dos o más tipos de fibras, dosificación óptima y modos de falla.

1.3. ANTECEDENTES

El hormigón, en términos generales, es un material compuesto constituido por una matriz de mortero y agregados que presenta un comportamiento marcadamente diferenciado bajo tensiones de tracción y de compresión. Cuando está sometido a solicitaciones de compresión su comportamiento es muy satisfactorio, pero exhibe una respuesta frágil bajo esfuerzos de tracción. Sin embargo, la adición de fibras le otorga mayor homogeneidad y ductilidad (ACI-544.2R-89, 2002; Maalej, 2012). Teniendo en cuenta sus componentes, se puede definir al hormigón reforzado con fibras (HRF) como un hormigón constituido principalmente por cemento portland, agregados y refuerzo de fibras discretas (ACI-544.2R-89, 2002). Así, se obtiene un material compuesto que está caracterizado por una resistencia residual en tracción mejorada, también definida como tenacidad, debida a los mecanismos de refuerzo provistos por las fibras que unen las caras de las fisuras (Natarajan, 2017). Entre las fibras que se pueden usar se encuentran las de acero, carbono, vidrio, poliméricas (polipropileno, polietileno, poliéster, acrílico, aramida) y en menor medida, las fibras vegetales (ACI-544.2R-89,

2002; Naaman, 1985). Las fibras de vidrio y las de carbono rompen a tracción de manera frágil sin ninguna deformación plástica o fluencia mientras que, en general, las fibras de acero pueden llegar a deformarse plásticamente. Estas últimas, debido a su alto módulo de elasticidad y a su gran capacidad de disipación de energía, le otorgan al HRF propiedades mecánicas superiores. Sin embargo, son susceptibles a la corrosión dentro de un entorno químicamente agresivo como lo es el del alcantarillado sanitario (Ruano, 2013). Por otra parte, las fibras de polipropileno, con longitudes nominales de 6, 12 o 18 mm, constituyen la solución ideal para los hormigones susceptibles de contracción plástica, grietas y fisuras.

Se ha demostrado que el hormigón reforzado por dos o más tipos de fibras, racionalmente combinadas (compuesto híbrido), puede ofrecer propiedades mejoradas debido a que la presencia de una fibra permite una utilización más eficiente de las propiedades potenciales de la otra fibra (Alsadey & Salem, 2016; Mohamed et al., 2015). El propósito fundamental de la utilización de fibras híbridas es el control de grietas en diferentes zonas del hormigón (pasta de cemento o zona de contacto entre la pasta y el agregado), a diferentes edades de curado y en distintas etapas de carga. Las fibras grandes y resistentes controlan grandes fisuras, mientras que las fibras pequeñas controlan la iniciación y propagación de pequeñas grietas en el material (Banthia & Nandakumar, 2003). Sin embargo, a pesar de la gran cantidad de resultados experimentales, el empleo de hormigón reforzado con fibras híbridas (HRFH) a nivel estructural es aún limitado, debido a que prácticamente no existen modelos que permitan diseñar este material acorde a la aplicación que se busque, ni verificar los elementos diseñados. Es decir, se conocen las ventajas del uso de diferentes tipos de fibras en el hormigón, la influencia en sus propiedades tales como la resistencia, tenacidad, ductilidad, resistencia post fisuración y durabilidad pero no se dispone de herramientas de análisis que valoren adecuadamente el aporte de las mismas. Las técnicas analíticas convencionales, para el estudio de materiales simples isótropos, no resultan adecuadas para el análisis de hormigones reforzados con uno o varios tipos de fibras.

Los modelos desarrollados para predecir el comportamiento del HRF (tensiones y deformaciones) bajo cargas multiaxiales aún son pocos y algunos todavía se encuentran en desarrollo (Isla et al., 2015; Swaddiwudhipong & Seow, 2006). En términos generales, los modelos constitutivos utilizados para HRF se pueden clasificar en macro-modelos y en meso-modelos. En los macro-modelos se representa al material como un material homogéneo equivalente con propiedades promedio y tienen la ventaja de que están desarrollados en una escala congruente con la escala de análisis estructural. En general, están basados en enfoques fenomenológicos en los que las leyes constitutivas se obtienen a partir de bases termodinámicas y/o ensayos de laboratorio (Isla et al., 2015). Es decir que, la definición del comportamiento a la tracción del HRF, puede ser obtenida a través de ensayos de tracción o indirectamente mediante un análisis inverso

de los resultados de ensayos de flexión (Abed & Alhafiz, 2018; Isla et al., 2015). Estos modelos no incluyen la modelación explícita de la influencia de la adición de fibras, su proporción ni orientación. Por otra parte, los enfoques meso-mecánicos tienen en cuenta explícitamente el aporte de la matriz, las fibras e incluso, en algunos casos, la interfaz fibra/matriz. Los modelos derivados de esta forma tienen dos puntos importantes: la obtención de la fuerza de una fibra cosiendo la fisura en términos de microparámetros, o lo que normalmente se denomina curva de arrancamiento (pull out), y la obtención del comportamiento del compuesto para una distribución de fibras dada. Los distintos modelos difieren en la forma en que estos dos aspectos se desarrollan. La curva de arrancamiento puede obtenerse experimentalmente o con un modelo micromecánico. Adicionalmente, el comportamiento del HRF puede ser obtenido mediante técnicas de homogeneización a partir de las propiedades de los constituyentes (hormigón y fibra) y la forma, proporción de volumen, orientación y distribución de las fibras (Luccioni et al., 2012) o, alternativamente, las fibras pueden ser modeladas explícitamente usando diferentes tipos de elementos discretos (Georgiadi-Stefanidi et al., 2010).

1.4. OBJETIVOS

Objetivos generales

- Evaluar el comportamiento mecánico del HRFH para su utilización en la producción de tubos de drenaje, con el empleo de materiales y tecnología de la zona, que luego pueda replicarse en otras fábricas del país, considerando la posible sustitución parcial o total de la armadura convencional de acero.
- Adecuar y calibrar un modelo numérico existente que permita, mediante simulación computacional, predecir el comportamiento mecánico estructural de tubos de HRFH y reducir el número de ensayos experimentales.

Objetivos específicos

- Evaluar la contribución de las fibras híbridas en la respuesta mecánica de tubos de hormigón utilizados en obras de drenaje y sometidos a flexión.
- Evaluar el impacto de la utilización de fibras híbridas en las condiciones de producción de tubos.
- Validar un modelo constitutivo para el hormigón y las fibras híbridas.
- Desarrollar un método de cálculo que interprete, con la seguridad requerida en el diseño estructural, el comportamiento mecánico de este tipo de elemento estructural y destacar los aspectos centrales que debería contemplar una norma nacional sobre el tema.

1.5. CONTENIDO

En esta Tesis se estudia experimental y numéricamente el comportamiento mecánico de tubos de hormigón reforzados con fibras híbridas (THRFH), es decir, un refuerzo generado a partir de la combinación de dos tipos diferentes de fibras: macro fibras de acero (FA) y macro fibras de polipropileno (FPP).

El programa experimental desarrollado comprende la realización de ensayos a escala real de THRFH, elaborados para tal fin. Además, los resultados se comparan con los obtenidos en tubos de hormigón simple (THS), tubos de hormigón armado (THA), reforzados con armaduras tradicionales, y tubos de hormigón reforzado con fibras de acero (THRFA). Todos ellos sometidos al ensayo de compresión diametral (ECD) de tres aristas, establecido en la norma argentina IRAM-11503 (1986).

Para la simulación numérica se trabaja dentro de la mecánica del continuo con un modelo de daño y plasticidad, incorporado en ABAQUS[®], que permite reproducir el comportamiento de THRFH sometidos al ECD. Además, en la Tesis se plantea un modelo teórico cuyo fin es predecir la carga máxima que alcanzarán los THRFH en el ECD.

La Tesis se organiza de la siguiente manera:

En el Capítulo 1 se presenta una breve descripción del problema abordado, su importancia, antecedentes, los objetivos de la Tesis y el contenido de la misma.

En el Capítulo 2 denominado Estado del arte, se describen las principales características del hormigón reforzado con fibras híbridas, tanto en estado fresco como en estado endurecido. Además, se incluyen algunos de los principales trabajos que tratan acerca del hormigón reforzado con fibras en su aplicación a tubos de drenaje.

En el Capítulo 3 se describen las características principales de los materiales empleados para la elaboración de los tubos ensayados, así como también, la metodología de ensayo de los mismos y los resultados experimentales obtenidos. Los resultados se enfocan en la capacidad de carga registrada, su comportamiento durante el ECD y el modo de falla.

En el Capítulo 4 se describe el modelo numérico utilizado y los resultados obtenidos a partir del mismo, realizando una comparación con los ensayos a escala real. El capítulo se complementa con un estudio paramétrico que permite extraer conclusiones útiles acerca de la influencia de la resistencia a la compresión del hormigón y la relación de aspecto de las fibras en la capacidad de carga de los THRFH.

En el Capítulo 5 se muestra la adaptación de un modelo de calculo teórico para la predicción de la carga máxima de los THRFH. Los resultados se comparan con los obtenidos experimentalmente y a través del modelo numérico que simula el ECD de los THRFH.

El Capítulo 6 contiene las conclusiones y recomendaciones para trabajos futuros.

Capítulo 2

ESTADO DEL ARTE

2.1. HORMIGÓN REFORZADO CON FIBRAS

2.1.1. Introducción

La adición de fibras de refuerzo a otros materiales para mejorar alguna de sus propiedades no es una novedad. Tal como se ve en la naturaleza, el ave llamada Hornero construye su casa utilizando bolitas de arcilla con fibras vegetales que ayudan a controlar la retracción plástica de la arcilla al secar. El uso de la paja para reforzar ladrillos de barro (adobe), crin de caballo o sisal para reforzar estucados, son tecnologías conocidas que datan desde las primeras civilizaciones (Ver Figura 2.1). En México y Sudamérica existieron construcciones de adobe reforzados con fibras en casi todas las culturas precolombinas y, en la actualidad, sigue siendo un material importante para la construcción de viviendas en algunas regiones (Altamirano Carrasco, 2019).



(a) Estucado de barro.

(b) Adobe.

Figura 2.1: Materiales naturales reforzados con fibras vegetales en Purmamarca, Jujuy, Argentina.

En Finlandia, el asbesto fue utilizado desde 2500 A.C. para enriquecer el material cerámico con el cual se fabricaban utensilios de cocina. A principios del siglo XX aparecen las mezclas de cemento y asbesto, compuestas por un 90 % de cemento y 10 % de fibras de asbesto, que se aplicaba en paneles de construcción ligeros de gran

resistencia y ya para mediados del siglo XX, el uso del asbesto mezclado con cemento y plástico se había masificado.

Respecto a la utilización de hormigón reforzado con fibras (HRF), los primeros antecedentes datan de 1911 cuando Graham (Mármol Salazar, 2010) utilizó por primera vez fibras de acero para incrementar la resistencia y estabilidad del hormigón armado convencional. Sin embargo, los primeros estudios científicos sobre este tema los realizó Griffith, en 1920. En la década de 1950 se consolida el término HRF, debido a la necesidad de encontrar un reemplazo para el asbesto en los materiales de construcción, una vez descubiertos los riesgos asociados a la salud que dicho material ocasionaba en las personas.

Se realizaron varias investigaciones sobre HRF de acero y/o vidrio y numerosas patentes fueron concedidas, pero el desarrollo del hormigón con fibras cobró el mayor impulso a partir de 1960. A partir de 1971 en EEUU, seguidos por el Reino Unido y Japón, se iniciaron estudios sistemáticos dirigidos a las posibles aplicaciones y utilización comercial del hormigón reforzado con fibras. En resumen, el desarrollo del HRF se caracterizó por dos periodos marcadamente diferenciados: el primero, anterior a 1960, corresponde a una fase lenta de investigación, con ensayos experimentales y patentes que implican el uso, como refuerzo, de elementos discontinuos de acero tales como clavos, segmentos de alambre y virutas de metal; el segundo periodo, a partir de 1960, corresponde a la fase de más rápido y moderno desarrollo, iniciada con la primera investigación de importancia realizada para evaluar el potencial de las fibras de acero como refuerzo para el hormigón. Desde entonces, se ha producido una cantidad considerable de investigación, desarrollo, experimentación y aplicación industrial de las fibras.

En la actualidad, el HRF constituye un hormigón de alta performance donde la incorporación de fibras cortas dispersas en su matriz confiere al compuesto propiedades destacables, como una importante resistencia residual que controla la formación y propagación de fisuras, dando lugar a un material con mayor tenacidad lo que redundará en mejoras en su vida en servicio (Zerbino, 2020a). La utilización del HRF ha crecido en diversidad, pudiendo ser encontrados en varias aplicaciones de la construcción civil, como paneles de cerramiento, pavimentos, revestimiento de túneles, etc. Como se ha dicho, el material se puede estudiar a partir de su separación en dos fases principales: hormigón y fibras. Estas últimas actúan como refuerzo de la matriz, en función de las propiedades de ella y de las propias fibras.

Según Naaman (2018), en lo que a HRF se refiere, un factor muy importante a ser aclarado es el siguiente: las fibras adicionadas al hormigón no tienen la finalidad de sustituir la armadura tradicional. Sin embargo, lo anterior puede ser posible en estructuras donde se pueda garantizar una significativa redistribución de esfuerzos como el caso de pavimentos apoyados directamente sobre subestructuras o tubos en instalacio-

nes subterráneas.

2.1.2. Mecanismo de refuerzo de las fibras

Los materiales de base cementicia, como el hormigón de cemento Portland, se caracterizan por un comportamiento frágil con baja resistencia a la tracción y baja capacidad de deformación. En el caso particular del hormigón, su resistencia a la tracción representa entre el 0,07 % y el 0,11 % de su resistencia a la compresión (Hordijk, 1992). La presencia de fisuras, tanto en la matriz cementicia como en la zona de interfase matriz-agregado, es uno de los factores responsables de la baja resistencia a la tracción que exhibe el material (Bentur & Mindess, 2006). Una tecnología exitosa en modificar dicho comportamiento, desarrollada en las últimas décadas, ha sido la de incorporar fibras discretas dentro de la matriz, dando como resultado el material compuesto denominado Hormigón Reforzado con Fibras (HRF).

Cuando las mezclas de hormigón son reforzadas con fibras, estas ocupan los espacios existentes alrededor de los áridos gruesos embebidas en el mortero de cemento. Generalmente se observa que su distribución en el material es de naturaleza aleatoria y forma un sistema estructural similar a una red espacial en torno a los agregados. Las fibras incrustadas en el mortero producen una acción de costura o puente a través de las fisuras y así son capaces de soportar las fuerzas de tracción inducidas en el sistema (Zerbino, 2020b). Dicha acción de costura, evita la concentración de tensiones en el frente de propagación de la/las fisuras principales. La Figura 2.2 muestra, esquemáticamente, este mecanismo de control de propagación de las fisuras. Mientras que la matriz de hormigón soporta los esfuerzos de compresión, las fuerzas de tracción interna se distribuyen y transfieren a las fibras confiriéndole al material compuesto una resistencia adicional.

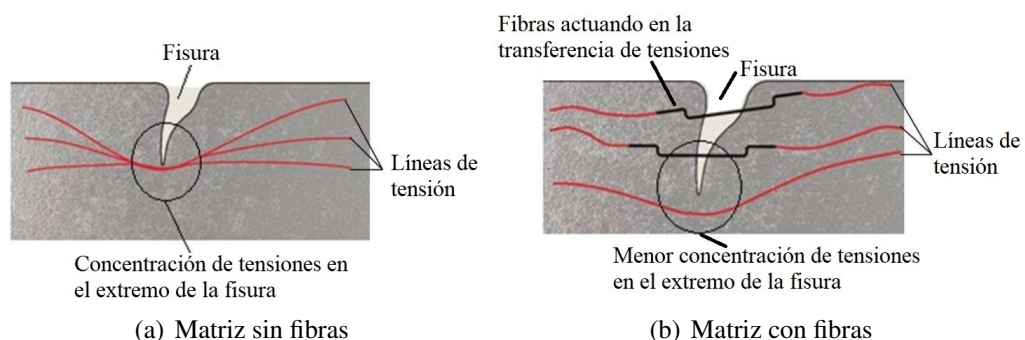


Figura 2.2: Mecanismo de control en la propagación de una fisuras de matrices cementicias. (Pereira, 2017)

Las propiedades de la matriz se modifican por la presencia de las fibras, produciendo los siguientes efectos: por un lado, mejoran la resistencia del material bajo todo tipo de sollicitaciones que le induzcan tensiones de tracción y, por otro lado, mejoran la

capacidad de deformación y controlan el proceso de fisuración en sus distintas etapas (Xu et al., 2021). En términos generales, las fibras previenen o controlan el inicio, la propagación y/o coalescencia de las fisuras.

Tal como se explicó anteriormente, respecto al mecanismo de acción de las fibras, es notorio que la resistencia a la tracción es una acción conjunta entre la resistencia de la matriz y la de las fibras que atraviesan las fisuras. Entonces, la adherencia entre ambas, fibras y matriz, juega un rol fundamental en el comportamiento del compuesto. Esta interacción, que se abordará en la siguiente sección, posee varios componentes: la adherencia física y/o química entre ambas, la resistencia friccional, el componente mecánico asociado con la geometría de la fibra, y la trabazón (interlock) de las fibras entre sí (Abbas & Iqbal Khan, 2016).

En la actualidad, conforme a la evolución de la tecnología del HRF, como así también a la extensión de su uso en la industria de la construcción, han aparecido en el mercado varios tipos de fibras diferentes. En la Tabla 2.1 se muestran diferentes tipos y sus principales características mecánicas, así como también su costo aproximado. Se destaca que las fibras de mayor aplicación en la industria han sido las fibras de acero (FA). Esto se debe a que los primeros intentos en el uso de fibras sintéticas (FS), específicamente el nylon y el polipropileno, como refuerzo de materiales cementicios no fueron exitosos (Yin et al., 2015). Sin embargo, el mayor conocimiento de los materiales y nuevos métodos de fabricación han dado lugar a la aparición de mayores posibilidades tanto para las FS como para las naturales.

Tipo de fibra	Densidad (g/cm ²)	Módulo (GPa)	Tracción (MPa)	Elongación (%)	Costo aprox. (USD)
Polipropileno	0,90	1,5-4,2	240-550	50-80	1-2,5
Nylon	1,14	2,5-5,17	750-1000	15-30	2,5-6
Alcohol polivinílico	1,29-1,3	20-42,8	1100-1600	6-7	1-15
Acero	7,84	200	500-2000	0,5-3,5	1-8
Polietileno	0,92-0,96	5-100	80-600	4-100	2-20
Celulosa	1,2	10	300-500	-	1-2,5
yute	1,34-1,46	13-26,5	400-800	1,8	0,5-1,4
Sisal	1,33	9-22	600-700	2-3	0,5-1

Tabla 2.1: Propiedades físicas/mecánicas y costo aproximado de diferentes fibras utilizadas en sistemas de refuerzo.

2.1.3. Principales parámetros que tienen influencia en la interacción fibra-matriz

La interacción fibra-matriz, que gobierna el proceso de transferencia de tensiones y genera la tenacidad del compuesto, se encuentra influenciada por los siguientes parámetros: la geometría y el volumen de fibras empleado como refuerzo; la orientación de mismas dentro de la pieza estructural; y la resistencia mecánica de las fibras y

de la matriz de hormigón (Figueiredo, 2011).

2.1.3.1. Geometría de las fibras

En los HRF existe un parámetro denominado longitud crítica (l_c) de la fibra que está asociado al aumento efectivo de la resistencia del material compuesto. La definición de este concepto está basada en un modelo que describe la transferencia de la tensión, entre la matriz y la fibra, como un incremento lineal desde los extremos hasta el centro de la misma. Esta tensión es máxima cuando la tensión a la que está sometida la fibra se iguala a la tensión de corte entre la fibra y la matriz. Según Figueiredo (2011), la l_c se podría definir como aquella en que la tensión en el centro de la misma es igual a la tensión de rotura, cuando la fisura ocurre en esa región y es perpendicular a ella. En la Figura 2.3 se esquematizan las diferentes situaciones posibles en la distribución de tensiones de las fibras en relación a su l_c , es decir, cuando la longitud de la fibra (l_f) es menor, igual o mayor.

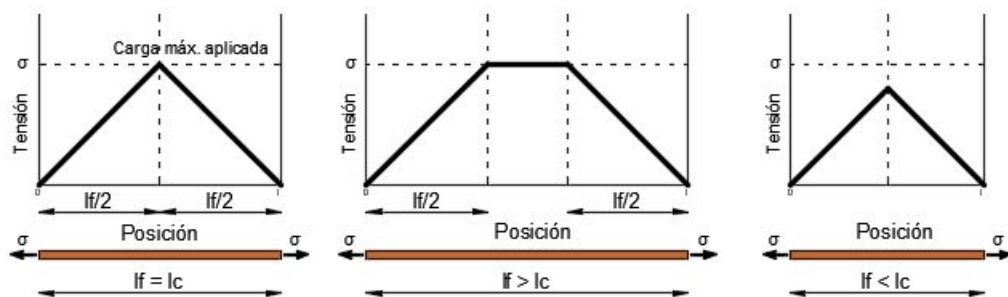


Figura 2.3: Perfil tensión-deformación para cuando la longitud de la fibra (l_f) es igual, mayor y menor a la longitud crítica l_c . (Callister Junior & Rethwisch, 2002)

En la Figura 2.3, se observa que si la fibra tiene una longitud menor a l_c , la carga de arrancamiento que se genera en la longitud embutida en la matriz, no es suficiente para producir una tensión que supere la resistencia de la fibra. En esta situación, con el aumento de la deformación y de la apertura de fisura, la fibra que actúa como puente de fisura es arrancada de la matriz del lado en que posee menor longitud de anclaje (Abbas & Iqbal Khan, 2016).

Además de su longitud, en las fibras empleadas como refuerzo, se debe considerar el factor de forma. Este factor, frecuentemente llamado relación de aspecto (RA), se define como el cociente entre la longitud de la fibra (l_f) y su diámetro (d_f) equivalente. Mayor RA puede resultar de la adopción de fibras con pequeño diámetro o gran longitud. Según Meza & Siddique (2019), la utilización de fibras con pequeño diámetro resulta en un aumento de la cantidad de unidades por volumen de hormigón para un determinado tenor de fibras. En consecuencia, se incrementa la probabilidad de que una fisura sea interceptada por una fibra y, con ello, se mejora el comportamiento pos-fisuración del compuesto. Sin embargo, RA mayores a 100 pueden propiciar

la segregación de las fibras, es decir, la formación de los llamados erizos (Chu et al., 2018).

Se debe destacar que la efectividad de las fibras, en cuanto a su geometría, también es función del tamaño del agregado grueso del hormigón. Debe haber compatibilidad dimensional entre los agregados y las fibras de modo que éstas intercepten con mayor frecuencia las fisuras que se van generando en el compuesto (Simões et al., 2017). En general, se recomienda el uso de fibras cuya longitud sea igual o mayor al doble del tamaño máximo característico del agregado grueso. Esta compatibilidad posibilita la acción de fibra como refuerzo, ya que la fractura se propaga por la interfase pasta-agregados en hormigones de baja y moderada resistencia mecánica (Neville & Brooks, 2010). Así, la fibra que debe actuar como puente de transferencia de tensiones debe tener una longitud que facilite su correcto posicionamiento en relación a la fisura (Banthia & Katz, 1996). En la Figura 2.4 se observan dos esquemas que corresponden a los casos donde, en el primero no existe compatibilidad dimensional y en el segundo sí.

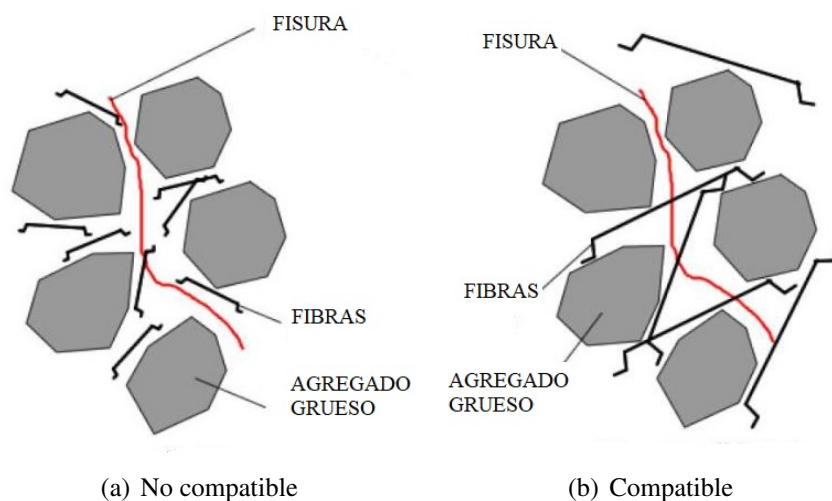


Figura 2.4: Compatibilidad dimensional entre las fibras de refuerzo y el agregado grueso en el hormigón. (Barroset al. , 2009)

2.1.3.2. Orientación de las fibras

Gettu et al. (2005) afirma que la eficiencia de la fibra para coser las fisuras en el hormigón, está directamente relacionada con la orientación de las mismas en relación con la dirección de los esfuerzos principales de tracción. Es decir, la máxima eficiencia será alcanzada cuando las fibras se encuentran perfectamente alineadas con la dirección de la fuerza actuante.

Según Akcay & Tasdemir (2012), la distribución de las fibras, normalmente, se puede considerar aleatoria en las tres dimensiones del elemento. Sin embargo, Şanal

& Zihnioğlu (2013) destacan que no es posible comprobar dicha aleatoriedad y que puede ocurrir, durante el moldeo de las piezas, que las fibras asuman posiciones con orientaciones preferenciales.

Prathipati et al. (2021) afirman que en el caso de piezas vibradas, las fibras tienden a presentar una orientación perpendicular a la dirección de moldeo. Además, la utilización de vibradores internos puede producir un exceso de pasta y una escasez de fibras en la región de vibrado (Edgington & Hannant, 1972).

El tamaño de la pieza, también afectará indirectamente la orientación debido a que las fibras tenderán a orientarse de forma paralela a las superficies de las paredes (Laranjeira et al., 2012). Este fenómeno, denominado efecto pared es mas notorio en piezas de reducidos espesores (Conforti et al., 2021). Dicho efecto puede ser minimizado adoptando fibras cuya longitud sea menor en 2 o 3 veces el espesor de la pieza (Guimarães & Figueiredo, 2003). En la Figura 2.5 se esquematiza el efecto que tendrá el tamaño de la pieza en la orientación de las fibras.

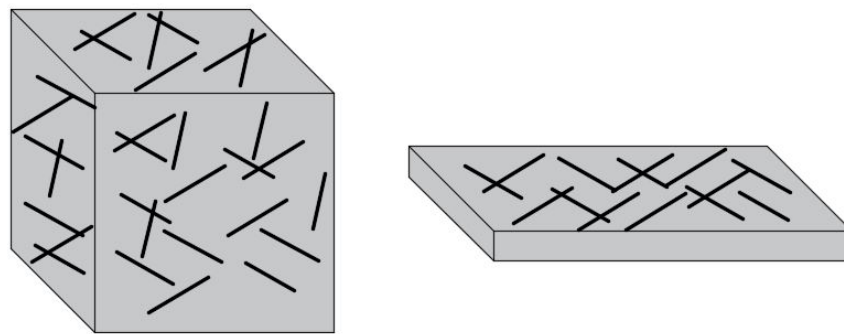


Figura 2.5: Distribución de las fibras en elementos de 3D y 2D predominantes. (Guimarães & Figueiredo, 2003)

2.1.3.3. Volumen de fibras adicionado

Figueiredo (2011) conceptualiza un parámetro importante para el dosaje del HRF denominado volumen crítico. Este parámetro, corresponde al tenor de fibras que le proporciona al compuesto la capacidad de soportar carga después de que ocurre la rotura de la matriz.

Para tenores de fibra superiores al volumen crítico, el compuesto es capaz de soportar una carga mayor a la carga de rotura de la matriz. Por el contrario, si el volumen de fibras es menor al crítico, se produce la pérdida de la capacidad resistente del material luego de la rotura del material (Quinino, 2015), tal como se muestra en el diagrama carga-deformación de la Figura 2.6. En el mismo, se observa que en el tramo inicial de las curvas no se evidencian diferencias significativas para los distintos tenores porque, dicho tramo, representa el comportamiento elástico de la matriz pre-fisurada.

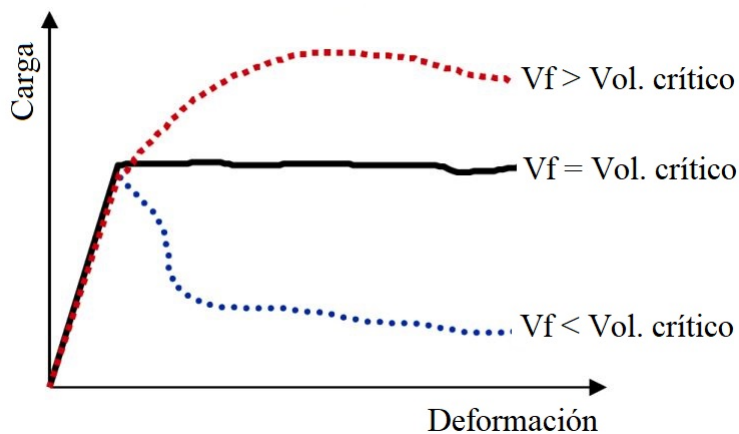


Figura 2.6: Comportamiento del HRF con tenores menores, iguales y mayores al volumen de fibras crítico. (Figueiredo, 2011)

Luego de la fisuración, el compuesto puede tener un comportamiento de endurecimiento (hardening) o ablandamiento (softening). En el primer tipo, se forman múltiples fisuras en el material y muestra un aumento de la carga resistente pos-fisuración, por el contrario, el segundo tipo, está caracterizado por deformaciones localizadas en torno a una fisura principal y un decrecimiento de la capacidad resistente del material pos-fisuración (fib model code, 2010). En la Figura 2.7 se esquematizan los dos tipos de comportamientos mencionados.

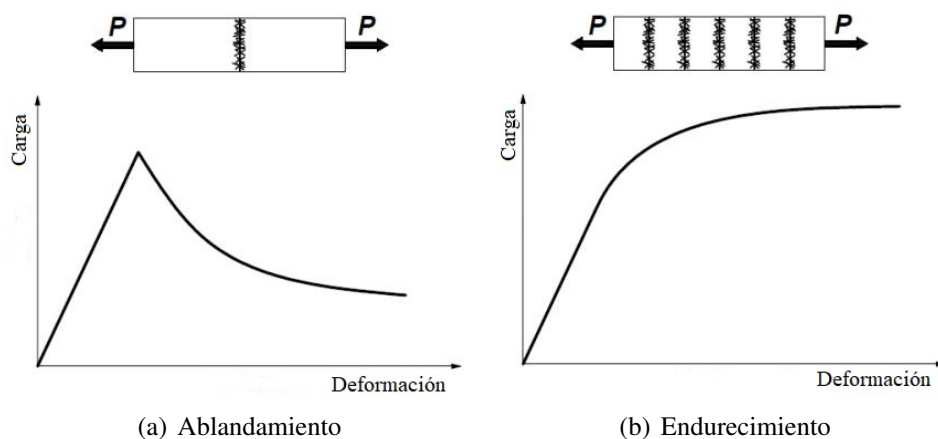


Figura 2.7: Tipos de comportamiento del HRF relacionados al contenido de fibras. (Di Prisco et al., 2009)

2.1.3.4. Resistencia mecánica de las fibras y de la matriz de hormigón

Durante la formación de las fisuras, las tensiones son transferidas de la matriz de hormigón hacia las fibras, por ello, el aumento de la resistencia de las mismas genera un incremento en la capacidad resistente del compuesto (Figueiredo, 2011). El módulo

de elasticidad y la resistencia mecánica son las propiedades que mas influencia tienen en la capacidad de refuerzo.

Chanvillard (2000) afirman que del uso de fibras de alto módulo de elasticidad resultan compuestos con elevada rigidez, absorción de cargas dinámicas y resistencia a la tracción. Por el contrario, las fibras de bajo módulo y mayor elongación, poseen mayor capacidad de absorber energía y por ello generan un aumento en la resistencia final del material compuesto.

En relación a la resistencia de la matriz, se ha observado que el aumento de la resistencia de la misma, especialmente para bajos volúmenes de fibras, produce una reducción en el desempeño del compuesto (Yoo & Banthia, 2019). Esto se debe que, con el aumento de la resistencia, se produce una mejor adherencia entre las fibras y la matriz, y así, las fibras se rompen antes de arrancarse. Por ello, la tenacidad del compuesto se reduce, debido a que la energía necesaria para romper las fibras es menor a la necesaria para arrancarlas (Simões et al., 2017).

Finalmente, es importante aclarar que el módulo de elasticidad del HRF depende principalmente del módulo de la matriz, por lo tanto, cuanto mayor sea el módulo de la misma mayor deberá ser el volumen de fibras para que el compuesto presente un comportamiento próximo al elastoplástico perfecto, expresado de otra manera, mayor deberá ser el volumen crítico de las fibras (Figueiredo, 2011).

2.2. HORMIGÓN REFORZADO CON FIBRAS HÍBRIDAS

2.2.1. Introducción

En la mayoría de las aplicaciones del Hormigón Reforzado con Fibras (HRF) en la industria de la construcción, se emplea un solo un tipo de fibra como refuerzo, siendo las fibras de acero (FA) las mas ampliamente difundidas. Sin embargo, el proceso de falla de un elemento de hormigón es gradual y de múltiples escalas. Las fisuras pre-existentes en el material son del orden de los micrones y, bajo un estado de cargas, estas fisuras crecen y eventualmente se unen para formar macro fisuras. Luego, estas se propagan a una velocidad estable hasta que alcanzan condiciones de propagación inestable y se produce una fractura rápida del elemento. El uso de un solo tipo de fibra puede ser eficaz solo en un rango limitado de deformación y apertura de fisuras, por lo tanto, puede mejorar la resistencia o la ductilidad de compuesto (Hadassa Joice et al., 2020). Algunas de las fibras de alto módulo y alta resistencia (como las fibras de carbono, acero o vidrio) pueden aumentar eficazmente la resistencia del hormigón, sin embargo, su comportamiento frágil intrínseco no permite una mejora de la ductilidad (Söylev & Özturan, 2014). Por el contrario, las fibras de baja resistencia (como las fibras de polipropileno (FPP), nylon o acrílicas) resultan más eficaces para mejorar la ductilidad y reducir o controlar la fisuración (Narayanan et al., 2019). Por lo

expresado anteriormente, se podría decir que para obtener un material compuesto con mejor resistencia y ductilidad, es necesario combinar fibras con diferentes propiedades físico-químicas y mecánicas.

En el hormigón reforzado con fibras híbridas (HRFH), dos o más tipos de fibras se combinan racionalmente para producir un compuesto que se beneficia de cada una de las fibras individuales pero que, además, muestra una respuesta sinérgica (Yurtseven, 2004). La “sinergia” es un fenómeno que se define como la interacción positiva entre fibras y da como resultado un rendimiento superior a la suma de los rendimientos individuales de las mismas (Singh & Rai, 2021). Muchas combinaciones de fibras de diferentes longitudes, diámetros, módulos y resistencias a la tracción pueden generar sinergia, siendo los siguientes sistemas híbridos los más comúnmente reconocidos (Bentur & Mindess, 2006):

- Híbrido basado en el tamaño de la fibra (longitud y diámetro): Las fibras, según su longitud pueden clasificarse en microfibras y macrofibras, según su diámetro sea menor a 0,3 mm o mayor o igual a este valor, respectivamente (Barros, 1995). La fibra de pequeño tamaño cose o puentea las micro fisuras y controla su coalescencia, mientras que la fibra de mayor tamaño está destinada a detener la propagación de las macro fisuras. El control de las micro-fisuras da como resultado una mayor resistencia y el de las macro fisuras conduce a una mejora de la tenacidad a la fractura del material (López Roman, 2015).
- Híbrido basado en el módulo de la fibra: dado que se utilizan fibras con diferente flexibilidad en el material compuesto, las fibras más resistentes y rígidas, como las FA, proporcionan resistencia a la primera fisura y mejoran la resistencia máxima, mientras que las fibras más flexibles, como por ejemplo las macro FPP, conducen a una mejor tenacidad y capacidad de deformación en la zona de post-fisuración.
- Híbridos basados en la función de la fibra: se propone un tipo de fibra para mejorar las propiedades de compuesto a edad temprana y en estado fresco, como por ejemplo la trabajabilidad y la retracción plástica, mientras que el otro tipo de fibra conduce a la mejora de las propiedades mecánicas del material endurecido. Un ejemplo es el uso combinado de microfibras fibriladas de PP, que actúan reduciendo los efectos de la retracción plástica en las primeras etapas, y macrofibras monofilamento de PP, con mayor módulo y rigidez, que actúan incrementando la resistencia mecánica del material (Hsie et al., 2008).
- Híbridos basados en la durabilidad de la fibra: se proponen fibras con características de durabilidad diferentes. La presencia de un tipo de fibra duradera puede aumentar la relación de resistencia y/o tenacidad después de transcurrido

cierto periodo de tiempo, mientras que el otro tipo de fibra sirve solamente para garantizar el rendimiento a corto plazo, por ejemplo, durante el transporte y la instalación de los elementos estructurales.

Considerando la clasificación precedente, es importante destacar que el hormigón reforzado con fibras híbridas de acero y polipropileno, se presenta como un nuevo material de gran potencial para su aplicación en muchos campos de la Ingeniería Civil (Li et al., 2012). En parte, esto se debe a las características que le confiere al material la combinación de ambas fibras y que derivan de las particularidades de cada una de ellas. A continuación, se describen las características generales de las fibras de acero y polipropileno, teniendo en cuenta que son las que conforman el sistema de refuerzo en la presente Tesis.

2.2.2. Las fibras de polipropileno (FPP)

El polipropileno (PP) es un polímero termoplástico que se obtiene de la polimerización del propileno o propeno (Pujadas Alvarez, 2008).

Las fibras de PP (FPP) tienen un precio muy competitivo frente a otras clases de fibras, además, son químicamente inertes y muy estables en medios alcalinos como es la matriz cementicia que, a su vez, las protege de la radiación ultravioleta que podrían provocar su degradación. También, presentan un comportamiento altamente resistente en los medios ácidos, debido a que presenta una superficie hidrófoba. Sin embargo, este hecho, dificulta la adherencia entre las fibras y la matriz del hormigón (Cáceres, 2015).

Según su forma, se pueden distinguir fibras de monofilamento extruido (Tipo I) y láminas fibriladas (Tipo II)(UNE-83500-2, 1989); y según sus dimensiones se pueden clasificar como microfibras, cuyo diámetro es menor a 0,30 mm y macrofibras, cuyo diámetro es mayor a 0,30 mm. Las macrofibras, a diferencia de las microfibras, asumen funciones estructurales, y su longitud está relacionada con el árido de tamaño máximo (Cáceres, 2015). En las Figura 2.8 se muestran FPP Tipo I y Tipo II. La resistencia a tracción, rigidez y dureza son mayores que las de otros polímeros como el polietileno, pero su resistencia al impacto es menor (Pujadas Alvarez, 2008).

Las microfibras de PP, con longitudes que varían entre 6 y 20 mm, son utilizadas en el hormigón desde 1980 con el objetivo de mejorar las propiedades del hormigón en estado fresco, reduciendo la exudación y la fisuración por retracción plástica (Wongtanakitcharoen & Naaman, 2007). Las macrofibras de PP, con longitudes similares a las de acero, comenzaron a ser comercializadas en el año 2000 con la finalidad de proporcionar resistencia post fisuración al hormigón (Figueiredo, 2011).

Las fibras elaboradas a partir de PP son empleadas en estructuras en las que la resistencia al fuego es importante debido a que se funden, e incluso evaporan, a tem-



(a) Macrofibra monofilamento.

(b) Microfibra fibrilada.

Figura 2.8: Diferentes tipos de fibras de polipropileno.

peraturas entre 165°C y 175°C. Este comportamiento permite la creación de canales interconectados, los cuales proporcionarán vías de escape al vapor de agua generado por el incremento de temperatura, provocando la reducción del efecto denominado spalling (Zhang et al., 2018).

La distribución de las fibras de PP en la matriz es uniforme, proporcionando propiedades en las tres dimensiones y continuidad a la pieza a pesar de ser un elemento discreto. Otro aspecto a considerar es la sustitución de parte del acero por fibras de PP, consiguiendo reducir el peso de manera considerable ya que las densidades del acero y el PP son muy diferentes (Mendoza et al., 2011).

En general, las macro FPP poseen una resistencia a la tracción que varía entre 550 MPa y 700 MPa, y tienen un módulo que rondan los 3500 - 5200 MPa (Figueiredo, 2011).

2.2.3. Las fibras de acero (FA)

Las fibras de acero son elementos de corta longitud y pequeña sección que se adicionan al hormigón, con el fin de conferirle ciertas propiedades específicas, y poseen las características necesarias para dispersarse en una mezcla de hormigón en estado fresco, utilizando metodologías de mezclado tradicionales. Las FA pueden ser de acero al carbono o acero inoxidable y, en ocasiones, también pueden estar fabricadas a partir de aleaciones con el fin de mejorar prestaciones técnicas y mecánicas. Además, se pueden encontrar fibras con revestimientos de zinc o galvanizadas, es decir, tratadas para incrementar su resistencia a la corrosión.

En cuanto a sus formas, éstas pueden ser muy variadas: rectas, onduladas, corrugadas, con extremos conformados, dentadas, etc. Lo mismo ocurre con las secciones, ya que pueden ser: circulares, cuadradas, rectangulares, planas, etc. En la Figura 2.9 se muestran las variedades de formas transversales y longitudinales en las cuales se

fabrican las FA.

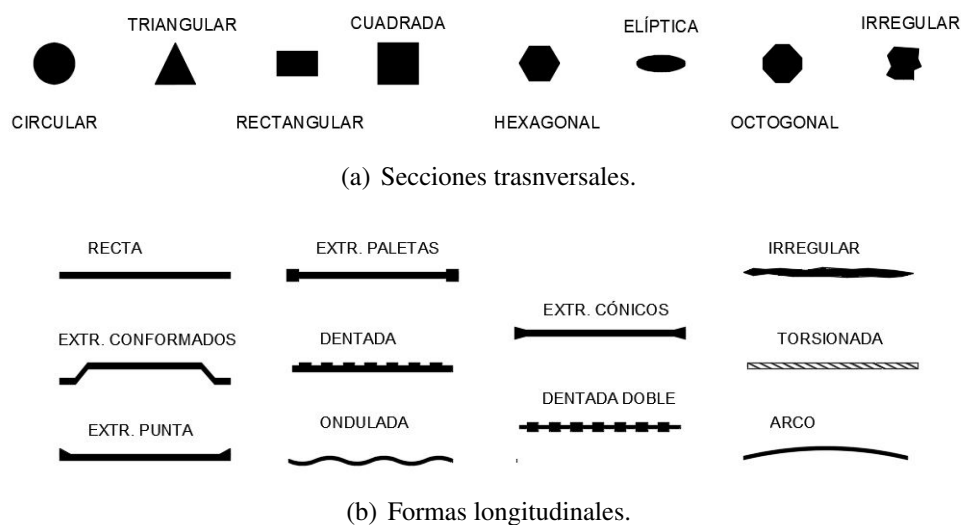


Figura 2.9: Formas transversales y longitudinales de las fibras de acero.

La inclusión de FA altera el comportamiento del hormigón tanto en estado endurecido como en estado fresco, por ello, a algunos componentes del mismo se les exigen condiciones más específicas que en hormigones tradicionales (Abbass et al., 2018). Estas condiciones adicionales dependerán del volumen de fibras adicionado y de su geometría (Dahake & Charkha, 2016). Dichas condiciones se reflejan, principalmente, en la limitación del tamaño máximo del árido, en la disminución de la relación grava/arena, en el aumento de los aditivos reductores de agua y áridos finos para reducir el riesgo de segregación y favorecer la movilidad de las fibras (Mármol Salazar, 2010).

Las FA generan la reducción de la fluidez de las mezclas de hormigón tradicional (Wang et al., 2021). Por ello, se debe asegurar una dispersión homogénea de las fibras y así evitar una segregación de las mismas (ver Figura 2.10), es decir, evitar la formación de erizos (Boulekbache et al., 2010).

Según su fabricación, las FA poseen resistencias a la tracción que varían entre 500 MPa y 2000 MPa, además, tienen un alto módulo de elasticidad que ronda los 210 GPa (Figueiredo, 2011).

2.2.4. Propiedades en estado fresco del Hormigón Reforzado con Fibras Híbridadas

2.2.4.1. Trabajabilidad

La trabajabilidad de una mezcla fresca de hormigón es la propiedad que determina la facilidad con que puede ser mezclado, colocado, consolidado y terminado en una condición homogénea (ACI-544.2R-89, 2002). Es decir que dicha propiedad, puede considerarse como una valoración relativa del trabajo a entregar a una mezcla fresca



Figura 2.10: Segregación de fibras en forma de bola o erizo.

para darle una movilidad determinada, en ciertas condiciones de contorno, sin pérdida de la homogeneidad alcanzada durante el mezclado. Ese trabajo o energía a entregar comprende dos partes: la fracción destinada a vencer la fricción interna entre las partículas de la propia mezcla a movilizar y la fracción destinada a vencer la fricción superficial entre la mezcla y los elementos externos (de transporte y colocación, como por ej. los moldes) (Neville & Brooks, 2010). La primera fracción, energía de fricción interna, solo corresponde al hormigón fresco en si mismo y es función de su fluidez, o mas precisamente, de su comportamiento reológico. Entonces, si se valora la fluidez del hormigón fresco es posible conocer uno de los parámetros que intervienen en la definición de la trabajabilidad de la mezcla. En la tecnología del hormigón, para valorizar la fluidez se recurre generalmente a su índice inverso que resulta ser la consistencia.

La adición de fibras al hormigón altera las condiciones de consistencia y movilidad de las mezclas y, consecuentemente, su trabajabilidad (Wang et al., 2021). La incorporación de las mismas produce una reducción de la trabajabilidad y se considera que esta alteración ocurre debido a dos factores principales como son la longitud y el contenido o tenor de fibra empleado. Las fibras con longitudes elevadas (alrededor de 50 mm) producen un bloqueo o restricción de la movilidad relativa de las partículas dentro la mezcla (Rudraswamy et al., 2018). El segundo factor se relaciona al área superficial que aportan las fibras adicionadas, ya que la misma genera una gran demanda de agua de mezclado produciendo un aumento de la cohesión y la pérdida de la fluidez (Das et al., 2020). Por ello, los tenores de fibras se limitan para no requerir un diseño especial de las mezclas o técnicas especiales de colocación (Dawood & Ramli, 2011). Por ejemplo, para el caso de las FA, el límite se establece generalmente en 2 %. (Gettu et al., 2005)

Zhang & Pan (2021) estudiaron el efecto de la incorporación de refuerzos de macro FA mezcladas con micro FPP en el comportamiento del hormigón. Además, realizaron

ensayos de asentamiento sobre la mezcla fresca, con el fin de evaluar su consistencia. Elaboraron muestras de hormigón simple (HS), hormigón reforzado con FA (HRFA), hormigón reforzado con FPP (HRFPP) y HRFH. Los autores demostraron que el incremento del volumen de fibra reduce notablemente el asentamiento para todas las combinaciones de fibras empleadas. También, mostraron que el uso de fibras híbridas tiene un mayor impacto en la reducción del asentamiento cuando se lo compara con hormigones reforzados con un solo tipo de fibra, como se observa en la Figura 2.11.

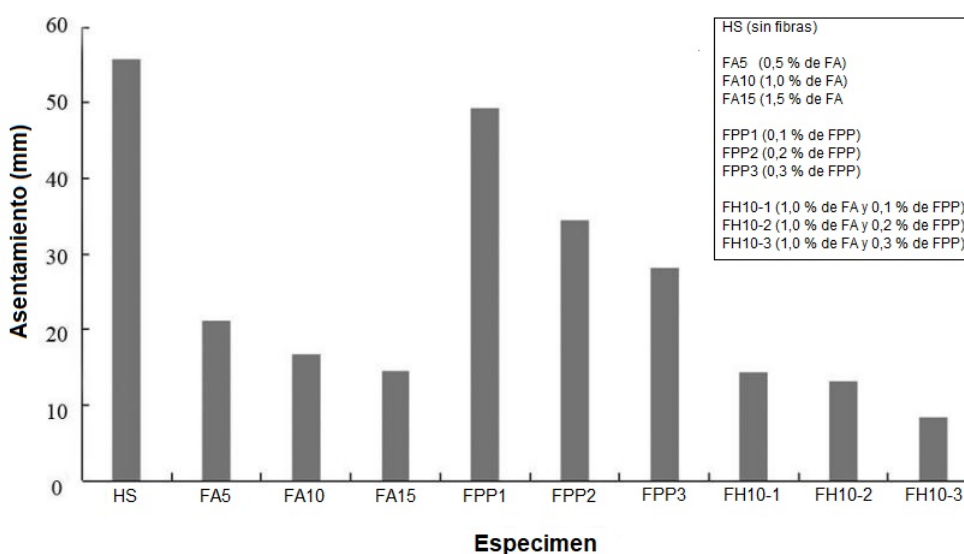


Figura 2.11: Variación del asentamiento de acuerdo al tipo de refuerzo empleado en el hormigón. (Zhang & Pan, 2021)

Akçay & Tasdemir (2012) investigaron acerca de la variación de la fluidez de hormigones autocompactantes reforzados con fibras híbridas (HACRFH). Utilizaron tres tipos diferentes de FA: fibras de alta resistencia, rectas y con extremos conformados, y fibras de resistencia normal con extremos conformados. Sobre la base de los ensayos realizados, los autores concluyeron que la adición de fibras tiene un leve efecto de reducción sobre la fluidez del hormigón autocompactante. Además, indicaron que el factor más influyente sobre la misma es la geometría de las fibras.

Al igual que los investigadores citados anteriormente, Sahmaran et al. (2005) estudiaron los efectos de la inclusión de fibras en la fluidez del HACRFH, utilizando la combinación de dos tipos diferentes de FA. Cuantificaron dichos efectos en función del volumen, longitud y la relación de aspecto de las fibras. Concluyeron que, además de las tres propiedades cuantificables mencionadas, existen otras propiedades de las fibras como la forma y la rugosidad superficial que también resultan importantes e impactan en el comportamiento reológico del material.

2.2.4.2. Contracción

En el hormigón, cuando la pasta de cemento pierde agua se genera una reducción de volumen o contracción. La pérdida puede ocurrir al inicio del fraguado, en estado plástico, por la propia hidratación de la pasta cementicea o por evaporación. Cuando la contracción ocurre por la propia hidratación se denomina autógena y cuando ocurre debido a la evaporación se conoce como plástica. Sin embargo, la contracción macroscópicamente perceptible del material endurecido se denomina contracción por secado y, normalmente, incluye las deformaciones antes mencionadas (Balzamo et al., 2012).

Los principales factores que influyen en las variaciones volumétricas del hormigón simple (HS) son la humedad relativa, el tipo y contenido de agregados, el contenido de agua y la relación agua-material cementiceo. La tasa de pérdida de humedad y retracción de un hormigón determinado, se ve influenciada por la masa de hormigón a colocar, la humedad relativa, la superficie expuesta y el tiempo de secado (ACI-PRC-224-01, 2008).

La incorporación de fibras discretas en mezclas de hormigón ha mostrado gran eficiencia en la limitación de los efectos de la retracción plástica (Mazzoli et al., 2015). Esto se debe a que las fibras se encuentran dispersas en la matriz cementicea constituyendo un refuerzo tridimensional capaz de absorber esfuerzos de tracción, producidos por cambios volumétricos, que actúan en cualquier dirección (Banthia & Gupta, 2006).

Afroughsabet & Teng (2020) investigaron las propiedades de fluencia y contracción dependientes del tiempo en el hormigón reforzado con fibras híbridas (HRFH). Utilizaron fibras de alcohol polivinílico (PVA) y dos tipos de FA, una con extremo de doble gancho y la otra con extremo de gancho simple (EGS), combinadas en las siguientes fracciones de volumen total: 0 %, 0,6 % y 1,2 %. Concluyeron que la inclusión de fibras reduce notablemente la contracción por secado del HRFH. Sin embargo, demostraron que el aumento de la fracción de volumen de fibra tiene un efecto insignificante sobre los resultados. Además, indicaron que la sustitución parcial de las FA con extremo de doble gancho por FA con extremo de gancho simple, da como resultado una mayor eficacia en la reducción de la contracción por secado. También, observaron que dicha reducción era significativa cuando se incorporaban fibras de PVA al refuerzo híbrido, en comparación con el hormigón reforzado con fibra única.

Liu et al. (2003) evaluaron las propiedades de contracción del HRFH, combinación de FA y FPP. Demostraron que los efectos de la contracción en el material podrían controlarse significativamente mediante el refuerzo de fibra híbrida y que, además, las fibras reducen el tamaño de las fisuras causadas por la retracción por secado. Determinaron una dosificación híbrida óptima e indicaron que las fibras de bajo módulo elástico actuaron más eficazmente para controlar la contracción temprana y que las

fibras de alto módulo elástico, por el contrario, actuaron controlando los efectos de la contracción a largo plazo.

Sun et al. (2000) estudiaron las propiedades de permeabilidad y contracción del HRFH, con combinaciones de fibras de alcohol polivinílico, de acero y de polipropileno. Demostraron que la mezcla de fibras de refuerzo mejora el comportamiento frente a la contracción del hormigón, inclusive, con un rendimiento superior al obtenido con refuerzo de fibra única. Sin embargo, los autores expresaron que existe un contenido óptimo por sobre el cual, el control de los efectos de la contracción deja de ser eficiente debido al incremento de interfaces dentro de la matriz.

2.2.5. Propiedades en estado endurecido del Hormigón Reforzado con Fibras Híbridas

El estudio y caracterización de las propiedades mecánicas del HRFH es, indudablemente, uno de los aspectos de mayor interés. Se ha demostrado que la incorporación de fibras confiere al hormigón substanciales ventajas en su capacidad de carga y deformabilidad, control de fisuración y resistencia frente a diferentes acciones dinámicas (Zhang et al., 2022). Las variables que más inciden sobre los beneficios que introduce el refuerzo son, el tipo de fibras utilizadas, la esbeltez de las mismas y el volumen en combinación incorporado.

2.2.5.1. Compresión

En el estudio del comportamiento a compresión del HRFH, los diferentes trabajos de investigación publicados en la literatura muestran ciertas discrepancias, especialmente respecto al aumento o disminución de la tensión pico (Singh & Rai, 2018). Por lo contrario, existe un acuerdo general en ellos, respecto al incremento de la ductilidad que le confieren las fibras al material en la zona post pico (Afroughsabet et al., 2016). Este fenómeno se debe, principalmente, a que el ensayo de compresión uniaxial produce una combinación de falla por tensión cortante cerca de los extremos de la probeta (fractura cónica o piramidal), con hinchamiento lateral de la sección central no confinada y acompañado de fisuración paralela al eje de carga. Las fibras afectan estas facetas del comportamiento a compresión que implican esfuerzo cortante y deformación por tracción (Johnston, 2014). Por lo tanto, este efecto se evidencia en el pos pico de la curva tensión-deformación como una mayor capacidad de deformación en compresión y, en consecuencia, mayor ductilidad.

A continuación, se presentan algunos trabajos publicados que evidencian lo expuesto anteriormente:

Caggiano et al. (2016) evaluaron la resistencia a compresión del HRFH de acero y polipropileno. Para ello, ensayaron probetas elaboradas a partir de cinco combinacio-

nes diferentes de fibras metálicas y no metálicas, manteniendo constante la fracción de volumen total de las mismas en 0,75 %. Los resultados obtenidos en los ensayos de compresión mostraron que el sistema de refuerzo híbrido no tuvo influencia significativa en la resistencia. Sin embargo, la respuesta post-pico de las probetas de HRFH fue más dúctil que las de referencia, elaboradas con HS, como se observa en la Figura 2.12. Por otro lado, observaron una marcada respuesta de re endurecimiento en el comportamiento post-fisuración para las probetas con mayor porcentaje de FA, sin embargo, los resultados correspondientes mostraron una importante dispersión.

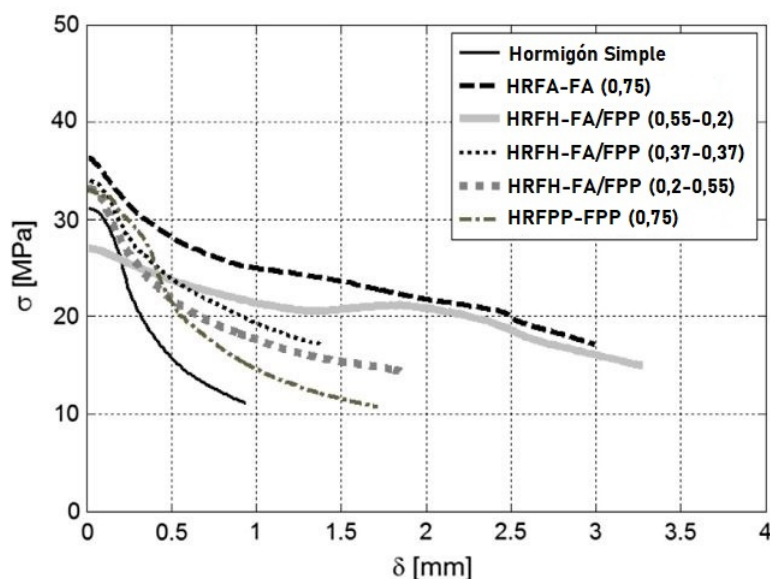


Figura 2.12: Comparación entre la respuesta post-pico de probetas de HS, HRFA, HRFPP y HRFH. (Caggiano et al., 2016)

Chi et al. (2014) estudiaron el comportamiento del HRFH de acero y polipropileno sometido a compresión uniaxial. Utilizaron 30 combinaciones diferentes de fibras modificando el índice de refuerzo, es decir, la fracción de volumen y la relación de aspecto de las fibras empleadas. Los autores observaron un incremento de la resistencia máxima a la compresión en el HRFH, en comparación con el HS y el hormigón reforzado con fibra única. Los principales factores que influenciaron la tensión máxima fueron la relación de aspecto de las FPP y la fracción de volumen de FA. La tensión máxima disminuyó al aumentar la relación de aspecto de las FPP. En general, los resultados mostraron que la capacidad de deformación del hormigón mejoró significativamente con la hibridación de las fibras para los diferentes índices de refuerzo utilizados durante la experimentación.

Mei et al. (2013) reportaron los resultados de un estudio experimental donde se ensayaron probetas elaboradas a partir de tres combinaciones diferentes de FA y FPP en HRFH. Las muestras fueron ensayadas a compresión uniaxial y triaxial. Los autores demostraron que la hibridación de fibras produjo el incremento de la resistencia a

compresión, pero solo para las combinaciones de fibras con volúmenes mayores a 1 % de FA y 0,1 % de FPP.

Singh et al. (2010) estudiaron las propiedades mecánicas del HRFH de acero y polipropileno. Para ello, elaboraron y ensayaron muestras con tres combinaciones diferentes de fibras, además de muestras con refuerzo de fibra única de acero y de polipropileno, manteniendo siempre constante la fracción de volumen total en 1 %. Los autores observaron que el incremento de la resistencia a compresión, respecto de las probetas de HS y HRF única, se produjo para las combinaciones de fibras donde el volumen de fibra de acero era mayor.

Yao et al. (2003) compararon las propiedades mecánicas de hormigones que contenían la combinación de diferentes tipos de fibras en la misma fracción de volumen (0,5 %). Elaboraron tres tipos de compuestos híbridos utilizando las siguientes fibras: polipropileno-carbono, carbono-acero, y acero-polipropileno. Los autores concluyeron que las fibras, cuando se usan en forma híbrida, pueden dar como resultado un compuesto de rendimiento superior en comparación con los HRF única. Entre los tres tipos de compuestos híbridos, la combinación de fibras acero-carbono mostró la mayor resistencia a la compresión. Por el contrario, la combinación de FA-FPP no tuvo una influencia significativa respecto a la resistencia a compresión del HS, incrementándola en apenas 2 %.

2.2.5.2. Tracción directa

Uno de los aspectos más importantes en la caracterización del comportamiento mecánico de los HRFH es su respuesta en tracción uniaxial y, más específicamente, las funciones tensión-deformación y tensión-apertura de fisura (Barragán et al., 2003). Sin embargo, la determinación de estas funciones no es tarea sencilla debido a que los dispositivos de carga y agarre para el ensayo deben ser los adecuados para generar un esfuerzo uniforme en la probeta y no introducir tensiones secundarias que produzcan roturas locales en la misma. Por las dificultades experimentales del ensayo, en general, se recurre a la determinación de la tracción de manera indirecta, como puede ser a través de un ensayo de flexión sobre una probeta prismática.

Las fibras híbridas de acero y polipropileno, debido al efecto sinérgico entre ambas, mejoran la matriz en varios niveles, lo que conduce a un incremento significativo de la resistencia a tracción, la capacidad de deformación y la ductilidad post-pico del material compuesto (Kang et al., 2016). El proceso de extracción (pull out) de la fibra de acero suele ir acompañado de una extensa zona micro fisurada dentro de la matriz circundante y así, este proceso activa la FPP que actúa como puente de tensiones en dicha zona, aumentando la resistencia al despegue y extracción de la fibra de acero (Deng et al., 2018). El mecanismo descrito conduce a la mejora general de las propiedades de tracción del material.

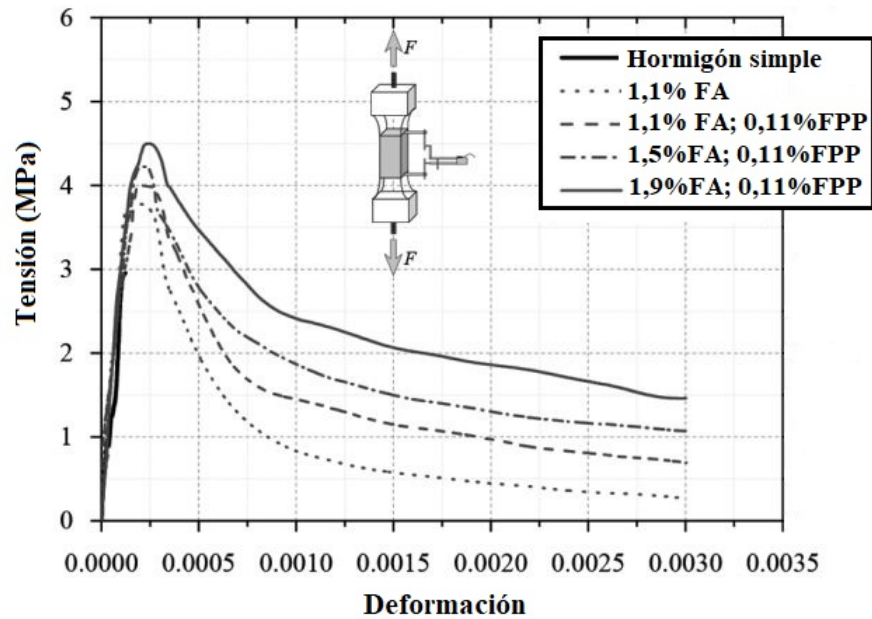
La mejora de la resistencia a la tracción del HRFH oscila entre el 25 % y el 80 %, con respecto al HS y las FA ejercen la principal influencia en el sistema híbrido, en comparación con las FPP (Pakravan et al., 2017). Sin embargo, los resultados de diferentes investigaciones (Bhavana & Bharath, 2018; Deng et al., 2021; Singh & Rai, 2018) indicaron que la adición de FPP en el refuerzo híbrido puede mejorar aún más la resistencia residual en la respuesta post-pico.

Liu et al. (2020) realizaron ensayos de tracción directa para investigar el comportamiento del HRFH de acero y de alcohol polivinílico, en una proporción de 1:3 y 3:1, respectivamente. Además, variaron los contenidos de fibra total en fracciones de volumen que fueron desde 1 % a 3 %. Utilizaron un sistema de imágenes digitales para registrar la formación y propagación de fisuras durante los ensayos. A partir de los resultados obtenidos, los autores concluyeron que la resistencia a la tracción del HRFH aumenta junto con el incremento del contenido de fibra de acero y, por el contrario, disminuye al aumentar el contenido de fibra PVA. También, observaron un incremento en la tenacidad (comportamiento posterior al pico) del HRFH con el aumento del contenido de las FA o de PVA.

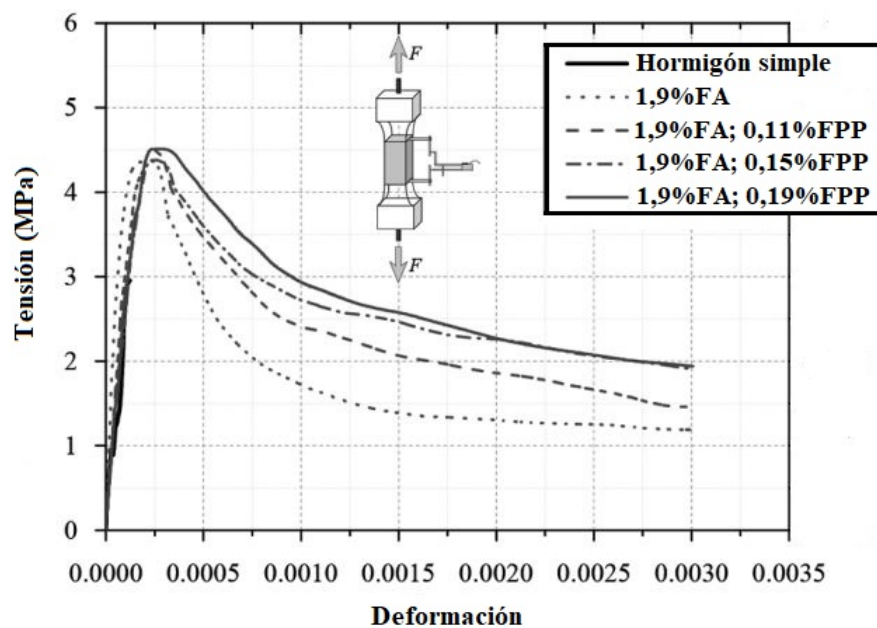
Xu et al. (2011) realizaron un extenso estudio experimental para evaluar la resistencia a la tracción uniaxial del HRFH de acero y polipropileno. Compararon el desempeño del HRFH con el del HS, el del HRFA y el del HRF de polipropileno. Los autores indicaron que la resistencia a tracción del HS se puede mejorar drásticamente mediante el refuerzo con fibras híbridas, en un rango máximo de 50 % aproximadamente. Además, determinaron que el efecto de mejora de la fibra híbrida es mayor que el de la fibra única, y observaron que la fracción de volumen de la fibra de acero tiene gran impacto en la resistencia a la tracción. En un trabajo posterior, siguiendo la misma línea de investigación, (Xu et al., 2016) estudiaron el comportamiento a la tracción uniaxial del HRFH, de acero y polipropileno, en términos de resistencia y respuesta completa tensión-deformación. Demostraron que las FA aumentan la resistencia máxima a tracción como se puede observar en la Figura 2.13.a, donde están graficadas las curvas $\sigma - \epsilon$ de especímenes elaborados a partir de un volumen constante de FPP y un volumen variable de FA. Por el contrario, la adición de FPP contribuye, principalmente, al incremento de la resistencia residual en la respuesta posterior al pico, como se puede observar en la Figura 2.13.b donde se exhiben las curvas $\sigma - \epsilon$ correspondientes a especímenes elaborados a partir de un volumen constante de FA y volúmenes variables de FPP.

2.2.5.3. Flexión

El ensayo de flexión es el más representativo de los HRF en general, ya que a partir del mismo se puede estimar la tenacidad que las fibras le proporcionan al hormigón después de alcanzar la resistencia máxima a flexión. Se entiende por tenacidad a la



(a) Curvas $\sigma - \epsilon$ para especímenes con volúmenes constantes de FPP y variable de FA.



(b) Curvas $\sigma - \epsilon$ para especímenes con volúmenes constantes de FA y variable de FPP.

Figura 2.13: Influencia de la variación en el contenido de fibras en la resistencia a la tracción uniaxial del HRF. (Xu et al., 2016)

capacidad de un material para absorber simultáneamente esfuerzos y deformaciones de consideración sin llegar a la rotura.

En la actualidad, la EN-14651 (2007) y la ASTM-C1609 (2019) son normas de gran aceptación que utilizan el ensayo de flexión sobre probetas prismáticas con y sin entalla, respectivamente, para la caracterización del HRF. La presencia de la entalla

obliga a la fisura a producirse en una ubicación determinada y, a diferencia de lo que ocurre en vigas sin entalla, la fase de endurecimiento en flexión no es muy pronunciada (Ruano, 2013). En la Figura 2.14 se muestran las distintas configuraciones y tamaños de vigas utilizadas en algunos códigos y recomendaciones para los ensayos de flexión.

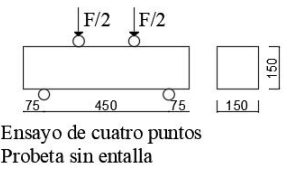
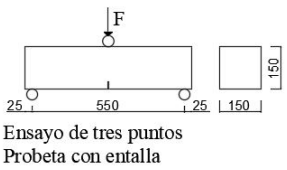
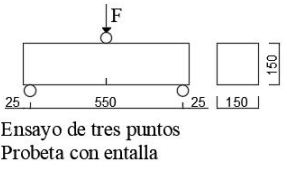
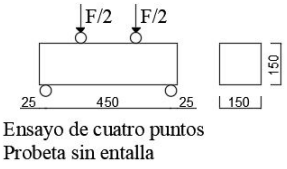
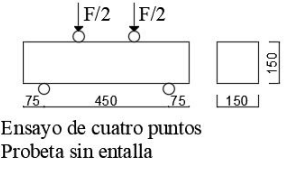
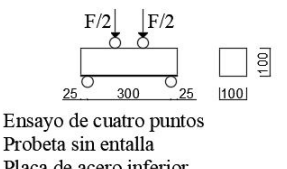
DBV - NBN B 15-238 (2001)	 Ensayo de cuatro puntos Probeta sin entalla	UNE EN 14651 (2008)	 Ensayo de tres puntos Probeta con entalla
RILEM TDF 162 (2003)	 Ensayo de tres puntos Probeta con entalla	ASTM C1609 (2012)	 Ensayo de cuatro puntos Probeta sin entalla
CNR - DT 204 (2006)	 Ensayo de cuatro puntos Probeta sin entalla	ASTM C1399 (2015)	 Ensayo de cuatro puntos Probeta sin entalla Placa de acero inferior

Figura 2.14: Configuraciones y tamaños de vigas utilizadas en algunos códigos y recomendaciones para los ensayos de flexión.

Su & Fan (2021) estudiaron la tenacidad a flexión del HRFH de acero y alcohol polivinílico, mediante el ensayo a flexión de cuatro puntos en vigas prismáticas. Demostraron que la incorporación simultánea de fibra de acero y fibra de PVA produce un incremento de la carga máxima y, además, aumenta los valores de los índices de tenacidad del material durante el ensayo a flexión.

Bošnjak et al. (2019) estudiaron la influencia de la exposición a temperaturas elevadas en las propiedades mecánicas, entre ellas la resistencia a flexión, del hormigón de alta resistencia con refuerzo de fibras y sin ellas. Compararon muestras de HS, HRFA y de HRFH, compuesto por la combinación de macro FA y micro FPP. En este trabajo, los autores concluyeron que la mayor influencia de la presencia de fibras se observó en la energía de fractura del hormigón. Tanto para HRFA como para HRFH, la energía de fractura fue al menos dos órdenes de magnitud más alta que la del HS, en todo el rango de temperatura investigado.

Li et al. (2018) presentaron un estudio experimental sobre el comportamiento a flexión del HRFH, de acero y polipropileno, utilizando ensayos de flexión a cuatro puntos en 51 muestras. Para el estudio consideraron tres tipos diferentes de FA (rectas, con extremo de gancho y corrugadas) y las combinaron con FPP monofilamento. Los autores observaron un efecto sinérgico de mejora en el comportamiento a flexión para todas las combinaciones de fibras empleadas. Además, determinaron que un incremento de

las fracciones de volumen de las FA y de las FPP condujeron a un aumento en la resistencia a flexión y la ductilidad post-pico del hormigón. También, demostraron que las propiedades de flexión del hormigón aumentaron ligeramente al aumentar la relación de aspecto de las FA empleadas y que, en el sistema híbrido, las FA tuvieron el rol más dominante en la mejora de los parámetros de flexión del material compuesto.

Rashiddadash et al. (2014) investigaron las propiedades mecánicas de hormigones con diversas cantidades de materiales puzolánicos y combinaciones de FA y FPP. Utilizaron una fracción de volumen total de 1 % para los refuerzos híbridos. Los resultados mostraron que el HRFH con 0,75 % de FA y 0,25 % de FPP tenía los índices de tenacidad, módulo de rotura y resistencia al impacto más altos, en comparación con las demás mezclas híbridas empleadas para el refuerzo del material.

Selina Ruby et al. (2014) estudiaron las propiedades mecánicas de HRFH de acero y polipropileno, utilizando tres proporciones diferentes, pero manteniendo constante la fracción de volumen total en 0,5 %. Además, elaboraron especímenes de control de HS. A partir de los resultados obtenidos, los autores concluyeron que la resistencia a flexión se incrementó para todas las combinaciones de fibras utilizadas, en comparación con la resistencia del HS. También, indicaron que la hibridación más eficiente fue la que contenía una relación 75-25 % de FA y FPP, respectivamente. En este último aspecto, las observaciones de los autores coinciden con las de Rashiddadash et al. (2014), aunque con una fracción de volumen de fibras menor.

En el trabajo de Yao et al. (2003), citado con anterioridad, también se evaluaron el comportamiento a flexión de vigas prismáticas. Los resultados de los ensayos mostraron que las fibras, cuando se usan en forma híbrida, pueden dar como resultado un rendimiento superior en comparación con los hormigones reforzados con fibras de un solo tipo. Entre los tres tipos de hibridaciones empleadas, la combinación de FA y carbono (FC), como se muestra en la Figura 2.15, mostró la mayor resistencia y tenacidad a flexión durante los ensayos, debido al módulo similar que poseen y a la interacción sinérgica entre ambas.

2.2.5.4. Corte directo

Las roturas por corte son consideradas frágiles, sin embargo, las fibras incrementan la ductilidad del hormigón (ACI-544.2R-89, 2002), por ello, resulta interesante conocer el comportamiento del HRFH bajo este tipo de esfuerzo. Con el avance de la tecnología del hormigón y el estudio del material, se han propuesto diferentes tipos de probetas y ensayos que tienen por objetivo producir esfuerzos de corte en un plano de falla predefinido (normalmente aserrándoles entallas a las probetas), empleando barras y cargas de compresión (Ramya et al., 2021). Existen los ensayos de probetas “push off” cilíndricas tipo Z y probetas prismáticas que forman dos bloques L. Además, se han propuesto otras alternativas de ensayo, como las vigas o paneles en flexión con

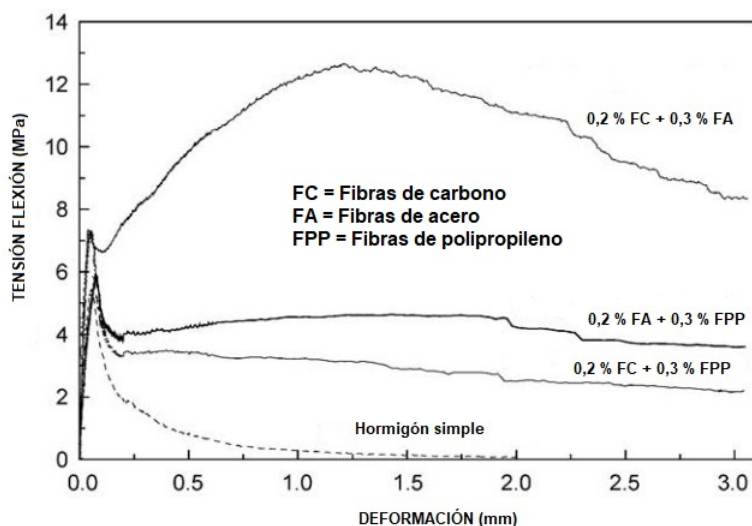


Figura 2.15: Curvas tensión-deformación en vigas de HRFH (Yao et al., 2003).

una o dos entallas excéntricas y carga central, o vigas con dos entallas centrales y cargas excéntricas (Carmona Malatesta et al., 2009). En la Figura 2.16 se esquematizan algunos de los distintos tipos de probetas y ensayos de corte mencionados.

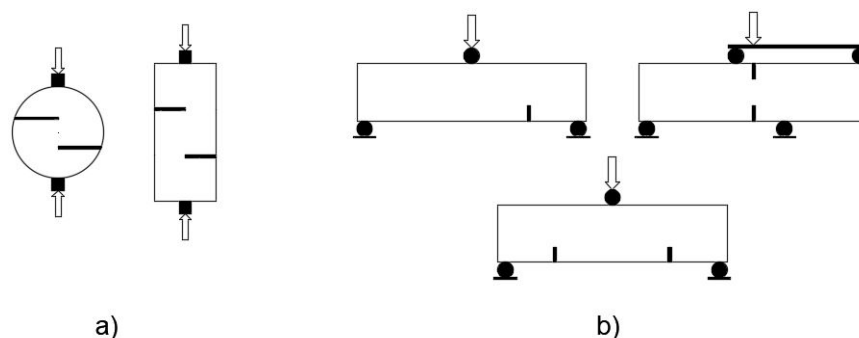


Figura 2.16: Esquemas de ensayos de corte: a) probetas tipo “push off”; b) probetas prismáticas

Banthia et al. (2014) evaluaron la respuesta sinérgica de las fibras en el HRFH sometido a esfuerzos de corte directo y flexión. Utilizaron dos tipos diferentes de FA, una con extremos de gancho y otra con doble deformación en sus extremos, combinadas con micro fibras de celulosa. Al examinar bajo corte directo, determinaron que la sinergia no fue uniformemente positiva para todos los tipos y combinaciones de fibras. Además, observaron que, en contraste con el rendimiento de las dos FA cuando están presentes de manera individual, el tipo de fibra de doble deformación provocaba una mayor sinergia en combinación con las fibras de celulosa.

Li et al. (2017) evaluaron las propiedades mecánicas del HRFH, entre ellas la resistencia directa al corte. Utilizaron combinaciones de macro FA corrugadas, micro fibras basálticas (FB) y FPP. Concluyeron que la resistencia al corte directo del ma-

terial mejora un 10 %, aproximadamente, al aumentar la fracción de volumen de FA de 1,5 % a 2,5 %. Además, determinaron que el aumento de la fracción de volumen de microfibras condujo a una disminución en el rendimiento a corte del HRFH. Por lo tanto, indicaron que la fracción de volumen de microfibras basálticas y de polipropileno, deben controlarse dentro de un cierto rango en sistemas de refuerzo híbridos.

Patodi & Kulkarni (2012) investigaron el comportamiento a corte directo, entre otras propiedades mecánicas, de matrices de HRFH. Elaboraron 12 matrices diferentes con distintas combinaciones de FA y poliéster en una fracción de volumen total y constante de 1 %. Para los ensayos utilizaron probetas tipo “push off” prismáticas. Determinaron que la resistencia al corte directo de todas las muestras elaboradas con HRF fue significativamente mayor a la del HS. Además, observaron que el mayor incremento de la resistencia (65 % aprox.), respecto a la del HS, se obtuvo para la combinación híbrida 70-30 de fibras de acero y poliéster, respectivamente.

2.2.5.5. Durabilidad

La durabilidad se relaciona directamente con la permeabilidad y la contracción del hormigón. Por lo tanto, la mejora en la resistencia a contracción y fisuración puede disminuir la permeabilidad impactando en la durabilidad del material (Neville & Brooks, 2010). Se ha demostrado que el uso de fibras de refuerzo produce una reducción significativa de la permeabilidad al agua, mediante una modificación de la topografía de la fisura (Zeng et al., 2020). Las combinaciones de fibras de distinto tipo pueden actuar en partes críticas para resistir la contracción y la fisuración en varias escalas y así lograr un rendimiento superior (Li & Qian, 2013).

Xu et al. (2021) estudiaron experimentalmente la durabilidad del hormigón reforzado con fibra única y los efectos sinérgicos de las combinaciones de fibras. Utilizaron dosis de fibras de celulosa (FCe), fibra de alcohol polivinílico (FAP) y fibra de poliolefin (FPo). Evaluaron la durabilidad del material teniendo en cuenta la contracción por secado, la permeabilidad al agua, fisuración, carbonatación y penetración de iones de cloruro. Los autores concluyeron que la adición de fibra híbrida tiene un efecto sinérgico positivo y mejora los cinco aspectos del rendimiento de durabilidad evaluados. Establecieron el contenido óptimo de fibras híbridas en: 1,2 kg/m³ de FCe, 2,0 kg/m³ de FAP y 2,0 kg/m³ FPo. Además, expresaron que las FCe, FAP y FPo, especialmente sus combinaciones híbridas, podrían prolongar eficazmente la vida útil de las estructuras de hormigón en el entorno corrosivo de carbonatación e iones de cloruro.

Rashid (2020) investigó acerca del efecto de la meteorización natural en vigas de hormigón pretensado. Elaboró las mismas con HS (especímenes de control), HRFA, HRFP y HRFH con la combinación de ambas, y expuso a los especímenes al ambiente natural durante 36 meses. Las propiedades de durabilidad estudiadas incluyeron la absorción de agua, porosidad, penetración de cloruros, entre otras. Con base en los re-

sultados experimentales, el autor concluyó que las FPP afectan positivamente la durabilidad en términos de absorción de agua por inmersión y capilaridad. Por el contrario, observó que las FA provocaron un incremento significativo en la absorción de agua del 5 % en comparación con la mezcla de control. Sin embargo, la adición de FPP anuló la influencia negativa de las FA en el rendimiento del HRFH. También, determinó que las FPP no afectaron significativamente a los valores de penetración de cloruros, contrariamente a las mezclas reforzadas con FA y fibras híbridas que mostraron un aumento del 27 % y 9 %, respectivamente, en comparación con la mezcla de control.

Lawler et al. (2002) estudiaron simultáneamente el efecto de una mezcla híbrida de fibras sobre el rendimiento mecánico y la permeabilidad del mortero fisurado. Combinaron micro FA y macrofibras de alcohol polivinílico para modificar los mecanismos de fisuración durante la respuesta previa y posterior al pico. Además, desarrollaron un innovador ensayo para medir la permeabilidad del agua en el mortero, sometido a carga uniaxial de tracción. Los autores concluyeron que la combinación de microfibra y macrofibra mejoró significativamente la resistencia a la permeación del agua y mostró contribuciones aditivas al rendimiento mecánico.

2.2.5.6. Fatiga e impacto

La resistencia al impacto (absorción dinámica de energía y fuerza) es uno de los atributos importantes de HRF (ACI-544.2R-89, 2002). Existen varios tipos de ensayos para medir la resistencia al impacto del HRF, clasificados según el mecanismo de impacto y los parámetros monitoreados (Gopalaratnam & Shah, 1986).

Almusallam et al. (2013) estudiaron la eficacia del hormigón reforzado con fibras híbridas, de acero y sintéticas, para mejorar la resistencia al impacto de losas. Elaboraron un total de 54 especímenes de HRFH separados en dos grandes grupos de 27 losas cada uno. La diferencia entre ambos grupos fue que en uno de ellos utilizaron hormigón de resistencia normal y en el otro, hormigón de alta resistencia. Además, fabricaron 3 losas por grupo sin fibras de refuerzo, las cuales constituyeron los especímenes de control. Realizaron ensayos de penetración por impacto mediante un sistema de pistola de aire y proyectiles de acero con forma bicónica. De los resultados obtenidos, los autores concluyeron que la presencia de fibras híbridas en el hormigón condujo a volúmenes de cráter más pequeños, redujo el daño por astillado y la formación de cáscaras. Las fibras híbridas detuvieron el desarrollo de fisuras y, por lo tanto, minimizaron el tamaño del área dañada.

Feng et al. (2018) realizaron ensayos de impacto en discos de HRF de acero, polipropileno, polivinílicas y la combinación de ellas. La carga de impacto la produjeron mediante la caída repetida de un martillo sobre una esfera de acero apoyada en la superficie de las probetas. Los autores indicaron que el refuerzo de FA y FPP proporcionó un efecto híbrido positivo en la mejora de la energía de impacto. Para el HRFH de ace-

ro y polipropileno, con 2 % de contenido de fibra, la capacidad de absorción de energía de impacto y el efecto híbrido de fibra aumentaron con el aumento de la dosis de FA.

Wang et al. (2007) realizaron ensayos de fatiga por flexión, a diferentes niveles de tensión, en probetas de HRFH de acero y sintéticas (Poliacrilonitrilo). Determinaron que el efecto de resistencia a la fisura, producto de la combinación de FS y de acero, logró mejorar el comportamiento de fatiga por flexión del HRFH. Además, indicaron que el HRFH alcanzó una vida útil más prolongada que el HS.

2.3. APLICACIÓN DEL HORMIGÓN REFORZADO CON FIBRAS EN TUBOS DE DRENAJE

El hormigón reforzado con fibras (HRF) ha sido empleado, con armadura convencional o sin ella, en numerosas aplicaciones en todo el mundo. Entre ellas, ha ido creciendo su aceptación en la industria del premoldeado para la fabricación de diferentes elementos, donde se destacan particularmente los tubos de drenaje por las ventajas técnicas y económicas que aporta este material. Una de las principales ventajas es que las fibras son adicionadas a la hormigonera de la misma forma que los otros agregados, simplificando el proceso productivo en las plantas de elaboración. Por el contrario, la fabricación de tubos de hormigón con refuerzo tradicional requiere mano de obra calificada para el corte, doblado y montaje de las armaduras formadas por barras de acero y, además, se debe disponer de costosos equipamientos necesarios para realizar dichas tareas.

En la actualidad, existen códigos que regulan el empleo de hormigón reforzado con fibras para la fabricación tubos, siendo la EN-1916 (2002) la base conceptual inicial y el resto adaptaciones nacionales de ésta (las ASTM-C1765 (2019) y ASTM-C1818 (2019) en EEUU; y la NBR-8890 (2018) en Brasil). Además, existen en la literatura científica numerosos trabajos que dan cuenta de los beneficios de la utilización de HRF para la elaboración de tubos premoldeados. Algunos de esos trabajos se detallan a continuación.

Haktanir et al. (2007) ensayaron a compresión diametral, según norma EN-1916 (2002), tubos de hormigón reforzado con FA (THRFA), tubos de HS (THS) y tubos reforzados con armadura tradicional (THA) de 500 mm de diámetro interno. Utilizaron para el refuerzo de los tubos dos tipos de FA con extremo conformado, una con 60 mm de longitud y 80 de relación de aspecto y otra, con 30 mm de longitud y relación de aspecto (cociente entre la longitud de la fibra y su diámetro equivalente) igual a 40. Emplearon dosis de 25 kg/m³ y 40 kg/m³ con cada tipo de fibra. Los autores demostraron que las fibras largas fueron más eficientes que las cortas para el refuerzo de los tubos en el diámetro considerado. Además, determinaron que la dosis óptima de FA de mayor longitud es aproximadamente 25 kg/m³, ya que el aumento de la mis-

ma solo generó mejoras insignificantes en cuanto a la resistencia del tubo. Finalmente, concluyeron que los THRFA, con la relación de aspecto mas alta y en la dosis anteriormente mencionada, mostraron ventajas mecánicas y económicas en comparación con los THA.

De la Fuente et al. (2011) presentaron resultados de un estudio experimental y numérico del comportamiento mecánico de THRFA. Fabricaron tubos de 600 mm de diámetro interno y los ensayaron según la metodología descrita en la norma EN-1916 (2002). Para el refuerzo del hormigón, usaron FA con una longitud de 60 mm, 80 de relación de aspecto y 1250 MPa de resistencia a la tracción, en las siguientes cantidades: 10 kg/m³, 20 kg/m³ y 40 kg/m³. Desarrollaron un modelo numérico denominado MAP que permite la simulación del comportamiento resistente de los THRFA sometidos al ensayo de compresión diametral. De los resultados obtenidos, concluyeron lo siguiente: (i) la fabricación de THRFA es posible mediante los sistemas tradicionales, modificando in situ, si fuera necesario, la humedad de la mezcla; (ii) los tiempos de producción y la mano de obra en THRFA se reducen considerablemente respecto a THA con armadura tradicional; (iii) los tubos con 40 kg/m³ presentaron endurecimiento de la curva carga-deformación diametral cuando se produjo la fisuración global del tubo.

Abolmaali et al. (2012) evaluaron el desempeño mecánico de THRFA con diámetros internos que variaron entre 400 mm y 1200 mm. Compararon los modos de falla, la resistencia, rigidez y ancho de fisuras de los THRFA con THA reforzados con armadura tradicional. Utilizaron FA, con 35 mm de longitud y relación de aspecto de 65, en cinco dosis diferentes: 13 kg/m³, 26 kg/m³, 39 kg/m³, 52 kg/m³ y 65 kg/m³. Ensayaron los especímenes según la norma ASTM-C497 (2020) (ensayo de compresión diametral de tres aristas). Demostraron que los THRFA alcanzaron rangos de resistencia y rigidez comparables a los THA. Observaron que más del 80 % y 90 % de los THRFA de 600 mm y de 900 mm de diámetro interno, respectivamente, superaron los requisitos para la clase resistente III de la norma ASTM-C76 (2022). Además, mostraron que dosis de 26 kg/m³, 39 kg/m³ y 65 kg/m³ de FA, eran valores que podrían considerarse óptimos para el refuerzo de los tubos de diámetro interno igual a 600 mm, 900 mm y 1200 mm, respectivamente. Finalmente, indicaron que en la producción de THRFA fue necesario ajustar la cantidad de agua de la mezcla para compensar la presencia de las fibras y lograr el acabado superficial deseado.

Wilson & Abolmaali (2014) presentaron los resultados obtenidos de la producción y el ensayo, según norma ASTM-C497 (2020), de tubos de hormigón reforzado con FPP (THRFP) con diámetros internos comprendidos entre 375 mm y 900 mm. Seleccionaron tres plantas de producción diferentes, con el objetivo de emplear distintos equipos en la fabricación de los tubos. Para la elaboración de los THRFP, mantuvieron constante las proporciones de mezcla que cada planta utilizaba en la producción de

los THA que comercializaba. Usaron FPP, de 54 mm de longitud y 66 de relación de aspecto, en dosis de refuerzo que variaron entre 2,37 kg/m³ a 10,7 kg/m³. Los autores demostraron que las FPP resistieron anchos de fisuras de hasta 25 mm, correspondientes a deformaciones del 10 % del diámetro interno del tubo. Observaron que las fibras en las fisuras se encontraban intactas, mostrando una gran resistencia a la rotura y al arrancamiento. Además, indicaron que el aumento en la dosis de fibras produjo un incremento en la resistencia de los tubos. Sin embargo, señalaron que, para cada planta de producción y diámetro de tubo, existió un rango óptimo a partir del cual la resistencia comenzó a bajar debido al excesivo volumen de fibras adicionado. Finalmente, concluyeron que las FPP podrían utilizarse como refuerzo alternativo a la armadura tradicional, cumpliendo con los requisitos de resistencia de la norma [ASTM-C76 \(2022\)](#), siempre y cuando se optimice la dosis de fibras, teniendo en cuenta la mezcla de hormigón, el equipo específico de cada planta y el diámetro de los tubos a elaborar.

[Park et al. \(2015\)](#) propusieron un nuevo tipo de tubo semirrígido de pared delgada (THPD), para el cual, evaluaron la capacidad de refuerzo de FPP con el fin de lograr la reducción del refuerzo tradicional de barras de acero. Estudiaron tubos con los siguientes diámetros internos: 760 mm, 910 mm, 1370 mm, 1830 mm, 2130 mm y 3050 mm. Emplearon diferentes dosis de FPP, entre 1,2 kg/m³ y 14,3 kg/m³, y refuerzo de barras de acero reducido en rangos de 35 % a 50 %. Las fibras de refuerzo tenían una longitud de 54 mm, relación de aspecto igual a 66 y una resistencia a la tracción de 586 MPa. Ensayaron los tubos a compresión diametral, siguiendo las prescripciones de la norma [ASTM-C497 \(2020\)](#). Concluyeron que el uso de FPP, como complemento del refuerzo de barras de acero, aumentó la resistencia al corte en los THPD, retrasando la falla y mejorando significativamente la capacidad de carga. Además, observaron que los THPD con reducción del 50 % del refuerzo tradicional y la adición de FPP, mantuvieron la rigidez a flexión hasta una deformación diametral del 5 % en los tubos de pequeño diámetro (760 mm, 910 mm y 1370 mm) y del 3 % en los tubos de gran diámetro (1830 mm, 2130 mm y 3050 mm).

[Mohamed et al. \(2015\)](#) estudiaron el comportamiento mecánico de THRFA, mediante ensayos a escala real, en especímenes con diámetros internos de 450 mm y 600 mm. Compararon el desempeño de los THRFA con THS y THA, elaborados y ensayados en la misma campaña experimental. Para el refuerzo de los tubos, utilizaron FA con extremos conformados y longitudes de 35 mm y 65 mm con relaciones de aspecto de 65 y 80, respectivamente, en dosis que variaron entre 0 y 40 kg/m³. Ensayaron los tubos a compresión diametral de acuerdo a los procedimientos de carga continua y carga cíclica establecidos en las normas [ASTM-C497 \(2020\)](#) y [EN-1916 \(2002\)](#), respectivamente. Demostraron que una dosis de fibra de 30 kg/m³ es suficiente para que los THRFA, en los diámetros estudiados, cumplan con los requisitos de resistencia establecidos por la norma [ASTM-C76 \(2022\)](#) para la Clase V. Además, observaron que

el comportamiento pos pico de los THRFA fue comparable al de los THA. También, mostraron que el comportamiento mecánico de los THRFA se puede evaluar completamente utilizando el ensayo de compresión diametral con carga continua, sin necesidad de un ciclo de carga adicional como se especifica en la norma EN-1916 (2002).

Al Rikabi et al. (2018) evaluaron el comportamiento mecánico de tubos de hormigón reforzado con fibra sintética (THRFS) en términos de los requisitos de resistencia, rigidez y ductilidad, establecidos en la norma ASTM-C76 (2022). Elaboraron y ensayaron, de acuerdo a la norma ASTM-C497 (2020), tubos de tres diámetros internos diferentes: 600 mm, 1200 mm y 1500 mm. Para el refuerzo de los mismos, utilizaron distintas dosis de FPP (entre $4,75 \text{ kg/m}^3$ a 18 kg/m^3) y una capa de armadura tradicional de barras de acero (jaula de acero), reducida en rangos que variaron entre el 51 % y el 100 %. Los autores demostraron que el uso de fibra sintética aumentó la carga de fisuración, la carga máxima, la rigidez y la ductilidad de los tubos ensayados. Además, indicaron que el uso de fibra sintética redujo el costo de producción, debido a la disminución del área de armadura tradicional de barras de acero.

Lee et al. (2019) estudiaron el comportamiento mecánico en términos de absorción de energía, la resistencia post fisura y tenacidad de THRFA y THRFS. Ensayaron los especímenes mediante el procedimiento de compresión diametral denominado de tres aristas, indicado en la Norma ASTM-C497 (2020). Utilizaron distintas dosis de fibras que variaron entre 0,15- 0,40 % para las FA y entre 0,15-0,46 % para las FS. Del análisis de los resultados obtenidos, los autores concluyeron que los THRFA mostraron una mayor capacidad de absorción de energía que los THRFS. Observaron que el aumento de las fracciones de volumen de fibras, tanto de acero como sintéticas, no mejoró de manera constante la capacidad de carga de los tubos, mostrando que las fracciones de volumen de fibras más eficientes en este aspecto fueron de 0,15 % y 0,20 %. Sin embargo, indicaron que el aumento en la fracción de volumen de fibras tiende a incrementar la tenacidad y la resistencia post fisuración de los tubos. En este sentido, demostraron que los THRFA alcanzaron valores de tenacidad y resistencia post fisuración superiores en 49 % y 46 %, respectivamente, a los alcanzados por los THRFS.

Deng et al. (2022) llevaron a cabo un programa experimental que consistió en la producción y ensayo de THS y reforzados con FPP (THRFPF), fibras basálticas (THRFB) y con la combinación de ambas (THRFBH). Observaron que el uso de fibras no conduce a un aumento efectivo de la carga de primera fisuración, sin embargo, ambos tipos de fibras permitieron un mejor control del ancho de fisura comparado con los THS. Además, indicaron que el refuerzo de micro FB mejoró la respuesta provocada por cargas concentradas mientras que las macro FPP aumentaron el rendimiento de la tubería en términos de capacidad portante y control de fisuración por flexión. Finalmente, concluyeron que el HRFH es una alternativa adecuada para incrementar la capacidad de carga y el control del ancho de fisura para cargas de servicio en los tubos,

convirtiéndolos en una variante interesante a los reforzados con armadura tradicional.

2.4. CONSIDERACIONES FINALES

Considerando lo expuesto hasta aquí, se puede resumir lo expresado en el capítulo, destacando que el refuerzo del hormigón con fibras discretas distribuidas aleatoriamente en la matriz cementicia, es una tecnología exitosa capaz de modificar el comportamiento frágil del hormigón simple. La adición de fibras influye directamente en el control de los procesos de fisuración provocando incrementos en la tenacidad, en la capacidad residual y en menor medida en la resistencia a la tracción del material compuesto. Además, las fibras inciden en los efectos que provoca la contracción del material en las estructuras de hormigón, evitando la aparición de fisuras, minimizando su espesor o generando un cuadro de fisuración múltiple.

La mayoría de los hormigones reforzados con fibras (HRF) incorporan un solo tipo de fibra en su matriz. Sin embargo, la fisuración del hormigón es un proceso a escalas múltiples y un solo tipo de fibra puede proporcionar refuerzo solamente en un nivel y dentro de un rango limitado de deformaciones. Por ello, un refuerzo óptimo se obtiene al combinar fibras de diferentes materiales, geometría y/o comportamiento mecánico. El hormigón reforzado con dos o más tipos de fibras es denominado Hormigón Reforzado con fibras híbridas (HRFH). Existen diferentes métodos de hibridación que incluyen la combinación de fibras de diferentes longitudes, diámetros, módulos y resistencias a la tracción, pero los dos métodos principales son: híbridos basados en el tamaño de las fibras e híbridos basados en el módulo de las fibras. En el presente trabajo de Tesis se evaluó la aplicación del método que combina fibras de alto módulo y de bajo módulo (fibras de acero y fibras de polipropileno, respectivamente).

En las últimas décadas, los tubos de HRF se han introducido con éxito en el mercado de tuberías para la construcción de alcantarillado. Actualmente, existen normas técnicas que regulan el uso de HRF para la elaboración de tubos y varios trabajos de investigación en la bibliografía técnica que tratan el tema. Sin embargo, dichas normas y trabajos de investigación contemplan el uso de un solo tipo de fibra como refuerzo, mientras que el efecto de la combinación de fibras en tubos premoldeados ha sido escasamente estudiado. Es por ello que en esta Tesis, se investiga sobre la aplicación de hormigón reforzado con fibras híbridas en tubos premoldeados empleados para la ejecución de sistemas de drenaje.

Capítulo 3

PROGRAMA EXPERIMENTAL

3.1. INTRODUCCIÓN

En este Capítulo se presenta el programa experimental desarrollado en esta Tesis, cuyo objetivo principal fue evaluar las ventajas del uso de hormigón reforzado con fibras híbridas (HRFH) en tubos de drenaje. En primer lugar, se describen los materiales utilizados para la elaboración del hormigón, las características y propiedades de los refuerzos y se exponen los resultados de ensayos realizados para la determinación de la resistencia a la compresión del hormigón. Además, se detalla la metodología de elaboración y ensayo de los tubos estudiados. También, se especifica la metodología empleada para la determinación del porcentaje de absorción de agua, que constituye otra de las evaluaciones de control de calidad establecidas por la norma [IRAM-11503 \(1986\)](#) para tubos premoldeados de hormigón.

En resumen, para el presente estudio se elaboraron tubos premoldeados de hormigón simple sin refuerzos, tubos reforzados con armadura tradicional de barras de acero, tubos reforzados solamente con fibras de acero (FA) y tubos reforzados con fibras híbridas, es decir, con la combinación de FA y fibras de polipropileno (FPP). Durante la elaboración se procuró restringir al máximo el número de variables intervinientes y se procedió con el menor nivel de alteración posible de las condiciones reales de producción en fábrica, es decir, las mismas condiciones generales en cuanto a la mano de obra, a los equipos utilizados y al uso de materiales del mismo origen y proveedor.

La producción de los especímenes a escala real y los ensayos de compresión diametral (ECD) fueron ejecutados en una Planta de premoldeados llamada “COINAR SRL” ubicada en la ciudad de Concordia, Entre Ríos, Argentina. Para el ensayo de ECD se utilizó el equipamiento de la propia empresa que se encontraba calibrado y en operación para la realización de los ensayos que rutinariamente se ejecutan en la misma.

3.2. ESPECÍMENES

En esta Tesis se presentan los resultados del ensayo de 36 tubos premoldeados de 600 mm de diámetro interno, 1000 mm de longitud y 75 mm de espesor de pared, como se muestra en la Figura 3.1. En la misma Figura se muestran e identifican las diferentes partes del tubo.

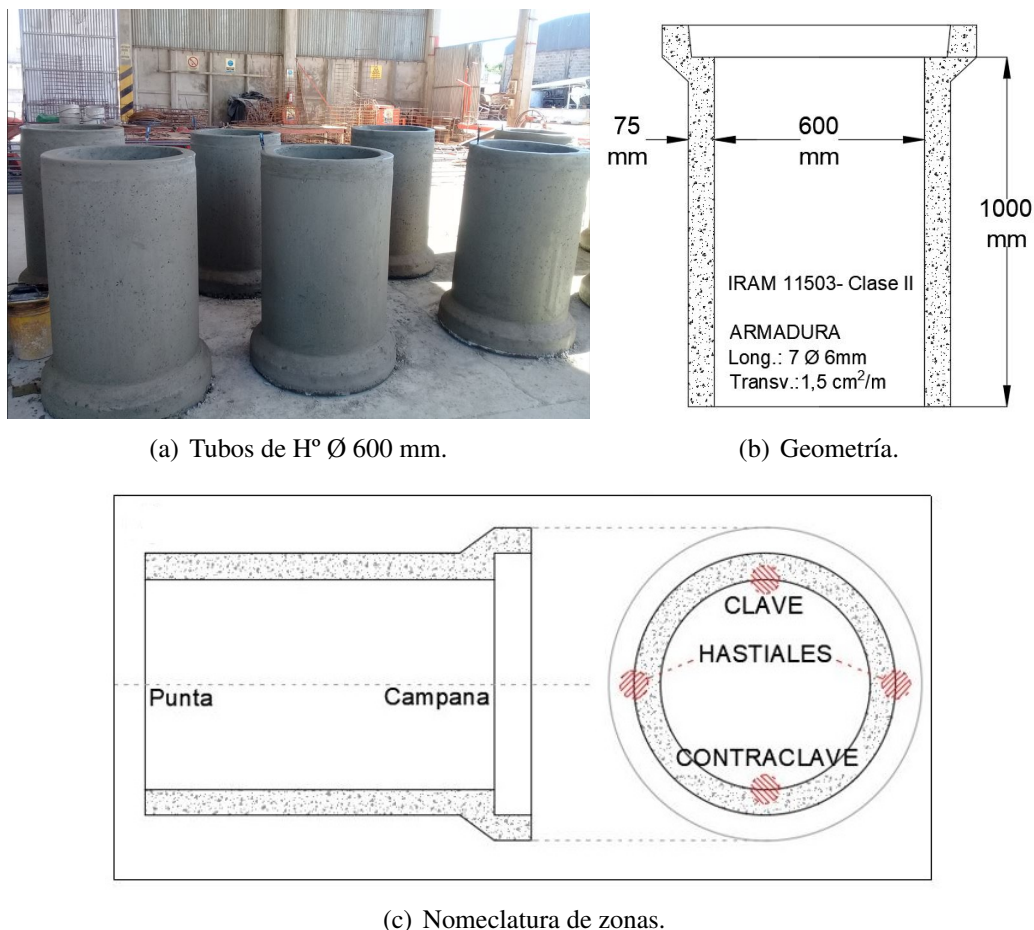


Figura 3.1: Características de los especímenes elaborados y denominación de sus diferentes zonas.

El total de los especímenes fueron fabricados en tres campañas (Series) experimentales desarrolladas en los años 2018, 2019 y 2021. Si bien todos los tubos fueron elaborados con la misma geometría, existieron diferentes grupos conformados de acuerdo a sus características de refuerzo: 4 se fabricaron de hormigón simple (sin refuerzo), 4 de hormigón reforzado con armadura tradicional, 8 con hormigón reforzado con fibra única (FA) y 14 de HRFH (FA y FPP). En la Figura 3.2 se esquematiza la nomenclatura utilizada para la identificación de los especímenes. Además, en la Tabla 3.1 se muestra su denominación, orden de campaña (Serie), tipo de refuerzo y cantidad de unidades elaboradas.

En la respuesta estructural de un sistema rígido tubo-terreno, al cuantificarla en

Denominación	Serie	FA kg/m ³	Vol. %	FPP kg/m ³	Vol. %	Vol. tot. %
1-THS	Primera	0,0	0,00	0,0	0,00	0,00
2-THS	Primera	0,0	0,00	0,0	0,00	0,00
3-THS	Tercera	0,0	0,00	0,0	0,00	0,00
4-THS	Tercera	0,0	0,00	0,0	0,00	0,00
1-THA	Primera	0,0	0,00	0,0	0,00	0,00
2-THA	Primera	0,0	0,00	0,0	0,00	0,00
3-THA	Segunda	0,0	0,00	0,0	0,00	0,00
4-THA	Segunda	0,0	0,00	0,0	0,00	0,00
1-THRFA-20	Primera	20,0	0,25	0,0	0,00	0,25
2-THRFA-20	Primera	20,0	0,25	0,0	0,00	0,25
3-THRFA-20	Segunda	20,0	0,25	0,0	0,00	0,25
4-THRFA-20	Segunda	20,0	0,25	0,0	0,00	0,25
1-THRFA-25	Primera	25,0	0,32	0,0	0,00	0,30
2-THRFA-25	Primera	25,0	0,32	0,0	0,00	0,30
3-THRFA-25	Segunda	25,0	0,32	0,0	0,00	0,30
4-THRFA-25	Segunda	25,0	0,32	0,0	0,00	0,30
1-THRFB-20/0.5	Primera	20,0	0,25	0,5	0,05	0,30
2-THRFB-20/0.5	Primera	20,0	0,25	0,5	0,05	0,30
3-THRFB-20/0.5	Primera	20,0	0,25	0,5	0,05	0,30
4-THRFB-20/0.5	Primera	20,0	0,25	0,5	0,05	0,30
5-THRFB-20/0.5	Segunda	20,0	0,25	0,5	0,05	0,30
6-THRFB-20/0.5	Segunda	20,0	0,25	0,5	0,05	0,30
7-THRFB-20/0.5	Tercera	20,0	0,25	0,5	0,05	0,30
1-THRFB-20/1.0	Primera	20,0	0,25	1,0	0,10	0,35
2-THRFB-20/1.0	Primera	20,0	0,25	1,0	0,10	0,35
3-THRFB-20/1.0	Primera	20,0	0,25	1,0	0,10	0,35
4-THRFB-20/1.0	Primera	20,0	0,25	1,0	0,10	0,35
5-THRFB-20/1.0	Tercera	20,0	0,25	1,0	0,10	0,35
6-THRFB-20/1.0	Tercera	20,0	0,25	1,0	0,10	0,35
7-THRFB-20/1.0	Tercera	20,0	0,25	1,0	0,10	0,35

FA = fibras de acero; FPP = fibras de polipropileno

Tabla 3.1: Denominación, orden de campaña, tipo de refuerzo y la cantidad de unidades.

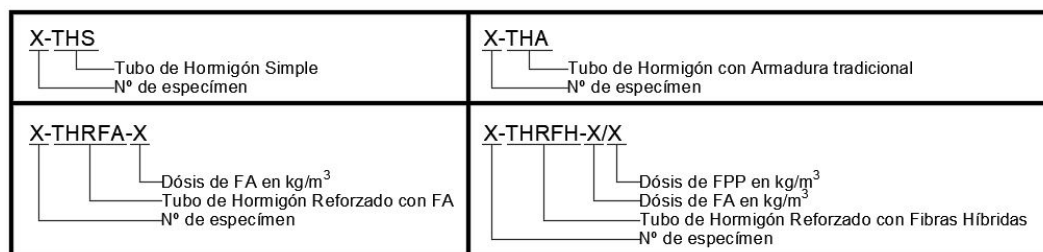


Figura 3.2: Nomenclatura utilizada para la identificación de los especímenes.

porcentaje, se tiene que el 90 % corresponde a la resistencia mecánica del propio tubo mientras que sólo el 10 % se debe a la contribución del suelo. Por este motivo, los tubos

premoldeados se pueden clasificar en función de su resistencia y se les atribuye una clase resistente determinada, asignada de acuerdo a las cargas alcanzadas al someterlos a un ECD.

La norma IRAM-11503 (1986) establece la geometría y la armadura mínima que deben tener los tubos de hormigón no pretensado de acuerdo a la clase resistente que se pretende alcanzar. Dicha armadura, cuando es en una capa, debe estar posicionada entre el 35 % y el 50 % del espesor desde el borde interno, debido a la necesidad de recubrimiento y a que las zonas de la clave y contraclave (ver Figura 3.1) son críticas y gobiernan la capacidad de flexión del tubo. La norma mencionada establece cuatro clases resistentes para las cuales se debe verificar, a través de un ECD, dos tipos de cargas: la carga externa de prueba (P_P) y la carga de rotura (P_R). Los tubos deberán soportar la P_P , según su clase, sin presentar fisuras mayores que 0,3 mm de ancho en una longitud de 300 mm, ni desprendimientos de hormigón. Además, deberán igualar o superar la P_R , según su clase, en un ensayo de carga continua. Este criterio de clasificación por fisuración y resistencia es equivalente al establecido también por la norma ASTM-C76 (2022).

La Tabla 3.2 muestra las especificaciones de la norma IRAM-11503 (1986) para THA, del diámetro interno y clase resistente II utilizados como grupo de control en esta Tesis. La armadura tradicional de jaula de acero fue elaborada a partir del corte, cilindrado y soldado de una malla de acero formada por barras cuyas características se describirán en la siguiente sección.

Diámetro interno mm	Espesor mm	Armaduras		Carga externa	
		Longitudinal	Transversal	De prueba	De rotura
			cm ² /m	kN/m	kN/m
600	75	7 ϕ 6 mm	1,5	30	45

Tabla 3.2: Especificaciones para tubos Clase II (IRAM-11503, 1986).

Los THA Clase II (IRAM-11503, 1986), con las características geométricas elegidas para este estudio, son habitualmente fabricados y comercializados por la Planta de premoldeados, ya que su utilización está ampliamente extendida para la construcción de alcantarillados de drenaje, en la región de la Mesopotamia Argentina. Los THA-FA se elaboraron utilizando dosificaciones de FA de 20 kg/m³ y 25 kg/m³, es decir, fracciones de volumen igual a 0,25 % y 0,30 %, respectivamente. Se adoptó el tenor de 20 kg/m³ debido a que otros investigadores (Ferrado et al., 2018; Mohamed et al., 2015; Park et al., 2015) determinaron que podría ser un contenido óptimo mínimo para el refuerzo de este tipo de elemento estructural. En el mismo sentido, Mohamed et al. (2015) expresaron que los tenores con aportes significativos al comportamiento del material se encuentran entre un mínimo de 20 kg/m³ y un máximo de 80 kg/m³. Debido a que las FA constituyen un agregado costoso, se estudió su capacidad de re-

fuerzo a partir del umbral mínimo indicado por los investigadores citados, los cuales han trabajado previamente con THRFA.

Los THRFH se elaboraron con dos combinaciones diferentes de fibras, una con 20 kg/m³ de FA y 0,5 kg/m³ de FPP, y la otra, con 20 kg/m³ de FA y 1,0 kg/m³ de FPP. Se destaca que en las dos combinaciones se mantiene constante el tenor de FA, indicado anteriormente como el umbral mínimo. Además, en el caso de la primera combinación mencionada, se usó una fracción de volumen de fibras igual a los THRFA con 25 kg/m³, pero reemplazando 5 kg/m³ de FA por FPP en una fracción de volumen equivalente. Luego, en el segundo sistema híbrido mencionado, el contenido de FPP fue incrementado con el fin de estudiar la incidencia en el comportamiento mecánico del tubo e intentar determinar un sistema de refuerzo óptimo. Es de observar que las cantidades de FPP utilizadas en el sistema de refuerzo son pequeñas, debido a que las fibras sintéticas, cuando se combinan con otras fibras, deben emplearse fracciones de bajo volumen (entre 0,05 % y 0,2 %) para asegurar una distribución uniforme dentro de la masa de hormigón (Chi et al., 2014; Deng et al., 2018).

Otra razón importante, por la cual se adoptó la dosis de 20 kg/m³ de FA, fue que la misma representa una cuantía de 2,54 ‰, la cual es un valor aproximado a 2,49 ‰ que es la cuantía de la malla acero del refuerzo tradicional, especificado para tubos Clase II (IRAM-11503, 1986). Recordando que los tubos de dicha categoría resistente constituyen el grupo de control en la presente Tesis.

3.3. MATERIALES

A continuación, se describen los materiales, o materia prima, utilizados para la elaboración del hormigón simple o base (HS) y del hormigón reforzado con fibras (HRF), únicas e híbridas. Entiéndase como hormigón simple o base, a la mezcla de hormigón que luego se le adicionarán las fibras como refuerzo. Como se explicará más adelante, para el presente estudio se adoptó la misma dosificación que utiliza la Planta para elaborar los tubos de hormigón armado (THA) Clase II (IRAM-11503, 1986) que comercializa.

3.3.1. Cemento

Para la elaboración del hormigón se utilizó Cemento CPC 50. El cemento portland compuesto es utilizado, generalmente, en obras hidráulicas, pavimentos, hormigón en masa y varias estructuras de hormigón armado. Según la norma IRAM-50000 (2017) la composición de este tipo de cemento debe ser la indicada en la tabla de la Figura 3.3.

La Planta elaboradora de premoldeados adquiere el material a granel y lo deposita en silos. Para su uso, se verificaron las siguientes condiciones establecidas en el

Tipo de cemento	Nomenclatura	Composición (g/100g)			
		Clinker+ sulfato de calcio	Puzolana (P)	Escoria (E)	Filler calcáreo (F)
Cemento Portland normal	CPN	100-90		0-10	
Cemento Portland con filler calcáreo	CPF	99-80			1-20
Cemento Portland con escoria	CPE	89-65		11-35	
Cemento Portland compuesto	CPC	98-65	Dos o más con P+E+F ≤ 35		
Cemento Portland puzolánico	CPP	85-50	15-50		
Cemento de alto horno	CAH	65-25		35-75	

Figura 3.3: Tipos y composición de cementos. (IRAM-50000, 2017)

apartado 3.1.3 del reglamento argentino CIRSOC-201/05 (2005):

- Que el material se encuentre protegido de la humedad, en un silo adecuado, durante su almacenamiento en Planta.
- Que al ingresar a la máquina mezcladora no presente grumos y que su temperatura sea menor a 70 °C.
- Que la procedencia (tipo y fábrica) del cemento empleado en las mezclas usadas para elaborar los especímenes sea la misma.

3.3.2. Agregados

Durante las tres campañas experimentales realizadas, los agregados finos y gruesos empleados para la elaboración del hormigón fueron arena y grava natural, respectivamente, ambos de origen silíceo. Dichos agregados fueron caracterizados, realizando el muestreo de los mismos (IRAM-1509, 1987), a través de ensayos granulométricos (IRAM-1505, 2019), de determinación de la densidad relativa, densidad a granel, absorción, tamaño máximo del agregado grueso (T.M.A) y módulo de fineza del agregado fino (MF) (IRAM-1520, 2002; IRAM-1533, 2002; IRAM-1548, 2003; IRAM-1627, 1997). En Figura 3.4 se muestran fotografías del árido fino y del árido grueso o grava. Además, en la Figura 3.5 se muestran, comparativamente, las curvas granulométricas de los áridos utilizados en las tres campañas realizadas y en la Tabla 3.3 se resumen los resultados promedio obtenidos de los ensayos mencionados, realizados sobre los áridos gruesos y finos.

3.3.3. Fibras

Para el refuerzo del hormigón se utilizaron macro FA y macro FPP disponibles en el mercado nacional argentino.

Agregado Grueso	
Tamaño máximo de agregado (T.M.A)	13,25 mm
Densidad relativa	2,66 t/m ³
Densidad a granel	1,690 t/m ³
Absorción	1,2 %
Agregado Fino	
Módulo de fineza (MF)	2,5
Densidad relativa	2,63 t/m ³
Absorción	1,23 %

Tabla 3.3: Características físicas promedio de los agregados utilizados.

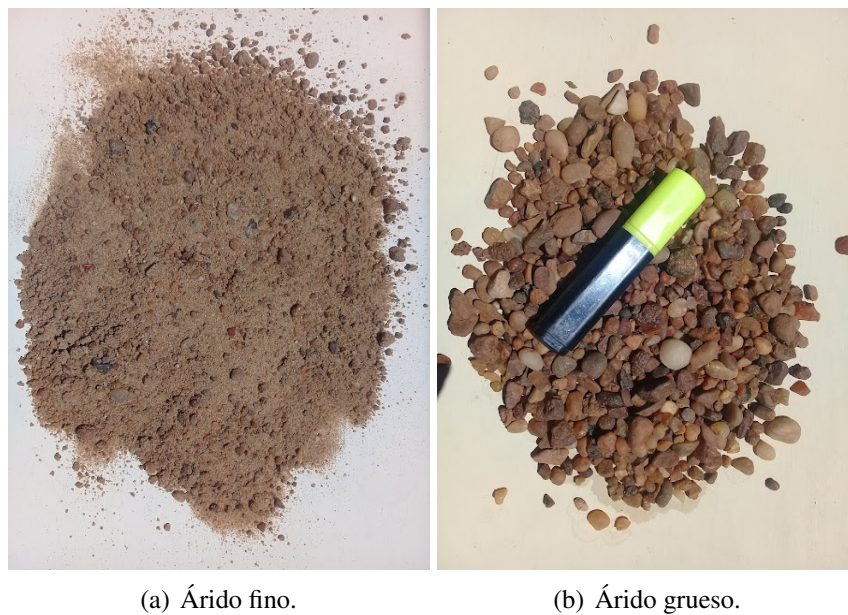


Figura 3.4: Agregados utilizados para la elaboración de los tubos.

3.3.3.1. Macro fibras de acero

En el presente trabajo se utilizó un tipo de macro FA, denominadas comercialmente como Wirand[®] FF1. Las mismas están elaboradas a partir de alambres de acero trefilado de alta resistencia, dobladas en sus extremos en forma de ganchos que permiten mejorar la adherencia y el anclaje dentro de la matriz de hormigón. Las FA poseen alta rigidez, módulo de elasticidad (210 GPa) y resistencia a la tracción, pero son susceptibles a la corrosión. La Tabla 3.4 resume las características físicas y mecánicas de las FA.

3.3.3.2. Macro fibras de polipropileno

Las macro FPP, denominadas comercialmente como Macronita[®] 0,6, son fibras sintéticas cortadas de materiales poliméricos que poseen forma rizada para mejorar la adherencia dentro de la matriz de hormigón. Este tipo de fibras son flexibles, poseen

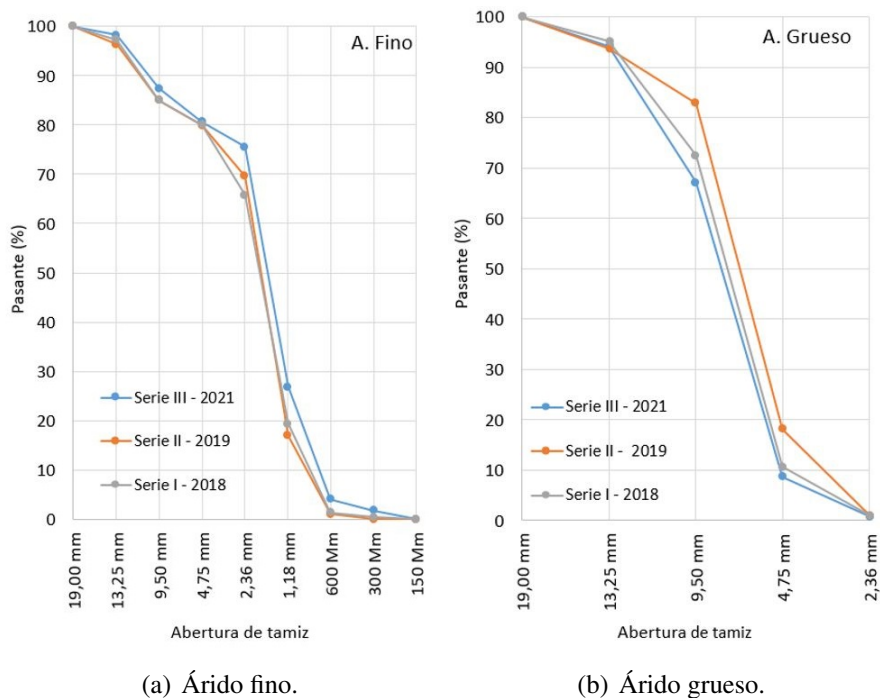


Figura 3.5: Curvas granulométricas comparativas de las tres series realizadas.

bajo módulo de elasticidad (6 Gpa aprox.) y resistencia a la tracción, sin embargo, son químicamente inertes, lo que las convierte en un material de refuerzo adecuado para ambientes altamente nocivos. En la Figura 3.6 se observan una fotografía y un esquema de las fibras utilizadas. En la Tabla 3.4 se muestran algunas de sus características geométricas, físicas y mecánicas.

Denominación comercial / Material	Longitud (+/- 15 %) mm	Diámetro (+/- 15 %) mm	RA	Tensión de rotura MPa	Elongación de rotura %	δ kg/m ³
Wirand [®] FF1/ Acero trefilado	50	1	50,0	1100	< 4 %	7850
Macronita [®] 0,6/ Polipropileno	50	0,6	83,0	550	< 50 %	950

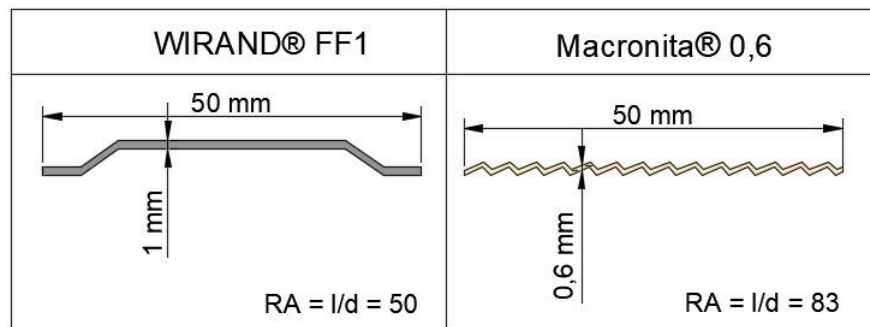
RA = relación de aspecto. Cociente entre la longitud y el diámetro de la fibra.

δ = densidad del material

Tabla 3.4: Características físicas y mecánicas de las fibras utilizadas como refuerzo.

3.3.4. Malla de acero

Para la fabricación de la armadura tradicional (jaula de acero) de los tubos se emplearon mallas electro soldadas, formadas por hierros nervados de 6 mm de diámetro separados a 35 cm, y por hierros nervados de 5 mm de diámetro separados a 10 cm en la dirección ortogonal de los anteriores. La malla es cortada y cilindrada para formar



(a) Características geométricas de las fibras.



(b) Forma de las fibras empleadas.

Figura 3.6: Fibras de acero y de polipropileno empleadas para el refuerzo del hormigón.

la armadura mínima establecida para tubos Clase II según las especificaciones de la norma IRAM-11503 (1986). Las barras que conforman la malla se fabrican a partir de acero de dureza natural (ADN 420) según norma IRAM-IAS-U500-0528 (2017). Sus valores característicos a la tracción son: límite de fluencia 420 MPa, resistencia máxima 500 MPa y alargamiento a la rotura 12 %. En la Figura 3.7 se muestran las armaduras tradicionales o jaula de acero Clase II, listas para colocar dentro del molde.

3.3.5. Hormigón simple y reforzado con fibras

3.3.5.1. Dosificación teórica de la mezcla

Para la elaboración del hormigón simple o base, se utilizó la misma dosificación empleada por la planta de premoldeados para fabricar los tubos que comercializa. Se denominó hormigón base debido a que es la mezcla a la cual se le agregaron los refuerzos de fibras al momento de elaborar los tubos. Las proporciones teóricas de la misma se detallan en la Tabla 3.5 expresadas en kilogramos por metro cúbico de hormigón.

A través de los ensayos granulométricos y el contenido de cemento, se verificó el contenido mínimo de material que pasa por el tamiz IRAM N° 50 (300 micras), que para el T.M.A igual a 13,2 mm deberá ser mayor a 480 kg/m³, según especifica el apartado 5.1.3 del reglamento CIRSOC-201/05 (2005).

Al momento de la elaboración, el contenido de agua fue corregido de acuerdo a la



Figura 3.7: Armaduras Clase II utilizadas para los THA.

Material	Contenido
Cemento	300 kg/m ³
Agua	80 lts/m ³
Agregado grueso	1020 kg/m ³
Agregado fino	980 kg/m ³

Tabla 3.5: Dosificación teórica del hormigón simple o base.

humedad natural que presentaban los áridos en el acopio, determinada mediante ensayo. El material mezclado posee una consistencia seca, con aspecto de tierra húmeda, debido al método de producción de los tubos, según el cual, el molde interno y externo se retiran minutos después de ser consolidado el hormigón dentro, para reutilizar dichos elementos en el proceso de elaboración que es casi continuo. La mezcla debe tener gran cohesión ya que, por lo mencionado anteriormente, el tubo debe ser capaz de auto sustentarse casi inmediatamente después de elaborado. En Figura 3.8 se puede apreciar el aspecto general del material una vez retirado de la máquina mezcladora.

3.3.5.2. Resistencia a la compresión

La resistencia a la compresión del hormigón simple y el hormigón reforzado con fibras se realizó según dos metodologías diferentes. En primer lugar, se moldearon probetas cilíndricas de 15 x 30 cm durante la elaboración de los tubos. Sin embargo, debido las características particulares del material, principalmente su consistencia muy seca, se debió recurrir a un método no normalizado para lograr una adecuada compactación. En segundo lugar, se decidió calar testigos cilíndricos directamente de



Figura 3.8: Aspecto del hormigón de consistencia muy seca empleado para la elaboración de los tubos.

los tubos ensayados y así hallar la resistencia del material en las mismas condiciones de compactación y curado de los especímenes. A continuación, se detallan los métodos mencionados y se muestran y analizan los resultados obtenidos.

- Elaboración y ensayo de probetas cilíndricas de 15 x 30 cm

Durante el proceso de elaboración de los tubos en la Planta hormigonera, se moldearon 3 probetas cilíndricas por cada tipo de tubo reforzado, en las tres campañas experimentales realizadas. Como se expresó en la sección anterior, la consistencia del hormigón es muy seca, por lo cual, el moldeo de probetas prismáticas para caracterización del comportamiento post-fisuración no fue exitoso, ya que no se lograron obtener muestras representativas. En cuanto al moldeo de las probetas cilíndricas, se adoptó un procedimiento de compactación enérgico, realizado mediante la caída de un pisón (3,46 kg) en tres capas de 25 golpes cada una, para simular la energía de compactación ocurrida dentro del molde del tubo. Este procedimiento, fue adoptado anteriormente por otros investigadores (Escariz, 2012; Monte, 2015). En la Figura 3.9 se muestran las características del pisón y una fotografía del procedimiento.

Las probetas fueron curadas y ensayadas a compresión simple a los 28 días, siguiendo las especificaciones de las normas IRAM-1524 (2015) e IRAM-1546 (2013), respectivamente. En la Figura 3.10 se observan como los refuerzos de fibras híbridas inhiben, de forma parcial o total, el fenómeno del desprendimiento de astillas de hormigón (spalling) durante el ensayo de compresión simple en probetas cilíndricas.

La siguiente nomenclatura es adoptada para denominar a los especímenes pertenecientes a un mismo grupo, cada uno conformado de acuerdo a las características de refuerzo del material:

- HS = hormigón simple, es decir, sin refuerzos.
- HRFA-20 = hormigón reforzado con 20 kg/m³ de fibras de acero.



Figura 3.9: Características del pisón (izquierda) y procedimiento de compactación de probetas cilíndricas (centro y derecha).

- HRFA-25 = hormigón reforzado con 25 kg/m³ de fibras de acero.
- HRFH-20/0.5 = hormigón reforzado con la combinación de 20 kg/m³ de fibras de acero y 0,5 kg/m³ de fibras de polipropileno.
- HRFH-20/1.0 = hormigón reforzado con la combinación de 20 kg/m³ de fibras de acero y 1,0 kg/m³ de fibras de polipropileno.



Figura 3.10: Inhibición total o parcial del fenómeno de desprendimiento de material durante el ensayo de compresión simple en probetas cilíndricas de HRFH.

En la Tabla 3.6 se encuentran los valores de resistencia media a la compresión (f_{cm}), desvío estándar (S) de cada grupo y coeficiente de variación porcentual (COV)

respecto del grupo de control HS. Es importante aclarar que el grupo HS corresponde a las probetas extraídas de los pastones con los cuales se elaboraron THS y THA, es decir, hormigón sin la inclusión de fibras de refuerzo en su matriz.

Grupo	f_{cm} MPa	S MPa	COV %
HS	28,48	4,09	0
HRFA-20	32,73	3,74	14,92
HRFA-25	31,56	2,42	10,81
HRFH-20/0.5	29,09	5,31	2,14
HRFH-20/1.0	24,07	6,59	-15,48

Tabla 3.6: Resistencia media a la compresión (f_{cm}), desviación estándar (S) de los diferentes grupos de probetas y variación (COV) respecto al grupo de control HS.

Considerando que el método ejecutado para la compactación y moldeo de las probetas no se encuentra normalizado, el objetivo de las pruebas fue comparar entre grupos la resistencia del material y determinar la uniformidad del mismo y/o las variaciones por el efecto de adición de las diferentes dosis de fibras de refuerzo. Por ello, los datos obtenidos también fueron analizados con criterio estadístico como se explica en el Apéndice A.1. Se realizó la comparación de los distintos grupos tomando al grupo HS como control, debido a que el material del cual proviene dicha muestra es el utilizado para la elaboración de los THA Clase II, que también constituye el grupo de control. Del análisis realizado, se concluye que no existe evidencia suficiente para rechazar la hipótesis de que las medias de los distintos grupos son iguales a la del grupo de control hormigón simple (HS).

- Extracción y ensayo de testigos calados de los tubos

Una vez ensayados los tubos en las distintas campañas experimentales, se eligieron algunos especímenes rotos y se procedió al calado de testigos sobre ellos. Se extrajeron un total de 14 testigos, entre los THS, THA, THRFH-20/0.5 y THRFH-20/1.0. Los testigos extraídos de los THS y THA son considerados dentro de un mismo grupo muestral ya que no contienen fibras de refuerzo en su matriz, es decir, corresponden a hormigón simple (HS). Por ello, se obtuvieron un total de 6 testigos de HS, 4 de HRFH-20/0.5 y 4 de HRFH-20/1.0. El objetivo del ensayo de probetas caladas fue determinar la absorción y la resistencia a compresión efectiva del material en las mismas condiciones de colocación, compactación, curado y exposición que los tubos ensayados.

La identificación de los testigos se realiza de acuerdo a la siguiente nomenclatura:

- Ti-HS = testigo i (nro. de especimen) calado de un tubo de hormigón simple o tubo reforzado con armadura tradicional de barras.

- Ti-HRFH-20/0.5 = testigo i (nro. de especimen) calado de un tubo de hormigón reforzado con la combinación de 20 kg/m³ de fibras de acero y 0,5 kg/m³ de fibras de polipropileno.
- Ti-HRFH-20/1.0 = testigo i (nro. de especimen) calado de un tubo de hormigón reforzado con la combinación de 20 kg/m³ de fibras de acero y 1,0 kg/m³ de fibras de polipropileno.

La norma IRAM-1551 (2000) establece las condiciones para la extracción y el ensayo de probetas caladas de hormigón. Según la misma, el diámetro de la broca a utilizar para el calado deberá ser tres veces mayor al tamaño máximo de agregado (T.M.A). Además, el testigo deberá tener una relación de esbeltez (altura/diámetro) igual a 2. Para los casos en los cuales no se logre cumplir con la relación geométrica anterior, la norma proporciona una tabla de factores de corrección de la resistencia. Dichos factores se multiplican por la resistencia obtenida durante el ensayo a la compresión simple y conducen a una reducción de la misma (Tabla 3.7).

Esbeltez	Factor
2	1
1,75	0,98
1,50	0,96
1,25	0,93
1,00	0,87

Tabla 3.7: Factores de corrección de la resistencia a la compresión debido a la esbeltez del testigo. (IRAM-1551, 2000)

Por las especificaciones normativas expresadas anteriormente, el diámetro de la broca a utilizar para el calado de los testigos estuvo condicionado por el espesor de la pared del tubo que era de 75 mm, por lo cual, se eligió un diámetro de 3". Además, el empleo de este diámetro verifica la condición de ser tres veces mayor al T.M.A que fue de 13,25 mm ($3'' = 75\text{mm} > 3 \times 13,25\text{mm}$).

La metodología para la obtención de los testigos fue la siguiente: una vez ensayados los tubos se procedió a su aplastamiento mediante la acción de las uñas de un autoelevador (sampi). El tubo fue partido en 4 bloques principales, determinados por las grietas de flexión aparecidas durante el ensayo. Luego, uno de estos bloques fue partido nuevamente a la mitad de su longitud por la acción del autoelevador y la zona de la punta del tubo fue separada y llevada al laboratorio para realizar el calado del testigo por medio de un taladro eléctrico. En la Figura 3.11 se esquematiza el criterio adoptado y, además, en la imagen de la Figura 3.12 se puede observar el procedimiento de extracción y el taladro utilizado para dicha tarea. Se eligió la zona de la punta del tubo, debido a que es la zona crítica para el inicio de la fisuración durante el ensayo de compresión diametral (ECD) de los tubos. Además, el tubo se moldea en tres capas,

con la campana hacia abajo, por lo tanto, el hormigón de dicha zona, no solamente será vibrado en tres oportunidades, sino que su compactación será favorecida por el peso propio del material que se irá agregando sobre él. Por el contrario, la zona de la punta solamente se vibrará una vez y no tendrá más peso que el propio durante su consolidación. Por lo tanto, la consolidación de esta zona puede llegar a ser crítica cuando se trabaja con hormigones de consistencia seca.

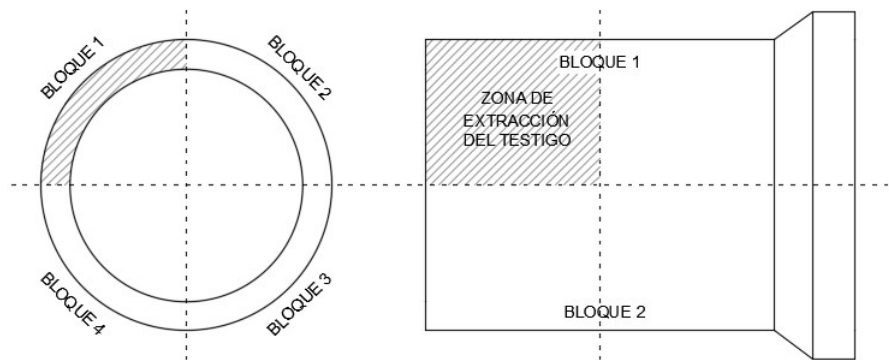


Figura 3.11: Esquema de identificación de la zona de extracción de los testigos en los distintos especímenes.

En la Tabla 3.8 se muestran los resultados de los ensayos a compresión simple (f_c) de los testigos, ya afectados por el coeficiente de esbeltez especificado en la norma IRAM-1551 (2000). Adicionalmente, en la misma tabla se indica la densidad (δ_{eH}) de cada cilindro de hormigón.

La resistencia media a la compresión (f_{cm}) de los testigos es presentada en la Tabla 3.9, como así también el desvío estándar de la muestra. Además, se incluye un coeficiente de variación porcentual (COV), con el fin de comparar los resultados obtenidos para el HRFH y el HS (grupo de control).

En la Tabla 3.9 se observa que la resistencia de los testigos de HS es significativamente inferior a la obtenida para los testigos de HRFH-20/0.5 y HRFH-20/1.0, en 21 % y 15,5 %, respectivamente. Además, al comparar el HRFH con las dos dosificaciones de fibras adoptadas, se observa un leve decrecimiento de la resistencia en los testigos provenientes de tubos con mayor contenido de FPP en su sistema de refuerzo híbrido. Sin embargo, la desviación estándar de dicho grupo fue la menor, mientras que el grupo de testigos sin matriz fibro-reforzada mostró la mayor dispersión de resultados.

Es evidente que la inclusión de fibras juega un rol fundamental en la resistencia del material. Además, es notoria la diferencia entre la resistencia alcanzada por las probetas cilíndricas moldeadas, compactadas a pisón y curadas (en cámara húmeda y a temperatura controlada), respecto a la alcanzada por los testigos calados de los propios THRFH. Sucede que los tubos reciben un escaso curado, lo que incrementa los efectos perjudiciales de la retracción del material que ocurre durante el proceso de fraguado



Figura 3.12: a) Procedimiento de calado del testigo; b) Rotura del tubo para obtención del bloque de hormigón a calar; c) Bloque calado; d) Testigos durante el ensayo de absorción; e) Testigo ensayado a compresión.

y endurecimiento. La retracción genera tensiones internas que fisuran el material con la consecuente pérdida de resistencia y durabilidad. Este fenómeno es especialmente perjudicial en el HS. Sin embargo, las fibras pueden reducir la contracción por secado del hormigón, principalmente de dos maneras: ya sea mejorando la fuerza de unión entre las fibras y la matriz del hormigón, lo que contribuye a restringir físicamente la contracción (Kim et al., 2019; Li et al., 2006); o controlando las fisuras, que es el efecto más importante de las fibras en la contracción del material (Kumar & Siddiraju, 2016). Para el primer caso, la contracción del material compuesto disminuye con un aumento en la relación de aspecto (RA) de la fibra (Zhang & Li, 2001). Por ello, las FPP con mayor RA que las FA empleadas, son más eficientes en ese aspecto. Para el segundo caso, cuanto mayor sea la relación de módulos entre la fibra y la matriz, menor será la contracción del compuesto, por ello, la restricción de las fibras a la

Denominación	FA kg/m ³	FPP kg/m ³	δ_{eH} kg/m ³	f_c MPa
T1-HS	No contiene	No contiene	2430,47	21,13
T2-HS	No contiene	No contiene	2428,59	19,71
T3-HS	No contiene	No contiene	2397,46	—
T4-HS	No contiene	No contiene	2288,06	18,84
T5-HS	No contiene	No contiene	2278,63	12,09
T6-HS	No contiene	No contiene	2312,58	18,11
T1-HRFH-20/0.5	20	0,5	2246,56	24,12
T2-HRFH-20/0.5	20	0,5	2371,05	22,90
T3-HRFH-20/0.5	20	0,5	2423,87	18,88
T4-HRFH-20/0.5	20	0,5	2405,95	21,15
T1-HRFH-20/1.0	20	1,0	2395,58	20,40
T2-HRFH-20/1.0	20	1,0	2322,01	—
T3-HRFH-20/1.0	20	1,0	2325,78	21,85
T4-HRFH-20/1.0	20	1,0	2346,53	20,07

FA = fibras de acero; FPP = fibras de polipropileno.

δ_{eH} = densidad del hormigón.

f_c = resistencia a la compresión.

Tabla 3.8: Denominación de los testigos, contenidos de fibras de refuerzo, densidad y resistencia a la compresión de los testigos ensayados.

Grupo	f_{cm} MPa	S MPa	COV %
HS	17,98	3,48	0
HRFH-20/0.5	21,76	2,28	21
HRFH-20/1.0	20,77	1,95	15,5

f_{cm} = resistencia media a la compresión.

S = desviación estándar

Tabla 3.9: Resistencia media a la compresión y desviación estándar de los testigos.

contracción del material puede ser más significativa a una edad temprana debido a que el módulo de elasticidad de la matriz en esta etapa es mas bajo (Afroughsabet & Teng, 2020). Por lo tanto, las adición de fibras de alto módulo elástico, como las FA, resulta mas eficaz que las de bajo módulo elástico en este aspecto. Además de lo expresado anteriormente, investigadores (Sivakumar & Santhanam, 2007; Yıldırım, 2019) han demostrado que las fisuras se inician con un tamaño pequeño y luego se propagan con diferentes tamaños en la masa de hormigón, por lo cual, la hibridación de fibras con diferentes características, es importante en el aumento de la resistencia a la fisuración en diferentes escalas y provoca un eficaz control de la contracción, mejorando la resistencia del material endurecido.

3.4. ELABORACIÓN DE LOS ESPECÍMENES

En las tres campañas de elaboración realizadas, los tubos fueron fabricados en una misma jornada para minimizar la influencia de las variables intervinientes en cuanto a materiales y mano de obra.

Para la dosificación del hormigón, se utilizó un sistema automatizado disponible en la planta hormigonera que pesa y suministra a la mezcladora el cemento, los agregados gruesos y finos y el agua. Sin embargo, el agua fue agregada directamente a la mezcladora de manera manual, mediante el empleo de recipientes cubitados para un mayor control. La decisión de realizar el procedimiento de la manera antes descrita, se debió a que parte del agua de amasado se perdía en la canaleta que utiliza la Planta para llevarla hasta la máquina de mezclado y, al usarse una relación a/c tan baja, una pérdida mínima podría incidir significativamente en las características del pastón. En el caso del HRF, las mismas fueron agregadas en forma manual y directamente a la mezcladora antes del agua, cuidando que sea de manera gradual para asegurar una adecuada dispersión (Figura 3.13.a y Figura 3.13.b). El tiempo de mezclado, una vez adicionada el agua en la mezcladora, fue de 2 minutos.

Se utilizó una máquina mezcladora tipo planetaria de eje vertical, con capacidad de mezclado de hasta 0,250 m³, por lo cual, con cada pastón se obtenía el volumen de hormigón necesario para elaborar un solo espécimen. El material ya mezclado era llevado hasta un contenedor elevado denominado “almeja” por medio de una cinta transportadora. En dicho contenedor, se almacenaban dos pastones amasados de manera consecutiva. Una vez que estaba dispuesto el molde para la elaboración del tubo, se abrían las dos compuertas inferiores de la almeja y el material caía sobre una cinta transportadora que lo conducía hasta el lugar de moldeo, en donde dos operarios lo empujaban dentro del molde (Figura 3.13.c). En la Figura 3.14 es esquematizado el proceso de moldeo de los tubos y, además, se muestra una fotografía del sistema.

En la industria de tubos premoldeados existen diferentes equipos utilizados para el moldeo y consolidación del hormigón. Un tipo de equipo es el de vibro compresión que se instala en fosas debajo del nivel del piso para reducir la contaminación auditiva. En éstos, el hormigón colocado para la fabricación del tubo sufre un proceso de vibración y después del llenado se aplica un proceso de compactación a través de un anillo giratorio accionado por una prensa hidráulica. Otro tipo de equipo, son las prensas de compresión radial que poseen un molde exterior y un eje rotatorio hidráulico, dotado con un sistema de rolos que ejecutan un movimiento de rotación a alta velocidad, comprimiendo el hormigón contra el molde exterior y así produciendo el tubo.

La Planta donde se elaboraron los especímenes de esta Tesis, cuenta con un equipo que solo emplea la vibración para la consolidación del hormigón dentro del molde. El mismo está compuesto por tres partes: una parte externa (Figura 3.15.a), una parte



(a) Inclusión de FA.

(b) Inclusión de FPP.



(c) Operarios llenando manualmente el molde.

Figura 3.13: Incorporación de las fibras a la mezcladora y operación de llenado manual del molde.

interna (Figura 3.15.b) y un anillo (Figura 3.15.c) que sirve como base para el tubo durante el moldeo. La parte externa es una camisa cilíndrica de acero desmontable y la parte interna, o núcleo vibratorio, es un tambor cilíndrico vibrante.

Una vez compactado el hormigón dentro del molde, el núcleo vibratorio es izado y el tubo es transportado hasta sector de almacenamiento, donde se procede a las tareas de desmolde, como se muestra en la secuencia de imágenes de la Figura 3.16.

En el sector de almacenamiento, la superficie de los tubos es mojada periódicamente mediante riego para evitar la pérdida excesiva de humedad, como se observa en la Figura 3.17.

En general, durante la elaboración no se registraron problemas de llenado y com-

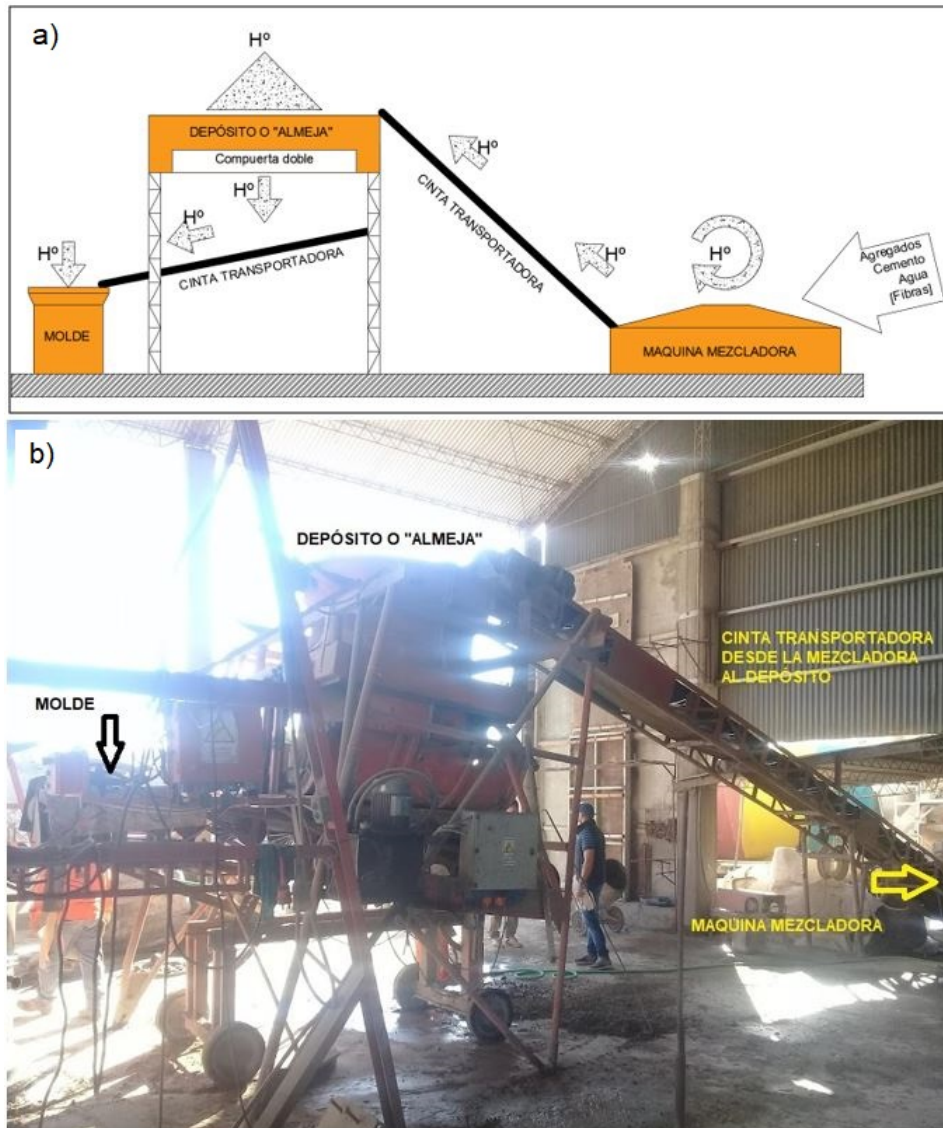


Figura 3.14: (a) Esquema y (b) fotografía de las instalaciones de la Planta utilizadas para la elaboración.

pactación. Se observaron dos especímenes que fueron dañados durante las maniobras de desmolde al izar el tambor vibrador. El efecto del daño se puede observar en la Figura 3.18. Las paredes de los tubos fueron reparadas y los especímenes identificados claramente para su seguimiento durante los ensayos, ya que debido a la reparación, se esperaba que surgiría una zona de debilidad o falta de compactación efectiva que podría modificar la respuesta estructural dichos especímenes.

3.5. METODOLOGÍA DE ENSAYO E INSTRUMENTACIÓN

3.5.1. Ensayo de compresión diametral de tres aristas (ECD)

Existen diferentes tipos de ensayos a compresión diametral para la evaluación mecánica de tubos premoldeados de hormigón. Sin embargo, la principal diferencia



Figura 3.15: a) Molde externo; b) Tambor vibrador; c) Aro inferior.

Figura 3.16: a) Transporte hasta el lugar de desmolde/acopio; b) Retiro del aro inferior del molde; c) Elevación y retiro del molde externo.



Figura 3.17: Humedecimiento de las superficies de los tubos para evitar la pérdida excesiva de humedad en el lugar de acopio.

que los caracteriza son sus sistemas de apoyo y de aplicación de cargas. Los ensayos más conocidos pueden ser de tres ejes, de dos ejes, con colchón de arena y el llamado Minnesota (ver Figura 3.19).

Dentro de estos tipos de ECD, el más ampliamente extendido en la industria de pre-moldeados es el de tres aristas debido a la simplicidad de ejecución, exactitud y uniformidad de sus resultados (Chama Neto & Figueiredo, 2003; De la Fuente & Armengou, 2007; Silva et al., 2008). En el procedimiento general del ECD, el tubo es apoyado sobre dos largueros de caucho y la carga es aplicada sobre el eje generatriz superior, determinándose los tres ejes de contacto. Este método se encuentra especificado en



Figura 3.18: Rotura de un tubo durante el desmolde.

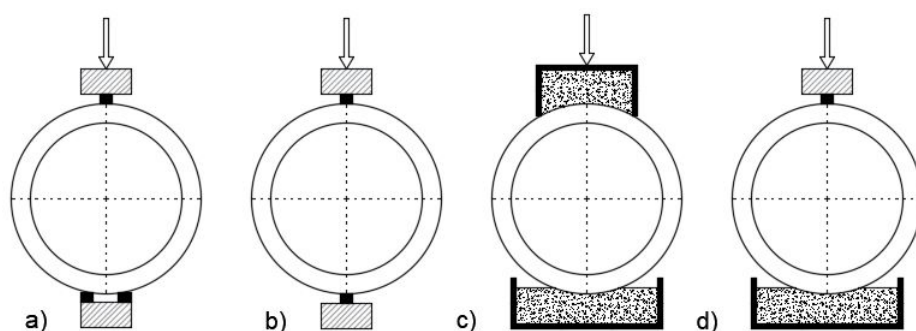


Figura 3.19: a) Ensayo de tres aristas; b) ensayo de dos aristas; c) ensayo en cama de arena; d) ensayo Minnesota. (Carleton et al., 2017)

diferentes normas como la europea EN-1916 (2002), la norteamericana ASTM-C497 (2020), la brasilera NBR-8890 (2018) y la Argentina IRAM-11503 (1986).

Una tubería de hormigón es una estructura con un grado de hiperestaticidad, por ello, tiene la posibilidad de redistribuir esfuerzos de flexión en función de la capacidad de giro de las secciones críticas. La redistribución de esfuerzos depende, principalmente, de factores como la geometría (diámetro y espesor), las condiciones de apoyo y del tipo, cuantía y configuración de armado del refuerzo. Sin embargo, independientemente del tipo de refuerzo utilizado, ya sea armadura tradicional o fibras, los tubos de hormigón sometidos al ECD responden estructuralmente de acuerdo a 6 fases, las cuales pueden denominarse: (1) elástica; (2) elástica-fisurada; (3) fisurada; (4) pre-rotura; (5) rotura; y (6) post-rotura. Dichas fases se muestran en la Figura 3.20 a través de un gráfico de carga (P)-desplazamiento (v) en la clave (ver Figura 3.1).

1. Fase elástica. Esta etapa está gobernada por la geometría del tubo, el módulo de elasticidad de la matriz de hormigón y su resistencia a la tracción. El elemento responde elásticamente hasta alcanzar la carga de primera fisura (P_{cr}).

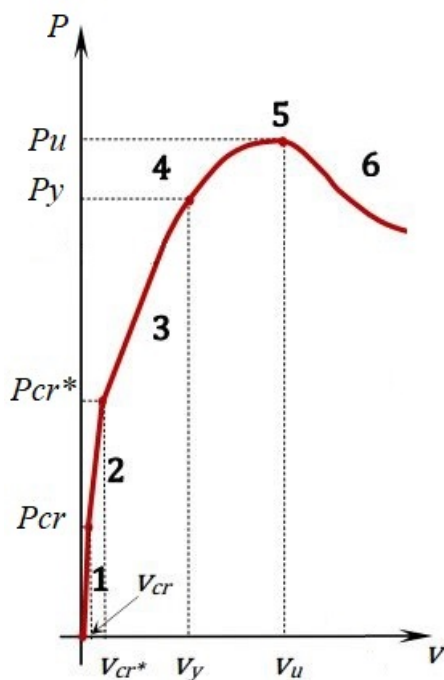


Figura 3.20: Diferentes fases del comportamiento estructural de un tubo premoldeado de hormigón sometido al ECD de tres aristas.

2. Fase elástico-fisurada. En esta etapa, el tubo se ha fisurado en la zona de la Clave. Por ello, sufre una pérdida de rigidez a la flexión y se produce una redistribución de momentos hacia los hastiales. La curva P-v continúa con una tendencia lineal, sin embargo, se observa una ligera pérdida de la rigidez respecto a la fase anterior. La fase finaliza cuando se alcanza la fisuración en la sección de los hastiales. En esta etapa, los tubos de hormigón simple y algunos THRF con refuerzo insuficiente alcanzan la rotura frágil y el colapso. Es decir, para los casos mencionados, la carga P_{cr}^* es igual a la carga de rotura (P_u).
3. Fase fisurada. En esta fase se produce una nueva redistribución de los momentos flectores debido a la fisuración en los hastiales, lo que produce la rigidización en la zona de la Clave. En esta etapa, el patrón de fisuración se estabiliza y el ancho de fisura en las secciones extremas aumenta con la carga (P). La respuesta P-v sigue siendo lineal en esta fase y la misma finaliza al alcanzar la carga de plastificación (P_y) en alguna sección (generalmente en la Clave).
4. Fase Pre-rotura. Esta etapa consiste en un proceso de degradación progresiva del tubo que, generalmente, activa un proceso de fisuración secundario. Durante esta fase, se produce una pérdida no lineal de la rigidez con el aumento de la carga, generándose una redistribución de los momentos hacia los hastiales. Para que se genere dicha redistribución y que la rotura se produzca en la zona de la Clave, se necesita de dos requisitos a saber: homogeneidad en la matriz de hormigón

y un refuerzo adecuado en la zona de los hastiales para resistir los esfuerzos de tracción por flexión. Esta fase finaliza cuando se alcanza la carga P_u y el momento máximo en la zona de la Clave.

5. Rotura. A partir de este estado, el elemento no toma más carga. Como se mencionó anteriormente, esta carga puede alcanzarse en la etapa 2 para THS o THRF con refuerzos mínimos, y con un modo de falla frágil. Por el contrario, en THA y THRF con refuerzos adecuados, el modo de falla es marcadamente dúctil.
6. Post-rotura. En este estado, el sistema se deforma con resistencia decreciente al aplastamiento. Las fisuras de mayor ancho se sitúan en la Clave, la Contraclave y los hastiales. Los THS no ofrecen prácticamente resistencia post rotura, mientras que la respuesta de los THRF en esta fase depende, principalmente, de la cuantía y del tipo de fibras empleado.

En esta Tesis, los especímenes se analizan hasta la fase 5, es decir, hasta la carga máxima o de rotura y los ensayos se realizan bajo las especificaciones de la norma IRAM-11503 (1986) en un marco de carga ubicado en la misma Planta de premoldeados.

En la Figura 3.21 se muestran un esquema del ensayo e instrumentación y una fotografía de un tubo ensayado, respectivamente.

Los soportes o apoyos inferiores sobre los cuales se asienta el tubo estuvieron constituidos por dos tiras de caucho de sección rectangular, de 50 mm de ancho y 30 mm (+/- 5 mm) de altura, con dureza shore A de 50 (+/- 5 mm), y separadas 0,08 D (D = diámetro interno del caño) y adheridos a una viga rígida. Para la aplicación de la carga se utilizó un sistema de pistón hidráulico que accionaba sobre un perfil doble T con suficiente rigidez para asegurar una distribución uniforme de las cargas. Además, entre el perfil y el tubo se interpuso un listón de caucho de iguales características a los utilizados en los soportes inferiores.

Las cargas, aplicadas de manera continua, se registraron mediante una celda de carga ubicada entre el pistón hidráulico y la viga rígida. La carga máxima se graba automáticamente en la memoria interna de la celda. Además, se midió el desplazamiento vertical (v) de la clave (ver Figura 3.1), que genera una deformación o acortamiento del diámetro, mediante un bastón retráctil dotado de un comparador micrométrico (0,001 mm). Dicho bastón es colocado en la zona de la punta del tubo, en sentido paralelo al eje de aplicación de la carga, desde la clave a la contraclave (zona del momento máximo de flexión). La sección de la campana del tubo (Figura 3.1) es más rígida que la sección de la punta a causa del mayor volumen de hormigón involucrado y el mayor D_i de la misma. Por lo tanto, es razonable medir los desplazamientos verticales en la zona de la punta, ya que el proceso de fisuración se iniciará en dicha sección, como

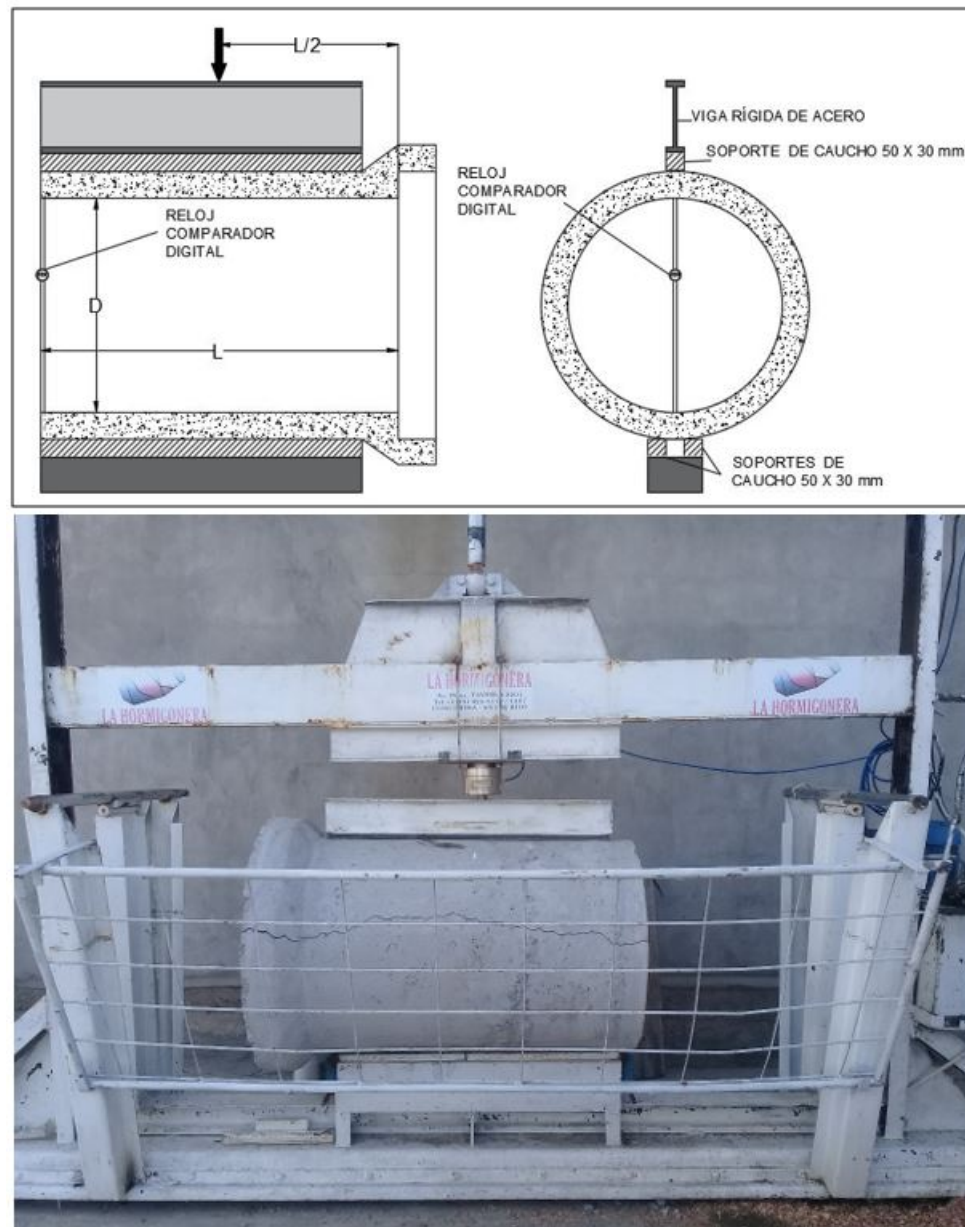


Figura 3.21: Esquema de instrumentación del ECD (imagen superior); Fotografía de un espécimen ensayado según la metodología descrita en la presente sección (imagen inferior).

lo han determinado otras investigaciones (De la Fuente et al., 2011; Mohamed et al., 2015).

Las mediciones de las deformaciones en los THRF se registraron, en general, hasta pasos de carga cercanos al pico ya que el ensayo se vuelve inestable y supone un riesgo de rotura del instrumental de medición. Lo mismo sucede con los THS debido a las características de rotura frágil e inestabilidad durante los ensayos que imposibilitó la medición de sus deformaciones.

3.5.2. Ensayo de absorción de agua

La durabilidad del hormigón juega un rol fundamental en el mantenimiento de las condiciones de sevicialidad de cualquier elemento estructural. Dicha durabilidad, depende principalmente de la permeabilidad del material, es decir, de su resistencia a la penetración de un fluido en su microestructura (Zhang & Zong, 2014). Cuando la permeabilidad es alta, puede ocurrir que se introduzcan moléculas que reaccionan y destruyen la estabilidad química del compuesto (Neville et al., 1995). Por el contrario, cuando la permeabilidad es baja, el hormigón mejora su resistencia a la penetración de agua, iones de sulfatos, cloruros, álcalis y otras sustancias nocivas que provocan el ataque químico (Elhawary et al., 2022).

En la industria de tubos premoldeados se realizan pruebas de absorción de agua, siendo este, el método comúnmente aceptado para evaluar la calidad y durabilidad de los tubos de hormigón (Escariz, 2012). Un valor de absorción bajo es indicio de baja permeabilidad y, en términos generales, el hormigón con dicha característica será un material con mayor durabilidad (Lawler et al., 2002).

Por lo expuesto anteriormente, el apartado 4.6 de la norma IRAM-11503 (1986) establece una absorción máxima de agua igual al 8 % de la masa de la muestra seca. En el presente trabajo de Tesis, el ensayo de absorción se realizó sobre los testigos calados de los tubos ensayados. Las características de dichos testigos fueron expresadas en la sección 3.3.5.2 del presente capítulo.

La norma IRAM-11503 (1994) especifica la metodología de ensayo para la obtención del valor de la absorción. En primer lugar, se determinó la masa de las muestras al natural (masa 1), para luego ser secadas en un horno a una temperatura de 100 a 110 °C durante 24 h. Después fueron sacadas del horno, se las dejó enfriar al aire y nuevamente se determinó su masa (masa 2). Como la diferencia entre la primera y la segunda masa fue mayor a 0,5 %, fue necesario someter a los testigos a un nuevo periodo de 24 hs de secado en el horno. El tercer valor de masa obtenido fue designado con la letra A y se denomina masa seca.

Una vez obtenido el valor A, las muestras fueron colocadas en un recipiente y se sumergieron en agua por un periodo de 24 hs. Luego, fueron secadas manualmente mediante un paño absorbente hasta quitar el agua superficial y se determinó la masa (masa 1 sss) de cada una. Nuevamente fueron sumergidas en agua por 24 hs, y luego se repitió el procedimiento de secado y se volvió a determinar su masa. Como la diferencia entre la primera y la segunda masa fue menor a 0,5 %, no fue necesario sumergir por otro periodo a los testigos. El segundo valor de masa obtenido fue designado con la letra B y se denomina masa saturada superficie seca.

Finalmente, el cálculo de la absorción de agua (Abs) en porcentaje, se realiza empleando la siguiente expresión (ec. 3.1):

$$Abs = \left(\frac{B - A}{A} \right) 100 \quad (3.1)$$

donde A = masa seca (gramos) y B = masa saturada superficie seca (gramos).

3.6. RESULTADOS EXPERIMENTALES

3.6.1. Introducción

En las siguientes secciones se presentan los resultados experimentales de los ensayos a compresión diametral de tres aristas, realizados en tubos de hormigón simple, tubos con refuerzo tradicional de malla de acero, tubos de hormigón reforzado con fibras de acero y tubos de hormigón reforzado con fibras híbridas. A través de tablas se comparan las cargas máximas o de rotura y las cargas de fisuración entre los distintos grupos, como así también, las cargas obtenidas con las cargas mínimas establecidas por la norma IRAM-11503 (1986) para la clase resistente II. Para cumplir con los requerimientos de la clase resistente mencionada, las cargas de fisuración de los especímenes deberán ser mayores a la carga externa de prueba ($P_P = 30\text{kN}$) y las cargas de rotura mayores a la mínima ($P_R = 45\text{kN}$) establecida por la citada norma. Además, en las siguientes secciones se muestran las curvas carga (P) - desplazamiento vertical (v), medida en el diámetro del tubo que une la zona de la clave y la contraclave del mismo. Los resultados se analizan, no solamente teniendo en cuenta las cargas alcanzadas, sino también el modo de falla de los especímenes.

Finalmente, en la última sección del capítulo se exponen los resultados de los ensayos de absorción de agua, realizados en testigos cilíndricos extraídos de los tubos ensayados. Dichos resultados se comparan con los valores normativos establecidos en la norma IRAM-11503 (1986).

3.6.2. Ensayo de compresión diametral

3.6.2.1. Tubos de hormigón reforzado con armadura tradicional clase II (THA)

En la Tabla 3.10 se muestran los resultados de carga de fisuración (P_F) y de rotura (P_R), obtenidos a partir del ensayo de tubos de hormigón reforzados con armadura tradicional clase II (IRAM-11503, 1986), elaborados durante la primera y segunda serie (ver Tabla 3.1). Además, en la Tabla 3.10 se muestran los valores promedio de la carga de fisuración (\bar{P}_F) y de rotura (\bar{P}_R) para el grupo THA, cuyos valores de desviaciones estándar fueron 2,51 kN y 2,93 kN, respectivamente.

En la Tabla 3.10 se observa que todos los especímenes cumplen con los requisitos resistentes de la clase II, ya que ninguna de las cargas de fisuración registradas es menor a la carga externa de prueba P_P^{CII} y las cargas de rotura son mayores al valor mínimo de P_R^{CII} para dicha clase resistente.

Denominación	P_P^{CII} kN	P_R^{CII} kN	P_F kN	\bar{P}_F kN	P_R kN	\bar{P}_R kN
1-THA			36		51	
2-THA	30	45	32	32,5	55	51,6
3-THA			30		52,5	
4-THA			32		48	

P_P^{CII} y P_R^{CII} son las cargas normativas según IRAM-11503 (1986).

Tabla 3.10: Carga de fisuración y de rotura de cada espécimen. Carga de fisuración y de rotura media correspondiente al grupo de THA.

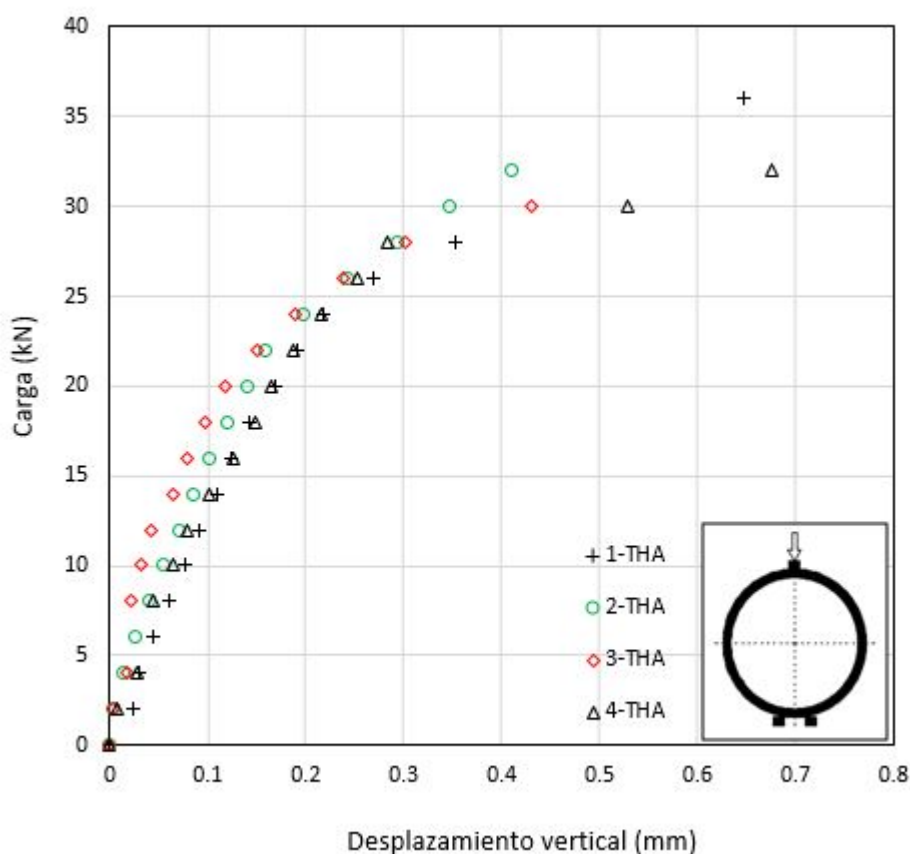


Figura 3.22: Curvas P-v obtenidas a partir del ECD de THA.

En la Figura 3.22 se muestran las curvas carga (P) - desplazamiento diametral (v) para los THA. En dicha figura se observa que las curvas P-v son similares hasta el intervalo de v comprendido entre 0,3 y 0,4 mm, en el cual los THA alcanzan la P_F . Las curvas P-v se registraron hasta dicha carga ya que, a partir de la misma, los tubos con este tipo de refuerzos sufren un aumento abrupto de la deformación que torna imposible la lectura con los instrumentos de medición empleados. Este fenómeno solo se observó durante los ensayos realizados a los THA y ha sido reportado anteriormente por otros autores (Al Rikabi et al., 2018; Mohamed et al., 2014; Monte, 2015). Ocurre, principalmente, debido a que la jaula de acero de refuerzo se debe posicionar entre el

35 % y el 50 % del espesor de la pared del tubo, por lo cual, el refuerzo se activa a niveles altos de desplazamiento vertical y apertura de fisura. Además, este comportamiento se agrava cuando los ensayos se realizan con sistemas de control abierto para la aplicación de la carga, como el que se usó en este trabajo, lo que genera la imposibilidad de controlar de manera eficiente la velocidad de las deformaciones. Una vez activado el refuerzo comienza una fase de endurecimiento en la curva P-v, hasta alcanzar la rotura. En esta fase, no se pudieron registrar las deformaciones pero si la carga máxima o de rotura alcanzada por los THA.

3.6.2.2. Tubos de hormigón simple (THS)

En la Tabla 3.11 se muestran los resultados de P_R , obtenidos a partir del ensayo de tubos de hormigón simple sin refuerzos, elaborados en la primera y tercera serie (ver Tabla 3.1). La carga de rotura promedio del grupo (\bar{P}_R), mostrada también en la Tabla 3.11, tiene una desviación estándar igual a 4,73 kN.

Denominación	P_P^{CII} kN	P_R^{CII} kN	P_R kN	\bar{P}_R kN
1-THS			34	
2-THS	30	45	38	34.5
3-THS			38	
4-THS			28	

P_P^{CII} y P_R^{CII} son las cargas normativas (IRAM-11503, 1986).

Tabla 3.11: Carga de rotura de cada espécimen y carga de rotura media correspondiente al grupo de THS.

En general, por el tipo de rotura frágil que mostraron estos especímenes, la carga de fisuración coincidió con el valor de la carga de rotura. En una sección posterior se abordará con mayor detalle la descripción de este comportamiento de rotura, que representa un peligro para operarios e instrumental durante el ensayo.

3.6.2.3. Tubos de Hormigón Reforzados con Fibras de Acero (THRFA)

En la Tabla 3.12 se muestran los resultados de las P_R de los tubos ensayados, pertenecientes al grupo de especímenes elaborados de hormigón reforzado con 20 kg/m³ (THRFA-20) y 25 kg/m³ (THRFA-25) de FA con relación de aspecto (RA) igual a 50. Los especímenes de ambos grupos fueron elaborados durante la primera y segunda serie (ver Tabla 3.1). Además, en la Tabla 3.12 se indica la \bar{P}_R de cada grupo. La desviación estándar de los resultados obtenidos para el grupo THRFA-20 es de 3,77 kN y la correspondiente al grupo THRFA-25 es de 2,83 kN.

En la Tabla 3.12 se observa que los resultados de carga de rotura en ambos grupos fueron uniformes y con baja dispersión. Sin embargo, ninguno de los tubos ensayados

Denominación	FA kg/m ³ (%)	P_P^{CII} kN	P_R^{CII} kN	P_F kN	\bar{P}_F	P_R	\bar{P}_R
1-THRFA-20	20 (0,25)			29		35	
2-THRFA-20	20 (0,25)	30	45	33	25,7	40	40,3
3-THRFA-20	20 (0,25)			17		43	
4-THRFA-20	20 (0,25)			24		43	
1-THRFA-25	25 (0,30)			9		36	
2-THRFA-25	25 (0,30)	30	45	16	15,5	42	38,0
3-THRFA-25	25 (0,30)			20		36	
4-THRFA-25	25 (0,30)			17		38	

P_R^{CII} y P_R^{CII} son las cargas normativas según IRAM-11503 (1986).

Tabla 3.12: Carga de rotura-especímenes THRFA-20 y THRFA-25.

alcanzó la carga de rotura que establece la norma IRAM-11503 (1986) para la Clase II.

Realizando una comparación simple de la \bar{P}_R entre los grupos THRFA-20 y THRFA-25, se observa que el incremento del contenido de fibras de acero produjo una leve disminución de la capacidad de carga de los tubos.

El gráfico de la Figura 3.23 muestra las curvas P-v del grupo THRFA-20. En el mismo, se observa cierta similitud en el comportamiento de los especímenes 1 y 2, mientras que el espécimen 3 exhibe una rigidez inicial similar a los demás, sin embargo, se produce un cambio de pendiente de la curva, que podría corresponder a la presencia de algún defecto del tubo anterior al ensayo. Si bien los resultados de carga de rotura fueron homogéneos entre las dos series involucradas, se observaron significativas diferencias en el comportamiento estructural de los tubos reflejadas en las curvas P-v.

Para el caso de los tubos con menor contenido de fibra de refuerzo, grupo de THRFA-20, se observaron mayores inestabilidades en el ensayo que se reflejan en la curva P-v como un aumento de la distancia entre los puntos medidos en el intervalo mayor a 0,3 mm.

En la Figura 3.24 se muestran las curvas P-v obtenidas para los especímenes del grupo THRFA-25. En la misma se observa un comportamiento similar entre los especímenes 2 y 4, los cuales corresponden a dos series diferentes. La curva inicial del tubo 3 acompaña la de los especímenes 2 y 4, sin embargo, en el paso de carga correspondiente a 26 kN presenta un salto marcado de desplazamiento vertical de 0,4 a 0,7 mm. Por otra parte, el espécimen 1 muestra una curva P-v paralela a la de los especímenes 2 y 4 pero a partir del paso de carga correspondiente a 16 kN. En dicho espécimen, se observó la presencia de un erizo (Figura 3.25) en la fisura hastial del tubo, que podría haber alterado el comportamiento estructural del mismo. La segregación de las fibras, llamadas erizos, se pueden producir por exceso de mezclado, inclusión ineficiente o cuando la cantidad de fibras es excesiva, es decir, corresponden a defec-

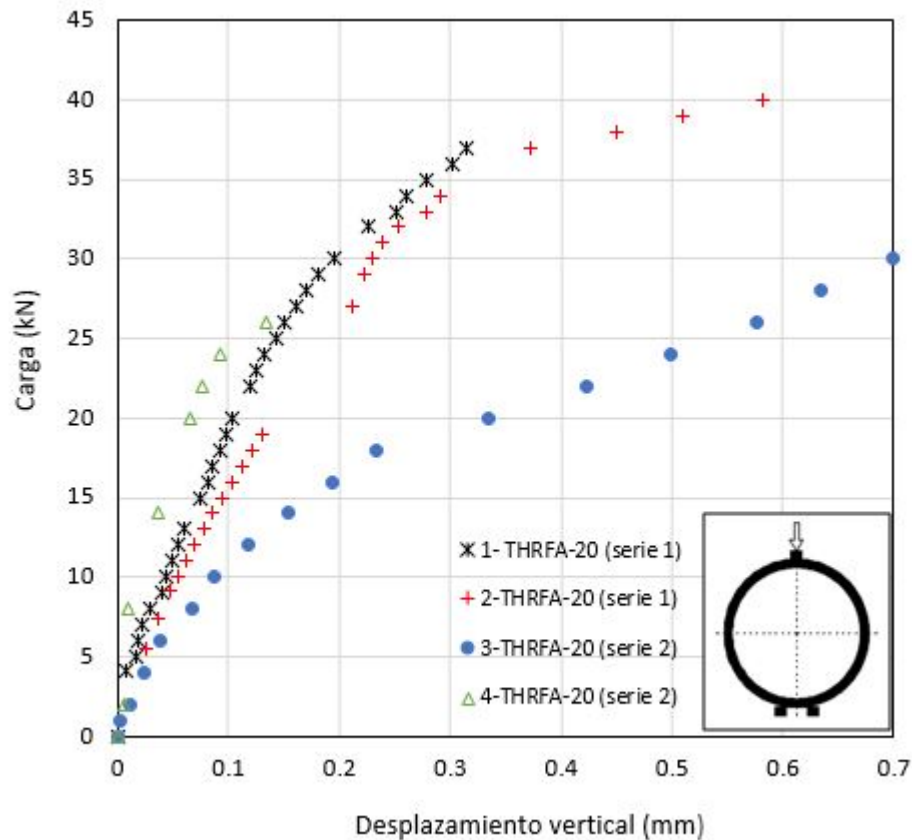


Figura 3.23: Curvas P-v obtenidas a partir del ECD de THRFA-20.

tos de diseño o elaboración. Se ha demostrado que la falta de dispersión de las fibras da lugar a substanciales reducciones en los beneficios que aporta el refuerzo (Prathipati et al., 2021). Es difícil detectar fallas de este tipo una vez elaborado el elemento (corresponde a lo que se denomina vicio oculto), y por ello, existen recomendaciones vinculadas a la adición de las fibras y el mezclado del material. En la Figura 3.25 se puede observar la escasez de FA en el lado izquierdo de la fisura, mientras que en el lado derecho existe una aglomeración de las mismas. Vale aclarar, que no se observó este tipo de defecto en las fisuras de los otros ejemplares de HRF ensayados.

En la Figura 3.26 se muestran las curvas completas P-v de los especímenes 2-THRFA-20 y 2-THRFA-25, correspondientes a la misma serie. Comparando ambas curvas se puede observar que la rigidez inicial es similar. Sin embargo, teniendo en cuenta que el inicio de la fisuración coincide con el cambio de pendiente de la curva (De la Fuente et al., 2011), el espécimen con mayor contenido de fibras de acero se fisura a una carga menor. Esto puede ocurrir por debilitamiento de la matriz debido al efecto perjudicial que produce en la compactación la adición de un mayor volumen de fibras. A pesar de ello, el espécimen 2-THRFA-25 cuenta con mayor número de fibras que atraviesan las superficies de las fisuras, generando los puentes de transferencias de tensiones, que le confieren un incremento en su capacidad de deformación. Así,

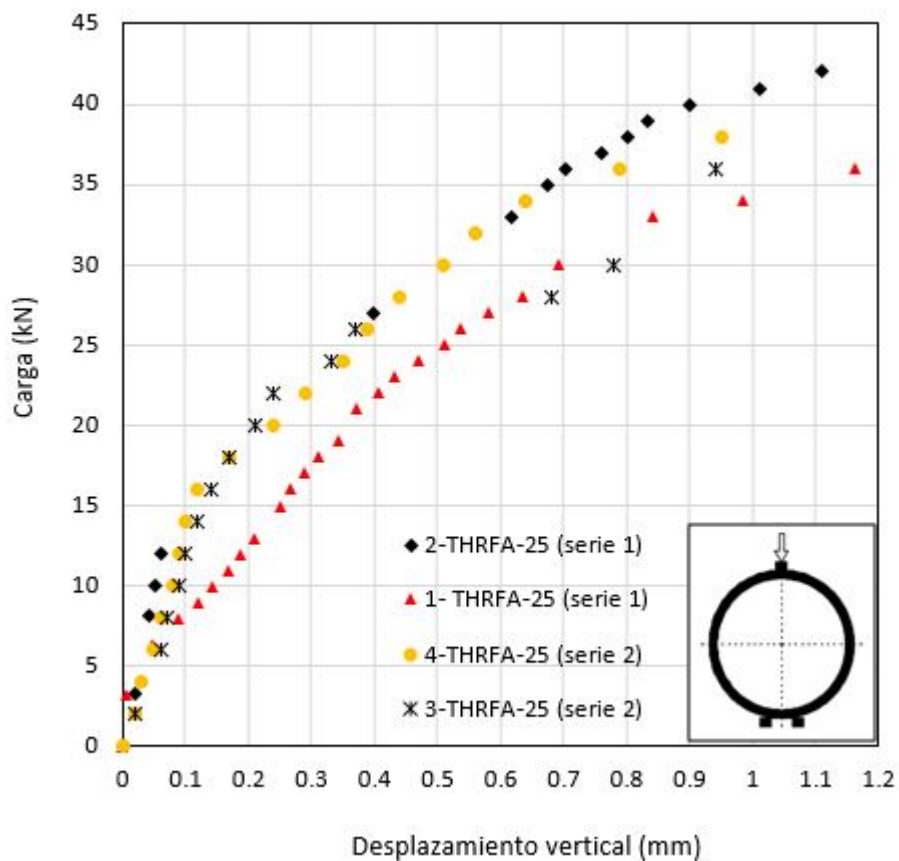


Figura 3.24: Curvas P-v obtenidas a partir del ECD de THRFA-25



Figura 3.25: Erizo o segregación de FA en el espécimen 1-THRFA-25.

el desplazamiento vertical de rotura que alcanzó el THRFH-25 fue mayor que la del THRFA-20, con valores de 1,1 mm y 0,6 mm, respectivamente. Por lo tanto, el mayor contenido de FA de refuerzo en la matriz cementicia utilizada, no generó un aumento de la capacidad resistente del tubo, sino un incremento de su ductilidad.

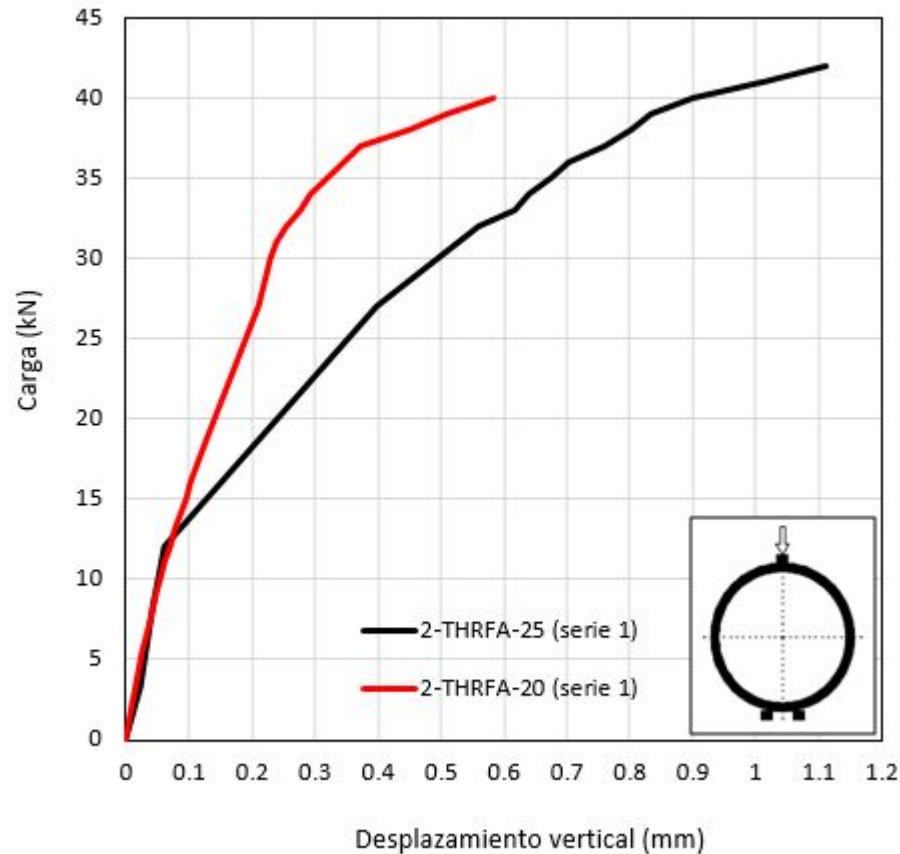


Figura 3.26: Curvas P-v obtenidas a partir del ECD de THRFA-25.

3.6.2.4. Tubos de Hormigón Reforzado con Fibras Híbridas (THR FH)

En la Tabla 3.13 se muestran los resultados de carga de fisuración (P_F) y de rotura (P_R), obtenidos a partir de los ECD realizados a los especímenes de los grupos THRFH-20/0.5 y THRFH-20/1.0. Además, en la misma tabla (3.13) se muestran los valores promedios de la carga de fisuración (\bar{P}_F) y de rotura (\bar{P}_R) para cada grupo. Los siete tubos del grupo THRFH-20/0.5 fueron elaborados y ensayados durante las tres series ejecutadas. La muestra tuvo desviaciones estándar de la carga de fisuración y de rotura iguales a 10,61 kN y 3,92 kN, respectivamente. Los especímenes del grupo de THRFH-20/1.0 fueron elaborados en la primera y tercera serie (ver Tabla 3.1). Los desvíos estándar de la muestra, respecto de la carga de fisuración y de rotura fueron iguales a 3,81 kN y 2,32 kN, respectivamente.

En la Tabla 3.13 se observa que todos los especímenes de los grupos THRFH-20/0.5 y THRFH-20/1.0 alcanzaron y superaron la carga mínima de rotura de 45 kN establecida para la clase resistente II en la norma IRAM-11503 (1986). En cuanto a la carga de prueba, igual a 30 kN, no todos los especímenes de ambos grupos lograron alcanzarla. Sin embargo, en el caso particular del grupo THRFH-20/0.5, se les realizó un seguimiento particular a los especímenes 2 y 5 luego de su elaboración debido a que

Denominación	FA kg/m ³ (%)	FPP kg/m ³ (%)	P_F^{CII} kN	P_R^{CII} kN	P_F kN	\bar{P}_F kN	P_R kN	\bar{P}_R kN
1-THRFH-20/0.5	20 (0,25)	0,5 (0,05)			37,1		53	
2-THRFH-20/0.5	20 (0,25)	0,5 (0,05)			13,9		45	
3-THRFH-20/0.5	20 (0,25)	0,5 (0,05)			39,4		54	
4-THRFH-20/0.5	20 (0,25)	0,5 (0,05)	30	45	34,6	29,6	52,7	50,4
5-THRFH-20/0.5	20 (0,25)	0,5 (0,05)			22,1		46	
6-THRFH-20/0.5	20 (0,25)	0,5 (0,05)			—		48	
7-THRFH-20/0.5	20 (0,25)	0,5 (0,05)			39,8		54	
1-THRFH-20/1.0	20 (0,25)	1,0 (0,10)			30,6		47	
2-THRFH-20/1.0	20 (0,25)	1,0 (0,10)			24,7		46	
3-THRFH-20/1.0	20 (0,25)	1,0 (0,10)			28,4		51,5	
4-THRFH-20/1.0	20 (0,25)	1,0 (0,10)	30	45	33,6	30,6	52	48,6
5-THRFH-20/1.0	20 (0,25)	1,0 (0,10)			35,5		47	
6-THRFH-20/1.0	20 (0,25)	1,0 (0,10)			31,0		49	
7-THRFH-20/1.0	20 (0,25)	1,0 (0,10)			—		48	

P_F^{CII} y P_R^{CII} son las cargas normativas según IRAM-11503 (1986)

Tabla 3.13: Carga de fisuración (P_F) y rotura (P_R) de los especímenes de THRFH. Valores individuales y promedios.

habían sido reparados, el primero luego de un golpe producto de una mala maniobra durante el desmolde y, el segundo, por defecto de llenado en la zona de la punta por escaso tiempo de vibrado, condiciones que pudieron producir el debilitamiento de la matriz en la zona y la afectación de su comportamiento estructural. Por lo cual, podrían no considerarse en el análisis global de la capacidad resistente a la fisuración, lo que incrementaría la \bar{P}_F en 5 kN aproximadamente. Así, realizando una comparación simple de cargas medias de fisuración y de rotura, ambos grupos cumplirían con los requisitos de resistencia para la Clase II.

Se puede ver, también en la Tabla 3.13, una leve reducción de la \bar{P}_R del grupo THRFH-20/1.0 con respecto a la del grupo THRFH-20/0.5 que posee un menor contenido de FPP en el sistema híbrido de refuerzo. Este fenómeno que se discutirá en la siguiente sección. Por otra parte, una diferencia en favor del mayor contenido de FPP podría observarse en la homogeneidad de los resultados de P_F y de P_R de los especímenes, ya que los valores de las desviaciones del grupo THRFH-20/1.0 resultan menores que las del grupo THRFH-20/0.5.

En la Figura 3.27 se muestran las curvas P-v correspondientes a los especímenes del grupo THRFH-20/0.5. Se observa, claramente, la diferencia en el comportamiento estructural de los especímenes 2 y 5, cuyas curvas sufren un cambio de pendiente a valores bajos de carga, por los defectos antes mencionados. Por el contrario, los demás especímenes que componen el grupo, muestran un comportamiento similar en lo que respecta a su rigidez inicial y cambio de pendiente o fisuración, además de baja dispersión en los valores de la curva para los últimos pasos de carga antes de P_R .

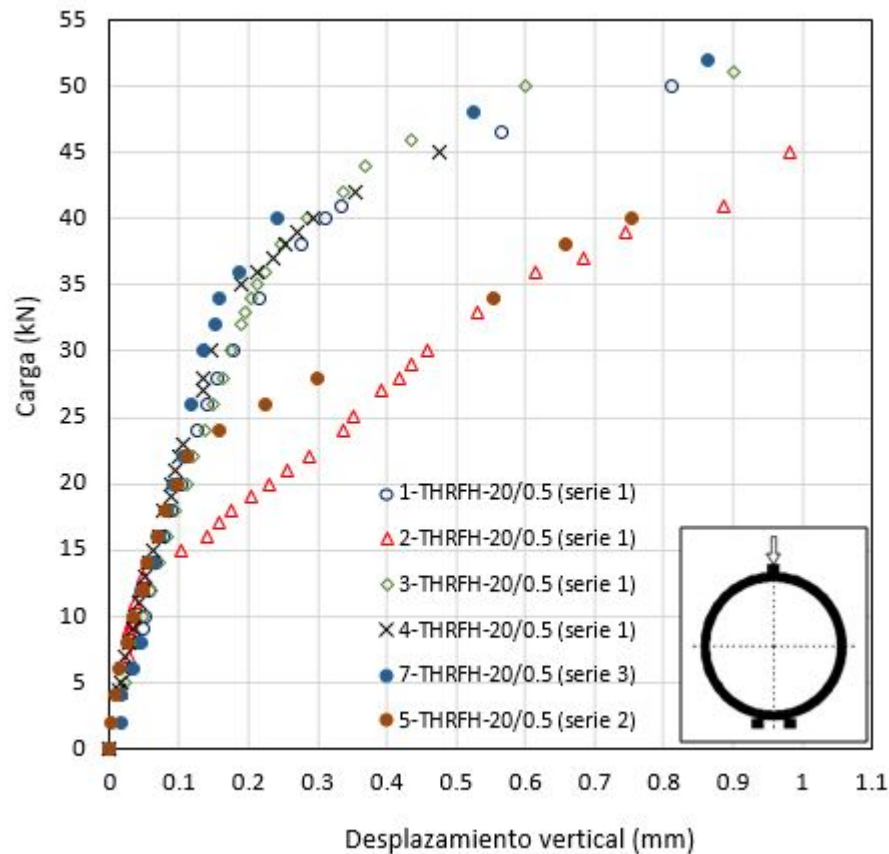


Figura 3.27: Curva P-v obtenida del ECD en los THRFH-20/0.5.

En la Figura 3.28 se muestran las curvas P-v del grupo THRFH-20/1.0. En la misma, se observa la similitud en el comportamiento estructural de los especímenes ensayados en las dos series realizadas. Sin embargo, luego del cambio de pendiente de la curva, los especímenes de diferentes series presentaron mayor dispersión, en comparación con la observada para el grupo THRFH-20/0.5.

En la Figura 3.29 se comparan dos especímenes pertenecientes a los dos grupos de THRFH. En dicha Figura se observa que el comportamiento estructural de ambos especímenes es similar hasta la fisuración, es decir, poseen la misma rigidez inicial. Luego, se produce un cambio en la pendiente inicial de la curva y el espécimen con menor contenido de FPP en el refuerzo híbrido, responde con un incremento de la carga más pronunciado hasta que alcanza un desplazamiento vertical de 0,6 mm, a partir del cual, se observa un amesetamiento de la curva. Por el contrario, el espécimen con mayor contenido de FPP (THRFH-20/1.0) en el sistema híbrido, muestra un crecimiento sostenido de la carga hasta la rotura, aunque su valor es menor a la del otro grupo. El valor del desplazamiento vertical de rotura de ambos especímenes, no presenta una diferencia significativa, es decir, no fue influenciado por efecto del incremento del volumen de fibras.

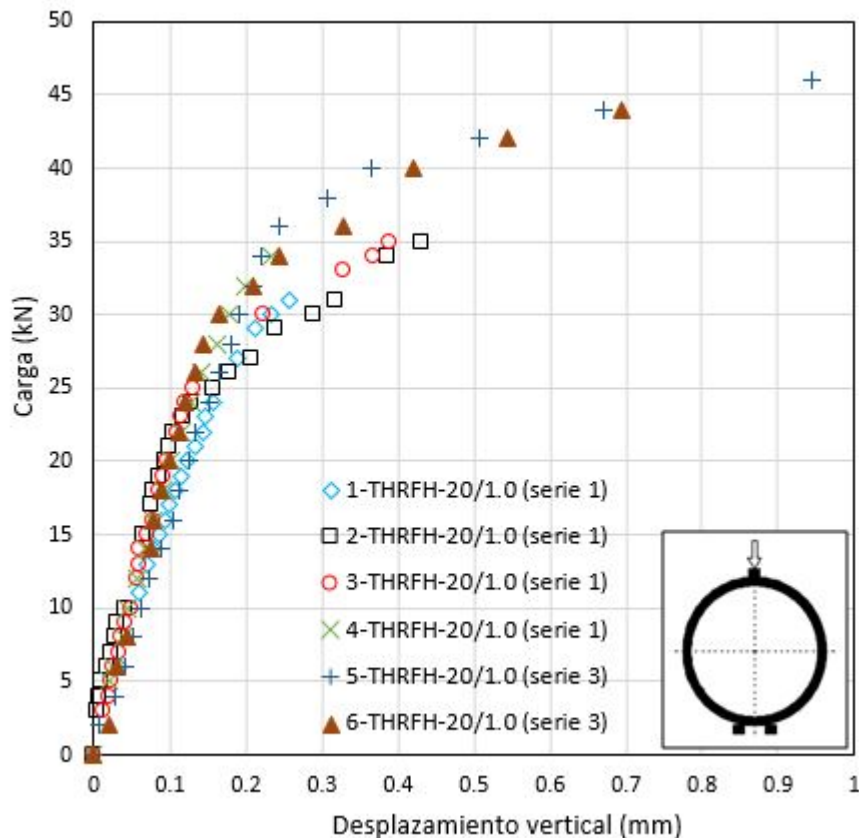


Figura 3.28: Curva P-v obtenida del ECD en los THRFH-20/1.0.

3.6.3. Modo de falla y patrón de fisuración

Los tubos de hormigón reforzado con fibras (THRF), ya sea con fibra única o con fibras híbridas, mantuvieron el monolitismo después de la rotura, es decir, no hubo desprendimientos de hormigón o aplastamiento diametral al final del ensayo. Por el contrario, en los THA se observaron desprendimientos de hormigón, incluso antes de alcanzar la carga máxima. Además, en algunos de los especímenes de THA, se observó que en los hastiales la fisura principal se multiplicó ramificándose en diagonales al momento de la rotura. Este patrón de fisuración responde a la acción de otros esfuerzos combinados con el de flexión, como son el corte y las tensiones radiales. En la Figura 3.30 se muestran los desprendimientos de hormigón en la zona de la punta de los THA y en la Figura 3.31 se muestra la comparación entre los patrones de fisuración longitudinal correspondientes a los tubos de hormigón reforzado con fibras híbridas (THRFH) y a los THA, observándose en estos últimos, la ramificación de la fisuración mencionada anteriormente.

En los THS, elaborados sin refuerzos tradicionales de barras ni fibras, la rotura fue peligrosamente frágil y con aplastamiento diametral como se puede apreciar en la Figura 3.32, donde se muestra uno de los especímenes luego de ser ensayado.

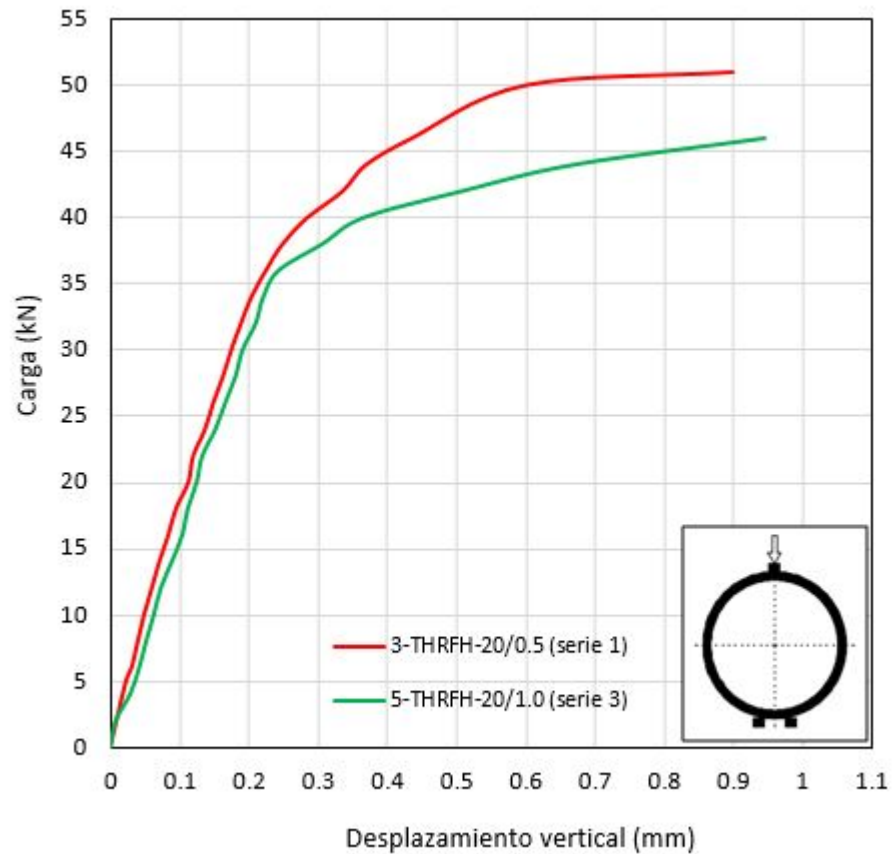


Figura 3.29: Comparación entre las curvas P-v obtenida del ECD de los THRFH para ambas dosis.

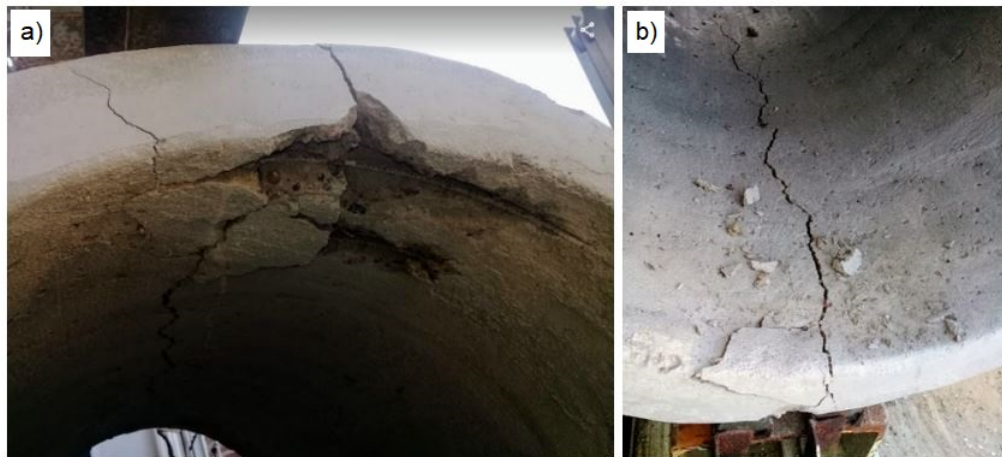


Figura 3.30: Desprendimiento de hormigón en la zona de la punta de un espécimen de los THA, en la Clave (a) y en la Contraclave (b).

Los THRFH sometidos al ensayo de compresión diametral mostraron un modo de falla similar, caracterizado por la aparición de cuatro fisuras principales, una en la clave, otra en la contraclave y una en cada hastial, correspondiente a un mecanismo de falla por flexión. Este mecanismo de falla ha sido observado anteriormente por otros

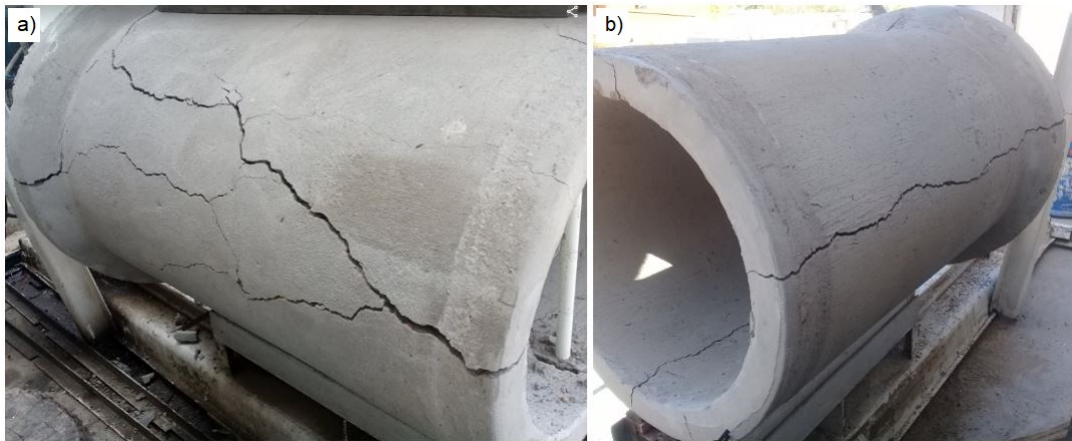


Figura 3.31: Comparación entre el patrón de fisuración longitudinal de los THA (a) y los THRFH (b).



Figura 3.32: Aplastamiento diametral observado en los especímenes del grupo de THS.

investigadores (De la Fuente et al., 2013; Lee et al., 2019; Mohamed et al., 2015; Park et al., 2015) y podría considerarse una falla típica en tubos ensayados según el método de tres aristas. La Figura 3.33.a muestra las cuatro fisuras principales en la sección transversal de la punta del THRFH. En dicha figura, se observa que las fisuras en la clave (superior) y en la contraclave (inferior) se orientan según la dirección de un eje vertical y-y, de igual manera, las fisuras de los hastiales, izquierdo y derecho, se orientan en dirección del eje horizontal x-x.

La primera fisura siempre se produjo en la clave o en la contraclave de la zona de la punta del tubo y su desarrollo fue en dirección a la campana. Luego, aparecieron fisuras secundarias en los hastiales, como se observa en la Figura 3.33.b, donde se muestra el patrón de grietas longitudinales.

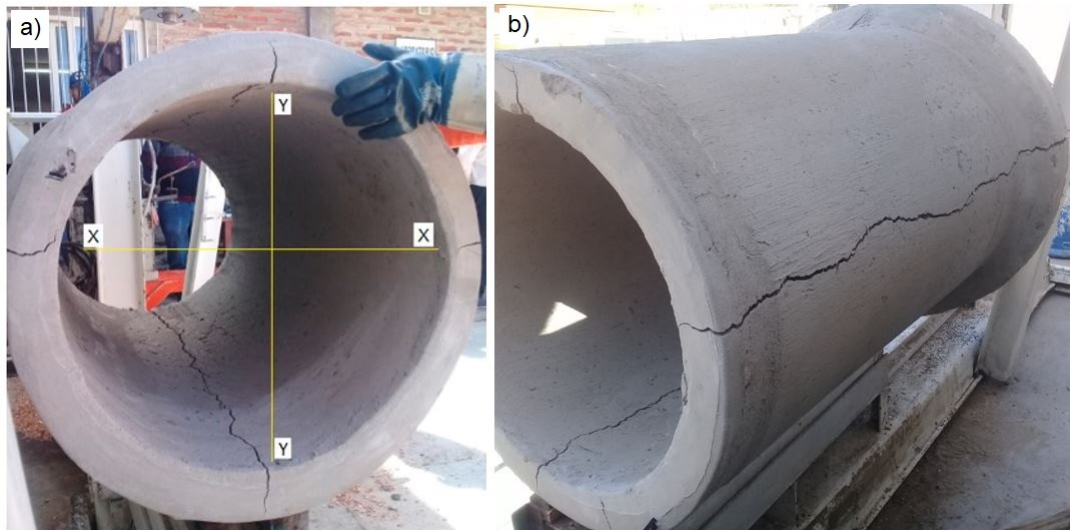


Figura 3.33: Patrón de fisuración en la sección transversal de un espécimen de THRFH (a). Patrón de fisuración longitudinal del tubo (b).

Al finalizar el ensayo, se observó que el ancho promedio de fisuras longitudinales en los hastiales de los THRFH varió entre 6 mm y 15 mm. Mediante un examen visual se determinó que en los THRFH existieron dos mecanismos de falla en las fibras, las FA fallaron por arrancamiento con rectificación del extremo conformado y las FPP fallaron por rotura. En la Figura 3.34 se muestra el patrón general de los mecanismos de falla de las fibras utilizadas. También se puede observar que las fibras se orientaron preferentemente en la dirección tangencial al diámetro del tubo, es decir, siguiendo la trayectoria de las tensiones de tracción. Por las características del ensayo y la distribución de tensiones durante el mismo, esta orientación contribuye a mejorar la eficiencia de las fibras, logrando aumentar la capacidad resistente y la ductilidad de los tubos.

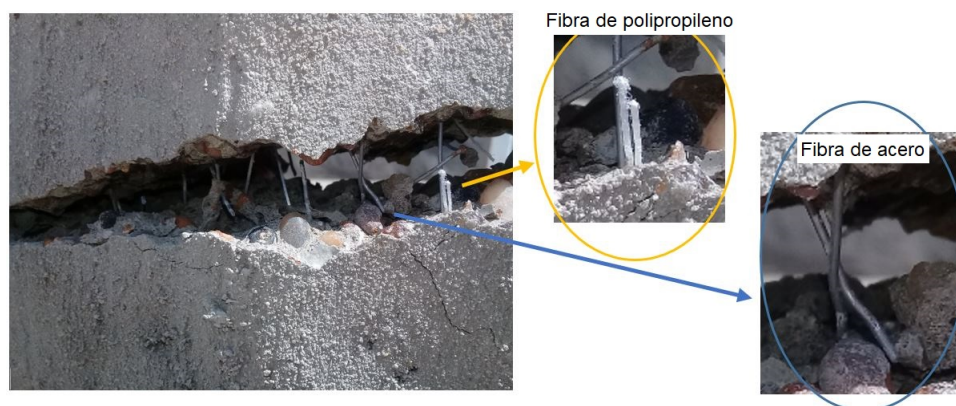


Figura 3.34: Mecanismo general de falla de las fibras empleadas.

3.6.4. Comparación de resultados de capacidad de carga entre los diferentes grupos de tubos y respecto al grupo de control.

En esta sección se realiza una comparación entre las resistencias a la rotura promedio \bar{P}_R de los diferentes grupos y se analizan las variaciones de las mismas respecto a la capacidad de carga alcanzada por grupo de control THA. Además, en el Apéndice A.2, dicho análisis se complementa desde una perspectiva estadística a través de pruebas efectuadas sobre los resultados obtenidos durante los ensayos.

En la Tabla 3.14 se muestran los valores del coeficiente de variación porcentual (COV). El COV indica la variación de los resultados de la \bar{P}_R de cada grupo de tubos respecto de la \bar{P}_R alcanzada por los tubos de hormigón reforzados con armadura tradicional de barras de acero (THA). Dicho coeficiente se calcula de la siguiente manera (Ecuación 3.2):

$$\text{COV} = \left(\frac{\bar{P}_{Ri} - \bar{P}_R^{\text{THA}}}{\bar{P}_R^{\text{THA}}} \right) 100 \quad (3.2)$$

donde \bar{P}_{Ri} es el resultado de carga promedio de alguno de los grupos evaluados y \bar{P}_R^{THA} es el valor de la carga promedio del grupo de control THA.

Denominación	FA kg/m ³	FPP kg/m ³	\bar{P}_R kN	COV %
THA	–	–	51,6	0
THRFA-20	20	0	40,3	-21,9
THRFA-25	25	0	38,0	-26,4
THRFH-20/0.5	20	0,5	50,4	-2,3
THRFH-20/1.0	20	1,0	48,6	-5,8

Tabla 3.14: COV calculado para los distintos grupos de tubos.

El mayor coeficiente porcentual de variación (COV) respecto a los THA, se observó para los THRFA-25 alcanzando una \bar{P}_R inferior en 26,4 %, seguido por el grupo de THRFA-20, también inferior en 21,9 %. En este sentido, Ferrado et al. (2018) ensayaron THRFA con características idénticas a los del presente trabajo, elaborados con los mismos medios de producción, utilizando las mismas dosificaciones de FA, pero con un pastón de hormigón diferente, con otro diseño teórico, y los resultados de resistencia que obtuvieron fueron significativamente más elevados (mayores a 60 kN). Esto indica que la variación del diseño de la mezcla puede modificar el rendimiento de las FA mejorando la capacidad de carga. Esta consideración adquiere importancia en el presente trabajo debido a que, los THRFA y los THRFH, fueron elaborados a partir del mismo pastón teórico de baja resistencia. Sin embargo, se pudo observar claramente, a través de los ECD realizados, que la hibridización de las fibras produjo una mejora considerable del desempeño del material respecto al uso de fibra única (fibras

de acero).

Analizando los resultados con un criterio estadístico (ver Apéndice A.2) a través de las pruebas realizadas a los THRFA y al grupo de control THA, se demuestra que las \bar{P}_R de los THRFA resultan menores a la \bar{P}_R del grupo de control. Por lo tanto, se concluye que los grupos de THRFA, con los dos tenores de fibras empleados como refuerzo del hormigón base utilizado, no cumplen con el requisito de resistencia de carga de rotura para la Clase II de la norma IRAM-11503 (1986).

En cuanto a los THRFH-20/0.5 y THRFH-20/1.0 el valor del COV es poco significativo, -2,3 % y -5,8 %, respectivamente, lo que muestra en una comparación simple que ambos grupos prácticamente alcanzaron una capacidad de carga equivalente a los THA. Al analizar los resultados obtenidos a partir de un criterio estadístico (ver Apéndice A.2), se concluye que no existe diferencia significativa al comparar las \bar{P}_R de los dos grupos de THRFH y del grupo de control, afirmando lo expresado anteriormente. Estos resultados son positivos, ya que uno de los objetivos del trabajo era alcanzar, con los THRFH, una capacidad de carga igual o superior a la de los THA Clase II.

Al comparar la \bar{P}_R de los grupos THRFA-20 y los THRFH-20/0.5 en la Tabla 3.14, se observa que la hibridación a través de la adición de 0,5 kg/m³ de FPP produjo un aumento en la capacidad de carga de los tubos, del orden del 20 %. La adición de FPP en la matriz de hormigón aumenta la energía de arrancamiento (pull-out) de las FA con extremo conformado según lo reportado por otros autores (Deng et al., 2018; Singh & Rai, 2021). Este efecto genera un rendimiento más efectivo de las FA en el control de la fisuración lo que redundo en la mejora de la respuesta estructural del tubo. Esta sinergia positiva entre las fibras de refuerzo, también ha sido observada anteriormente por otros investigadores (Banthia et al., 2014; Hsie et al., 2008)

Otro aspecto a observar en la Tabla 3.14, comparando los grupos THRFH-20/0.5 y THRFH-25/1.0, es que el incremento del volumen de FPP en el sistema de refuerzo híbrido, no generó un aumento de la capacidad resistente del tubo, sino por el contrario, produjo una leve disminución de la misma, aunque en un porcentaje de 4,2 % que se podría considerar insignificante. En general, las fibras forman una estructura de red en el hormigón que impide que la mezcla segregue y fluya (Das et al., 2020). Por ello, cuando se utilizó el volumen más bajo de fibras, la mezcla alcanzó una mayor cohesión que podría haber favorecido la compactación. Sin embargo, al incrementar el volumen de fibras de 0,30 % (THRFH-20/0.5) a 0,35 % (THRFH-20/1.0), también aumentó la viscosidad de la mezcla, lo que podría haber provocado problemas en la compactación de los THRFH-20/1.0. Además, en este sentido, vale la pena resaltar que, para algunas aplicaciones específicas, como es el caso de los tubos pre moldeados de hormigón, el aumento de la cohesión y la pérdida de movilidad del material puede significar una mejora en su trabajabilidad. Esto ocurre porque puede minimizar los riesgos de

deformaciones del tubo después del proceso de desmolde y proporcionar una mayor estabilidad dimensional cuando se encuentra recién desmoldado. Sin embargo, este incremento de la cohesión puede ser beneficioso hasta cierto límite, ya que el material podría pegarse al molde y, en el momento del desmolde, generarse tensiones en sentido contrario a la dirección del colado y compactación, perjudicando la compacidad de la mezcla fresca en el momento en que no posee la capacidad de resistir dichas tensiones (Figueiredo, 2011). Por otra parte, los fenómenos expresados anteriormente explicarían la razón por la cual los THRFA-25, con un volumen de 0,35 %, alcanzaron menor valor de \bar{P}_R que los THRFH-20.

Las observaciones, respecto al volumen de fibras, coinciden con las realizadas por otros investigadores que determinaron que, en sistemas de refuerzo híbridos utilizados en diferentes elementos estructurales, las FPP deben agregarse en bajos volúmenes para asegurar la adecuada dispersión de las fibras y la trabajabilidad de la mezcla (Akçay & Tasdemir, 2012).

3.6.5. Resultados de los ensayos de absorción de agua

En la Tabla 3.15 se muestran los resultados obtenidos en los ensayos, es decir, la masa seca, la masa saturada superficie seca y el valor de la absorción de cada espécimen. Además, en dicha tabla se distinguen tres grupos diferentes, compuestos por testigos calados de los tubos de hormigón con iguales características de refuerzo. Por lo tanto, seis testigos provienen de tubos elaborados con hormigón simple (HS), cuatro testigos provienen del grupo THRFH-20/0.5 y cuatro testigos del grupo de THRFH-20/1.0.

El valor promedio del grupo T-THS fue de 4,64 %, el del grupo T-THRFH-20/0.5 fue de 4,95 % y el del grupo T-THRFH-20/1.0 igual a 5,25 %.

Se puede observar que todos los testigos analizados, independientemente de las características de refuerzo del hormigón, tuvieron una absorción de agua menor al 8 % fijado por la norma IRAM-11503 (1986) como límite máximo. El promedio de todas las muestras es igual a 4,9 %, que representa aproximadamente el 61 % del límite máximo de absorción, por lo cual, se infiere que se alcanzó una adecuada compactación de los tubos durante la etapa de elaboración.

En la Tabla 3.15 podemos observar que el menor valor promedio de absorción lo tuvo el grupo de testigos de hormigón simple (sin refuerzos). Comparando los grupos de testigos de THRFH, se observa que para el grupo con menor contenido de fibras se obtuvo un menor valor de absorción. Aunque la diferencia no fue significativa, el incremento del volumen de fibras aumentó la absorción de agua en los especímenes debido a un efecto perjudicial sobre la compactación del material. Esta conclusión se basa en el hecho de que, al adicionar un mayor volumen de FPP en el sistema híbrido de refuerzo, se introduce una gran superficie específica que requiere de pasta para

Denominación	MS (grs)			MSSS (grs)		Abs. %
	masa 1	masa 2	Valor A	masa 1	Valor B	
T1-THS	680.6	659.6	657.6	688.7	689.0	4.8
T2-THS	618.1	600.6	599.2	626.5	626.7	4.6
T3-THS	558.4	541.4	541.0	571.1	571.6	5.7
T4-THS	729.9	709.8	708.2	740.4	740.7	4.6
T5-THS	602.4	588.1	586.5	609.5	610.5	4.1
T6-THS	662.7	647.2	646.0	672.6	672.8	4.2
T1-THRFH-20/0.5	667.7	651.3	649.7	675.2	675.4	4.0
T2-THRFH-20/0.5	686.0	664.3	663.3	699.8	700.1	5.5
T3-THRFH-20/0.5	708.4	686.0	684.8	721.5	722.0	5.4
T4-THRFH-20/0.5	591.7	576.7	574.0	602.2	602.3	4.9
T1-THRFH-20/1.0	678.9	657.1	654.6	688.8	689.0	5.3
T2-THRFH-20/1.0	624.1	609.6	608.7	642.8	643.1	5.7
T3-THRFH-20/1.0	691.4	670.2	668.8	701.9	702.1	5.0
T4-THRFH-20/1.0	672.5	655.1	653.0	685.7	686.5	5.1

MS = masa seca; MSSS = masa saturada superficie seca; Abs. = absorción de agua.

Tabla 3.15: Valores de absorción de agua obtenidos para testigos calados de los grupos de THS, THRFH-20/0.5 y THRFH-20/1.0.

lograr su deslizamiento y correcta compactación. En la práctica, se realizan ajustes en el volumen de pasta a través de un aumento del contenido de agua en la mezcla, lo que conlleva a una variación en la relación a/c. En la presente investigación, ese tipo de ajuste no se realizó porque se decidió trabajar con una relación a/c constante. Sin embargo, los resultados de absorción de agua y comportamiento estructural de los THRFH, de los cuales provienen los testigos, no tuvieron una variación significativa. Una cuestión a observar, es que el incremento de la absorción de agua en el grupo de THRFH-20/1.0, coincide también con una leve reducción de la capacidad de carga en comparación con los THRFH-20/0.5.

Capítulo 4

SIMULACIÓN NUMÉRICA

4.1. INTRODUCCIÓN

En este Capítulo, se aborda el problema de la simulación numérica del ensayo de compresión diametral (ECD) de tres aristas, en tubos de hormigón reforzados con fibras híbridas (THRFH). Para dicha simulación, se implementa un modelo de elementos finitos no lineal en 2D (macro modelo) empleando un modelo de daño y plasticidad acoplados que se encuentra incorporado en el software ABAQUS®. Se modificaron las ecuaciones constitutivas, originalmente desarrolladas para hormigón reforzado con fibras de acero, con el fin de representar mecánicamente el comportamiento a la compresión y a la tracción uniaxial del hormigón reforzado con fibras híbridas. Para dichas modificaciones, se tuvieron en cuenta la teoría de mezclas y los efectos de la hibridización de las fibras sobre la tensión de unión en la interfaz fibra-matriz. El objetivo principal del modelo es la obtención de una herramienta numérica que reproduzca el comportamiento de los THRFH sometidos al ECD, por ello, la calibración del mismo se realiza a partir de los resultados experimentales descritos en el capítulo anterior. Además, en el presente capítulo, se muestra un estudio paramétrico realizado a partir de la variación de la resistencia a la compresión del hormigón y de la relación de aspecto (o esbeltez) de las fibras de acero empleadas en el sistema de refuerzo híbrido, a los efectos de analizar la influencia de dichos parámetros en la capacidad de carga de los THRFH.

El modelado de hormigón mediante el método de elementos finitos (MEF) no lineal no es un problema sencillo debido a las complejidades involucradas en el comportamiento del material. Como todos los geomateriales, el hormigón cuando es sometido a fuerzas mecánicas, exhibe un comportamiento no lineal caracterizado por el desarrollo de deformaciones permanentes y degradación de la rigidez. La aparición de deformaciones permanentes puede asociarse al desarrollo de microfisuras, mientras que la degradación de rigidez se debe a cambios en la estructura porosa del material. Las teorías de plasticidad y daño pueden utilizarse como marcos matemáticos para describir estos fenómenos (Kumar & Barai, 2011). Para obtener resultados satisfactorios con el método de los elementos finitos es necesario contar con un modelo de fisuración

apropiado.

En los últimos años, el modelado de la falla y la fractura se ha convertido en uno de los aspectos fundamentales en los mecanismos estructurales, especialmente en las estructuras de hormigón. El principal factor en la descripción de la falla es el descubrimiento de los patrones de avance de las fisuras. El proceso de fisuración del hormigón se puede representar mediante dos enfoques: modelos que describen la fractura a través de la fisura discreta, formulado por primera vez por Barenblatt (1962), y modelos basados en formulaciones del continuo, teniendo a Rashid (1968) como pionero en este campo.

En el software ABAQUS[®], se pueden utilizar dos modelos constitutivos para modelar el hormigón. Estos modelos son el “Concrete smeared crack” (CSC) y el “Concrete damage plasticity” o modelo de daño y plasticidad (MDP). Sin embargo, al utilizar el modelo CSC, se han reportado problemas de convergencia cuando el acero alcanza la etapa de fluencia (Chen & Graybeal, 2012). Por el contrario, el MDP tiene la capacidad de modelar adecuadamente la respuesta no lineal del material y, por ello, es el modelo adoptado para su utilización en esta Tesis.

4.2. MODELO DE DAÑO Y PLASTICIDAD PARA HORMIGÓN (MDP) DE ABAQUS[®]

El MDP es un modelo continuo basado en la plasticidad que sirve para modelar el daño en el hormigón, y asume que los dos principales mecanismos de daño en el material son la fisuración por tracción y el aplastamiento por compresión. Para introducir el daño en un modelo se pueden elegir dos tipos de variables: la variable de daño escalar isotrópico o el daño tensorial anisotrópico. Aunque el comportamiento del hormigón es mejor representado por este último, debido a la naturaleza heterogénea del material, la evolución de las microfisuras y su propagación no isotrópica, el uso del tensor anisotrópico introduce dificultades en la implementación del análisis no lineal (Hammi & Horstemeyer, 2007). Por ello, varios investigadores (Cervera et al., 2010; Richard & Ragueneau, 2013; Zhang et al., 2016) prefieren utilizar variables de daño escalar isotrópico, como las que utiliza el MDP de ABAQUS[®]. Kachanov (1999) fue pionero en la introducción de dichas variables en la ecuación constitutiva del material.

En el MDP la evolución de la superficie de falla está controlada por dos variables de endurecimiento $\tilde{\epsilon}_c^{pl}$ y $\tilde{\epsilon}_t^{pl}$, vinculadas a los mecanismos de falla a la compresión y a la tracción, respectivamente, y que corresponden a deformaciones plásticas equivalentes. Además, el comportamiento del material estará íntimamente relacionado con la energía de fractura necesaria para crear nuevas micro fisuras. En general, el modelo incluye cuatro componentes principales a saber:

- Evolución del daño.

- Criterio de falla.
- Regla de flujo.
- Respuesta del material a la compresión y a la tracción uniaxial.

4.2.1. Evolución del daño

Para reflejar la no linealidad del hormigón y la deformación irreversible, la deformación total (ϵ) se puede descomponer en dos partes de acuerdo a la teoría clásica de la elasto-plasticidad:

$$\epsilon = \epsilon^{pl} + \epsilon^{el} \quad (4.1)$$

donde ϵ^{pl} y ϵ^{el} son las deformaciones plásticas y elásticas, respectivamente. Experimentalmente se ha evidenciado que la no linealidad del hormigón se puede atribuir al daño o a la plasticidad individualmente, o derivar de una combinación de ambos, sin embargo, la degradación de la rigidez de descarga se asocia principalmente con la evolución del daño. Por ello, durante la simulación numérica, es razonable y deseable aislar los efectos del daño y de la plasticidad (Grassl et al., 2013).

El MDP ofrece la capacidad de modelar la degradación de la rigidez elástica del material, introduciendo las variables de daño escalar d_t y d_c , correspondientes a la tracción y a la compresión uniaxial, respectivamente. Las variables de daño pueden tomar valores desde 0, que representa el material no dañado, hasta 1, que representa la pérdida total de resistencia. Si E_0 es la rigidez elástica inicial, es decir, del material sin daño, las relaciones tensión-deformación (Figura 4.1) cuando es sometido a la tracción y a la compresión uniaxial son, respectivamente:

$$\sigma_c = (1 - d_c)E_0(\epsilon_c - \tilde{\epsilon}_c^{pl}) \quad (4.2)$$

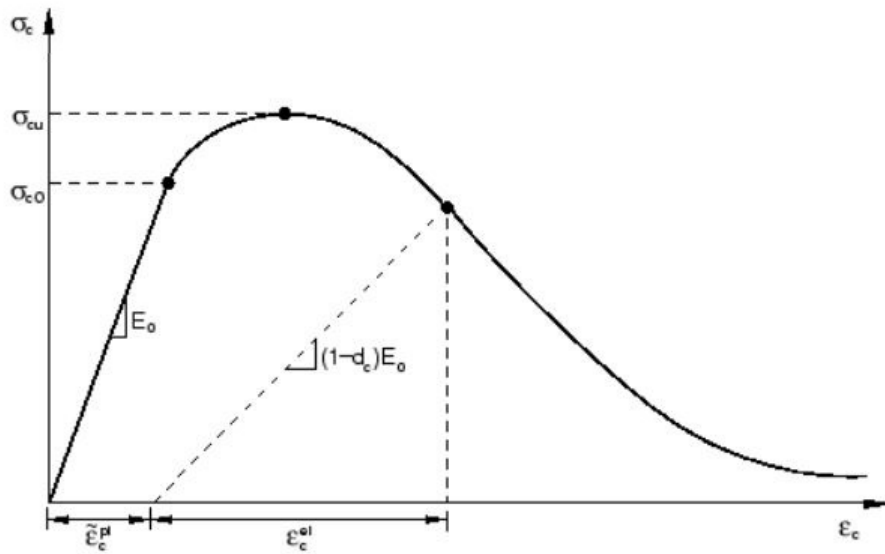
$$\sigma_t = (1 - d_t)E_0(\epsilon_t - \tilde{\epsilon}_t^{pl}) \quad (4.3)$$

De donde se pueden obtener las tensiones efectivas, dadas por las siguientes expresiones:

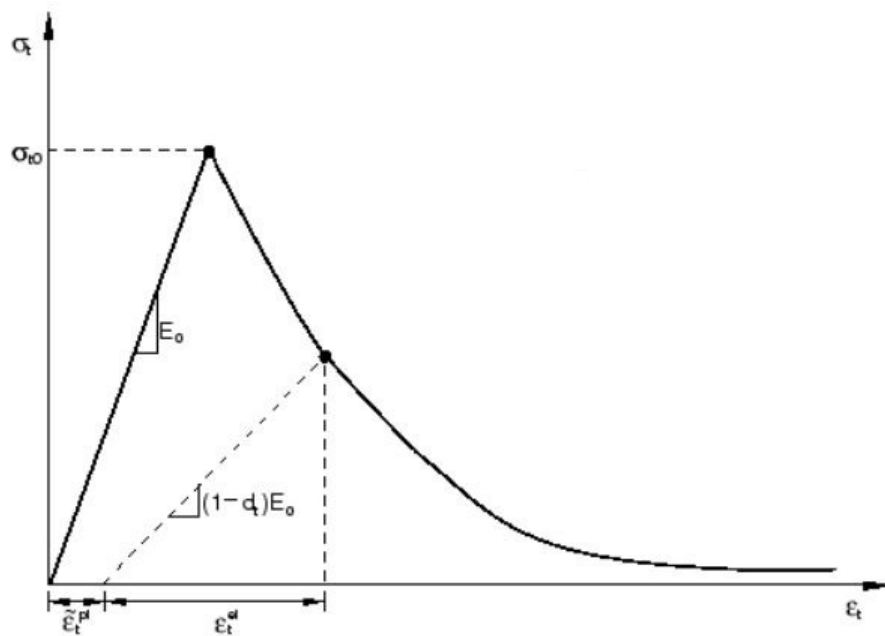
$$\bar{\sigma}_c = \frac{\sigma_c}{(1 - d_c)} = E_0(\epsilon_c - \tilde{\epsilon}_c^{pl}) \quad (4.4)$$

$$\bar{\sigma}_t = \frac{\sigma_t}{(1 - d_t)} = E_0(\epsilon_t - \tilde{\epsilon}_t^{pl}) \quad (4.5)$$

Las variables de daño escalar mencionadas, son funciones de las deformaciones plásticas ($\tilde{\epsilon}_c^{pl}$, $\tilde{\epsilon}_t^{pl}$), la temperatura (θ) y otras variables de campo predefinidas (f_i):



(a) Curva compresión uniaxial



(b) Curva tracción uniaxial

Figura 4.1: Curva $\sigma - \epsilon$ del hormigón sometido a compresión y tracción uniaxial según el MDP.

$$d_c = d_c(\tilde{\epsilon}_c^{pl}, \theta, f_i); 0 \leq d_c \leq 1, \quad (4.6)$$

$$d_t = d_t(\tilde{\epsilon}_t^{pl}, \theta, f_i) 0 \leq d_t \leq 1. \quad (4.7)$$

4.2.2. Función de fluencia

El MDP utiliza la función de fluencia formulada por Lubliner et al. (1989), con las modificaciones propuestas por Lee & Fenves (1998) para captar la evolución de la resistencia bajo tracción y compresión. En términos de tensiones efectivas, dicha función toma la siguiente forma:

$$F = \frac{1}{1 - \alpha} \cdot (\bar{q} - 3 \cdot \alpha \cdot \bar{p} + \beta \cdot (\tilde{\epsilon}^{pl}) \langle \hat{\sigma}_{max} \rangle - \gamma \cdot \langle \hat{\sigma}_{max} \rangle) - \bar{\sigma}_c(\tilde{\epsilon}_c^{pl}) \quad (4.8)$$

con

$$\alpha = \frac{\left(\frac{f_{b0}}{f_{c0}}\right) - 1}{2 \cdot \left(\frac{f_{b0}}{f_{c0}}\right) - 1}, \quad (4.9)$$

$$\beta = \frac{\bar{\sigma}_c(\tilde{\epsilon}_t^{pl})}{\bar{\sigma}_t(\tilde{\epsilon}_t^{pl})} - (1 - \alpha) - (1 + \alpha); 0 \leq \alpha \leq 0,5, \quad (4.10)$$

$$\gamma = \frac{3 \cdot (1 - K_c)}{2 \cdot K_c - 1} \quad (4.11)$$

Donde $\hat{\sigma}_{max}$ es la tensión principal máxima efectiva; f_{b0}/f_{c0} es la relación de la compresión biaxial sobre la uniaxial; K_c es la relación entre el segundo invariante de tensión en el meridiano de tracción con respecto al de compresión; $\bar{\sigma}_c(\tilde{\epsilon}_c^{pl})$ es la tensión de cohesión de compresión efectiva y $\bar{\sigma}_t(\tilde{\epsilon}_t^{pl})$ es la tensión de cohesión de tracción efectiva.

4.2.3. Regla de flujo

El MDP para hormigón asume un flujo potencial plástico no asociado. El potencial de flujo G utilizado para este modelo es la función hiperbólica de Drucker-Prager:

$$G = \sqrt{(e \cdot \sigma_{t0} \cdot \tan \psi)^2 + q^2} - p \cdot \tan \phi \quad (4.12)$$

Donde e es un parámetro denominado excentricidad, ψ es el ángulo de dilatancia medido en el meridiano de tracción, $\bar{p} = -1/3\bar{\sigma}_1$ es la tensión hidrostática efectiva y $\bar{q} = \sqrt{3/2\bar{S}} : \bar{S}$ es la tensión de Von Mises equivalente efectiva, mientras que \bar{S} es la parte desviadora del tensor de tensiones efectivo (Jankowiak & Lodygowski, 2005).

4.2.4. Modelos de respuesta del material a la compresión y a la tracción uniaxial

Con el fin de optimizar el diseño estructural, resulta imprescindible disponer de modelos sólidos y racionales que reflejen de manera confiable el comportamiento fenomenológico del material (Cui et al., 2020). En la actualidad, existen numerosos mo-

delos y enfoques, documentados en normativas y artículos de la literatura, que caracterizan el comportamiento del Hormigón Reforzado con fibras (HRF). Sin embargo, la gran variedad de parámetros y fenómenos involucrados, hacen que no se haya determinado una única ley constitutiva (Ruano, 2013).

Los modelos constitutivos para HRF se han obtenido a través de investigaciones planteadas con diferentes criterios o bases conceptuales, principalmente en lo que se refiere al comportamiento del material a la tracción, ya que tradicionalmente se ha asumido que el comportamiento a la compresión del HRF no dista de la respuesta del hormigón simple (Ran et al., 2021).

Partiendo de lo aclarado anteriormente, los criterios bajo los cuales se han desarrollado los modelos para la tracción pueden ser:

- Los que describen curvas de tensión-deformación ($\sigma - \epsilon$) o tensión-apertura de fisura ($\sigma - w_{cr}$).
- Los que emplean análisis inverso o análisis directo.
- Los que proponen ecuaciones continuas o definidas por tramos.

4.2.4.1. Modelo de comportamiento general a la compresión uniaxial

En el comportamiento a la compresión uniaxial del hormigón se pueden identificar cuatro etapas de fisuración, basadas en la iniciación y en la propagación de las mismas. Estas etapas pueden definirse de la siguiente manera (Figura 4.2):

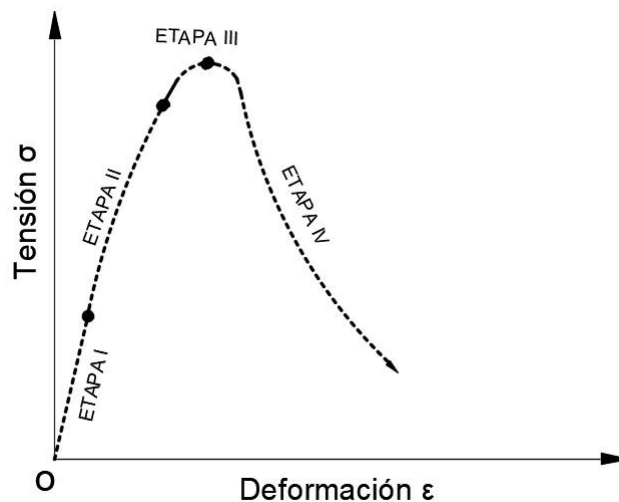


Figura 4.2: Etapas de progresión del daño del hormigón bajo compresión.

- **Etapa I.** Hasta el 30 % aproximadamente de la tensión máxima. En esta etapa, la iniciación de las fisuras internas es insignificante y la relación $\sigma - \epsilon$ puede considerarse lineal.

- **Etapa II.** Entre el 30 % y el 80 % de la tensión máxima. En primer lugar, en esta etapa, comienza a iniciarse y propagarse la micro fisuración en la zona de interfaz matriz-agregados. Al 60 % de la tensión máxima, aproximadamente, comienzan a desarrollarse fisuras en la matriz cementicea. Sin embargo, todas las fisuras están aisladas y distribuidas aleatoriamente dentro del volumen del material.
- **Etapa III.** Entre el 80 % y el 100 % de la tensión máxima. Durante esta etapa, las pequeñas fisuras se vuelven inestables y comienzan a localizarse en fisuras de mayor tamaño. El crecimiento de estas últimas se vuelve estable hasta que se alcanza el pico, lo que significa que las fisuras se propagan solo si se produce un aumento de la carga. Este fenómeno se conoce como localización daños o de deformaciones.
- **Etapa IV.** Etapa posterior a la tensión máxima o pico. Las fisuras principales se propagan de manera continua a pesar de que la carga se encuentre disminuyendo. La descarga puede ocurrir fuera de la zona de daño del material, mientras que la deformación en la zona de daño localizado sigue aumentando.

En general, cuando se trata de HRFH la amplitud de las etapas II y III es mayor que las correspondientes al hormigón simple, dependiendo dicha amplitud del contenido y tipo de fibras utilizados. Sin embargo, la influencia principal de los refuerzos con fibras se observa en la etapa IV donde, dependiendo de las características del refuerzo y de las propiedades del hormigón, generan un incremento significativo de la capacidad de absorción de energía.

4.2.4.2. Modelo de comportamiento general a la tracción uniaxial.

Producto de las observaciones experimentales de ensayos a tracción directa, se han propuesto modelos donde la respuesta a la tracción y el proceso de falla del hormigón reforzado con fibras híbridas (HRFH) es dividido en las cuatro etapas que se muestran en la Figura 4.3 (Li et al., 2018):

- **Etapa I.** Elástica, intervalo O-A (Figura 4.3). Ocurre hasta el 80-90 % de la carga pico, y se caracteriza por una respuesta tenso-deformacional lineal. Por lo tanto, el HRFH se puede considerar como un material elástico en esta etapa. Debido al alto módulo que poseen, un aumento del volumen de fibras de acero (FA) conduciría a un incremento del módulo del compuesto y de su límite elástico. Por el contrario, esta etapa no se encontraría influenciada por la relación de aspecto de las FA ni por el volumen de fibras de polipropileno (FPP) incorporados, además, en los sistemas de refuerzo híbridos, los porcentajes de FPP utilizados son, generalmente, demasiado bajos para cambiar el módulo del compuesto.

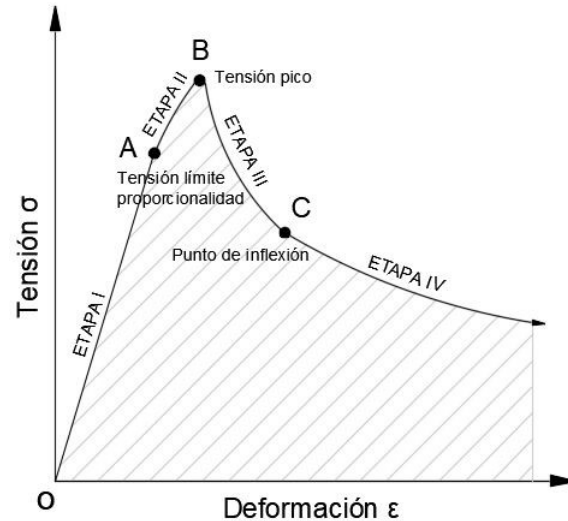


Figura 4.3: Etapas del proceso de falla a la tracción uniaxial del HRFH. (Li et al., 2018)

- **Etapa II.** Propagación estable de fisuras, intervalo A-B (Figura 4.3). Al incrementarse la carga, superando el 80-90 % de la tensión pico, la respuesta tensión-deformación comienza gradualmente a dejar de ser lineal, como consecuencia de la aparición, propagación y evolución de múltiples microfisuras a lo largo de las zonas de interfase. Por ello, las fibras comienzan a desempeñar su rol de resistencia a la propagación de las fisuras. Por un lado, las FPP comienzan a puentear las fisuras más finas, transfiriendo la tensión a otras zonas de la matriz cementi- cea, evitando la concentración de tensiones. Por otra parte, en las áreas donde se encuentran las fisuras de mayores anchos, las FA que las interceptan comienzan a deslizarse, perdiendo adherencia, entrando en otra etapa donde la fuerza de extracción (pull out) de la fibra y la absorción de energía se incrementan significativamente. En esta etapa, una dosis más alta de fibra conduciría a una mejor capacidad de resistencia a la fisuración y, por lo tanto, a una tensión pico más alta. Por lo tanto, la fracción de volumen de FA y FPP generarían efectos más significativos en el control de la fisuración, que la relación de aspecto de las FA.
- **Etapa III.** Propagación inestable de fisuras, intervalo B-C (Figura 4.3) Una vez alcanzada la tensión pico, comienza la propagación inestable de múltiples fisuras. En esta región del punto máximo de tensión, se produce una acumulación acelerada del daño, causada principalmente por la fisuración de la matriz dentro del HRFH, mientras que los eventos de extracción y deslizamiento se continúan sucediendo. La curva $\sigma - \epsilon$ cae hasta un punto de inflexión C, donde las fisuras comienzan a fusionarse para la formación de una macro fisura de un ancho importante. La repentina liberación de tensiones genera el crecimiento abrupto de la macro fisura, y en este estado, las FA tienen un rol preponderante debido a la

alta resistencia a la tracción, dependiendo su eficacia, de la relación de aspecto que tuvieran. FA de mayor longitud, en general, poseen mayor rendimiento en esta etapa.

- **Etapa IV.** Etapa de propagación continua de fisuras, intervalo mayor a C (Figura 4.3). Luego de alcanzado el punto C (Figura 4.3), se puede observar una caída de tensión moderada acompañada de una deformación creciente, es decir, un comportamiento de ablandamiento o “softening” de la curva. En esta etapa, el ancho de fisura aumenta gradualmente generando la rotura de las FPP. Las FA continúan deslizándose soportando, aún, la fuerza de arrancamiento debido al efecto de anclaje mecánico provisto por los ganchos de sus extremos. La fuerza resistida por las FA irá disminuyendo gradualmente, con la consecuente reducción de la tensión en la macro escala. Los efectos de la fracción de volumen y la relación de aspecto de las FA son notables en esta etapa. Por ello, los aumentos en el contenido de fibra y su longitud, mejorarían tanto la tensión residual como la capacidad de absorción de energía de la muestra de HRFH.

4.3. SIMULACIÓN NUMÉRICA DEL ENSAYO DE COMPRESIÓN DIAMETRAL (ECD)

En esta sección, se presentan los detalles de la simulación numérica del ensayo de compresión diametral en tubos de HRFH, es decir, se describe el modelo desarrollado y los parámetros que caracterizan el material y su comportamiento mecánico frente a los esfuerzos intervinientes.

La modelación numérica del problema estudiado se realizó utilizando el software comercial ABAQUS[®], mediante el cual se construyó un modelo 2D de elementos finitos (EF) en estado de deformación plana. El modelo consta de un dado superior de aplicación de carga, dos dados inferiores de soporte y el tubo de hormigón, como se muestra en la Figura 4.4.

Los dados inferiores y el superior tienen las dimensiones especificadas por la norma IRAM-11503 (1986) para las secciones transversales del caucho superior e inferior, es decir, 50 mm de base por 35 mm de alto. Los dados inferiores se encuentran separados a 50 mm de distancia. El diámetro interno (D_i) y el espesor de pared de los tubos (h), corresponden a la geometría de los especímenes evaluados experimentalmente, es decir, $D_i = 600$ mm y $h = 75$ mm.

En la malla de EF de los apoyos se emplearon elementos sólidos tipo CPE8RH (bicuadrático de 8 nodos, integración reducida, híbrido de presión lineal con tres variables adicionales relacionadas a la presión), mientras que en la sección transversal del tubo se emplearon elementos sólidos del tipo CPE6M (modificado de 6 nodos, con control de reloj de arena, con dos variables de desplazamiento adicionales). El tamaño

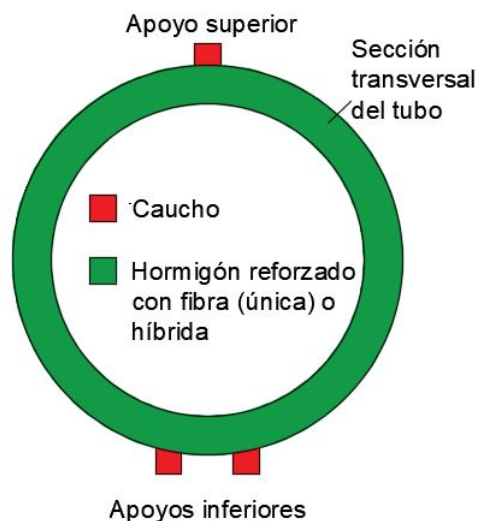


Figura 4.4: Identificación de los materiales y partes que componen el modelo.

de todos los elementos del modelo fue de 20 mm aproximadamente. En la Figura 4.5 se muestra la malla de EF.

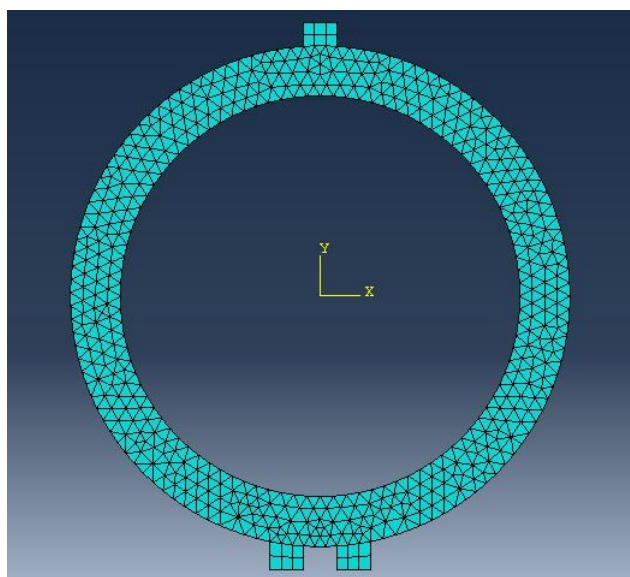


Figura 4.5: Malla de elementos finitos 2D, empleada para la simulación del ECD.

A continuación, se describen los parámetros del HRFH requeridos por el MDP y se justifican los valores adoptados.

4.3.1. Parámetros del material HRFH requeridos por el MDP

En el MDP de ABAQUS® para hormigón se deben definir, además del módulo de elasticidad y el coeficiente de Poisson, cinco parámetros principales cuyos valores impactan en los componentes del modelo citados en la sección anterior (Sección 4.2). Estos parámetros son: la viscosidad, la relación compresión biaxial-uniaxial, el

coeficiente K_c (definido en sec. 4.2.2), el ángulo de dilatancia y la excentricidad. En la presente sección se definen los parámetros mencionados y se exponen los modelos constitutivos adoptados para representar el comportamiento uniaxial a la tracción y a la compresión del hormigón reforzado con fibras híbridas.

4.3.1.1. Módulo de elasticidad

El módulo de elasticidad E_c inicial del hormigón está estrechamente relacionado con su resistencia a la compresión. Esta propiedad no se modifica de forma significativa por el refuerzo de fibra (Barros & Figueiras, 1999) y se puede calcular con una precisión razonable a partir de las ecuaciones empíricas propuestas en los códigos de diseño.

Algunas de las fórmulas extraídas de códigos de diseño y recomendaciones se describen a continuación:

- **Fib model code 2010.** El E_c para el hormigón a los 28 días se puede estimar según la siguiente expresión en MPa,

$$E_c = E_{c0} \cdot \alpha_e \cdot \left(\frac{f_{cm}}{10} \right)^{1/3} \quad (4.13)$$

donde E_{c0} se estima en 21500 MPa y α_e en 1 para agregados cuárcicos; f_{cm} es la resistencia media a la compresión.

- **Cirsoc 201/05.** El E_c se puede estimar en función de los valores de densidad o peso unitario del hormigón (δ_{eH}) comprendidos entre 1500 y 2500 kg/m³.

$$E_c = \delta_{eH}^{1,5} 0,043 \cdot \sqrt{f_c} \quad (4.14)$$

donde f_c es la resistencia característica a la compresión del material.

- **RILEM TC I62-TDF (2003).** Esta recomendación establece la siguiente expresión para la estimación del E_c :

$$E_c = 9500 \cdot f_{cm}^{1/3} \quad (4.15)$$

donde f_{cm} es la resistencia media a la compresión.

- **ACI 318-14.** Propone la siguiente expresión:

$$E_c = 4700 \cdot \sqrt{f_c} \quad (4.16)$$

donde f_c es la resistencia característica a la compresión del material.

Con el fin de lograr una mayor aproximación a las características del material empleado, en la presente Tesis, se adopta la expresión del Cirsoc 201/05 (2005) y se consideran la densidad promedio y la resistencia a compresión simple, obtenidos a partir del ensayo de los testigos cilíndricos calados de los tubos. Por lo tanto, considerando δ_{eH} igual a 2355,96 kg/m³ y f_c igual a 17 MPa, el valor de E_c será 20274,25 MPa.

4.3.1.2. Coeficiente de Poisson

El coeficiente de Poisson (ν) del hormigón sometido a un esfuerzo de compresión uniaxial oscila entre 0,15 y 0,22, con un valor representativo de 0,19 o 0,20 (Neville et al., 1995). Sin embargo, se observó que una variabilidad pequeña en ν no afecta en gran medida los resultados, por lo que no es necesario modificar este parámetro por influencia de las fibras. Por ello, en el presente desarrollo, el valor de ν adoptado para el hormigón reforzado con fibras híbridas es 0,2.

4.3.1.3. Parámetro de viscosidad

Los modelos de materiales como el MDP, que presentan degradación de la rigidez y un comportamiento de ablandamiento, a menudo conducen a graves problemas de convergencia en los programas de análisis implícitos (Cunha et al., 2012). Una técnica empleada para superar algunos de estos problemas es el uso de una regularización viscoplástica de las ecuaciones constitutivas (Abed & Alhafiz, 2018). Esta hace que la constante de rigidez tangente del material, en el ablandamiento, se vuelva positiva durante incrementos de tiempo suficientemente pequeños. El manual de ABAQUS® (Smith, 2009), recomienda valores de la viscosidad (μ) cercanos a cero. Por ello, se adoptó el valor de 0,0001 para esta Tesis, ya que es el que generó mejor convergencia comparado con los valores de 0 y 0,0005.

4.3.1.4. Relación compresión biaxial-uniaxial

Kupfer & Gerstle (1973) determinó que la resistencia a la compresión biaxial del hormigón es casi 1,16248 veces mayor que su resistencia a la compresión uniaxial. El comportamiento del hormigón simple ante estados multiaxiales continuó siendo estudiado por otros investigadores (Darwin & Pecknold, 1977; Ren et al., 2008; Tho et al., 2003), sin embargo, los estudios de este parámetro sobre el HRF son escasos (Xiao-kang et al., 2011). Si bien, experimentos realizados (Seow & Swaddiwudhipong, 2005; Yin et al., 1990) demuestran que la envoltura biaxial de HRF (Murugappan et al., 1993) tiene una forma diferente a la del hormigón simple, para bajos contenidos de fibras, como los que suelen utilizarse para el refuerzo en tubos, la diferencia es insignificante (Hampel et al., 2009). Por ello, la relación entre el esfuerzo de compresión biaxial y uniaxial (f_{b0}/f_{c0}) se tomó como 1,16.

4.3.1.5. Coeficiente K_c

Este parámetro es la relación entre el segundo invariante de tensión en el meridiano de tracción con respecto al de compresión. K_c debe satisfacer la condición de que su valor este comprendido entre 0,5 y 1. El valor recomendado en el manual de ABAQUS® (Smith, 2009) para materiales cuasi-frágiles es 2/3. Sin embargo, Chi et al. (2017) han realizado una serie de estudios experimentales en los que determinaron la influencia de las fibras híbridas en el valor de K_c . Según Chi et al. (2017), el valor del coeficiente será:

$$K_c^{hf} = K_c \cdot \frac{k_t}{k_c} \quad (4.17)$$

donde K_c para el caso de tensiones hidrostáticas bajas se especifica en 2/3, mientras que en el caso de tensiones hidrostáticas altas el valor de 0,7 es más apropiado. Además, los coeficientes k_t y k_c corresponden a la mejora de los meridianos de tracción y compresión, respectivamente, y viene dados por las siguientes expresiones:

$$k_t = 1 + 0,08 \cdot I_r^{FA} + 0,132 \cdot I_r^{FPP} \quad (4.18)$$

$$k_c = 1 + 0,056 \cdot I_r^{FA} \quad (4.19)$$

donde I_r^{FA} e I_r^{FPP} son los índices de refuerzo correspondientes a los volúmenes de fibras híbridas empleados. Siendo el índice de refuerzo igual al producto entre la fracción de volumen y la relación de aspecto de las fibras adicionadas.

4.3.1.6. Ángulo de dilatancia

El ángulo de dilatancia ψ controla la orientación de la función potencial de flujo G , definida anteriormente en la ecuación 4.12. Debido a que no fue posible obtener ψ directamente a partir de ensayos experimentales, se adoptó el valor de $\psi = 36$. Dicho valor fue utilizado en otros trabajos, con resultados satisfactorios, para la modelización de diferentes elementos estructurales, como por ejemplo: en tubos de HRF (Mohamed & Nehdi, 2016), en columnas de HRF (Razaet al. , 2020) y en vigas de gran altura (Demir et al., 2016).

4.3.1.7. Excentricidad del potencial de flujo

La excentricidad e es un número positivo que define la velocidad a la que el potencial de flujo hiperbólico G (definido en sec. 4.2.3) se acerca a su asíntota. El valor predeterminado en el manual de ABAQUS® (Smith, 2009) es 0,1 para materiales cuasi-frágiles.

4.3.1.8. Modelo constitutivo para el comportamiento a la compresión uniaxial del HRFH

En esta Tesis, se parte de la relación $\sigma - \epsilon$ en compresión definida a partir de la siguiente expresión propuesta por Barros & Figueiras (1999) para HRFA:

$$\sigma_c = f_c \cdot \frac{\frac{\epsilon_c}{\epsilon_{c1}}}{(1 - p - q) + q \cdot \left(\frac{\epsilon_c}{\epsilon_{c1}}\right) + p \cdot \left(\frac{\epsilon_c}{\epsilon_{c1}}\right)^{(1-q)/p}} \quad (4.20)$$

con

$$q = 1 - q - \frac{E_{c1}}{E_c}, p + q \in 0 - 1 \quad (4.21)$$

donde ϵ_{c1} es la deformación en la tensión pico para el HRF que se obtiene según la expresión 4.23 y f_c es la resistencia a la compresión cilíndrica obtenida a partir del ensayo de testigos calados de los tubos. El módulo de elasticidad secante (E_{c1}) es la relación f_c/ϵ_{c1} . El módulo de elasticidad E_c se calcula como fue descrito en la sección 4.3.1.1 del presente trabajo.

Los autores (Barros & Figueiras, 1999) establecieron la siguiente expresión para el cálculo de p y ϵ_{c1} :

$$p = 1,0 - 0,919 \cdot \exp(-0,394 \cdot W_f) \quad (4.22)$$

$$\epsilon_{c1} = \epsilon_{c10} + 0,0002 \cdot W_f \quad (4.23)$$

donde la deformación en el pico para el hormigón simple ϵ_{c10} es igual a 0,002, según la Tabla 5.1-8 (ver Tabla 4.1) del fib model code (2010), considerando una clase resistente acorde a los valores de resistencia a la compresión determinados en la sección 3.3.5.2 de la presente Tesis. W_f es el porcentaje en peso de las fibras en la mezcla, y se calcula de la siguiente manera:

$$W_f(\%) = \frac{(C_{FA} + C_{FPP})}{2400} 100 \quad (4.24)$$

donde C_{FA} es el contenido de FA y C_{FPP} es el de FPP, expresados en kg/m^3 . Por lo tanto, considerando que se emplean dos dosificaciones diferentes de fibras híbridas pero solamente se varía el contenido de FPP, tenemos que los valores de W_f para THRFH-20/0.5 es 0,85 % y para THRFH-20/1.0 es 0,875 %.

En el macro modelo desarrollado en la presente Tesis, el compuesto HRFH se representa como un material homogéneo equivalente con propiedades promedio. Según la teoría de mezclas serie/paralelo desarrollada por Rastellini et al. (2008), la respuesta

Hormigón		C16	C20	C25	C30	C35	C40
E_{ci}	(GPa)	28,8	30,3	32,0	33,6	35,0	36,3
E_{c1}	(GPa)	12,2	13,3	14,9	16,5	18,2	20,0
ϵ_{c1}	(‰)	-2,0	-2,1	-2,2	-2,3	-2,3	-2,4
$\epsilon_{c,lim}$	(‰)	-3,5	-3,5	-3,5	-3,5	-3,5	-3,5

E_{ci} es el módulo de elasticidad de Young.

E_{c1} es el módulo secante del origen al pico de tensión.

ϵ_{c1} es la deformación en el pico de la tensión a la compresión.

$\epsilon_{c,lim}$ es la deformación última del material a la compresión.

Tabla 4.1: Valores típicos para módulos y deformaciones en hormigón simple (fib model code, 2010)

del material compuesto está directamente relacionada con las fracciones volumétricas de los materiales componentes.

La teoría de mezclas, en general, permite considerar el comportamiento simultáneo de todas las fases de un compuesto y a partir de la combinación de los mismos obtener el comportamiento del conjunto. Cada una de las sustancias básicas puede tener una ley constitutiva propia, isótropa o anisótropa. Dicha teoría de mezclas de sustancias básicas, en su forma clásica, se basa en las siguientes hipótesis: i) En cada volumen infinitesimal del compuesto participan el conjunto de sustancias componentes. ii) Cada componente contribuye en el comportamiento del compuesto en la misma proporción que su participación volumétrica. iii) El volumen ocupado por cada componente es menor que el volumen ocupado por el compuesto. iv) Todos los componentes poseen la misma deformación (ecuación de cierre o compatibilidad). Por ello, la forma de la curva con $\sigma - \epsilon$ a compresión se obtiene a partir de la ecuación 4.20, considerando la participación volumétrica, las características mecánicas y geométricas de las FA y FPP combinadas.

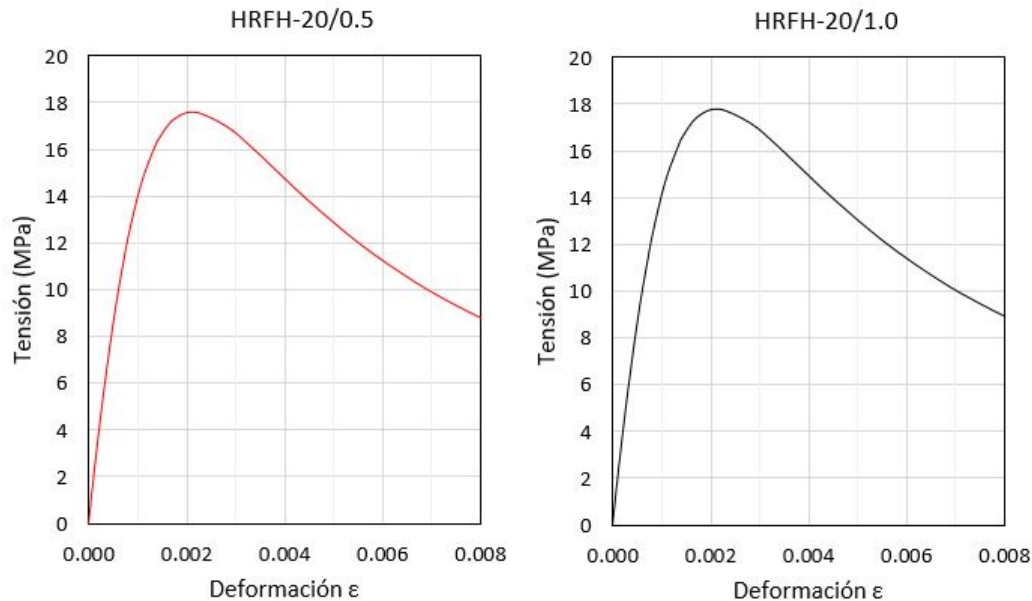
En la Figura 4.6 se muestran las curvas $\sigma - \epsilon$ que representan el comportamiento a la compresión uniaxial del HRFH, utilizadas en el macro modelo para la simulación del ensayo de compresión diametral de los THRFH.

En los gráficos se observa que las diferentes combinaciones y tipo fibras empleadas no generan cambios significativos en la forma de la curva de compresión uniaxial. Se debe tener en cuenta que el porcentaje de FPP es muy bajo para impactar en el modelo constitutivo presentado para la compresión uniaxial.

4.3.1.9. Modelo constitutivo del comportamiento a la tracción del HRFH

En la presente Tesis, el comportamiento a la tracción del HRFH se modela introduciendo cambios a las expresiones de presentadas por Lee et al. (2013) para hormigones reforzados con fibras de acero (HRFA), como se explicará más adelante.

Existen otros modelos propuestos por diferentes investigadores (Foster & Voo,



(a) Curva $\sigma - \epsilon$ compresión uniaxial para HRFH-20/0.5. (b) Curva $\sigma - \epsilon$ compresión uniaxial para HRFH-20/1.0.

Figura 4.6: Curvas $\sigma - \epsilon$ para el HRFH con un contenido de 20 kg/m^3 de FA, combinada con $0,5$ y $1,0 \text{ kg/m}^3$ de FPP.

2003; Leutbecher & Fehling, 2008; Marti et al., 1999) donde se supone una tensión uniforme a lo largo de la fibra cuando esta se encuentra sometida a un esfuerzo de arrancamiento, lo cual es cuestionable, si se utilizan fibras con extremos conformados o con ganchos. Por ello, el llamado Modelo DEM por sus siglas en inglés (Diverse Embedment Model) propuesto por Lee et al. (2013), evalúa el comportamiento de las fibras considerando por separado el efecto de la unión por fricción y el del anclaje mecánico, entre las fibras y la matriz de hormigón.

Por lo tanto, la resistencia a la tracción de un elemento de HRFA puede ser calculada a partir de la siguiente sumatoria de efectos:

$$f_{\text{HRFA}} = f_f + f_{\text{ct}} \quad (4.25)$$

donde la resistencia aportada por las fibras f_f es igual a $f_{\text{st}} + f_{\text{eh}}$, siendo f_{st} la tensión de tracción aportada al compuesto por la unión por fricción y f_{eh} el aporte producido por el anclaje mecánico de las fibras con extremos conformados en la matriz de hormigón. Además, f_{ct} es la resistencia a la tracción de la matriz de hormigón. En este estudio se adopta la expresión presentada por Selim (2008), debido a que fue determinada para hormigones de consistencia seca, como el empleado para elaborar los tubos premoldeados. Selim (2008) determinó, por ajuste de resultados experimentales, que la relación entre la resistencia a la compresión y a la tracción es la siguiente:

$$f_{ct} = 0,106 \cdot f_c^{0,948} \quad (4.26)$$

donde f_c es la resistencia cilíndrica a la compresión.

La tensión de tracción de un elemento de HRFA debido al efecto de unión por fricción se puede calcular mediante la siguiente expresión:

$$f_{st} = \alpha_f \cdot V_f \cdot K_{st} \cdot \tau_{f,max} \cdot \frac{l_f}{d_f} \cdot \left(1 - \frac{2 \cdot w_{cr}}{l_f}\right)^2 \quad (4.27)$$

donde α_f es un factor de orientación global de las fibras dentro del elemento estructural. En elementos 2-D, dicho factor se encuentra afectado por el espesor de los mismos, debido a la influencia que generan las superficies de borde sobre la orientación de las fibras (Žirgulis et al., 2016). Considerando el espesor de los tubos (h) igual a 75 mm y la longitud de las fibras (l_f) igual a 50 mm, el factor de orientación global puede estimarse igual a 0,55, según el diagrama de la Figura 4.7 (Lee et al., 2011); V_f es el volumen de fibras empleado; l_f y d_f son la longitud y el diámetro equivalente de la fibra, respectivamente; $\tau_{f,max}$ es la tensión máxima de unión por fricción entre las fibras de acero y la matriz del material, concepto que se abordará mas detenidamente a continuación.

Es importante explicar el coeficiente τ debido a que constituye un factor determinante en lo que se refiere al comportamiento a la tracción del HRF. En capítulos anteriores, se ha mencionado que la contribución de las fibras (especialmente las estructurales como las FA) a la resistencia del material, comienza cuando se inicia la fisuración del mismo, debido al efecto de puente de tensiones que las fibras producen entre las secciones fisuradas (Abdallah et al., 2017; Feng et al., 2014). La transferencia de tensiones dependerá de las propiedades de adherencia o unión interfase entre las fibras y la matriz (Lee et al., 2010; Sanjayan et al., 2015; Won et al., 2015). En general, la resistencia a la tracción del hormigón reforzado con fibra (HRF) puede ser muy variable debido a su dependencia de la fuerza de unión interfase fibra-matriz (Abdallah & Fan, 2017). Cuando la unión es débil, es probable que se produzca un desprendimiento de la fibra a bajos niveles de tensión, por lo tanto, la fibra no contribuirá demasiado al control de la propagación de las fisuras. Por el contrario, si la unión es demasiado fuerte, la fibra puede romperse antes de que pueda contribuir completamente a la resistencia post fisuración.

Hay dos tipos de enlace que se desarrollan entre la matriz y las fibras: uno es fisicoquímico a través de la adhesión y la fricción en la interfaz y, el otro, puede ser mecánico a través del efecto de anclaje de las fibras conformadas (con gancho en el extremo) (Abbas & Iqbal Khan, 2016). El primero, está determinado principalmente por las propiedades de la zona interfase de transición (ITZ), así como las propiedades de la superficie de la fibra (Cunha, 2010). Este tipo de unión es el primer mecanis-

mo que se activa en el proceso de extracción (pull-out) y determina la resistencia a la extracción en fibras rectas, es decir, que para este tipo de fibras solo existe la unión fisicoquímica. El anclaje mecánico surge de la deformación geométrica en la longitud de las fibras conformadas y la resistencia a la tracción transversal del hormigón (Wille & Naaman, 2012). Investigadores (Foster & Voo, 2003; Lee et al., 2011; Soetens et al., 2013) han realizado estudios experimentales de arrancamiento (pull-out) de fibras para cuantificar las tensiones de adherencia o unión (τ) entre estas y la matriz del hormigón. A partir de los mismos, han concluido que las propiedades de compresión de la matriz tiene un rol fundamental en la respuesta a la extracción (Beglarigale & Yazıcı, 2015; Rambo et al., 2014; Zheng et al., 2012). Por ejemplo, las fibras de alta resistencia a la tracción combinadas con una matriz de baja resistencia a la compresión tienden a arrancarse con cargas relativamente bajas (Soetens et al., 2013). Por lo mencionado, se determinaron fórmulas que relacionan a las tensiones máximas de unión y a la resistencia a la compresión del hormigón, tanto para uniones por fricción como para uniones por anclaje. En esta Tesis, se adoptarán las expresiones $\tau_{f,max} = 0,396 \cdot \sqrt{f_c}$ para la tensión máxima de unión por fricción y $\tau_{eh,max} = 0,429 \cdot \sqrt{f_c}$ para la tensión máxima de unión por anclaje. Estas expresiones fueron determinadas y calibradas a partir de ensayos experimentales de pull-out por Foster & Voo (2003).

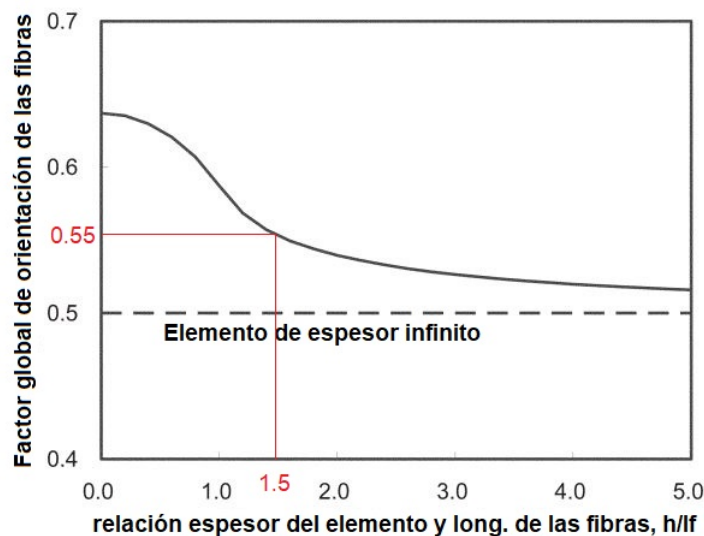


Figura 4.7: Factor de orientación global de las fibras en elementos 2-D. (Lee et al., 2011)

Según lo sugerido por Naaman & Najm (1991), los deslizamientos correspondientes a la fuerza de adherencia por fricción (s_f) y a la fuerza máxima debida al anclaje mecánico (s_{eh}) pueden estimarse en 0,01 mm y 0,1 mm, respectivamente. Siendo w_{cr} el tamaño de apertura de fisura, tenemos:

Para $w_{cr} < s_f$:

$$K_{st} = \frac{\beta_f \cdot w_{cr}}{3 \cdot s_f} \quad (4.28)$$

En cambio, si $w_{cr} \geq s_f$:

$$K_{st} = 1 - \sqrt{\frac{s_f}{w_{cr}}} + \frac{\beta_f}{3} \cdot \sqrt{\frac{w_{cr}}{s_f}} \quad (4.29)$$

El coeficiente β_f es igual a 0,67 y fue determinado analíticamente por Lee et al. (2013). Este coeficiente se aplica para considerar que no todas las fibras que atraviesan la superficie de la fisura alcanzan la máxima tensión de unión por fricción, lo cual depende del ángulo y la longitud en la que se encuentren incrustadas en la matriz de hormigón. Sin este coeficiente se puede incurrir en una sobreestimación en el cálculo.

La tensión de tracción de un elemento de HRFA debido al efecto de unión por anclaje mecánico de las fibras de acero se puede calcular mediante la siguiente expresión:

$$f_{eh} = \alpha_f \cdot V_f \cdot K_{eh} \cdot \tau_{eh,max} \cdot \frac{2 \cdot (l_i - 2 \cdot w_{cr})}{d_f} \quad (4.30)$$

Para $w_{cr} < s_{eh}$:

$$K_{eh} = \beta_{eh} \cdot \left[\frac{2}{3} \cdot \frac{w_{cr}}{s_{eh}} - \frac{1}{5} \cdot \left(\frac{w_{cr}}{s_{eh}} \right)^2 \right] \quad (4.31)$$

Para $s_{eh} \leq w_{cr} < (l_f - l_i)/2$:

$$K_{eh} = 1 + \left(\frac{7 \cdot \beta_{eh}}{15} - 1 \right) \sqrt{\frac{s_{eh}}{w_{cr}}} - \frac{2 \cdot (\sqrt{w_{cr}} - \sqrt{s_{eh}})^2}{l_f - l_i} \quad (4.32)$$

Para $(l_f - l_i)/2 \leq w_{cr} < l_i/2$

$$K_{eh} = \frac{l_i - 2 \cdot w_{cr}}{2 \cdot l_i - l_f} \quad (4.33)$$

donde $\tau_{eh,max} = 0,429 \cdot \sqrt{f_c}$ (Lee et al., 2011). El coeficiente β_{eh} es igual a 0,76 y, al igual que β_f , fue determinado analíticamente por Lee et al. (2013). l_i es la distancia entre los anclajes de las FA y puede estimarse en $l_f - 10\text{mm}$, tal como se muestra en la Figura 4.8:

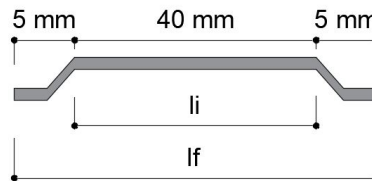


Figura 4.8: Determinación de la longitud l_i en una FA con extremo conformado.

Mediante las expresiones anteriores se puede determinar la curva $\sigma - w_{cr}$ que defi-

ne el comportamiento a la tracción uniaxial del hormigón reforzado con fibras de acero (HRFA). Sin embargo, es necesario implementar algunas modificaciones en el modelo anterior para lograr obtener la curva $\sigma - w_{cr}$ del hormigón reforzado con fibras híbridas, de acero y polipropileno, y así, emplearla para la simulación numérica del ECD de THRFH. Las modificaciones se basan, principalmente, en el aporte de la inclusión de FPP a las propiedades de la matriz del HRFH, y la consecuente mejora de la interfase, que propicia una mayor resistencia al arrancamiento de las FA. Es importante aclarar que el comportamiento del HRF, en general, está estrechamente relacionado con la resistencia al arrancamiento de las fibras que se utilizan para su refuerzo (Hong et al., 2020).

Deng et al. (2018) estudiaron la resistencia al arrancamiento de FA, con extremos conformados, incrustadas en matrices de HRFH, elaborado a partir de una combinación de FA y FPP. A partir de imágenes obtenidas mediante microscopio electrónico de barrido observaron que los productos de hidratación del cemento, eran más densos cerca de la superficie de las FA, y más densos aún cuanto mayor era el porcentaje de FPP adicionado en la matriz. Los autores determinaron que la razón de este fenómeno es que la FA es hidrófila, mientras que las FPP se comportan de manera hidrófoba, por lo cual, una mayor disponibilidad de agua concentrada alrededor de la FA hace que el Clinker de cemento se encuentre mejor hidratado con una mayor densidad en las proximidades de la interfaz de la misma. Además, existe otro fenómeno positivo al adicionar FPP, ya que ellas pueden inhibir eficazmente la nucleación y el crecimiento de micro fisuras en la matriz a medida que avanza el proceso de despegue, deslizamiento y arrancamiento de las FA, aumentando su resistencia al arrancamiento precisamente. En definitiva, los autores concluyeron que la adición de FPP, en combinación con las FA, tiene efectos positivos sobre la propiedad de unión interfase de las FA.

La mejora de la matriz circundante a las FA por la presencia de las FPP se puede modelar, de manera simplificada, como una presión radial que actúa sobre la superficie de las FA e incrementa su resistencia al arrancamiento. La expresión planteada por Deng et al. (2018) para la presión radial (P_{rad}) que actuaría sobre las FA es la siguiente:

$$P_{rad} = \mu \cdot (a \cdot V_{FA} + b \cdot V_{FPP}) \quad (4.34)$$

donde a y b son coeficientes determinados experimentalmente por los autores ($a = 1,22$; $b = 28,74$); V_{FA} y V_{FPP} son las fracciones de volumen de FA y FPP en combinación dentro del material, respectivamente; y μ es el coeficiente de fricción acero-hormigón, cuyo valor puede estimarse en 0,3 según Zhan & Meschke (2014).

La fuerza de extracción (F) de una FA incrustada en hormigón simple queda determinada por la siguiente expresión:

$$F = \pi \cdot d_f \cdot l_f \cdot \tau_{f,\max} \quad (4.35)$$

donde d_f es el diámetro de la fibra y l_f su longitud; el parámetro $\tau_{f,\max}$ es la tensión máxima de adherencia como se explicó anteriormente. Por lo tanto, a la fuerza máxima (F_{\max}) de arrancamiento, considerando la presión radial será:

$$F = \pi \cdot d_f \cdot l_f \cdot \tau_{f,\max} + \pi \cdot d_f \cdot l_f \cdot P_{\text{rad}} \quad (4.36)$$

entonces,

$$F = \pi \cdot d_f \cdot l_f \cdot [\tau_{f,\max} + \mu \cdot (1, 22 \cdot V_{\text{FA}} + 28, 74 \cdot V_{\text{FPP}})] \quad (4.37)$$

Tal como se observa en la ecuación, un mayor contenido de FPP conduce a una mayor presión radial alrededor de la FA y aumenta aún más la fuerza de fricción en la superficie recta de la misma. Por lo cual, podemos denominar como tensión de adherencia en HRFH a la suma de la tensión máxima de adherencia ($\tau_{f,\max}$) más el efecto híbrido de mejoramiento de la matriz, como se expresa en la siguiente ecuación:

$$\tau_{f,\max}^{\text{HRFH}} = \tau_{f,\max} + \mu \cdot (1, 22 \cdot V_{\text{FA}} + 28, 74 \cdot V_{\text{FPP}}) \quad (4.38)$$

Así, este nuevo factor de adherencia impactará en la ecuación 4.27, la cual, para HRFH será:

$$f_{\text{st}} = \alpha_f \cdot V_f \cdot K_{\text{st}} \cdot \tau_{f,\max}^{\text{HRFH}} \cdot \frac{l_f}{d_f} \cdot \left(1 - \frac{2 \cdot w_{\text{cr}}}{l_f}\right)^2 \quad (4.39)$$

Finalmente, con la modificación anterior, calculando f_f y luego, empleando la ecuación 4.25, se obtendrán los valores de la tensión a la tracción uniaxial del HRFH, para diferentes valores de ancho de fisura (w_{cr}). En la Figura 4.9, se muestran las curvas obtenidas para las distintas dosificaciones de fibras de refuerzo utilizadas en el HRFH.

4.3.2. Parámetros que definen al material de apoyo inferior y superior

Los apoyos del tubo se simulan considerando el material y las dimensiones dispuestas en la norma IRAM-11503 (1986) para el ensayo de compresión diametral. Por lo tanto, se creó una sección transversal de 50 mm de ancho y 30 mm de alto que simula el apoyo de caucho (con dureza Shore 50+/-5) en contacto con la superficie del tubo. Se colocaron dos en la zona inferior y una en la zona superior, como se muestra en la Figura 4.5.

Los cauchos presentan una respuesta viscoelástica ante la acción de cargas externas, es decir, su comportamiento es distinto según la velocidad con que se aplican las cargas, lo que los hace especialmente atractivos para aplicaciones en las que se desee

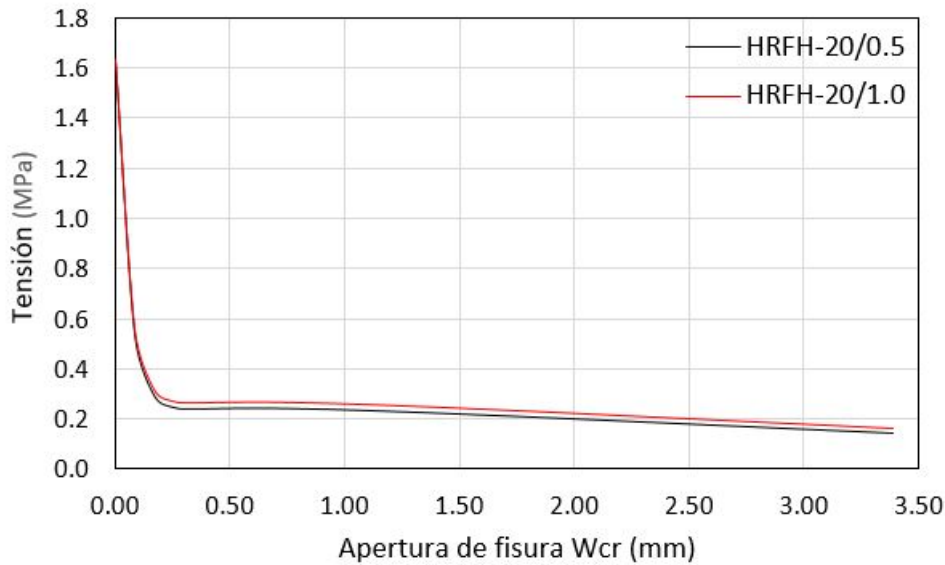


Figura 4.9: Curvas $\sigma - w_{cr}$ para el HRFH con un contenido de 20 kg/m^3 de FA combinada con $0,5$ y $1,0 \text{ kg/m}^3$ de FPP.

disipar energía (Salomón, 1999). Además, presentan un comportamiento altamente no lineal y prácticamente incompresible debido a su estructura interna en forma de cadenas moleculares.

En la presente Tesis se consideraron, en principio, dos opciones para la simulación del caucho que conforma el material de apoyo y aplicación de carga. La primera de ellas, fue considerar al material simplemente elástico, definido a partir de su módulo de elasticidad (E) y su coeficiente de Poisson (ν). La segunda opción fue definir al caucho a partir de un modelo de material hiperelástico. El motivo por el cual se consideraron ambas opciones fue que se temía que, para la primera, el material alcanzara deformaciones excesivas que perjudiquen la simulación.

4.3.2.1. Módulo de elasticidad del caucho

Gent (1958) estudió la relación entre la dureza shore del material y su módulo elástico, formulando la siguiente expresión:

$$E = \frac{0,0981 \cdot (56 + 7,66 \cdot S)}{0,137505 \cdot (254 - 2,54 \cdot S)} \quad (4.40)$$

donde S es la dureza shore. En la siguiente Tabla 4.2 se muestran los valores de E en función de S , calculados mediante la fórmula anterior.

Como se mencionó en la sección anterior, los datos de apoyo se especifican en la norma IRAM-11503 (1986) con una dureza shore 50, por lo cual, para modelo se adoptará el valor de E igual a $2,466 \text{ MPa}$.

Dureza S	Módulo E MPa
30	1,1400
40	1,6965
50	2,4661
60	3,6205

Tabla 4.2: Relación entre la dureza Shore y el módulo de elasticidad (E) del material.

4.3.2.2. Coeficiente de Poisson

En términos clásicos, el coeficiente de Poisson (ν) se origina a partir de la relación entre la deformación producida por una tensión normal aplicada y la deformación ocurrida en dirección perpendicular a la misma. Es una constante fundamental del material que surge de las ecuaciones de la elasticidad lineal y es una propiedad de entrada principal de los materiales sólidos en los códigos informáticos de elementos finitos (Muhr, 2005). Para materiales incompresibles, el valor de ν es 0,5 (Kugler et al., 1990). Sin embargo, a excepción de los casos de tensión plana y uniaxiales, no es posible asumir que el material es completamente incompresible en ABAQUS[®] porque el programa no tiene ningún mecanismo para imponer tal restricción en cada punto de cálculo del material (Smith, 2009). Los elastómeros se consideran generalmente como materiales casi incompresibles con valores ligeramente inferiores a 0,5 (Srinivas, 2017) y por ello, en la presente Tesis se adoptó el valor de 0,495.

4.3.2.3. Modelos de hiperelasticidad

Los materiales con comportamiento hiperelástico son aquellos que, frente a una carga solicitante, muestran desplazamientos y deformaciones del mismo orden de magnitud que sus dimensiones características. Además, estos materiales soportan deformaciones finitas sin mostrar una variación apreciable de volumen, por lo que se pueden considerar incompresibles.

En un modelo para un material hiperelástico, las propiedades elásticas e isotropas se describen, generalmente, a través de la función de energía de deformación que es definida a partir de los tres invariantes del tensor de deformación de Cauchy-Green. Sin embargo, al considerar al material incompresible, no se incluye el tercer invariante del tensor en el modelo, debido a que el jacobiano de la deformación toma el valor constante $J = 1$.

Los siguientes son algunos de los modelos disponibles en ABAQUS[®], diferenciados a partir de la definición de función de densidad de energía de deformación (W) y ordenados en orden cronológico de formulación:

- **Neo-Hookean.** Este modelo fue formulado en 1944 y consiste en un modelo

simple dependiente de dos parámetros: el parámetro C_{10} y el módulo de incompresibilidad (K). Su expresión es la siguiente:

$$W(I_1, J) = C_{10} \cdot (I_1 - 3) + \frac{K}{2} \cdot (J - 1)^2 \quad (4.41)$$

donde el parámetro C_{10} se encuentra relacionado con el módulo de elasticidad transversal (μ_t) del material a través de la siguiente expresión: $\mu_t = 2 \cdot C_{10}$

- **Mooney-Rivlin.** Este modelo fue formulado en 1951 y es una extensión del Neo-Hookean que intentó mejorar la precisión del mismo, incorporando la dependencia de la energía potencial de deformación al segundo invariante, como expresa la siguiente ecuación:

$$W(C_{10}, C_{01}, K) = C_{10} \cdot (I_1 - 3) + C_{01} \cdot (I_2 - 3) + \frac{K}{2} \cdot (J - 1)^2 \quad (4.42)$$

Como se mencionó anteriormente, para materiales incompresibles se anula el último término, ya que $J = 1$, y solo es necesario conocer los parámetros C_{10} y C_{01} . Los mismos se obtienen a partir de un ajuste de las curvas tensión-deformación de ensayos uniaxiales, biaxiales y de corte. Sin embargo, esta mejora en la predicción acarrea la desventaja de que el término C_{01} suele tomar valores negativos y esto genera, en ocasiones, simulaciones inestables de deformación (Keerthiwansa et al., 2018).

- **Modelo Ogden.** Formulado en 1972, en este modelo la función de energía de deformación se expresa en términos de deformaciones en las direcciones principales ($\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3$). La función se expresa mediante la siguiente ecuación:

$$W(\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3) = \sum_{k=1}^N \frac{2 \cdot \mu_k}{\alpha_k^2} \cdot [(\lambda_1)^{\alpha_k} + (\lambda_2)^{\alpha_k} + (\lambda_3)^{\alpha_k} - 3] + \sum_{k=1}^N \frac{1}{D_k} \cdot (J - 1)^{2 \cdot k} \quad (4.43)$$

En la ecuación anterior, en lugar del parámetro de compresibilidad K , se observa un parámetro D_k que es una constante volumétrica calculada a partir de ensayos. Dicha expresión hace muy potente a este modelo, pero resulta complicada la elección de los parámetros apropiados para conseguir una predicción estable de estados de deformación (Yaya & Bechir, 2018).

- **Modelo de Yeoh.** Este modelo fue publicado en 1990 y está basado en una función de energía potencial de deformación con un polinomio de tercer grado, dependiente del primer invariante e independiente del segundo invariante. Su expresión viene dada por la siguiente ecuación:

$$W(C_{10}, C_{20}, C_{30}, K) = C_{10} \cdot X + C_{20} \cdot (X)^2 + C_{30} \cdot (X)^3 + \frac{K}{2} \cdot (J - 1)^2 \quad (4.44)$$

donde $X = I_1 - 3$

En general, este modelo tiene gran precisión, pero su desventaja es que requiere cuatro parámetros del material C_{10} , C_{20} , C_{30} y K .

Debido a su simplicidad, en esta Tesis se adoptó el modelo Neo-Hookean, incorporado en ABAQUS[®] y, para ello, fue necesario definir el valor de C_{10} requerido por el programa.

De las teorías clásicas de la elasticidad se deduce que, para materiales isótropos y homogéneos, la relación entre el módulo de elasticidad de Young E y el módulo de elasticidad transversal μ_t viene dada por la siguiente expresión:

$$E = 2 \cdot \mu_t \cdot (1 - \nu) \quad (4.45)$$

donde ν es el coeficiente de Poisson del elastómero.

Si consideramos el valor de E igual a 2,46 MPa calculado según la ecuación 4.40 y ν igual a 0,495, tal como fue definido en la sección 4.3.2.2, tenemos que el valor de μ_t es 0,823. Entonces, si $\mu_t = 2 \cdot C_{10}$, el valor del coeficiente C_{10} será igual a 0,411.

4.4. RESULTADOS

Se realizó la simulación del ensayo de compresión diametral (ECD) de tres asistat, con un modelo desarrollado para tubos de hormigón reforzado con fibras híbridas (THRFH). El hormigón fue modelado con dos dosis diferentes de fibras de refuerzo: una con 20 kg/m³ de fibras de acero (FA) combinada con 0,5 kg/m³ de fibras de polipropileno (FPP) y la otra, con 20 kg/m³ de FA combinada con 1,0 kg/m³ de FPP.

Tal como fue mencionado anteriormente, en la sección 4.3.2, se consideraron dos opciones diferentes para modelar al caucho como material. En la Tabla 4.3 se exponen los parámetros, introducidos en el modelo, que lo definen como material elástico o como material hiperelástico.

Caucho	Dureza Shore 50
Elástico	$E = 4,46$ MPa (sec. 4.3.2.1) $\nu = 0,495$ (sec. 4.3.2.2)
Hiperelástico	$C_{10} = 0,411$ (sec. 4.3.2.3) $\mu_t = 0,823$ (sec. 4.3.2.3)

Tabla 4.3: Resumen de parámetros del caucho adoptados para el MDP en la presente Tesis.

Por otra parte, en la Tabla 4.4 se resumen los parámetros adoptados en el MDP de ABAQUS[®] para el material hormigón reforzado con fibras y su comparación con los

empleados por otros autores, que también realizaron modelizaciones de tubos premoldeados en ABAQUS®.

Investigadores	ψ	μ	e	f_{b0}/f_{c0}	K_c
Autor	36	0,0001	0,1	1,16	0,67
Darabnoush Tehrani (2016)	30–40	0,0001	0,1	1,16	0,667
Mohamed & Nehdi (2016)	36	0	0,1	1,16	0,67
Ferrado et al. (2016)	36	0	0,1	1,16	0,67
Riahiet al. (2016)	38	1.10^7	0,1	1,16	0,667
Younis et al. (2021)	36	0,0001	0,1	1,16	0,667

ψ = ángulo de dilatación definido en sec. 4.3.1.6.

μ = viscosidad definida en sec. 4.3.1.3.

e = excentricidad definida en sec. 4.3.1.7.

f_{b0}/f_{c0} = relación compresión biaxial-uniaxial definida en sec. 4.3.1.4.

K_c = coeficiente definido en sec. 4.3.1.5.

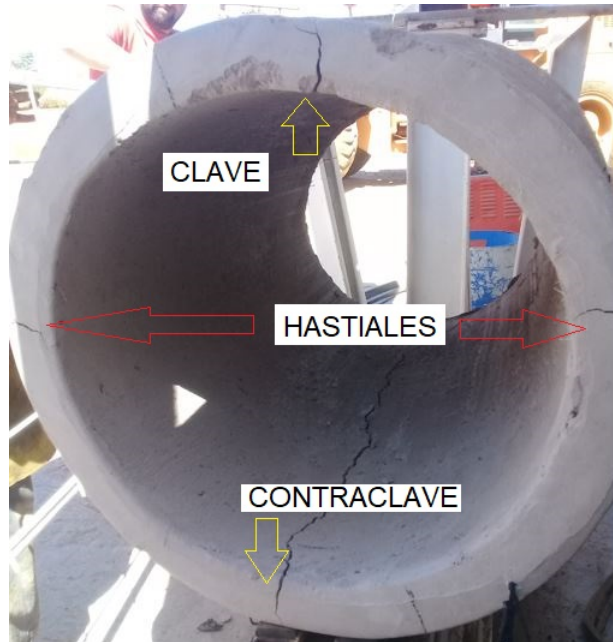
Tabla 4.4: Resumen de parámetros del HRF adoptados para el MDP en esta Tesis y comparación con otros autores.

Es importante destacar, al momento de analizar las curvas carga-desplazamiento vertical (P-v), experimentales y numéricas, que las mismas responden al comportamiento teórico y general (sec. 3.5.1) de tubos sometidos al ECD. Según dicho comportamiento, hasta alcanzar la carga máxima o de rotura, los tubos recorren diferentes fases: la fase elástica, la elástica-fisurada, la fisurada y la de pre-rotura. Por ello, en los gráficos P-v se indican tres cargas importantes para el análisis de los THRFH que son: la carga de fisuración (P_f), la carga de pre-rotura (P_{pr}) y la carga de rotura (P_r).

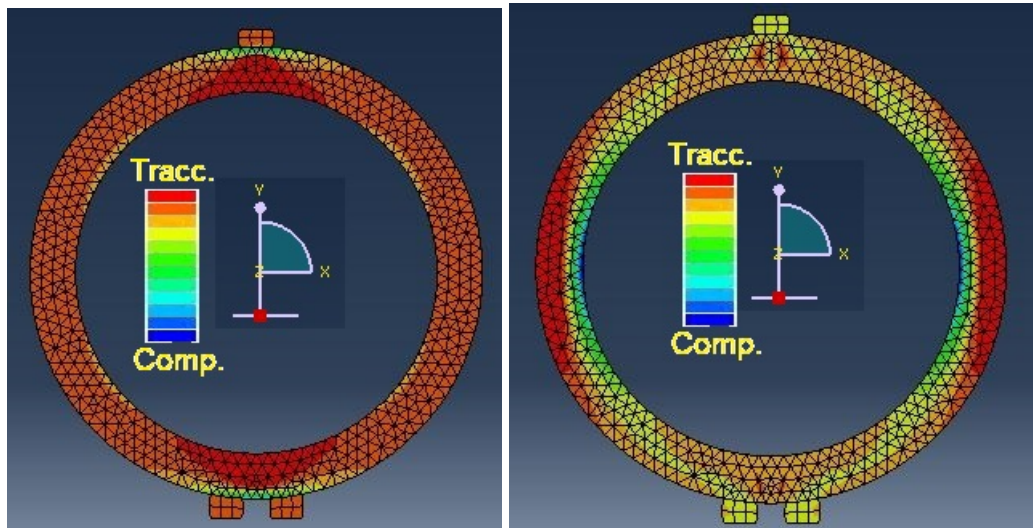
En la Figura 4.10 se observa un diagrama de colores que representa la distribución de tensiones principales máximas, según los ejes x e y, en los THRFH. Además, se incluye una imagen de un tubo ensayado experimentalmente para verificar que la falla es congruente con la distribución de tensiones máximas, sobre todo las de tracción derivadas de la flexión que se genera en el elemento durante el ECD. Las imágenes mostradas, tanto las obtenidas de la simulación numérica como las experimentales, corresponden a un espécimen de los THRFH-20/0.5. No se incluyen imágenes de los THRFH-20/1.0 debido a que tienen un modo de falla análogo y una distribución de tensiones, en el pico de carga, similar a las expuestas en la Figura.

Se observa, en dicha Figura 4.10, que las tensiones principales máximas de tracción ocurren en las zonas de la clave, contraclave (tensiones s/eje x) y hastiales (tensiones s/eje y) de los tubos, donde se desarrollan durante el ensayo las fisuras principales que provocan la falla del mismo. Es importante la apreciación anterior debido a que verifica que el modelo representa adecuadamente la distribución de tensiones, ya que coinciden las tensiones máximas principales con el patrón de fisuración del ensayo experimental.

A continuación, se muestran y discuten los resultados obtenidos numéricamente y se los compara con los experimentales para los THRH en las dos dosificaciones de



(a) Fisuración durante el ECD en un THRFH.



(b) Tensiones s/eje x.

(c) Tensiones s/eje y

Figura 4.10: Comparación entre las distribuciones de tensiones principales máximas obtenidas numéricamente y el patrón de fisuración en la falla durante el ensayo de un THRFH-20/0.5.

fibras empleadas.

4.4.1. Simulación del ECD en THRFH con refuerzo combinado de 20 kg/m^3 de FA y $0,5 \text{ kg/m}^3$ de FPP

En esta sección se muestran los resultados de la simulación del ECD de THRFH con 20 kg/m^3 de FA y $0,5 \text{ kg/m}^3$ de FPP (THRFH-20/0.5). Según el material de apoyo del tubo, que se considera en el modelo del ECD, las curvas de P-v obtenidas como resultado se denominan:

- THRFH-20/0.5-Ap.el: curva obtenida por simulación del ECD en THRFH-20/0.5 que considera en el modelo al material de apoyo como elástico.
- THRFH-20/0.5-Ap.hy: curva obtenida por simulación del ECD en THRFH-20/0.5 que considera en el modelo al material de apoyo como hiperelástico.

En la Tabla 4.5 se muestra la comparación entre el promedio de carga de rotura o máxima (P_r^{exp}) obtenido experimentalmente y las cargas de rotura (P_r^{num}) en THRFH-20/0.5 obtenidas mediante las variantes del modelo, es decir, considerando al caucho como material elástico o hiperelástico. Como se indicó en el Capítulo 2, no fue posible registrar experimentalmente el valor del desplazamiento vertical para la carga de rotura debido a la inestabilidad del ensayo. Por ello, en la misma tabla se muestra el mayor desplazamiento vertical (v_{exp}) que se logró registrar experimentalmente y, entre paréntesis, su correspondiente valor de carga en kilonewtons. Además, en la Tabla 4.5 se indican los valores del desplazamiento vertical correspondientes a las P_r^{num} (v_{num}). También, con fines comparativos, se encuentra un coeficiente de variación porcentual (VAR) calculado a partir de la diferencia entre las cargas de rotura experimentales y numéricas.

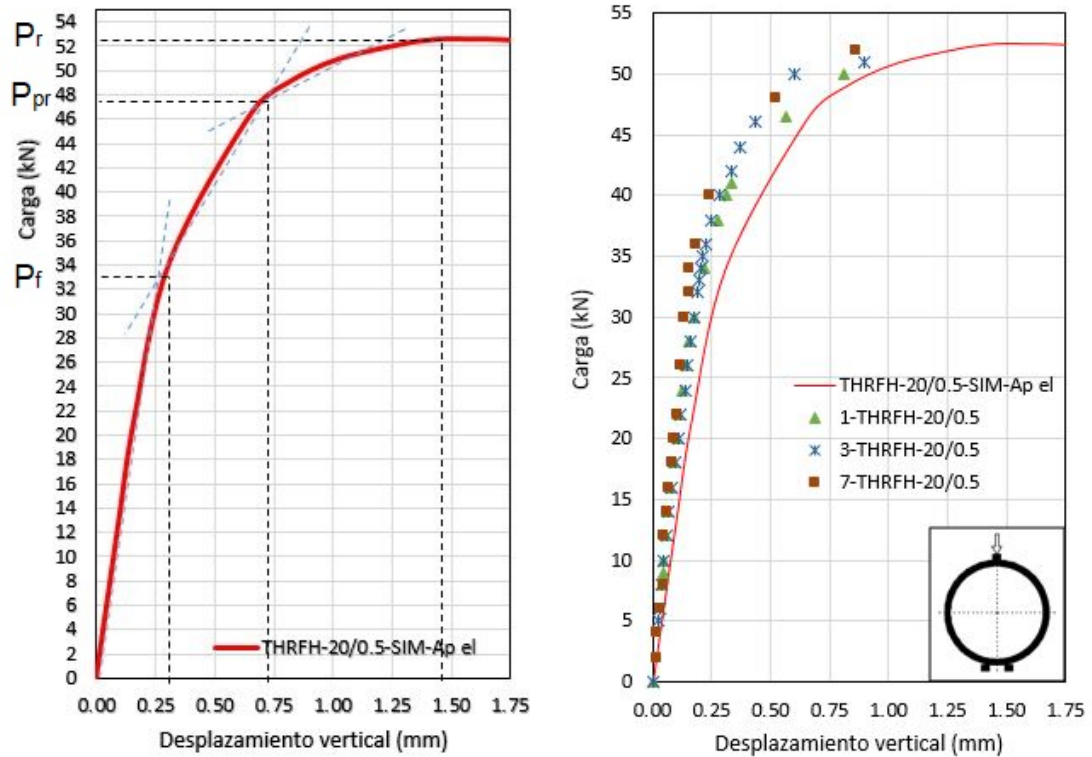
Tipo de apoyos	Denominación	P_r^{exp} kN	v_{exp} mm	P_r^{num} kN	v_{num} mm	VAR %
Elástico	THRFH-20/0.5-Ap.el	50,4	0,98 (51)	52,54	1,47	4,2
Hiperelástico	THRFH-20/0.5-Ap.hy	50,4	0,98 (51)	51,26	1,19	1,7

Tabla 4.5: Comparación entre el promedio de carga de rotura experimental (P_r^{exp}) y las cargas de rotura obtenidas por simulación (P_r^{num}) del ECD.

En los resultados que se muestran en la Tabla 4.5 se observa que las cargas de rotura, calculadas por simulación numérica del ECD, se ajustan significativamente a las obtenidas experimentalmente. Sin embargo, el mejor ajuste se obtiene considerando en la simulación a los apoyos inferiores y superiores del tubo como material hiperelástico, tanto en aproximación a la carga promedio experimental, con una diferencia de 1,7 %, como al desplazamiento vertical en el pico y al último desplazamiento registrado durante los ensayos.

En las Figuras 4.11 se muestra la curva P-v, obtenida a partir de la variante de modelo que considera a los apoyos como material elástico.

La curva del MDP se aproxima de manera significativa a las curvas experimentales (Ver Figura 4.11.b) y, además, simula las variaciones o cambios de rigidez característicos del comportamiento de los tubos sometidos al ECD. La carga de fisuración P_f^{num} puede considerarse como la que coincide con el primer cambio en la pendiente de la curva. En este caso, su valor es 33,5 kN y se estimó a partir de la intersección de las dos tangentes a la curva, como se observa en la Figura 4.11.a. La metodología de estimación de dicho valor de P_f^{num} se debe a que, con este modelo, no es posible determinar



(a) Curva P-v de THRFH-20/0.5 obtenida por simulación del ECD. (b) Comparación de las curvas P-v experimentales y numérica.

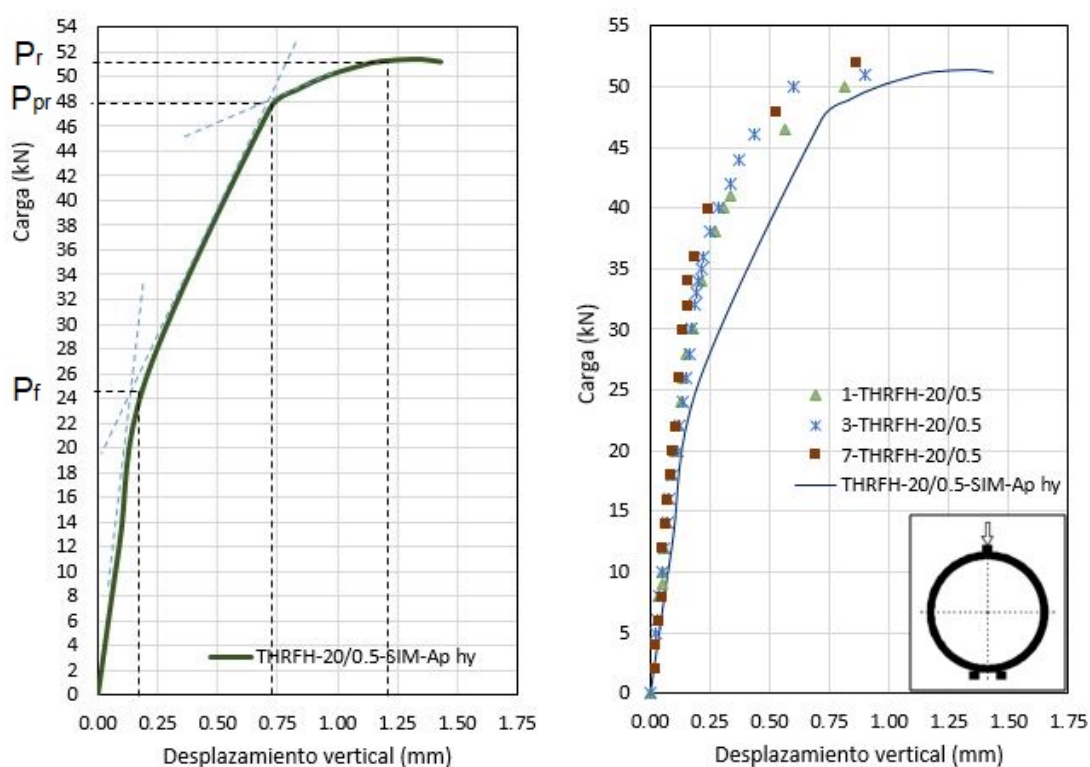
Figura 4.11: Comparación entre las curvas experimentales y las obtenidas por simulación del ECD en THRFH-20/0.5 con apoyos elásticos.

la extensión de la fisura ni tampoco su ancho, tal como lo requiere la norma IRAM-11503 (1986) para la definición de la misma. Considerando este valor aproximado, la diferencia con el promedio de carga de fisuración obtenida experimentalmente (igual a 34,6 kN) es 3,3 % para el grupo de THRFH-20/0.5. Considerando que la resistencia del tubo a la primera fisura se relaciona con la resistencia de la matriz, a partir de la similitud entre los resultados numéricos y experimentales, se puede inferir que la resistencia a la compresión adoptada para el hormigón es adecuada y equivalente a lo registrado experimentalmente.

En la Figura 4.11.a, también se indica la carga de pre rotura (P_{pr}), que corresponde al segundo cambio notable de la rigidez del tubo durante el ECD. El valor de dicha carga se aproxima a 48 kN, y en la Figura 4.11.b se puede observar que es similar a los valores registrados también durante el ensayo experimental, siendo el punto a partir del cual el ensayo comienza la fase de desestabilización, en la cual, el desplazamiento vertical se incrementa de forma rápida y descontrolada.

En las Figuras 4.12 se muestra la curva P-v correspondiente a la variante de modelo que considera el sistema de apoyos de los THRFH como un material hiperelástico. La curva obtenida mediante este modelo, aproxima de forma adecuada el comportamiento

general de los tubos ensayados a escala real, al igual que la otra variante del modelo que considera al material de apoyo como elástico (ver Figura 4.12.a). Sin embargo, al contrario de esta última, los valores de la fase comprendida entre la P_f^{num} y la P_{pr}^{num} , se distancian considerablemente de la curva experimental (ver Figura 4.12.b). Además, se observa que la curva en la fase mencionada se comporta prácticamente como una línea recta. El valor de la P_f^{num} es significativamente inferior al valor promedio registrado experimentalmente para este grupo de especímenes y al observado en la curva THRFH-20/0.5-Ap.el. El valor de P_f^{num} es 25 MPa aproximadamente, siendo inferior al experimental y al de THRFH-20/0.5-Ap.el en 27,7 % y 25,4 %, respectivamente. Se destaca que este valor de P_f^{num} , obtenido a partir de esta variante del modelo, no alcanza la carga de fisuración mínima establecida por la norma IRAM-11503 (1986), igual a 30 kN.



(a) Curva P-v de THRFH-20/0.5 obtenida por simulación del ECD. (b) Comparación de las curvas P-v experimentales y numérica.

Figura 4.12: Comparación entre las curvas experimentales y las obtenidas por simulación del ECD en THRFH-20/0.5 con apoyos hiperelásticos.

Es posible, determinar un coeficiente de resistencia (I_{res}) que relacione la carga de fisuración y la carga de rotura. Es decir, un valor porcentual de incremento de la carga de fisuración que da como resultado la carga de rotura. Dicho coeficiente podríamos considerarlo como el aporte de las fibras híbridas a la resistencia de los tubos. El mismo se puede calcular de la siguiente manera (ecuación 4.46):

$$I_{\text{res}}(\%) = \frac{P_r - P_f}{P_f} 100 \quad (4.46)$$

En la Tabla 4.6 se muestran los valores de I_{res} para las cargas obtenidas a partir de la simulación con las dos variantes de modelo y para las obtenidas experimentalmente.

Ensayo	Apoyos	P_f kN	P_r kN	I_{res} %
Experimental	Caucho D. Shore 50	34,6	50,4	45,7
Numérico	Elástico	33,5	52,5	56,7
Numérico	Hiperelástico	25	51,26	105,0

Tabla 4.6: Porcentaje de aporte de las fibras híbridas a la resistencia de los tubos.

En la tabla anterior (Tabla 4.6) no se observa gran variación entre el valor de I_{res} correspondiente al ensayo simulado con apoyos elásticos y el experimental. Por el contrario, la simulación realizada con el modelo con apoyos hiperelásticos sobrestima la capacidad de refuerzo de las fibras, alcanzando un valor del I_{res} que representa el doble del registrado para los especímenes ensayados a escala real.

En resumen, se realizaron simulaciones del ECD en THRFH con la combinación de 20 kg/m^3 de FA y $0,5 \text{ kg/m}^3$ de FPP, con los parámetros descritos en las secciones anteriores. El modelo contó con dos variantes en lo que se refiere al material de apoyo del tubo durante el ECD, considerado al caucho de dureza shore 50 especificado por la norma IRAM-11503 (1986), como material elástico o hiperelástico. La curva P-v, obtenida para el modelo con apoyos de material elástico, mostró el mejor ajuste respecto a la curva experimental y registro una carga de fisuración similar (diferencia de 3,3 %). La carga pico alcanzada durante la simulación fue superior, en apenas 4,2 %, a la carga pico promedio obtenida experimentalmente para el grupo de THRFH-20/0.5. Sin embargo, el desplazamiento vertical fue significativamente mayor (50 %) a la última registrada experimentalmente, aunque esta comparación es relativa, ya que durante los experimentos no fue posible determinar el desplazamiento vertical correspondiente al pico. Por otra parte, la simulación realizada con la variante del modelo, que considera al material de apoyo como hiperelástico, mostró la menor diferencia en lo que se refiere a carga y desplazamiento vertical en el pico, respecto a los valores experimentales, 1,7 % y 21 %. Sin embargo, la carga de fisura quedó muy por debajo de la carga promedio de fisuración obtenida durante los ensayos experimentales, generando una significativa sobreestimación del aporte de las fibras híbridas a la resistencia de los tubos.

4.4.2. Simulación del ECD en THRFH con refuerzo combinado de 20 kg/m³ de FA y 1.0 kg/m³ de FPP

En esta sección se muestran los resultados obtenidos por simulación del ECD de THRFH con la combinación de 20 kg/m³ de FA y 1,0 kg/m³ de FPP (THRFH-20/1.0). Al igual que en el caso anterior, también se consideraron dos resultados de curva P-v diferentes, producto de las variaciones del material de apoyo definido en el modelo. Entonces se denominará:

- THRFH-20/1.0-Ap.el: curva obtenida por simulación del ECD de TRHFH-20/1.0 que considera en el modelo al material de apoyo como elástico.
- THRFH-20/1.0-Ap.hy: curva obtenida por simulación del ECD de TRHFH-20/1.0 que considera en el modelo al material de apoyo como hiperelástico.

La Tabla 4.7 muestra la comparación entre el promedio de carga de rotura (P_r^{exp}) obtenido a partir del ensayo a escala real del grupo de THRFH-20/1.0, y los valores de carga de rotura (P_r^{num}) obtenidos por la simulación del ECD. En la misma tabla se muestra el mayor desplazamiento vertical (v_{exp}) que se logró registrar experimentalmente y, entre paréntesis, su correspondiente valor de carga en kilonewtons. Además, se indica el valor del desplazamiento vertical (v_{num}) correspondiente a P_r^{num} . También, en la tabla (Tabla 4.7) se expresa el coeficiente de variación (VAR) entre los resultados de carga de rotura experimental y numérica.

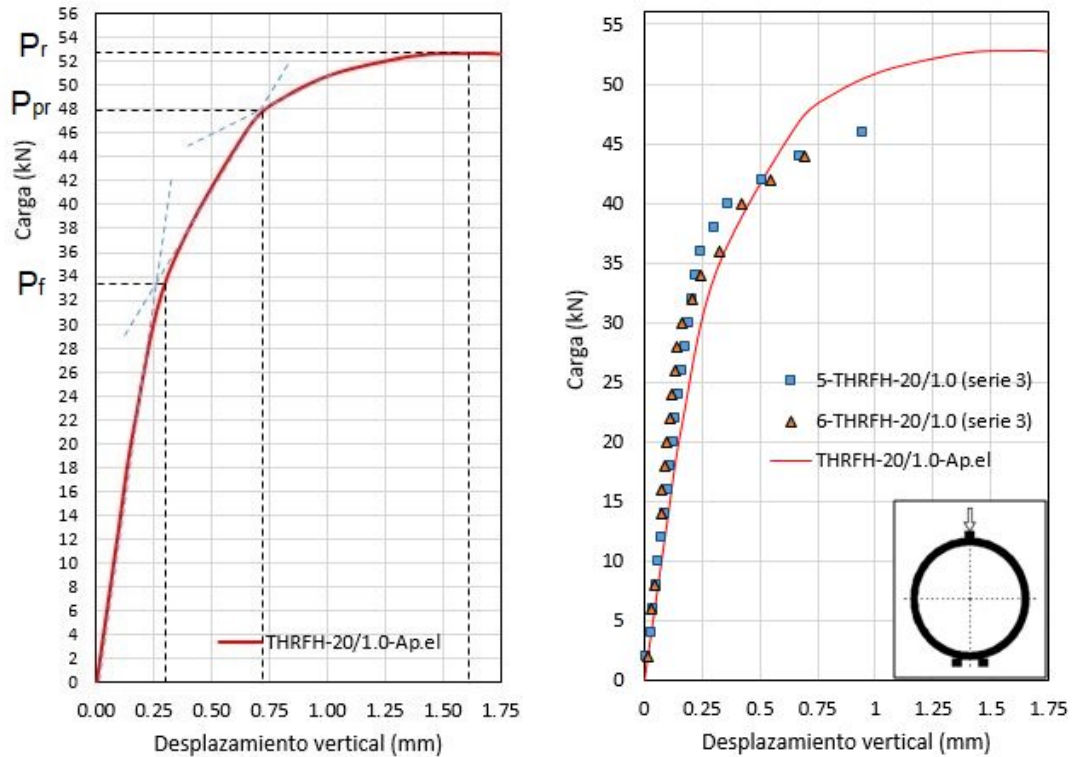
Tipo de apoyos	Denominación	P_r^{exp} kN	v_{exp} mm	P_r^{num} kN	v_{num} mm	VAR %
Elástico	THRFH-20/1.0-Ap.el	48,6	0,94 (46)	52,72	1,66	8,5
Hiperelástico	THRFH-20/1.0-Ap.hy	48,6	0,94 (46)	51,78	1,36	6,5

Tabla 4.7: Comparación entre el promedio de carga de rotura experimental (P_r^{exp}) y las cargas de rotura obtenidas por simulación (P_r^{num}) del ECD.

En la Tabla 4.7 se observa que en términos de cargas de rotura, la obtenida a partir de considerar al material de apoyo como hiperelástico es la que mas se aproxima a la experimental, variando en 6,5 %. Al igual que lo sucedido para el grupo de THRFH-20/0.5, esta variante del modelo numérico también mostró el menor desplazamiento vertical correspondiente a la carga de rotura (P_r^{num}).

En la Figura 4.13 se muestran las curvas P-v de THRFH-20/1.0-Ap.el y su comparación con las registradas durante el ensayo a escala real de dos especímenes de THRFH-20/1.0.

En la Figura 4.13.a se muestran las tres cargas importantes que caracterizan el comportamiento de la curva, es decir, las dos que marcan los cambios de rigidez (P_f y P_{pr}) y la carga de rotura (P_r). Excepto por el valor de P_r , los valores de las otras cargas



(a) Curva P-v de THRFH-20/1.0 obtenida por simulación del ECD. (b) Comparación de las curvas P-v experimentales y numérica.

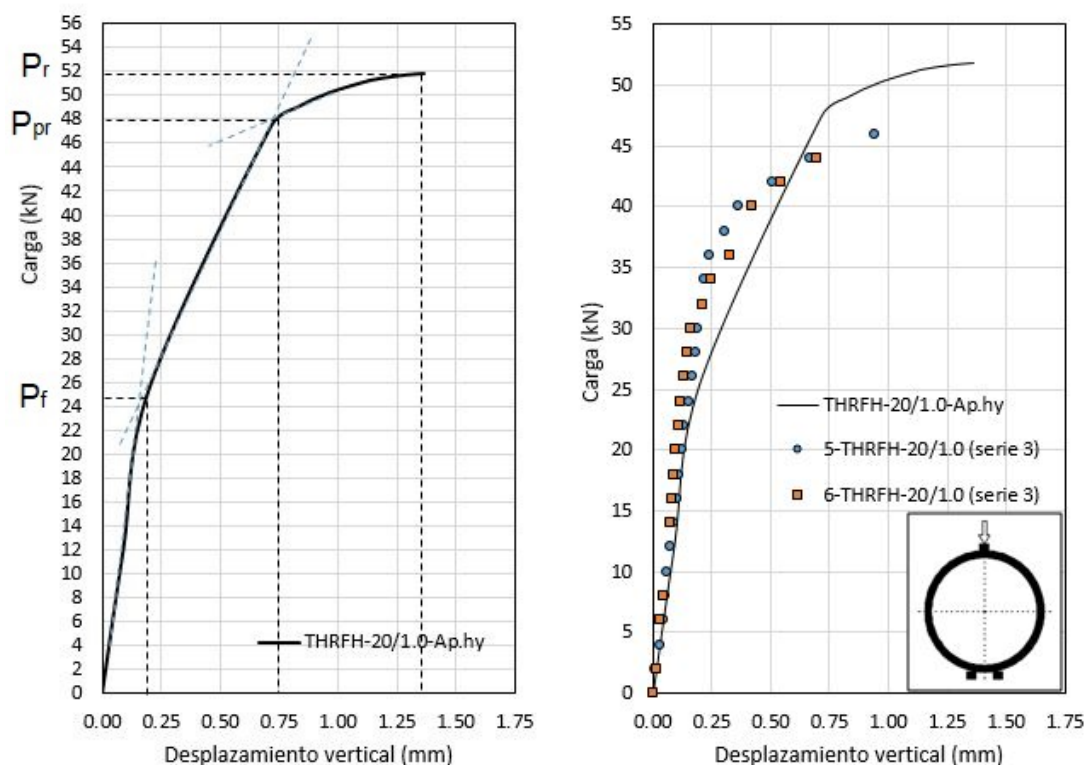
Figura 4.13: Comparación entre las curvas experimentales y las obtenidas por simulación del ECD en THRFH-20/1.0 con apoyos elásticos.

coinciden con los de la curva de THRFH-20-0.5-Ap.el. Por lo tanto, P_f es igual a 33,5 kN y P_{pr} igual a 48 kN. La diferencia ocurre en la fase posterior a P_{pr} , donde la curva P-v correspondiente a los THRFH-20/1.0-Ap.el registra valores levemente superiores a la curva de THRFH-20/0.5-Ap.el, hasta alcanzar una mayor P_r .

Al comparar la curva P-v numérica con las curvas experimentales (Figura 4.13.b) observamos que la primera posee mayor rigidez en la fase comprendida entre P_f y P_{pr} . Es decir, el modelo empleado para la simulación del ECD estima un mayor desempeño de las fibras que el que ocurre en el ensayo a escala real. Esto se debe, principalmente a que el macro modelo desarrollado no representa fenómenos relacionados con aspectos netamente tecnológicos como son los efectos de la compactación y la distribución de las fibras dentro del tubo, que pueden perjudicar el desempeño estructural del mismo.

El comportamiento de la curva THRFH-20/1.0-Ap.hy, observado en la Figura 4.14, es equivalente a la THRFH-20/0.5-Ap.hy. La carga P_f es igual a 25 kN y la P_{pr} es igual a 48 kN. La carga P_r , es menor a la obtenida por simulación con la otra variante de modelo y superior en 6,5 % a P_r promedio obtenida de los ensayos experimentales. Si bien, en términos de carga de rotura no existe una diferencia significativa entre el comportamiento de la curva THRFH-20/1.0-Ap.hy y las obtenidas experimentalmente,

estas últimas, muestran que los tubos experimentan una pérdida de rigidez aún mayor que en la simulación del ECD.



(a) Curva P-v de THR FH-20/1.0 obtenida por simulación del ECD. (b) Comparación de las curvas P-v experimentales y numérica.

Figura 4.14: Comparación entre las curvas experimentales y las obtenidas por simulación del ECD en THR FH-20/1.0 con apoyos hiperelásticos.

En la Tabla 4.8 se muestran los valores de I_{res} , explicado en la sección anterior, para las cargas obtenidas a partir de la simulación con las dos variantes de modelo y para las obtenidas experimentalmente.

Ensayo	Apoyos	P_f kN	P_r kN	I_{res} %
Experimental	Caucho D. Shore 50	30,6	48,6	58,8
Numérico	Elástico	33,5	52,72	57,37
Numérico	Hiperelástico	25	51,78	107,1

Tabla 4.8: Porcentaje de aporte de las fibras híbridas a la resistencia de los tubos.

Se observa, en la Tabla 4.8, que el rendimiento de las fibras en la variante de modelo con apoyo elástico es equivalente a la experimental, con una diferencia de apenas 1,43 %. Por el contrario, la variante de modelo con apoyo hiperelástico mostró una variación cercana al doble de la experimental, como también ocurre con la curva de THR FH-50/0.5-Ap.hy

En resumen, las curvas P-v obtenidas por simulación del ECD para las dos variantes de modelo de THRFH-20/0.5 y THRFH-20/1.0 son similares, solamente difieren en la fase posterior a la carga de pre-rotura (P_{pr}). Por ejemplo, comparando solo una de las variantes de modelo, se observa que en esta fase la curva P-v correspondiente a los THRFH-20/1.0-Ap.el registra valores levemente superiores a la curva de THRFH-20/0.5-Ap.el, hasta alcanzar la P_r^{num} . Si se comparan ambas cargas pico, la diferencia entre ellas es mínima, siendo la del primer grupo igual a 52,72 kN y la del segundo 52,54 kN, es decir, apenas un 0,34 %. Con lo expuesto, se muestra que el modelo no sobre valora el comportamiento del tubo por la incorporación de una mayor dosis de fibras en el material, sino que se asemeja a la realidad experimental, donde la diferencia entre las P_r^{exp} de ambos grupos (THRFH-20/0.5 y THRFH-20/1.0) es poco significativa (apenas un 3,7 %). Sin embargo, en los ensayos a escala real, el grupo con menor contenido de fibras (THRFH-20/0.5) registro el promedio de carga de rotura mas alto, al contrario de lo ocurrido en las simulaciones. Las razones de esto último ya fueron discutidas en la Sección 3.6 de resultados experimentales del presente trabajo de Tesis.

4.5. ESTUDIO PARAMÉTRICO

A continuación, se presenta un estudio paramétrico realizado a partir de la simulación numérica del ECD en THRFH. Los parámetros a evaluar son la resistencia a la compresión del hormigón (f_c) y la geometría de las fibras de acero, más precisamente su relación de aspecto (RA). La RA es un coeficiente adimensional que se define como el cociente entre la longitud de la fibra (l_f) y su diámetro (d_f) equivalente. Los parámetros considerados constituyen factores fundamentales en la respuesta estructural del hormigón reforzado con fibras.

El objetivo del estudio es determinar, comparativamente, cual de estos parámetros tiene mayor preponderancia en el comportamiento de los THRFH sometidos al ECD. Para ello, se analizarán las curvas carga (P) - desplazamiento vertical en la clave (v) obtenidas numéricamente.

El modelo empleado es el que considera al apoyo superior y a los apoyos inferiores de los tubos como material elástico, ya que es el que mejor aproxima las curvas experimentales para los THRFH con 20 kg/m^3 de fibras de acero (FA) y $0,5 \text{ kg/m}^3$ de fibras de polipropileno (FPP). Solamente se modificará la resistencia a la compresión del hormigón y la RA de las FA, manteniéndose constante los contenidos de fibras mencionados.

Se consideran tres resistencias a la compresión diferentes: 17 MPa (H17), 20 MPa (H20) y 30 MPa (H30). Las resistencias mencionadas son las empleadas comúnmente para la elaboración de tubos de hormigón en las plantas de premoldeados de la región. Por otra parte, las RA elegidas para el presente estudio son 50 y 67. Las fibras de acero,

Wirand[®] FF3 con RA igual a 50, fueron empleadas para el refuerzo de los THRFA y THRFH en la fase experimental de esta Tesis. Comercialmente en la misma marca, las fibras que le siguen en orden de mayor esbeltez son las Wirand[®] FF4 con RA igual a 67. Por ello, debido a la disponibilidad en el mercado argentino, se eligieron las FA con RA mencionadas para realizar el estudio paramétrico. En la Tabla 4.9 se describen las propiedades geométricas de las fibras de acero.

Fibras de acero			
Material	Longitud mm	Diámetro mm	RA
Acero trefilado	50	1	50
Acero trefilado	50	0,75	67

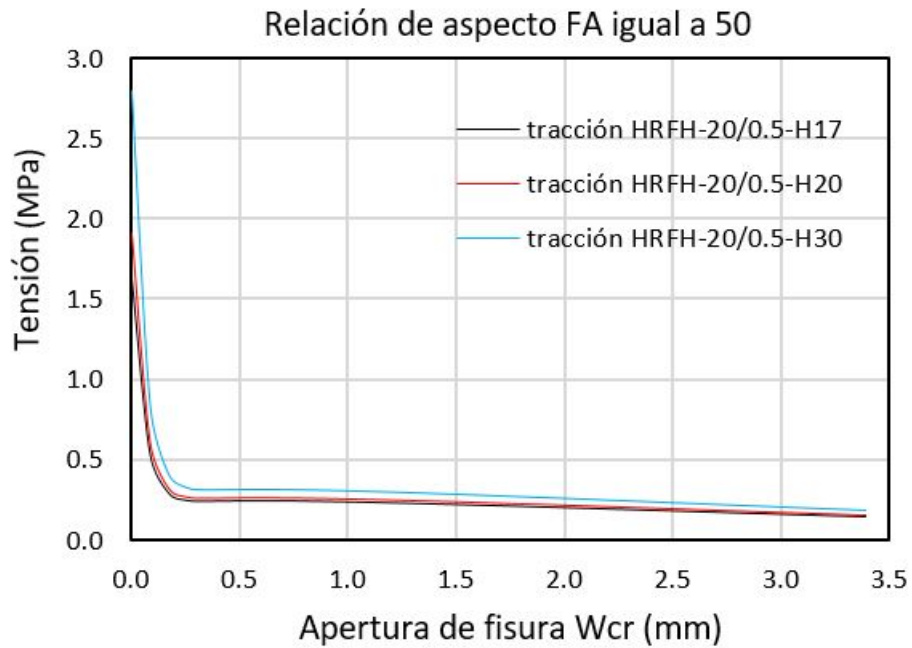
Tabla 4.9: Relación de aspecto de las fibras de acero (RA). Parámetro de estudio.

Los parámetros estudiados influyen en la obtención de las curvas de respuesta a la compresión uniaxial ($\sigma - \epsilon$) y a la tracción uniaxial ($\sigma - w_{cr}$) del HRFH, obtenidas a partir de los modelos expresados en la sección 4.3.1.8 y sección 4.3.1.9, respectivamente. Las nuevas curvas a la tracción y a la compresión uniaxial del HRFH se muestran en las Figura 4.15 y en la Figura 4.16, respectivamente.

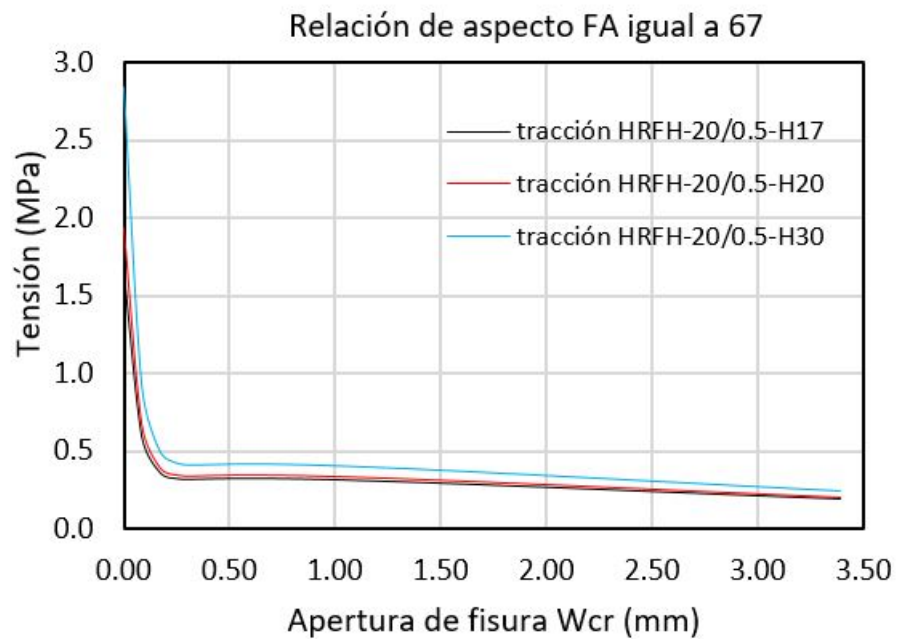
Al comparar las curvas de tracción para ambas RA en la Figura 4.15, se observa que no hay variación significativa de la tensión pico o máxima para las distintas resistencias del hormigón, sin embargo, en el pos pico se aprecian tensiones más elevadas en las curvas de HRFH-20/0.5 con fibras de mayor RA para las tres resistencias analizadas. Por lo cual, el modelo muestra que las fibras con RA más alta poseen mayor eficiencia en la mejora del comportamiento pos pico del HRF, como fue demostrado por otros autores (Chu et al., 2018; Hameed et al., 2009; Li et al., 2018; Meza & Siddique, 2019). En lo que respecta a las curvas de compresión uniaxial, al comparar las curvas de la Figura 4.16 se observa un leve incremento de la resistencia a la compresión para la mayor RA en las tres resistencias estudiadas, lo cual, coincide con lo expresado en el trabajo de Chu et al. (2018). Dicho aumento de la resistencia puede atribuirse al efecto de confinamiento, que surge de la restricción que las fibras generan contra la expansión lateral del hormigón cuando se somete a compresión axial (Yoo & Banthia, 2016).

Para la simulación numérica, los parámetros de plasticidad son los que se indican en Tabla 4.4 y que se detallan a continuación:

- ψ (ángulo de dilatancia definido en sec. 4.3.1.6) = 36
- μ (viscosidad definida en sec. 4.3.1.3) = 0,0001
- e (excentricidad definida en sec. 4.3.1.7) = 0,1
- f_{b0}/f_{c0} (relación compresión biaxial-uniaxial definida en sec. 4.3.1.4) = 1,16



(a) Curva $\sigma - w_{cr}$ de tracción para HRFH con FA de RA igual a 50 y diferentes valores de resistencia del hormigón.

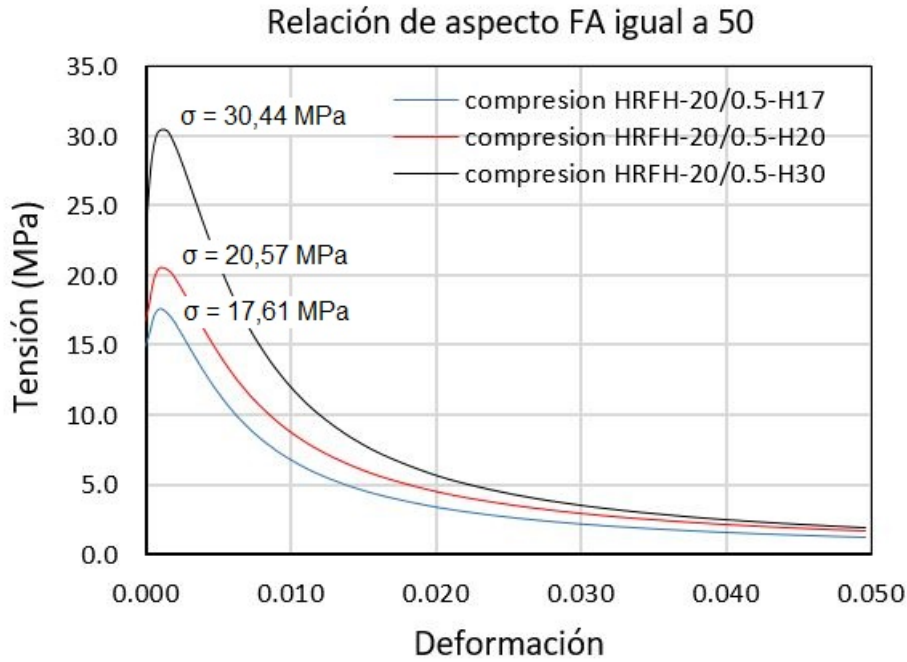


(b) Curva $\sigma - w_{cr}$ de tracción para HRFH con FA de RA igual a 67 y diferentes valores de resistencia del hormigón.

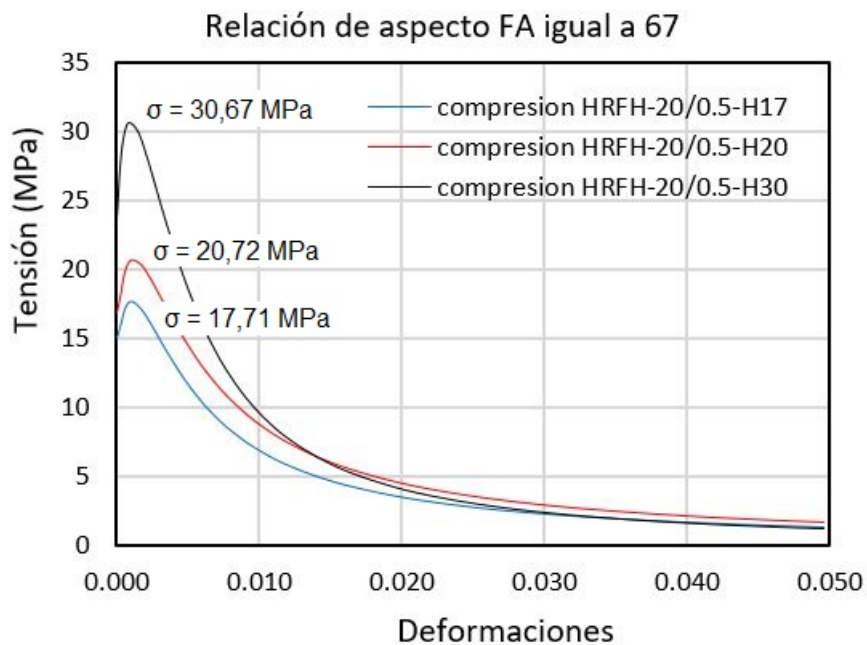
Figura 4.15: Curva de respuesta a la tracción uniaxial para HRFH con 20 kg/m^3 de FA y $0,5 \text{ kg/m}^3$ de FPP.

- K_c (coeficiente definido en sec. 4.3.1.5) = 0,67

En la Figura 4.17, se muestran las curvas P-v obtenidas a partir de la simulación



(a) Curva $\sigma - \epsilon$ de compresión para HRFH con FA de RA igual a 50 y diferentes valores de resistencia del hormigón.

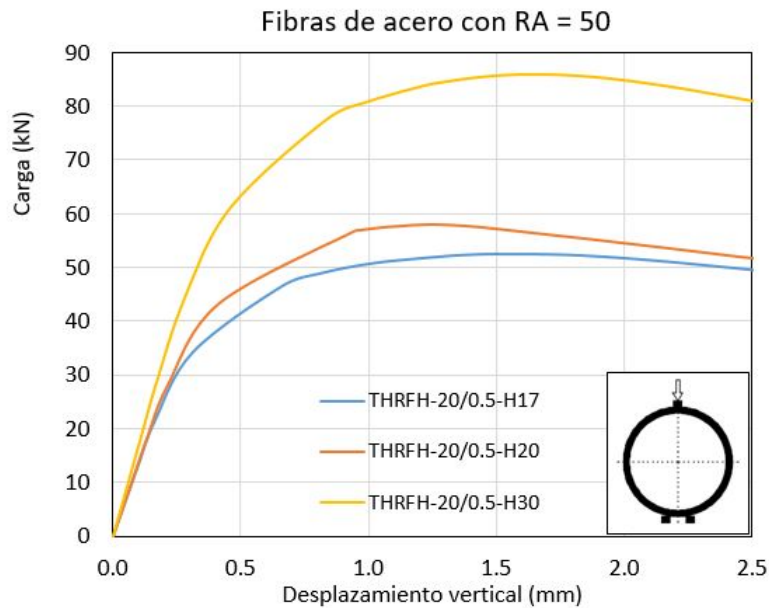


(b) Curva $\sigma - \epsilon$ de compresión para HRFH con FA de RA igual a 67 y diferentes valores de resistencia del hormigón.

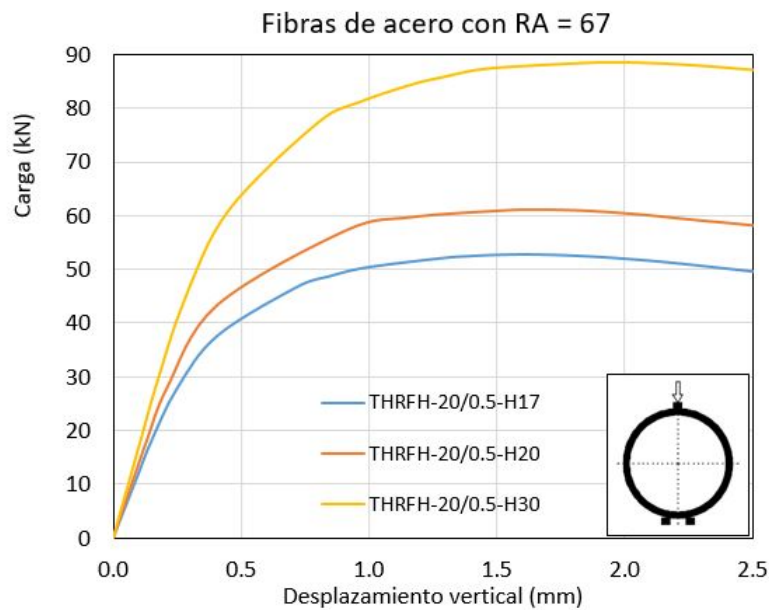
Figura 4.16: Curva de respuesta a la tracción y a la compresión uniaxial para HRFH con 20 kg/m^3 de FA ($RA = 67$) y $0,5 \text{ kg/m}^3$ de FPP.

numérica del ECD de THRFH con 20 kg/m^3 de FA y $0,5 \text{ kg/m}^3$ de FPP (THRFH-20/0.5). Las curvas de la Figura 4.17.a corresponden a los tubos reforzados mediante FA con RA igual a 50 para hormigones de distintas resistencias a la compresión. De

igual manera, las curvas de la Figura 4.17.b corresponden a los tubos reforzados con FA de RA igual a 67, también para hormigones de las resistencias estudiadas.



(a) Curva $\sigma - v$ de THRFB-20/0.5 con FA de RA igual a 50.



(b) Curva $\sigma - v$ de THRFB-20/0.5 con FA de RA igual a 67.

Figura 4.17: Curvas $\sigma - v$ obtenidas por simulación numérica del ECD para THRFB-20/0.5 con diferentes resistencias a la compresión y fibras de acero con distintas RA.

En ambos gráficos se observa que el incremento de la resistencia de la matriz de hormigón genera un significativo aumento de la resistencia de los tubos. Por el contrario, el incremento de la RA de las fibras de acero no genera un impacto tan evidente en la resistencia de los mismos. En general, comparando las curvas de ambos gráficos (4.17.a y 4.17.b) se observa que para la resistencia H17 el comportamiento es similar

para los dos valores de RA. Sin embargo, considerando las resistencias H20 y H30, se observa una pendiente mas pronunciada en la traza descendente del pos pico para las curvas cuyas FA tienen menor RA. Es decir, la adición de fibras de mayor esbeltez genera un comportamiento mas eficiente en el pos pico, aumentando la capacidad de absorción de energía de los tubos.

En la Tabla 4.10 se muestran los valores de carga de rotura (P_r) de los THRFH-20/0.5 para los diferentes valores de resistencia del hormigón y RA de las fibras. Además, en dicha tabla se agrega un coeficiente de variación porcentual para comparar cada par de resultados.

f_c MPa	P_r (RA 50) kN	P_r (RA 67) kN	COV %
17	52,54	52,70	0,3
20	58,01	61,04	5,2
30	85,82	88,53	3,2

Tabla 4.10: Resultados numéricos de carga de rotura para los parámetros considerados en el presente estudio.

Si se compara la resistencia de los THRFH-20/0.5 considerando ambos valores de RA, se tiene que el mayor incremento se registra para H20 con 5,2 % de variación y la menor para H17 con 0,3 %. Estos porcentajes son poco significativos, por lo cual, es importante analizar si este incremento justifica el uso de FA con RA más elevadas que generan reducción en la trabajabilidad del material. Dicha reducción, podría traer problemas de llenado o compactación, con la consecuente pérdida de resistencia en los tubos, que no sería capaz de compensar el bajo incremento generado por el aumento de la esbeltez de las FA.

En la fase experimental de esta Tesis se evaluó el comportamiento de THRFH-20/0.5 con FA de RA igual a 50 y hormigón con resistencia a la compresión de 17 MPa. Además, en dicha fase el grupo de control fueron tubos de hormigón armado reforzados con la armadura tradicional de mallas de acero de Clase resistente II, según la norma IRAM-11503 (1986). Dicha clase establece que la carga de rotura mínima debe ser 45 kN y se demostró que los THRFH-20/0.5 superaron dicha resistencia. Los resultados numéricos fueron coincidentes con los experimentales, es decir, a través del modelo se obtuvo una representación aproximada al comportamiento real de los tubos. Por ello, es importante destacar que el presente estudio paramétrico, muestra que un leve aumento en la resistencia el hormigón hasta alcanzar 20 MPa, combinado con un incremento de la RA de las FA a 67, conlleva a superar la carga mínima de 60 kN requerida para la Clase III por la IRAM-11503 (1986). Es decir que, con pequeñas mejoras en el diseño de la mezcla de hormigón y la inclusión de FA mas esbeltas, se podría alcanzar una clase resistente superior a la considerada en el presente estudio, sin el uso de armadura tradicional de malla de acero. Lo mencionado anteriormente

se ilustra en la Figura 4.18. En la misma se muestran las cargas de rotura para las diferentes RA, correspondientes a las resistencias estudiadas, y se marcan con líneas punteadas las cargas mínimas de rotura para las clases resistentes II y III (IRAM-11503, 1986).

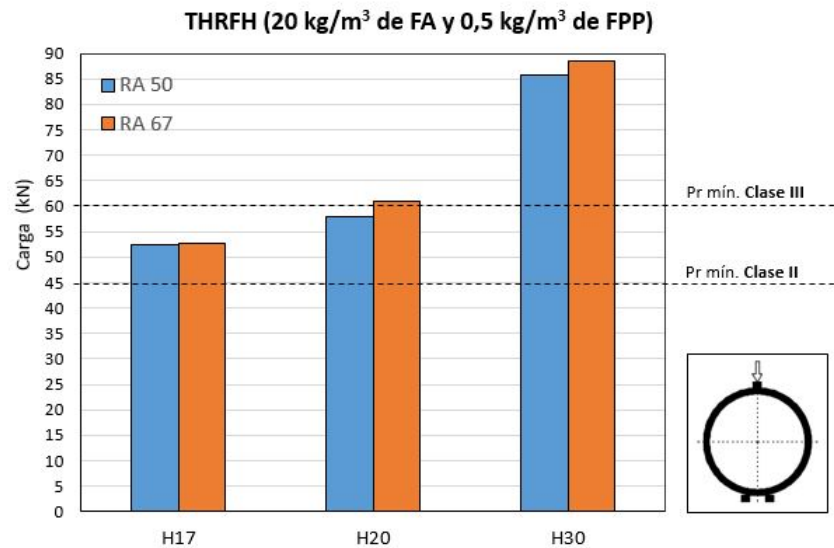


Figura 4.18: Comparación de resultados con las cargas de rotura mínimas establecidas para la clase resistente II y III por la norma IRAM-11503 (1986)

Es importante observar, a partir de los gráficos de la Figura 4.18, que los THA de clase II y clase III requieren una cuantía de armadura de acero de 2,49 ‰ y 2,82 ‰, respectivamente, mientras que las FA en la dosis empleada (20 kg/m³) representan una cuantía de 2,54 ‰. Es decir, con un hormigón de matriz de baja resistencia y un sistema de refuerzo de fibras híbridas con la cuantía de acero mencionadas, se alcanza una resistencia equivalente a los THA clase II. Además, incrementando la resistencia de la matriz y empleando una FA mas esbelta en el sistema de refuerzo de fibras híbridas, se logra alcanzar una resistencia equivalente a una clase resistente superior (Clase III), para la cual, se requiere una cuantía mayor de acero en su refuerzo. Si bien, las diferencias en las cuantías no son significativas, las ventajas de los refuerzos de fibras respecto a las armaduras tradicionales radica en su simplicidad de uso, ahorro de tiempo y mano de obra, espacio de acopio dentro de la planta y no necesitar equipamiento para su preparación (soldadora, cilindadora, etc), sin mencionar las mejoras en el comportamiento mecánico de los tubos ya discutidas en capítulos anteriores.

Para abordar el comportamiento pos pico de tubos de hormigón reforzados con fibras (THRF), Figueiredo et al. (2012) propuso aproximar el sistema de control de estos tubos a la concepción del fib model code (2010), que considera los esfuerzos posteriores al pico y los denomina como residuales. Por ello, estableció que, además de la carga de fisuración y máxima, se evalúe la carga residual para el estado límite

de servicio (ELS), correspondiente a un desplazamiento vertical en la clave igual a 0,4 % del diámetro interno del tubo. Por lo tanto, adoptando el criterio anterior para el presente estudio paramétrico, se evaluó la carga para el desplazamiento vertical igual a 2,4 mm (0,4 % x 600 mm). La Tabla 4.11 exhibe los valores de carga para ELS(P_{ELS}). Además, en la misma se incluye, con fines comparativos, un coeficiente de variación porcentual.

f_c MPa	P_{ELS} (RA 50) kN	P_{ELS} (RA 67) kN	COV %
17	48,86	49,66	1,6
20	51,62	57,89	12,0
30	80,33	86,81	8,0

Tabla 4.11: Resultados numéricos de carga para un desplazamiento vertical en la clave del tubo igual a 2,4 mm.

En la Tabla 4.11 se observa que el incremento de la carga residual, con el aumento de la RA, es insignificante para la resistencia H17, siendo el COV 1,6 %. Sin embargo, para resistencias H20 y H30 la carga residual se incrementa con el aumento de la RA en porcentajes mas altos, lo que indica una mejora la ductilidad de los tubos para el ELS evaluado. Esta observación que deriva del estudio paramétrico, coincide con las realizadas por otros investigadores, en el campo experimental (Haktanir et al., 2007) y en el numérico (Mohamed & Nehdi, 2016), donde determinaron que el uso de fibras con mayores esbelteces generan beneficios en la resistencia pos pico de THRF.

4.6. COMENTARIOS FINALES

Finalmente, se puede decir que el modelo numérico empleado simula adecuadamente el comportamiento de los THRFH sometidos al ECD con un costo computacional bajo al ser un modelo homogéneo. Además, mediante el mismo se puede estudiar la evolución de las tensiones en los tubos, determinar su carga máxima y, a través de la interpretación de las curvas carga-desplazamiento, estimar su carga de fisuración.

Capítulo 5

MODELO TEÓRICO PARA EL CÁLCULO DE THRFH

5.1. INTRODUCCIÓN

En la actualidad, el hormigón reforzado con fibras (HRF) se utiliza de forma casi sistemática en el ámbito de la construcción subterránea, como revestimiento primario y/o secundario mediante la técnica de la proyección o en anillos de dovelas prefabricadas; en aplicaciones de carácter arquitectónico, en las que se recurre al trabajo por forma para resistir las tensiones de tracción por flexión, como puede ocurrir en algún tipo de mobiliario urbano; en pavimentos y soleras; y también, en elementos prefabricados de bajo o moderado compromiso estructural, entre ellos los tubos premoldeados (De la Fuente et al., 2013).

En el caso particular de los tubos premoldeados, para generalizar el uso de fibras como refuerzo es necesario superar ciertos obstáculos presentes en la industria como son: la inercia al cambio que se da en la misma para adaptarse a nuevas alternativas de refuerzo en lugar de las tradicionales; la falta de experiencia y/o desconocimiento de los métodos de fabricación, diseño y control de calidad del HRF. Dentro de los obstáculos mencionados, quizás hay uno que tiene importante gravitación en el medio y es el sistema de diseño. En este sentido, en la actualidad, existen métodos sistemáticos y confiables para THA con armadura tradicional, plasmados en tablas de códigos, de donde se obtienen las cuantías mínimas de refuerzo en función de la geometría y clase resistente del tubo. Sin embargo, los resultados de estos métodos no son extrapolables a los refuerzos con fibras y menos aún, con la utilización de la combinación de ellas. Es por ello que los fabricantes deben recurrir a los ensayos de rotura para poder realizar el diseño de los tubos de HRF mediante un sistema de prueba y error. Sin duda, esta estrategia es ineficiente debido a la gran variedad de fibras presentes en el mercado, por lo cual, la ausencia en el medio de una metodología simple de diseño ralentiza la implantación de los tubos de HRF en el mercado, y más aún de los tubos de HRFH (THRFH).

En el presente capítulo se modifica el modelo teórico (MT) desarrollado por Peyvandi et al. (2014) con el fin de estimar la carga de rotura de THRFH en el ensayo de compresión diametral (ECD) y evaluar el aporte de las fibras de acero (FA) y de

polipropileno (FPP) en el comportamiento del material dependiendo del tipo de rotura de las mismas. Originalmente, el MT de Peyvandi et al. (2014) contempla el uso combinado de fibras sintéticas y armadura convencional de barras de acero.

5.2. MODELOS DE DISEÑO DE TUBOS DE HORMIGÓN

Así como en otros tipos de estructuras de hormigón, el cálculo estructural de tubos es, en general, desarrollado para satisfacer los estados límites de servicio y últimos. Las verificaciones de estos estados límites son, normalmente, realizados a partir de esfuerzos solicitantes (momento flector, esfuerzo de corte, fuerza normal).

En el caso de tubos de hormigón, existe cierta dificultad en el cálculo de los esfuerzos solicitantes, debido a la complejidad en la determinación de las presiones que el suelo ejerce sobre sus paredes. Estas presiones sobre los conductos, dependen fundamentalmente de la forma de instalación y de su asentamiento. Este último incluye la forma de la base y las condiciones de ejecución del relleno lateral junto a la misma. Los tipos de instalaciones, en general, se pueden dividir en dos grupos: las instalaciones en zanjas o rellenos (Figura 5.1.a, b y c) y las instalaciones realizadas a través de hincado (Figura 5.1.d). Sin embargo, las más empleadas en tubos de hormigón corresponden al primer grupo y son las que se describen a continuación:

- Instalación en zanja (Figura 5.1.a): este tipo de instalación se utiliza normalmente en la construcción de alcantarillas, drenajes y acueductos. La tubería se instala en una zanja relativamente estrecha excavada en suelo original y luego se cubre con un relleno que se extiende hasta la superficie a nivel del suelo original.
- Terraplén de proyección positiva (Figura 5.1.b): este tipo de instalación se usa normalmente cuando la alcantarilla se instala en el lecho de un arroyo relativamente plano o en un camino de drenaje. La tubería se instala en el terreno original o relleno compactado y luego se cubre con un relleno de tierra o terraplén.
- Terraplén con proyección negativa (Figura 5.1.c): este tipo de instalación se usa normalmente cuando la alcantarilla se instala en un lecho de un arroyo relativamente estrecho y profundo o en un camino de drenaje. La tubería se instala en una zanja poco profunda, pero con tal profundidad que la parte superior de la tubería quede por debajo de la superficie natural del suelo o del relleno compactado. Luego, se cubre con un relleno de tierra o terraplén que se extiende por encima del nivel original del suelo.

La forma de asentamiento de los tubos, en los distintos tipos de instalaciones, también tienen un papel fundamental en la distribución de presiones que actúan sobre él. Cuando un tubo es asentado de manera que tenga un contacto efectivo en un gran área,

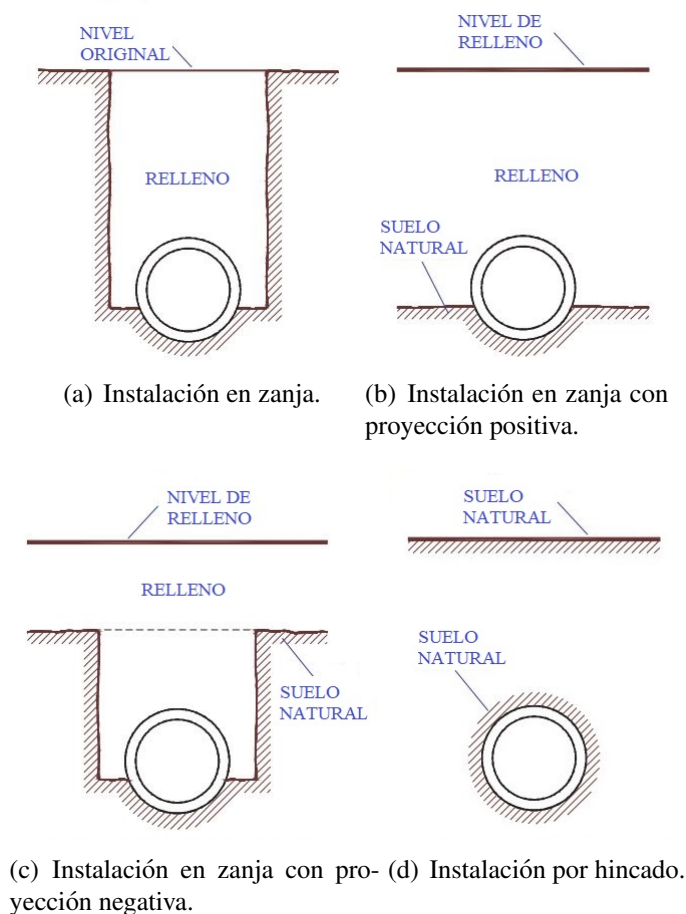


Figura 5.1: Tipos básicos de instalación.

la distribución de presiones sobre la base será más favorable (Figura 5.2.a). En el caso contrario, ocurre una tendencia a la concentración de presiones y, consecuentemente, un aumento significativo de momentos flectores en la base del tubo (Figura 5.2.b).

Otro aspecto importante es la compactación del suelo junto a la base de la tubería. Dependiendo del tipo de asentamiento, puede tener mejores condiciones para la compactación, y por lo tanto, mayor confinamiento lateral que genera mejor distribución de los momentos flectores en el tubo. Cuando no existe la posibilidad de compactar el suelo junto a la base, la distribución de momentos será más desfavorable debido a la menor presión lateral en las paredes del mismo.

Entonces, por lo visto hasta aquí, la determinación de las presiones sobre los tubos de hormigón depende de varios factores. La consideración de todos esos factores de forma razonable y precisa es extremadamente compleja, más aún, si se considera la interacción suelo-estructura.

El análisis de todos estos efectos combinados, solo sería posible a partir de métodos numéricos como, por ejemplo, el método de elementos finitos. Sin embargo, el uso de estos métodos tornaría bastante complejo y poco práctico el cálculo de tubos en el medio que constituye la industria de la construcción. Por ello, en la práctica se ha



(a) Condiciones favorables para la compactación de la base. (b) Condiciones difíciles para la compactación de la base.

Figura 5.2: Tipos de asentamiento de los tubos en las instalaciones.

generalizado el uso de un procedimiento denominado Marston-Spangler, salvo para casos excepcionales (condiciones especiales de transporte de fluidos, tubos de gran diámetro, etc).

El procedimiento de Marston-Spangler, consiste en un desarrollo teórico para la determinación de las acciones en tubos instalados en zanjas y un método de ensayo para evaluar la resistencia de los tubos de hormigón. En términos básicos, el procedimiento engloba: la determinación de la resultante de las cargas verticales sobre los tubos; el empleo de un factor de equivalencia; y un ensayo patrón para medir la resistencia del tubo. La determinación de las cargas verticales sobre el tubo es realizada a partir de formulaciones que dependen básicamente del tipo de instalación. Para el ensayo de resistencia, normalmente, se emplea el ensayo de compresión diametral (ECD). El factor de equivalencia es la relación entre el momento flector máximo resultante del ECD y el momento flector máximo en la situación real. Para algunas aplicaciones este factor se determina empíricamente y, para otras, se determina a partir del cálculo del momento flector con una distribución de esfuerzos idealizada. Dicho factor, tiene en cuenta la forma de asentamiento del tubo, que incluye los procedimientos de ejecución de la base y la compactación del relleno lateral adyacente al mismo.

En líneas generales, el tubo debe ser proyectado para soportar una situación prevista en el ensayo de compresión diametral para una fuerza correspondiente a la resultante de las cargas verticales sobre el tubo, dividida por el factor de equivalencia. La especificación de las clases resistentes de la normativa, es realizada a partir de este enfoque, al establecer la fuerza mínima que deberá resistir el tubo en un ECD, siendo esta situación mas desfavorable que en el campo.

El método mencionado corresponde a un método de diseño indirecto, pero no es el único tipo existente ya que también se encuentra el método de diseño directo. Mientras el método indirecto relaciona la resistencia de los tubos en el ECD con la resistencia requerida por los tubos en condiciones de campo, el método directo emplea conceptos modernos de diseño de hormigón armado y análisis estructural para encontrar el

momento, corte y empuje en los tubos.

En las siguientes secciones se explican brevemente los enfoques que caracterizan a los métodos de diseño mencionados.

5.2.1. Método de diseño directo

El método directo (ASCE-15-98, 2000; ASCE-27-00, 2001) se fundamenta en la definición de las leyes de esfuerzos considerando la interacción suelo–estructura mediante el método de elementos finitos o, alternativamente, mediante distribuciones de presión aproximadas. A partir de éstas, se verifica la capacidad estructural del tubo frente a la flexión, la tensión diagonal de corte, la tensión radial, la deformación excesiva del hormigón comprimido y frente a un ancho de fisura definido.

El uso de este método conduce, en general, a diseños estructuralmente eficientes y económicos, pero con elevado esfuerzo de cálculo y tiempo. En general, este método se emplea en los siguientes casos:

- Diseño de tuberías de gran diámetro y/o con grandes tapadas de terreno;
- Casos en los que un diseño, considerando las condiciones reales de instalación, pueda conducir a reducciones importantes de costos económicos;
- Estudios paramétricos.

5.2.2. Método de diseño indirecto

Durante el siglo pasado, los tubos de hormigón armado (THA), reforzados con la armadura tradicional, se han diseñado utilizando técnicas semiempíricas y han mostrado un destacado rendimiento a lo largo de los años. A continuación, se presenta en orden cronológico el desarrollo de los métodos de diseño disponibles para tuberías de hormigón enterradas.

En 1910, Anson Marston desarrolló un método de cálculo para determinar las cargas de suelo que actúan sobre una tubería enterrada, basándose en los conocimientos de mecánica de suelo de la época.

A fines de la década de 1920, utilizando las teorías de Marston et al. (1917), en la Universidad Estatal de Iowa, se llevó a cabo un proyecto de investigación con el objetivo de determinar la resistencia portante de tubos rígidos enterrados, en una instalación de terraplén, cuando se someten a presiones de suelo. Los resultados de esta investigación fueron publicados por M.G. Spangler (Spangler, 1933). En dicho documento se presentó una ecuación general para el factor de lecho. Su trabajo incluyó la definición de cuatro tipos lechos estándar que son similares a los definidos anteriormente por Marston. Los trabajos de Marston y Spangler forman la base del método de diseño indirecto actualmente utilizado para THA.

De acuerdo con el método de diseño indirecto, la capacidad de carga requerida de los tubos es función de la magnitud de la presión del suelo y su distribución alrededor de los mismos. La capacidad de carga se obtiene de los resultados de los ensayos de compresión diametral (ECD). La resistencia requerida se define en términos de la carga total, un factor de lecho y un factor de seguridad. Los requisitos de espesor de pared, resistencia del hormigón y los refuerzos, correspondientes a la resistencia requerida, se proporcionan en normativas de diferentes países, en Argentina, se encuentran establecidos en la norma IRAM-11503 (1986) que es similar a la norma estadounidense ASTM-C76 (2022).

Actualmente, el método de diseño indirecto continúa siendo un procedimiento ampliamente aceptado, sin embargo, los avances en la comprensión de las propiedades del suelo y en las técnicas de análisis estructural, han llevado a mejoras significativas en el diseño de tuberías de hormigón que no se reflejan en dicho método. En la década del 70', la ACPA (American Concrete Pipe Association) de los Estados Unidos desarrolló un amplio programa de investigación con el objetivo de evaluar el desempeño de las instalaciones en suelo de tubos de hormigón y mejorar la práctica del diseño. En dicha investigación se evaluó el comportamiento estructural de los tubos de hormigón y las interacciones suelo-estructura. Como resultado de este programa, se recomendaron cuatro nuevos tipos de instalaciones estándar y la distribución de presión de suelo de Heger (Figura 5.3), que difieren considerablemente con los desarrollos de Marston y Spangler.

Las cuatro instalaciones estándar ofrecen una variedad óptima de características de interacción suelo-tubo. Para los materiales de relativa alta calidad y el alto esfuerzo de compactación de una instalación Tipo 1, se requerirá de un tubo de menor resistencia. Por el contrario, una instalación tipo 4 requiere un tubo de mayor resistencia, ya que fue desarrollado para condiciones de poco o nulo control sobre los materiales o la compactación. Los tipos de suelo genéricos, para los diferentes tipos de instalaciones estándar, se clasifican en tres categorías: Categoría I, arena con grava; Categoría II, limo arenoso; Categoría III, arcilla limosa.

El Manual de diseño de Tuberías de Concreto (ACPA, 2011) presenta un procedimiento de diseño de seis pasos para la selección de la resistencia del tubo que se encuentra todavía en vigencia. El criterio de este método se basa en la resistencia alcanzada por los tubos en el ECD y teniendo en cuenta dos límites que son: el estado de servicio y el estado último. Las cargas correspondientes a dichos estados son las cargas $D_{0,3}$ y D_u , respectivamente. El tipo de carga denominada D se trata de una carga normalizada, es decir, es la carga total del ECD (P_{ECD}) por metro de longitud del tubo (L), dividida por el diámetro interno del mismo (D_i) y se calcula como se indica en la ecuación 5.1:

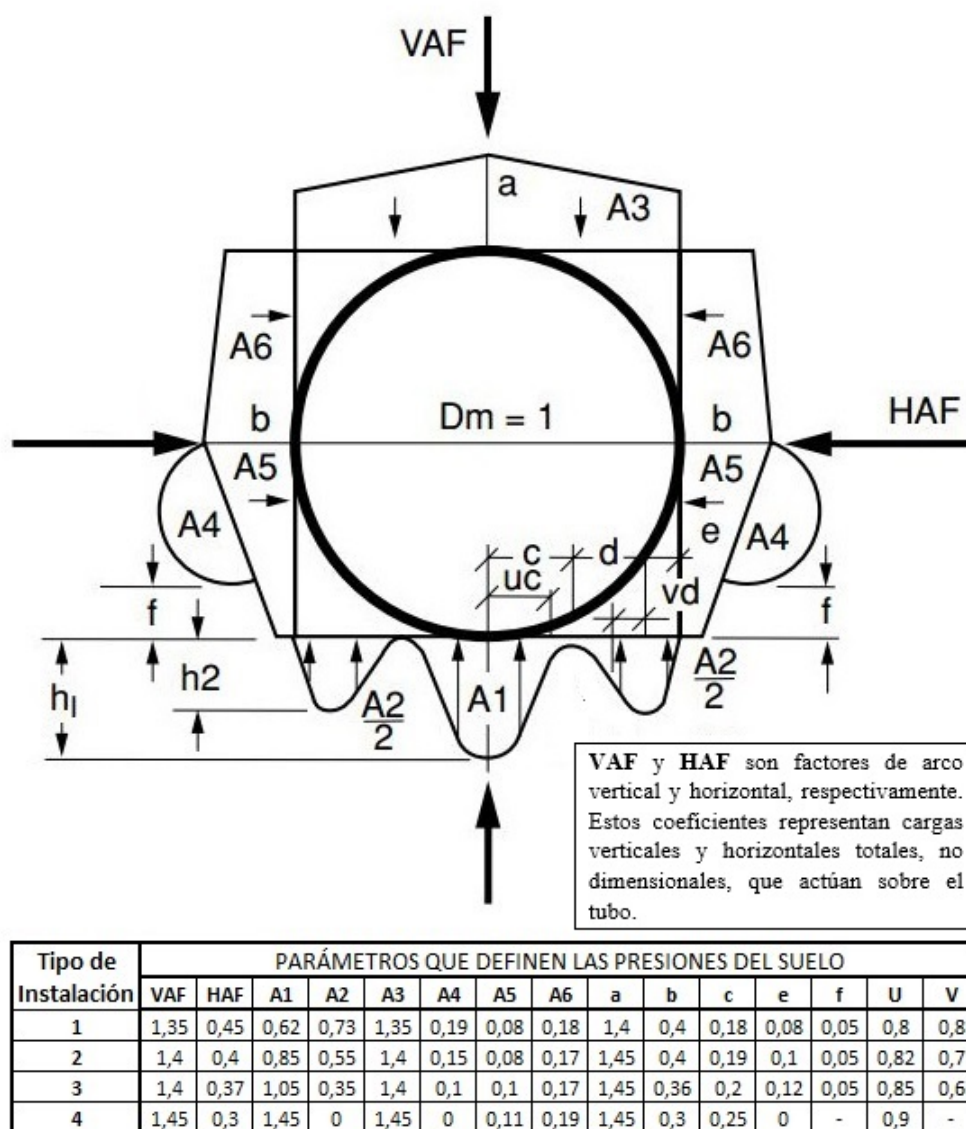


Figura 5.3: Distribuciones de presiones de suelo de Heger.(ACPA, 2011)

$$D = \frac{P_{ECD}}{L \times D_i} \quad (5.1)$$

La carga $D_{0,3}$ es la que produce un ancho de fisura de 0,3 mm, siendo este un criterio de ensayo arbitrariamente seleccionado expresado en la norma ASTM-C76 (2022), análoga a la norma argentina IRAM-11503 (1986).

Para el caso de la carga de rotura o última, el método de la (ACPA, 2011) utiliza un concepto similar al de tensión de trabajo en el diseño de acero, con un factor de seguridad entre la tensión de fluencia y la tensión de trabajo deseada. Así, en el diseño de tubos se emplea un factor de seguridad que relaciona la carga $D_{0,3}$ y la carga D_u . O sea, determinada la carga $D_{0,3}$, mediante el FS se puede calcular la carga D_u requerida en el ECD, como se expresa en la ecuación 5.2:

$$FS = \frac{D_u}{D_{0,3}} \quad (5.2)$$

En este sentido, la norma argentina IRAM-11503 (1986) establece, por ejemplo, para la clase resistente II una carga mínima de prueba (o fisuración) de 30 kN/m y una carga última de 45 kN/m en el ECD. Por lo tanto, el coeficiente de seguridad de acuerdo a la ecuación 5.2 es 1,5.

A continuación, se describe brevemente el método de los seis pasos para la determinación de las cargas de diseño:

Paso 1. Determinación de la carga de suelo (W_E).

En primer lugar se obtiene el peso del prisma de suelo sobre el tubo mediante la siguiente expresión (5.3):

$$PL = \gamma_s \times \left[H + \frac{D_0 \times (4 - \pi)}{8} \right] \times D_0 \quad (5.3)$$

donde: γ_s es el peso unitario de suelo; H es la altura de relleno; D_0 es el diámetro externo del tubo.

Luego, la carga de suelo se determina mediante el producto entre PL y el factor de arco vertical (VAF), que es función del tipo de instalación elegida, y se obtiene a partir de las distribuciones de presiones de Heger, mostradas en la tabla de la Figura 5.3. Por lo tanto:

$$W_E = VAF \times PL \quad (5.4)$$

Además, se debe calcular la carga de fluido (W_F) en el tubo, que se obtiene a partir de la siguiente expresión:

$$W_F = \gamma_w \times A \quad (5.5)$$

donde γ_w es la densidad del agua y A es el área de transporte de la tubería.

Paso 2. Determinación de la carga viva (W_L).

El manual de diseño (ACPA, 2011) en la Tabla 42 (Apéndice B.1), establece los valores de la carga viva en función del diámetro del tubo y de la altura de relleno (H) por encima de la parte superior del mismo.

Paso 3. Selección del tipo de instalación estándar.

Como se mencionó anteriormente, la selección de una instalación estándar para un proyecto deberá basarse en una evaluación de la calidad de la construcción y de la inspección anticipada. Una instalación estándar Tipo 1 requiere de la más alta calidad de construcción y grado de inspección. La calidad de construcción requerida se reduce para una instalación estándar Tipo 2 y se reduce aún más para una instalación estándar Tipo 3. Una instalación estándar Tipo 4 prácticamente no requiere de inspección de calidad ni de construcción. Consecuentemente, una instalación estándar Tipo 4 requerirá de un tubo de mayor resistencia, y una instalación estándar Tipo 1 requerirá un tubo de menor resistencia para la misma profundidad de instalación.

Paso 4. Determinación del Factor de lecho (β_f).

El factor de lecho relaciona la resistencia del tubo en el campo y la resistencia del mismo en el ECD realizado en laboratorio. Dicho factor se puede definir como la relación entre el momento máximo en el ECD (M_{ECD}) y momento máximo en la condición de campo (M_C) (instalado y enterrado), cuando las cargas verticales bajo cada condición son iguales:

$$\beta_f = \frac{M_{ECD}}{M_C} \quad (5.6)$$

En base a numerosos estudios realizados, el manual de diseño (ACPA, 2011) proporciona los valores del factor de lecho para dos condiciones diferentes que se muestran en las tablas 5.1 y 5.2. Se puede observar que el factor mencionado está en función del diámetro del tubo y del tipo de instalación estándar elegida, cuando la condición de colocación es en terraplén (Tabla 5.1). Para la condición de instalación en zanja, el valor de β_f se vuelve constante e independiza del diámetro del tubo (Tabla 5.2).

Factor de lecho, condición en terraplén				
Diámetro del tubo	Instalación Estándar			
	Tipo 1	Tipo2	Tipo 3	Tipo 4
300 mm	4,4	3,2	2,5	1,7
600 mm	4,2	3	2,4	1,7
900 mm	4	2,9	2,3	1,7
1800 mm	3,8	2,8	2,2	1,7
3600 mm	3,6	2,8	2,2	1,7

Tabla 5.1: Factores de lecho para la condición de colocación del tubo en terraplén.

Paso 5. Aplicación del Factor de Seguridad (FS).

Ya se ha mencionado anteriormente el concepto de factor de seguridad. La norma ASTM-C76 (2022) especifica diferentes valores del mismo, en función del valor de

Factor de lecho, condición en zanja	
Instalación Estándar	Factor
Tipo 1	2,3
Tipo 2	1,9
Tipo 3	1,7
Tipo 4	1,5

Tabla 5.2: Factores de lecho para la condición de colocación del tubo en zanja.

$D_{0,3}$ determinado.

Paso 6. Selección de la Resistencia del Tubo.

Finalmente, la resistencia de servicio requerida en el ECD para tubos de hormigón viene dada por la ecuación 5.7

$$D_{0,3} = \frac{W_E + W_F + W_L}{D_i \times B_f} \quad (5.7)$$

donde W_E es carga de suelo que actúa sobre el tubo; W_F carga de fluido en la tubería; W_L es la carga viva; D_i es el diámetro interno; B_f el factor de lecho de suelo.

A partir de la ecuación 5.2, ya determinado un FS, la D_u requerida será:

$$D_u = FS \times \frac{W_E + W_F + W_L}{D_i \times B_f} \quad (5.8)$$

Una vez obtenidas ambas cargas requeridas, generalmente el proyectista determina a que clase resistente se ajustan y procede, en planta, a realizar ECD en tubos para verificar si los mismos cumplen los requisitos de resistencia. La norma IRAM-11503 (1986) establece tres clases resistentes y sus cargas normativas son expresadas en kN/m. Es decir, no contempla cargas tipo D, sino que especifica diferentes cargas de acuerdo al diámetro de tubo considerado. Se ha mencionado que los ensayos experimentales insumen tiempo y recursos económicos considerables. Por ello, es importante dotar a las Plantas de una herramienta teórica, calibrada a partir de algunos ensayos experimentales, mediante la cual se pueda obtener la resistencia de un tubo de HRFH en el ECD. El modelo teórico modificado en esta Tesis, pretende dar un paso en ese sentido.

5.2.3. Consideración final acerca de los modelos directos e indirectos

En la actualidad, tanto el método directo como el método indirecto son ampliamente empleados para el diseño de THA y vale destacar que ambos tienen elementos relacionados entre sí. Las modernas instalaciones estándar que fueron desarrolladas

para eliminar las limitaciones de las instalaciones históricas, y fueron incorporadas en el método de diseño directo, también se utilizan en el método de diseño indirecto con desempeño aceptable. Además, el llamado factor de arco vertical (VAF), generado por la distribución de presión de suelo de Heger, también se aplica en ambos métodos. Esto ocurre debido a que la evaluación racional, utilizada para predecir la resistencia de THA y los límites de ancho de fisura en el método de diseño directo, se desarrolló en base a los resultados de los ECD que originalmente estaban destinados al diseño indirecto.

El método indirecto requiere menor cantidad de pasos para realizar el diseño en comparación con el método de diseño directo, lo que representa una ventaja en la facilidad de uso (Erdogmus et al., 2010).

5.2.4. Situación y consideraciones normativas en cuanto al diseño de THRF

A nivel europeo, la EN-1916 (2002) regula tanto los tubos de hormigón simple (THS) como los THA y los tubos de hormigón reforzados con fibras de acero (THRFA). Esta norma no considera la situación mixta de fibras y armadura tradicional de malla de acero. Por otro lado, dicha normativa europea es base conceptual de las normas americanas ASTM-C14 (2020) y ASTM-C76 (2022) para THS y THA, respectivamente, todas ellas basadas en el método de diseño indirecto. La EN-1916 (2002) no indica las cuantías mínimas de armadura pasiva tradicional ni tampoco el contenido mínimo de fibras para alcanzar las distintas clases resistentes. Éstas se fijan en base a las normas de cada país, las cuales están basadas en la ASTM-C76 (2022) o en algún método de diseño de THA. En este sentido, en España la UNE-127916 (2020) es la que fija las cuantías mínimas de acero en THA. Sin embargo, la misma no establece las cuantías mínimas de fibra de acero para los THRFA, sino que debe disponerse la reflejada en los documentos de fábrica.

En latinoamérica, la norma brasilera NBR-8890 (2018) contempla el uso de fibra de acero como refuerzo estructural. Dicha norma contiene algunos cambios respecto a la metodología de ensayo de las normas europeas, en lo que a THRFA se refiere, es decir, reformula el procedimiento de ensayo de compresión diametral empleado para la determinación de la resistencia de los tubos. Al igual que la norma española, no fija cuantías mínimas, limitando su objetivo a la determinación de una carga mínima denominada exenta de daño y a la carga de rotura, en un método de diseño indirecto.

En general, debido a la falta de recomendaciones y métodos de cálculo simplificados, el diseño de los THRFA se hace por tanteo, es decir, se prueban varias dosificaciones y/o espesores hasta encontrar la cuantía óptima con la que se alcanza la clase resistente deseada en el ECD. Considerando lo anterior, respecto al diseño de THRFA, cuya aplicación y desarrollo han sido muy importantes en los últimos años, a conocimiento del autor no existe en la región un método de diseño práctico y confiable para la

determinación de cuantías cuando se utiliza un sistema de refuerzo híbrido de fibras. Es por ello, que se aborda el problema de desarrollar una herramienta, con la cual se logre diseñar tubos de hormigón reforzados con fibras híbridas (THRFH) en las condiciones reales de planta y optimizar el tipo y las cuantías de refuerzo. Así, se evitará recurrir a repetidos ensayos como método de diseño de prueba-error, que resulta costoso debido al gran número existente de diámetros comerciales, espesores y clases resistentes. Lo anterior, constituye una problemática que frena el desarrollo tecnológico de este elemento y la aceptación de fibras estructurales como refuerzo.

5.3. MODELO TEÓRICO MODIFICADO (MTM)

A continuación, se describen las ecuaciones de diseño desarrolladas por Peyvandi et al. (2014) para determinar la resistencia a flexión de tubos de hormigón armado (THA) y tubos de hormigón reforzados con fibras (THRF) y a partir de ellas, se introducen modificaciones para considerar el uso de fibras híbridas como refuerzo, en este caso, la combinación de fibras de acero (FA) y fibras de polipropileno (FPP).

5.3.1. Ecuaciones de diseño para la determinación de la carga máxima a flexión de tubos de hormigón a partir del ensayo de compresión diametral de tres aristas (ECD).

Los momentos que se generan en los tubos circulares durante el ECD están relacionados con el peso propio del tubo (W_p) y la carga máxima alcanzada durante dicho ensayo (W_t). Las condiciones críticas para el diseño de tubos a flexión ocurren en las zonas llamadas Clave y Contraclave (ver Figura 3.1). La W_t genera un momento ligeramente menor en la contraclave que en la clave. Sin embargo, debido a que sucede lo contrario con el momento generado por W_p , la combinación de momentos hace que éstos sean prácticamente iguales en ambas zonas. Asimilando la expresión para la determinación del momento según el método de diseño directo establecido en la norma ASCE-15-98 (2000), Peyvandi et al. (2014) establecen la siguiente expresión (ecuación 5.9) para la sección crítica. Dicha expresión, además de W_p y W_t , es dependiente del diámetro interno del tubo D_i , su espesor de pared h , y de dos constantes, C_{m1} y C_{m2} , las cuales Peyvandi et al. (2014) definen como: $C_{m1} = 0,75 \cdot C_{m2}$, siendo $C_{m2} = 0,07$.

$$M = (C_{m1} \cdot W_p + C_{m2} \cdot W_t) \cdot \left(\frac{D_i + h}{2} \right) \quad (5.9)$$

Entonces,

$$M = 0,035 \cdot (0,75 \cdot W_p + W_t) \cdot (D_i + h) \quad (5.10)$$

La ecuación 5.10 del momento en la sección crítica, llamada contraclave, se utili-

zará para calcular la carga máxima o de rotura de tubos de hormigón en el ECD.

5.3.2. Modificación de las ecuaciones de diseño para tener en cuenta el efecto híbrido de las FA y de las FPP

Las fibras pueden presentar dos tipos de comportamiento de falla: arrancamiento o rotura. Luego de ensayar los tubos descritos en el programa experimental de esta Tesis, se realizó una inspección visual de las grietas en los THRFH, determinándose que las fibras de acero fallaron por arrancamiento de la matriz, mientras que las fibras de polipropileno sufrieron una falla por rotura (ver Figura 5.4).



Figura 5.4: Macrofotografía de una grieta en un THRFH luego de la rotura. Las FA fallan por arrancamiento con rectificación del extremo conformado y las FPP por rotura. (González & Rougier, 2022)

En general, la tendencia al arrancamiento de la fibra de acero se incrementa con el aumento del diámetro de la fibra y la disminución de su relación de aspecto, además, se relaciona con su resistencia a la tracción y la adherencia o anclaje a la matriz del hormigón. Es importante remarcar que, en este modelo, las FA aportan la resistencia mecánica y se desestima el aporte de las FPP. Sin embargo, se considerará el aumento del rendimiento de las FA generado por la presencia de las FPP en la matriz del hormigón, de la manera que se explicará más adelante.

Cuando el comportamiento de falla es dominado por el arrancamiento (pull out) de la fibra, se asume que la distribución de tensiones de tracción del hormigón reforzado con fibras es uniforme. A partir de esta suposición, junto con las consideraciones de equilibrio de la Figura 5.5, se deduce la siguiente expresión (ecuación 5.11) para la resistencia a la flexión nominal de secciones del THRF.

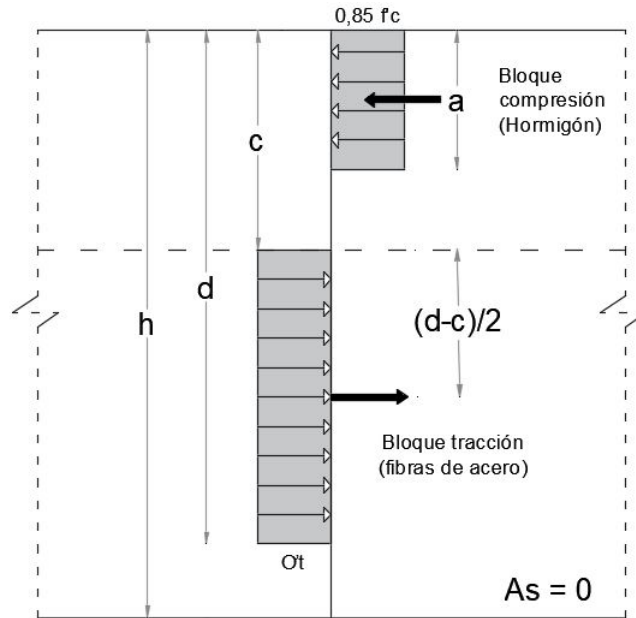


Figura 5.5: Distribución de la tensión de flexión en la condición final para una sección de hormigón reforzado con fibras con falla por arrancamiento. (Peyvandi et al., 2014)

$$M_n = A_s \cdot f_y \cdot \left(d - \frac{a}{2}\right) + \sigma_t \cdot (d - c) \cdot b \cdot \left(c - \frac{a}{2} + \frac{(d - c)}{2}\right) \quad (5.11)$$

Donde $A_s = 0$ debido a que en el modelo se evalúa solamente la utilización de fibras como refuerzo. Entonces, la ecuación 5.11 queda:

$$M_n = \sigma_t \cdot (d - c) \cdot b \cdot \left(c - \frac{a}{2} + \frac{(d - c)}{2}\right) \quad (5.12)$$

La altura del bloque de compresión a , se calcula utilizando la expresión clásica planteada por Ezeldin (1991), donde f_c es la resistencia a la compresión cilíndrica del hormigón simple, obtenida a partir de los ensayos de caracterización detallados en el apartado 3.3.5.2 de la presente Tesis.

$$a = \frac{\frac{A_s \cdot f_y}{b} + \sigma_t \cdot h}{0,85 \cdot f_c + \frac{\sigma_t}{\beta_1}} \quad (5.13)$$

donde:

A_s = sección de acero correspondiente a la armadura tradicional formada por ba-

rras. Es igual a cero debido a que solo se considera el refuerzo mediante fibras.

a = altura del bloque de compresión.

σ_t = resistencia a la tracción del hormigón reforzado con fibras.

b = ancho de la sección.

d = distancia desde el extremo de la fibra mas comprimida hasta el centroide del refuerzo de barras. En este caso, $d = h$ debido a que el refuerzo es mediante fibras.

h = espesor del elemento.

β_1 = factor que varía de 0,65 a 0,85. Para hormigones de resistencia a la compresión menor o igual a 28 MPa, $\beta_1 = 0,85$; para hormigones con resistencia mayor a 28 MPa y menor a 55 MPa, $\beta_1 = 0,85 - [0,05x(f_c - 28)]/7$, según la norma ACI-318 (2014).

$c = a/\beta_1$. Profundidad del eje neutro.

La resistencia a la tracción del hormigón reforzado con fibras (σ_t) es igual a $N.F$, donde N es el número de fibras por unidad de área y F es la fuerza máxima de tracción de una sola fibra. Las siguientes expresiones definen el valor de N y de F para las fibras de acero (ecuación 5.14 y 5.15):

$$N = \frac{0,5.V_f}{\frac{\pi.d_f^2}{4}} \quad (5.14)$$

$$F = \frac{\tau_f \cdot \pi \cdot d_f \cdot l_f}{4} \quad (5.15)$$

Por lo tanto, σ_t será:

$$\sigma_t = 0,5.V_f \cdot \tau_f \cdot \frac{l_f}{d_f} \quad (5.16)$$

donde V_f es el volumen de fibra empleado como refuerzo; τ_f (ya definido en pag. 123) es la tensión de adherencia o unión entre la fibra y la matriz de hormigón; l_f y d_f es la longitud y el diámetro de la fibra, respectivamente.

Con el fin de considerar el efecto del refuerzo híbrido será introducida una modificación en la ecuación 5.15, teniendo en cuenta lo siguiente. Deng et al. (2018) demostraron que la presencia de las fibras sintéticas en el HRFH genera efectos positivos en las propiedades de unión interfase entre la fibra de acero y la matriz. A este efecto lo modelan como una presión radial superficial que actúa sobre las fibras de acero aumentando la resistencia al arrancamiento de las mismas. Por lo tanto, la resistencia al arrancamiento expresada en la ecuación 5.15, es incrementada a partir de una fuerza adicional (F_a). Dicha fuerza es aportada por el efecto descrito anteriormente, dependiente de las fracciones de volumen de fibras de acero (V_{fa}) y de polipropileno (V_{fpp}) que se combinan, del coeficiente de fricción acero-hormigón (μ) y de dos factores denominados a y b , entonces:

$$F_a = \frac{\mu \cdot (a \cdot V_{fa} + b \cdot V_{fpp}) \cdot \pi \cdot d_f \cdot l_f}{4} \quad (5.17)$$

donde $a = 1,22$ y $b = 28,74$ y fueron obtenidos por ajuste de todos los resultados de ensayos de carga máxima de arrancamiento realizados por [Deng et al. \(2018\)](#). Las probetas empleadas por los autores citados contenían dosis de fibras híbridas (FA y FPP) similares a las empleadas en la presente Tesis. Se puede observar que el valor de b es significativamente mayor que el de a , lo que indica que las FPP tienen un rol más importante que las FA en el comportamiento de unión interfase. Sin embargo, su incidencia es menor debido a los bajos volúmenes de FPP que deben emplearse en sistemas de refuerzo híbridos ([Chi et al., 2014](#)).

La fuerza total de arrancamiento será la suma entre la obtenida a partir de la ecuación 5.15 y la correspondiente a la ecuación 5.17:

$$F = \frac{\tau_f \cdot \pi \cdot d_f \cdot l_f}{4} + F_a = \frac{\pi \cdot d_f \cdot l_f}{4} \cdot [\tau_f + \mu \cdot (1,22 \cdot V_{fa} + 28,74 \cdot V_{fpp})] \quad (5.18)$$

τ_f la tensión de adherencia en el HRF, para FA con extremo conformado, [Foster & Voo \(2003\)](#) la establecen en $1,5\sqrt{f_c}$, donde f_c es la resistencia a la compresión cilíndrica del hormigón. Para la etapa de calibración del MT, el valor de μ puede estimarse en 0,3 según las recomendaciones de [Li et al. \(1991\)](#). Entonces, reemplazando la ecuación 5.18 en la ecuación 5.16, tenemos:

$$\sigma_t = \left(\frac{0,5 \cdot V_f}{\frac{\pi \cdot d_f^2}{4}} \right) \cdot \left(\frac{\pi \cdot d_f \cdot l_f}{4} \right) \cdot [\tau_f + \mu \cdot (1,22 \cdot V_{fa} + 28,74 \cdot V_{fpp})] \quad (5.19)$$

Simplificando la ecuación anterior,

$$\sigma_t = 0,5 \cdot V_f \cdot \frac{l_f}{d_f} \cdot [\tau_f + \mu \cdot (1,22 \cdot V_{fa} + 28,74 \cdot V_{fpp})] \quad (5.20)$$

Finalmente, una vez calculadas las variables anteriores, al igualar el momento externo (ecuación 5.10) y el momento nominal (ecuación 5.12) y luego despejar, se obtiene la carga máxima W_t (ecuación 5.22) del ECD, de la siguiente manera:

$$M_n = M \quad (5.21)$$

$$W_t = \frac{200}{7} \cdot \frac{M_n}{(D_i - h)} - \frac{3}{4} \cdot W_p \quad (5.22)$$

5.4. RESULTADOS

5.4.1. Calibración del modelo teórico (MT) de **Peyvandi et al. (2014)** para THR-FA

Para la calibración del modelo se utilizan los resultados de carga de rotura (P_r) obtenidos a partir de experimentos propios, comparados con los obtenidos por otros investigadores en THRFA. Para el criterio de selección de trabajos se tuvo en cuenta que los especímenes ensayados posean características similares a los evaluados en esta Tesis (ver Capítulo 3). En la Tabla 5.3 se referencian dichos trabajos y se muestran las características de los tubos y de las fibras empleadas como refuerzo.

Autores	Fibras de acero				Geometría del tubo		
	f_c MPa	l_{fa} mm	d_{fa} mm	C_f kg/m ³	L mm	D_i mm	h mm
Ferrado et al. (2018)	31	50	1	20	1000	600	75
	31	50	1	25	1000	600	75
González & Rougier (2022)	17	50	1	20	1000	600	75
	17	50	1	25	1000	600	75
Monte (2015)	28	30	0,67	10	1500	600	62
	30	30	0,67	20	1500	600	62
Lee et al. (2019)	33	35	0,538	15	1000	600	75
	33	35	0,538	25	1000	600	75

f_c = resistencia a la compresión del hormigón.

l_{fa} = longitud de la fibra de acero.

d_{fa} = diámetro de la fibra de acero.

C_f = contenido de fibras.

L = longitud del tubo.

D_i = diámetro interno del tubo.

h = espesor de pared del tubo.

Tabla 5.3: Publicaciones, parámetros de tubos y fibras empleadas en las mismas.

En la Figura 5.6 se muestran los resultados de la Carga de Rotura (P_r) teórica obtenida a partir del MT y su comparación con la P_r experimental, en función del C_f de refuerzo. Para facilitar la comparación y el análisis se calcula un coeficiente de variación porcentual (COV) entre cada par de valores.

En dicha Figura (Fig. 5.6) se observa que los mayores valores de COV, entre la P_r teórica y la P_r experimental, se obtuvieron para los menores contenidos de fibras de refuerzo, es decir, para 10 kg/m³ y 15 kg/m³ de los trabajos de Monte (2015) y Lee et al. (2019), respectivamente. Las observaciones anteriores demuestran la importancia del volumen de fibras como parámetro de MT, actuando de manera directa en el cálculo de la σ_t (ecuación 5.16). En cambio, para un contenido de fibras de 25 kg/m³ los resultados de los trabajos difieren notablemente. En el trabajo de Ferrado et al. (2018) el coeficiente es bajo para dicho C_f , igual a 7,15 %, mientras que en los trabajos de

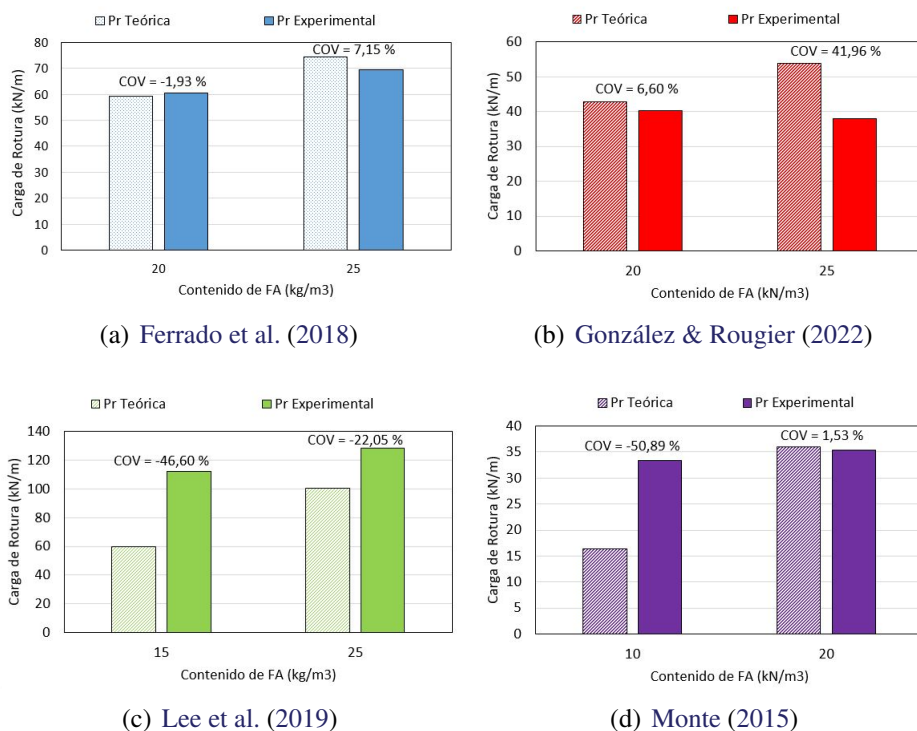


Figura 5.6: Comparación entre la carga de rotura (P_r) teórica obtenida con el MT y la experimental en distintos trabajos publicados, considerando los C_f empleados.

(González & Rougier, 2022) y Lee et al. (2019) superan el 20 %.

Los menores COV se obtuvieron para un C_f de 20 kg/m³ empleados en los trabajos de Ferrado et al. (2018), González & Rougier (2022) y Monte (2015). En ninguno de los casos mencionados el COV superó el 7 %, alcanzando el MT su mejor ajuste. Si bien el análisis de dicho modelo se continúa en los siguientes párrafos, se destaca que este resultado no deja de ser alentador ya que los THRFH evaluados en esta Tesis tienen el C_f mencionado. Por lo cual, se parte de una adecuada aproximación al momento de evaluar el efecto de la adición de las fibras de polipropileno en el sistema de refuerzo híbrido. Sin embargo, en trabajos futuros se podrá continuar con el desarrollo del MT a fin de obtener una mayor generalización del mismo y un mejor ajuste para distintos contenidos de FA.

Para el refuerzo de los THRFH, en los trabajos de Ferrado et al. (2018) y González & Rougier (2022) se utilizaron FA con idénticas características, además, los especímenes fueron elaborados con los mismos medios de producción y en la misma planta. La principal diferencia entre los especímenes evaluados radica en la resistencia cilíndrica del hormigón base, siendo la del trabajo de González & Rougier (2022) más baja. La mejor aproximación se obtuvo cuando la resistencia del material fue mayor, lo cual, podría explicar la diferencia de ajuste del modelo para un C_f de 25 kg/m³ entre los dos trabajos. La baja resistencia de la matriz produce una disminución de la resistencia al arrancamiento de las fibras (Abbas & Iqbal Khan, 2016), lo que reduce la resistencia a

la rotura del espécimen.

5.4.2. Resultados obtenidos a partir del modelo teórico modificado (MTM) para THRFH

En los THRFH, tal como se describió en capítulos anteriores, se mantuvo constante la dosis de FA en 20 kg/m^3 , la cual se combinó con dos contenidos diferentes de fibras de polipropileno (FPP): $0,50 \text{ kg/m}^3$ (0,05 %) y 1 kg/m^3 (0,1 %). El grupo correspondiente a la primera dosis se denomina THRFH-20/0.5 y el segundo THRFH-20/1.0.

En primer lugar, se definieron los parámetros a usar en el MTM, relacionados a la geometría del tubo y de las fibras, fracción de volumen empleada y resistencia a la compresión del hormigón. Estos parámetros se muestran en la Tabla 5.4. Luego, fueron seleccionados diferentes valores del coeficiente de fricción (μ) para determinar con cual se ellos se obtiene un mejor ajuste entre los resultados de P_r teórica y experimental. Cabe mencionar que la literatura establece a los valores de μ , para interfaces acero-matriz cementicea, en un rango comprendido entre 0,3 y 0,5 (Rabbat & Russell, 1985). Por ello, se usaron valores de μ empleados con éxito por los siguientes investigadores: Zhan & Meschke (2014) ($\mu = 0,3$), Cunha et al. (2010) ($\mu = 0,4$), Markovich et al. (2001) ($\mu = 0,5$).

Los valores de μ y los parámetros de la Tabla 5.4 se complementan con los de la Tabla 5.5. Además, se debe en tener cuenta que a los fines del cálculo se adopta $L = b$, $h = d$ y $\beta_1 = 0,85$.

Denominación	f_c MPa	l_{fa} mm	FA		FPP	Geometría del tubo		
			d_{fa} mm	V_{fa} %	V_{fpp} %	L mm	D_i mm	h mm
THRFH-20/0.5	17	50	1	0,25	0,05	1000	600	75
THRFH-20/1.0	17	50	1	0,25	0,1	1000	600	75

f_c = resistencia a la compresión del hormigón.

l_{fa} = longitud de la fibra de acero.

d_{fa} = diámetro de la fibra de acero.

V_{fa} = volumen de fibras de acero.

V_{fpp} = volumen de fibras de polipropileno.

L = longitud del tubo.

D_i = diámetro interno del tubo.

h = espesor de pared del tubo.

Tabla 5.4: Parámetros geométricos y fibras empleadas en el MTM para THRFH.

La Figura 5.7 muestra los valores de las cargas de rotura obtenidas con el MTM, calculadas para distintos valores de μ , en función de los distintos tenores de FPP adicionados al sistema híbrido. También, en la misma Figura, se muestra la carga de rotura media (P_r^{exp}) obtenida experimentalmente.

Parámetro	THRFH-20/0.5			THRFH-20/1.0		
μ (-)	0,30	0,40	0,50	0,30	0,40	0,50
σ_t (MPa)	0,427	0,438	0,449	0,454	0,475	0,495
a (mm)	2,143	2,197	2,251	2,276	2,373	2,471
c (mm)	2,521	2,585	2,648	2,679	2,792	2,907

Tabla 5.5: Parámetros de la sección determinados en función del valor de μ .

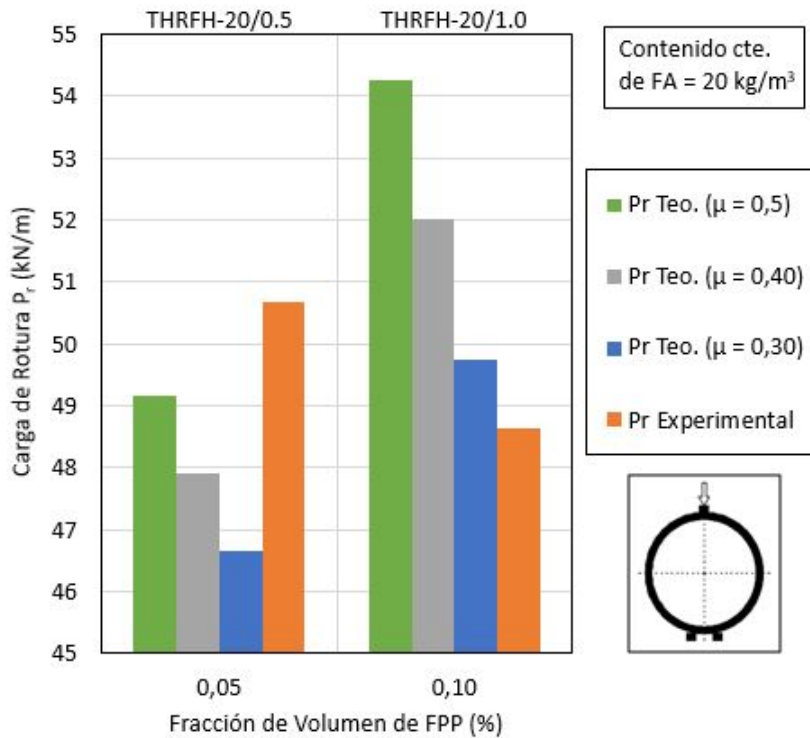


Figura 5.7: Cargas de rotura obtenidas para diferentes valores de μ con el MTM y cargas de rotura media obtenidas experimentalmente para THRFH-20/0.5 y THRFH-20/1.0.

En la Figura 5.7, se observa que para un contenido de FPP de 0,05 % en el sistema híbrido, el valor de P_r teórica más ajustado al experimental fue el calculado para $\mu = 0,5$. Por el contrario, para 0,1 % de FPP en el sistema híbrido, la P_r teórica que más se aproximó al valor medio experimental fue la calculada con $\mu = 0,3$. Estudios anteriores (Cailleux et al., 2005; Georgiadi-Stefanidi et al., 2010) han determinado que el aumento del coeficiente de fricción conduce al incremento de la resistencia al arranque de las fibras, lo que genera un impacto directo en el desempeño mecánico de los elementos estructurales. Sin embargo, en el MTM tiene mayor influencia el contenido de fibras (con FA constante) que el incremento de μ , ya que la variación de la P_r es mayor al pasar de un contenido de FPP de 0,05 % a 0,1 %, en comparación con el incremento de μ de 0,3 a 0,4, para un contenido constante de FPP en el sistema de refuerzo híbrido.

Debido a que la carga de rotura promedio experimental fue menor para los tubos

con mayor contenido de fibras, se deberá encontrar un valor de μ que genere resultados equilibrados en el MTM, es decir, los que mejor se ajusten a la realidad experimental. Por ello, en la Tabla 5.6 se resumen los resultados de P_r calculados con el MTM y se comparan con los experimentales, tomando los coeficientes μ mencionados anteriormente e introduciendo un coeficiente de variación porcentual (COV).

Denominación	μ	P_r^{teo} kN/m	P_r^{exp} kN/m	COV %
THRFH-20/0.5	0,50	49,16	50,7	-3,0
THRFH-20/1.0	0,50	54,27	48,6	11,7
THRFH-20/0.5	0,40	47,91	50,7	-5,50
THRFH-20/1.0	0,40	52,01	48,6	7,00
THRFH-20/0.5	0,30	46,67	50,7	-7,9
THRFH-20/1.0	0,30	49,74	48,6	2,34

μ = coeficiente de fricción.

Tabla 5.6: Comparación entre los valores de P_r teóricas y experimentales para THRFH.

Como se observa en la Tabla 5.6, con μ igual a 0,3 se obtienen valores de carga de rotura cuyos COV son mas equilibrados teniendo en cuenta los dos grupos de THRFH analizados. Es decir, el resultado para THRFH-20/1.0 no sobrevalora demasiado la P_r^{exp} y tampoco subestima demasiado la P_r^{exp} del grupo de THRFH-20/0.5, siendo inferior a la misma en 7,9 %. Vale destacar que, al estimar la carga máxima o de rotura, es muy importante que los valores calculados no sobrestimen la acción de refuerzo de las fibras para estar del lado de la seguridad estructural. Por ello, se considera un ajuste adecuado el valor de P_r^{teo} en el grupo de THRFH-20/1.0, que apenas supera al experimental en 2,34 % para el valor de μ mencionado.

Es imprescindible, en esta discusión de resultados, no dejar de observar la gran cantidad de parámetros y simplificaciones que están involucradas en el planteamiento del modelo y, por ello, se considera que los resultados obtenidos son positivos. Será necesario, en trabajos futuros, estudiar experimentalmente nuevas combinaciones de fibras híbridas para observar el comportamiento estructural de los THRFH y, así, construir curvas de correlación vinculadas al modelo teórico que indiquen con seguridad los valores de carga máxima para las distintas variantes de dosaje.

5.4.3. Comparación entre los resultados teóricos y numéricos

En la Tabla 5.7 se muestran los comparación entre los valores de cargas máximas o de rotura (P_r^{teo}) calculadas mediante el MTM y las cargas obtenidas a partir de la simulación numérica del ECD (P_r^{num}). Para estas últimas, se consideran las P_r^{num} del modelo con los apoyos del tubo definidos tubo como material elástico. Esto se debe a que la curva de este modelo se ajusta de manera mas aproximada a la registrada experimentalmente. En la misma tabla (Tabla 5.7), se muestra el COV (%) para cada

uno de los grupos de tubos estudiados, es decir, los que contienen dos dosificaciones diferentes de fibras.

Denominación	P_r^{teo} kN/m	P_r^{num} kN/m	COV %
THRFH-20/0.5	46,67	52,54	12,6
THRFH-20/1.0	49,74	52,72	5,9

Tabla 5.7: Comparación entre los valores de P_r teóricas y experimentales para THRFH.

Se observa que para los THRFH-20/0.5 la diferencia porcentual entre los valores de P_r obtenidos a partir de los modelos teórico y numérico es significativa, siendo superior el segundo en 12,6 %. Sin embargo, para el grupo THRFH-20/1.0 la diferencia es baja, apenas 5,9 %. Esto se debe a que, mientras el modelo teórico asume que la adición de un mayor volumen de FPP genera un incremento sustancial en la capacidad de carga de los THRFH, por el contrario, el modelo numérico se comporta de manera más conservadora arrojando un valor apenas superior al obtenido para los THRFH con menor porcentaje de FPP. Sin embargo, ambos modelos estiman un incremento de la carga máxima o de rotura con el incremento del contenido de fibra en el sistema híbrido.

En esta Tesis se pretende lograr un modelo, tanto teórico como numérico, lo más sencillo y práctico posible para que pueda aplicarse en la industria. Por ello, en ambos modelos se simplifican un gran número de variables que intervienen en el problema, principalmente, las relacionadas con los efectos que producen las fibras en la colocación y compactación del hormigón. Así, los modelos muestran una relación directamente proporcional entre el aumento del contenido de fibras y el incremento de la resistencia máxima del tubo, sin considerar los efectos perjudiciales que genera una mayor cantidad de fibras en la compactación del material. Lo cual, determina un contenido óptimo que limita los volúmenes de fibras de refuerzo como han demostrado experimentalmente otras investigaciones (Abolmaali et al., 2012; Deng et al., 2022; Escariz, 2012; Mohamed et al., 2014).

Capítulo 6

CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES PARA TRABAJOS FUTUROS

6.1. INTRODUCCIÓN

En esta Tesis, se analiza la eficiencia del uso de fibras híbridas, de acero (FA) y polipropileno (FPP), como refuerzo del hormigón en su aplicación a tubos de drenaje. Los ensayos realizados mostraron la adecuada capacidad del sistema de refuerzo con fibras híbridas, como alternativa a la armaduras tradicionales de mallas de acero empleadas en los tubos de hormigón. Además, el trabajo experimental permitió calibrar un modelo numérico capaz de reproducir el comportamiento de los tubos de hormigón reforzado con fibras híbridas (THRFH) en el ensayo de compresión diametral. También, se modificó un modelo teórico existente para estimar la carga máxima o de rotura de los THRFH sometidos a dicho ensayo.

La Tesis representa una contribución ya que el estudio experimental, numérico y teórico permite: analizar la posibilidad del uso de hormigón reforzado con fibras híbridas (HRFH) en tubos, elaborados a partir de medios de producción, mano de obra y materiales regionales; obtener conclusiones no existentes en la bibliografía respecto a la eficiencia del HRFH en su aplicación a tubos; proponer una herramienta numérica, que junto con la modificación de un modelo teórico existente, contribuya al diseño de THRFH y al desarrollo de una futura normativa sobre el tema.

En este apartado se destacan las conclusiones más relevantes de la Tesis, tanto de las campañas experimentales como de la simulación numérica y del modelo teórico propuesto. También, se realizan recomendaciones para futuras investigaciones.

6.2. CONCLUSIONES

Ensayos de tubos

- No fue necesaria ninguna modificación en la planta de premoldeados para el uso de las fibras híbridas como refuerzo, ya que las mismas se agregaron a la mezcladora de manera similar a los otros agregados que conformaron el material. Además, en la etapa de producción, su utilización redujo el tiempo destinado a

la preparación de la armadura convencional formada por una malla de acero que requiere de armado, cilindrado, soldado y colocación.

- Los THRFH, con las dos dosificaciones de fibras empleadas, tuvieron mejor desempeño mecánico que los tubos reforzados con un solo tipo de fibras (fibras de acero), principalmente en términos de capacidad de carga con incrementos que rondan el 25 %. La observación anterior muestra el beneficio de la sinergia que se genera entre las FA y las FPP al combinarlas en un sistema de refuerzo híbrido.
- Los THRFH alcanzaron los requisitos de resistencia establecidos para THA clase II de la norma IRAM-11503 (1986), superando en promedio la carga mínima de prueba y la carga mínima de rotura de dicha clase. Además, los THRFH con las dos dosis de fibras empleadas, alcanzaron cargas de rotura promedio similares a la obtenida en los THA del grupo de control, con variaciones menores al 6 %. También, de las muestras de HRFH caladas de los tubos se obtuvieron porcentajes de absorción de agua menores, en promedio, al valor máximo establecido por la norma IRAM-11503 (1986), cumpliendo con este requisito de calidad. Sin embargo, comparando las dos dosificaciones de fibras híbridas de refuerzo, el hormigón con el contenido de FPP mas alto, tuvo un mayor porcentaje de absorción de agua.
- El incremento de las FPP, en el sistema de refuerzo híbrido, produjo un aumento del porcentaje de absorción de agua que indicaría una mayor dificultad para la compactación del material, lo que generó una leve reducción de la carga de rotura en los THRFH con mayor contenido de dichas fibras. Por ello, se estima que para cada matriz de HRFH existe un tenor de fibras óptimo.
- Los THRFH mostraron un modo de falla dúctil, sin desprendimientos de hormigón ni aplastamiento diametral. Por el contrario, se observó que los tubos de hormigón armado (THA) reforzados con armadura tradicional, sufrieron desprendimientos de hormigón, aún antes de alcanzar la carga máxima y los tubos de hormigón simple (THS) rompieron de manera frágil con aplastamiento diametral.
- Según la presente investigación, si bien sería necesario realizar mayor cantidad de ensayos, sería factible reemplazar la armadura convencional de malla acero por este sistema de fibras híbridas.

Simulación numérica

- La modelación en dos dimensiones del ECD para THRFH, considerando la mejora que produce la inclusión de las FPP en la tensión de unión entre las FA y la

matriz del material, conlleva a reproducir razonablemente el comportamiento del conjunto. Además, el modelo tiene la ventaja que evita discretizar por separado las fibras, reduciendo el costo computacional y haciendo más sencillo el estudio paramétrico considerando distintas variables de diseño.

- La reproducción del comportamiento de los THRFH a través de la modelación del ensayo de compresión diametral resultó satisfactoria, brindando estimaciones aceptables de la capacidad de carga de los mismos. La diferencia entre la carga máxima numérica y experimental promedio en los THRFH con dosis de 20 kg/m^3 de FA y $0,5 \text{ kg/m}^3$ de FPP no superó el 2 % y en los THRFH con dosis de 20 kg/m^3 de FA y $1,0 \text{ kg/m}^3$ fue menor al 9 %.
- Según el estudio paramétrico realizado para THRFH con 20 kg/m^3 de FA y $0,5 \text{ kg/m}^3$ de FPP, el aumento de la resistencia de la matriz del material tuvo mayor influencia en la capacidad resistente del tubo, en comparación con el incremento de la esbeltez de las FA que conforman el sistema de refuerzo híbrido. Además, en este estudio se determinó que una variación en la resistencia del material de 17 MPa a 20 MPa, más un aumento en la esbeltez de las FA de 50 a 67, genera un incremento de la carga máxima que supera la carga mínima establecida por la norma IRAM-11503 (1986) para la clase III, es decir, una clase superior a la estudiada en esta Tesis.

Modelo teórico

- Un modelo teórico, original de [Peyvandi et al. \(2014\)](#), se modificó para incluir los efectos que producen las FPP en las propiedades de unión FA-matriz y así obtener la carga máxima de THRFH en el ECD. Teniendo en cuenta la gran cantidad de variables involucradas y las simplificaciones adoptadas para el modelo de cálculo teórico modificado, se concluye que los valores de carga de rotura resultantes fueron razonables, con variaciones menores al 8 %, respecto a los obtenidos experimentalmente para ambas dosis de fibras híbridas estudiadas.
- Es importante observar que, tanto el modelo numérico como el teórico modificado, sobre estimaron levemente la carga máxima respecto a la obtenida experimentalmente para el grupo de THRFH con mayor contenido de fibras. Esto se debe a que los modelos no consideran los efectos netamente tecnológicos y las dificultades que conlleva la compactación del material con mayor contenido de fibras. Por lo cual, los modelos predicen que un incremento en el contenido de fibras de refuerzo genera un aumento en la carga de rotura del tubo.

6.3. SUGERENCIAS PARA TRABAJOS FUTUROS

La realización del presente trabajo de Tesis, en el campo experimental, numérico y teórico, muestra que el tema en estudio aún contiene muchos aspectos en los que se debe profundizar. A continuación se sugieren algunos de ellos.

- Implementar una metodología de compactación que permita una mejor elaboración y mayor representatividad de las probetas de hormigón de consistencia seca, empleado para la elaboración de los tubos premoldeados.
- Realizar nuevos ensayos a escala real de tubos, donde se varíen los siguientes parámetros principales: resistencia de la matriz de hormigón, contenido de fibras en combinación y características de las mismas (materiales de fabricación, propiedades mecánicas y relación de aspecto).
- Con nuevos ensayos experimentales en THRFH de 600 mm de diámetro, continuar la calibración del modelo teórico para otros dosajes de fibras híbridas de acero y polipropileno.
- Desarrollar un modelo constitutivo para HRFH, en el cual, se modele la matriz considerando los beneficios de las fibras de polipropileno y, separadamente de manera discreta, las fibras de acero embebidas en dicha matriz.

Apéndice A

Anexo - Cap. 3

A.1. COMPARACIÓN DE RESULTADOS DE RESISTENCIA A LA COMPRESIÓN CILÍNDRICA CON CRITERIO ESTADÍSTICO

A.1.1. Introducción

Como se explicó en el Capítulo 3, se realizó la caracterización del hormigón simple (HS), hormigón reforzado con fibras de acero (HRFA) y hormigón reforzado con fibras híbridas (HRFH) a través de ensayos a compresión simple de probetas cilíndricas. Sin embargo, el método de compactación empleado para el hormigón no se encuentra normalizado. Por lo tanto, en este anexo se realiza un estudio estadístico cuyo objetivo es comparar la resistencia a la compresión cilíndrica de probetas provenientes de los hormigones con diferentes características de refuerzo, empleados para la elaboración de los especímenes.

A continuación, se realizan las pruebas para determinar la semejanza, o no, de los valores de resistencia media calculados para cada grupo de probetas.

A.1.2. Nomenclatura

- HS = hormigón simple.
- HRFA = hormigón reforzado con fibras de acero con relación de aspecto igual a 50.
- HRFA-20 = hormigón reforzado con 20 kg/m³ fibras de acero con relación de aspecto igual a 50.
- HRFA-25 = hormigón reforzado con 25 kg/m³ fibras de acero con relación de aspecto igual a 50.
- HRFH = hormigón reforzado con fibras híbridas. Combinación de fibras de acero, con relación de aspecto igual a 50, y fibras de polipropileno.

- HRFH-20/0.5 = hormigón reforzado con fibras híbridas. Combinación de 25 kg/m³ de fibras de acero, con relación de aspecto igual a 50, y 0,5 kg/m³ de fibras de polipropileno.
- HRFH-20/1.0 = hormigón reforzado con fibras híbridas. Combinación de 25 kg/m³ de fibras de acero, con relación de aspecto igual a 50, y 1,0 kg/m³ de fibras de polipropileno.
- α = nivel de significación del test, es una probabilidad.
- μ_x, μ_y, μ_z = medias poblacionales de las muestras x, y, z, respectivamente.
- H_0 = hipótesis nula, afirmación acerca de una o más poblaciones.
- H_1 = hipótesis alternativa.
- h = estadístico de la prueba no paramétrica de Kruskal Wallis.

A.1.3. Comparación entre tres poblaciones: Hormigón simple (HS); Hormigón reforzado con 20 kg/m³ de FA (HRFA-20); y Hormigón reforzado con 25 kg/m³ de FA (HRFA-25).

A.1.3.1. Estadística descriptiva

En la Figura A.1 se muestra la comparación entre la distribución de los datos del HS, el HRFA-20 y el HRFA-25, obtenidos a partir del ensayo de compresión simple de probetas cilíndricas compactadas mediante pisón. La resistencia media del HS es 28,48 MPa, con una desviación estándar igual a 4,09 MPa y el número de unidades ensayadas es 10. La resistencia media del HRFA-20 es 32,73 MPa, con una desviación estándar igual a 3,74 MPa y el número de unidades ensayadas es 6. La resistencia media del HRFA-25 es 31,56 MPa, con una desviación estándar igual a 2,42 MPa y el número de unidades ensayadas es 6.

A.1.3.2. Prueba de normalidad Shapiro-Wilk

	Estadístico	P < W
HS	0,91761	0,33745
HRFA-20	0,70562	0,00708
HRFA-25	0,89376	0,33837

Tabla A.1: Valores obtenidos a partir de la prueba de normalidad Shapiro-Wilk.

De acuerdo a los valores resultados de las pruebas, presentados en la Tabla A.1 para un $\alpha = 0,05$, se observa que las muestras HS y HRFA-25 se extrajeron de poblaciones normalmente distribuidas. Por el contrario, la muestra de HRFA-20 no evidencia lo

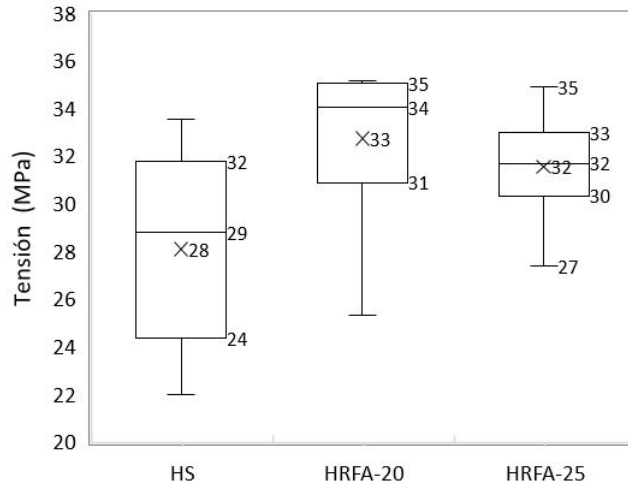


Figura A.1: Comparación entre la resistencia del HS y el HRFA.

anterior. Por lo tanto, para la comparación de las medias se deben utilizar métodos no paramétricos de análisis.

A.1.3.3. Prueba de homogeneidad de varianzas Test de Levene

	Suma de cuadrados	Cuadrados medios	F	p > F
Modelo	393,0443	196,522	0,99282	0,3889
Error	3760,9359	197,944		

Tabla A.2: Test de Levene. Homogeneidad de varianzas.

Para un $\alpha = 0,05$, según Tabla A.2, las variaciones de la población no son significativamente diferentes.

A.1.3.4. Test de hipótesis

Se realiza la prueba no paramétrica de Kruskal Wallis para tres muestras independientes.

- Hipótesis nula. $H_0 : \mu_x = \mu_y = \mu_z$
- Hipótesis alternativa. $H_1 : \text{las tres medias son diferentes}$

Nivel de significancia: $\alpha = 0,05$

Región crítica: $h \leq X_{0,05}^2 = 5,991$ para $v = 2$ grados de libertad.

Calculando mediante la siguiente expresión (ecuación A.1):

$$h = \frac{12}{n(n-1) \sum_{i=1}^k \frac{R_i^2}{n_i} - 3(n+1)} \quad (\text{A.1})$$

donde k es el número de muestras; n es la cantidad total de resultados.

El valor de h será 1,4885, por lo tanto, no cae en la región crítica $h \leq 5,991$.

A partir del resultado anterior se concluye que no hay suficiente evidencia para rechazar la hipótesis nula, es decir, la que sostiene que las resistencias medias a la compresión de los grupos son las mismas. Por lo tanto, la incorporación de fibras de acero no altera la resistencia a la compresión del hormigón analizado.

A.1.4. Comparación entre tres poblaciones: Hormigón simple (HS); Hormigón reforzado con fibras híbridas: 20 kg/m³ de FA y 0,5 kg/m³ de FPP (HRFH-20/0.5); y Hormigón reforzado con fibras híbridas: 20 kg/m³ de FA y 1,0 kg/m³ de FPP (HRFH-20/1.0)

A.1.4.1. Estadística descriptiva

En la Figura A.2 se muestra la comparación entre la distribución de los datos del HS, el HRFH-20/0.5 y el HRFH-20/1.0, obtenidos a partir del ensayo de compresión simple de probetas cilíndricas compactadas mediante pisón. La resistencia media del HRFH-20/0.5 es 29,09 MPa, con una desviación estándar igual a 5,31 MPa y el número de unidades ensayadas es 9. La resistencia media del HRFH-20/1.0 es 24,07 MPa, con una desviación estándar igual a 6,59 MPa y el número de unidades ensayadas es 6.

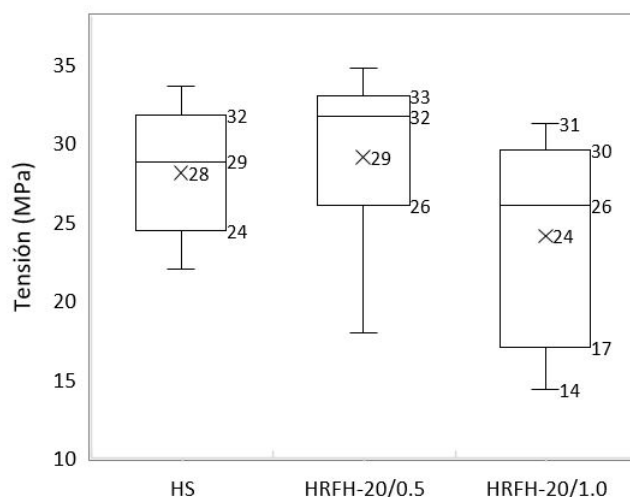


Figura A.2: Comparación entre la resistencia del HS y el HRFH.

A.1.4.2. Prueba de normalidad Shapiro-Wilk

De acuerdo a los valores resultados de las pruebas, expresados en la Tabla A.3, para un $\alpha = 0,05$, se supone que las muestras HRFH-20/0.5 y HRFH-20/1.0 se extrajeron de poblaciones normalmente distribuidas.

	Estadístico	P < W
HRFH-20/0.5	0,88238	0,1663
HRFH-20/1.0	0,91633	0,47931

Tabla A.3: Valores obtenidos a partir de la prueba de normalidad Shapiro-Wilk.

A.1.4.3. Prueba de homogeneidad de varianzas Test de Levene

	Suma de cuadrados	Cuadrados medios	F	p > F
Modelo	1695,3712	847,6856	0,97946	0,3913
Error	19040,2628	865,4664		

Tabla A.4: Test de Levene. Homogeneidad de varianzas.

Para un $\alpha = 0,05$, según Tabla A.4, las variaciones de las poblaciones no son significativamente diferentes.

A.1.4.4. Test de hipótesis

- Hipótesis nula. $H_0 : \mu_x = \mu_y = \mu_z$
- Hipótesis alternativa. H_1 : las medias de los grupos son diferentes.

Origen de las variaciones	Suma de cuadrados	Grados de libertad	Cuadrados medios	F	p
Inter-grupos	96,7156	2	48,35783	1,7894	0,1905
Intra-grupos	594,5187	22	27,02357		
Total	691,2344	24			

Tabla A.5: Test de hipótesis para la comparación de las medias entre poblaciones.

Por el resultado anterior, mostrado en Tabla A.5, concluimos que no hay evidencia suficiente para rechazar la hipótesis nula H_0 . Por lo tanto, se sostiene que las resistencias medias a la compresión de los tres grupos son iguales, es decir, no se evidencia alguna alteración de la misma por la incorporación de fibras híbridas.

A.2. COMPARACIÓN DE RESULTADOS DE CARGA MÁXIMA PROMEDIO ENTRE EL GRUPO DE CONTROL THA, Y LOS GRUPOS DE THRFA y THRFH

A.2.1. Introducción

A continuación, se realiza la comparación con criterio estadístico de las cargas promedio de rotura, o máximas, registradas durante los ensayos experimentales de los diferentes grupos de tubos.

A.2.2. nomenclatura

- THA = grupo de tubos de hormigón armado, reforzado con la armadura tradicional de barras de acero.
- THRFA-20 = tubos de hormigón reforzado con 20 kg/m³ fibras de acero.
- HRFA-25 = tubos de hormigón reforzado con 25 kg/m³ fibras de acero.
- THRFH-20/0.5 = tubos de hormigón reforzado con fibras híbridas. Combinación de 25 kg/m³ de fibras de acero, con relación de aspecto igual a 50, y 0,5 kg/m³ de fibras de polipropileno.
- THRFH-20/1.0 = tubos de hormigón reforzado con fibras híbridas. Combinación de 25 kg/m³ de fibras de acero, con relación de aspecto igual a 50, y 1,0 kg/m³ de fibras de polipropileno.
- α = nivel de significación del test, es una probabilidad.
- μ_x, μ_y, μ_z = medias poblacionales de las muestras x, y, z, respectivamente.
- H_0 = hipótesis nula, afirmación acerca de una o más poblaciones.
- H_1 = hipótesis alternativa.

A.2.3. Comparación entre los grupos de THRFA y los THA.

A.2.3.1. Estadística descriptiva

En la Figura A.3 se muestra la comparación entre la distribución de los datos de carga máxima de THA, THRFA-20 y THRFA-25. La carga de rotura promedio mas alta es igual a 51,75, con una desviación estándar de 2,98 MPa y corresponde al grupos de THA con 4 especímenes ensayados. La resistencia media de THRFA-20 es 40,25 MPa, con una desviación estándar igual a 3,77 MPa y el número de unidades ensayadas es 4. La resistencia media del THRFA-25 es 38 MPa, con una desviación estándar igual a 2,82 MPa y el número de unidades ensayadas es 4.

A.2. COMPARACIÓN DE RESULTADOS DE CARGA MÁXIMA PROMEDIO ENTRE EL GRUPO DE CONTROL THA, Y LOS GRUPOS DE THRFA y THRFA 181

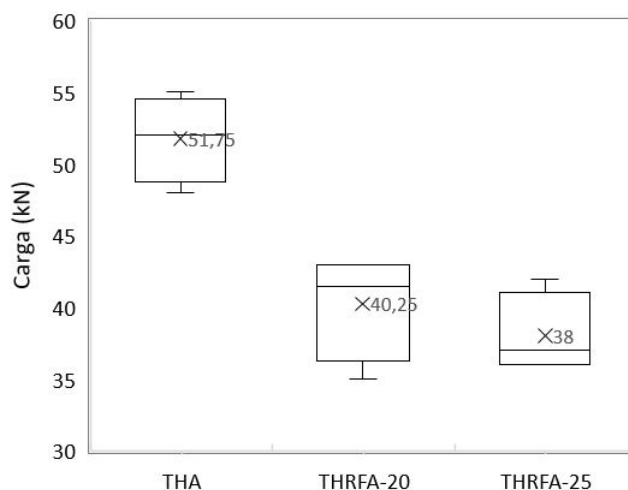


Figura A.3: Comparación de carga máxima entre los grupos de THA, THRFA-20 y THRFA-25.

A.2.3.2. Prueba de normalidad Shapiro-Wilk

	Estadístico	P < W
THA	0,989	0,9523
HRFA-20	0,841	0,1992
HRFA-25	0,827	0,1612

Tabla A.6: Valores obtenidos a partir de la prueba de normalidad Shapiro-Wilk.

De acuerdo a los valores resultados de las pruebas, mostrados en Tabla A.6, para un nivel $\alpha = 0,05$ se supone que las muestras THA, THRFA-20 y THRFA-25 se extrajeron de poblaciones normalmente distribuidas.

A.2.3.3. Test de levene – Homogeneidad de la varianza

	Suma de cuadrados	Cuadrados medios	F	p > F
Modelo	51,26042	25,63021	0,3322	0,72578
Error	694,375	77,15278		

Tabla A.7: Test de Levene. Homogeneidad de varianzas.

Para un $\alpha = 0,05$, se observa en la Tabla A.7 que las variaciones de las poblaciones no son significativamente diferentes.

A.2.3.4. ANOVA de una vía- Prueba de hipótesis

- Hipótesis nula. $H_0 : \mu_x = \mu_y = \mu_z$
- Hipótesis alternativa. H_1 : las medias de los grupos son diferentes.

Origen de las variaciones	Suma de cuadrados	Grados de libertad	Cuadrados medios	F	p
Inter-grupos	435,16667	2	217,58333	20,94385	4, 11,10 ⁻⁴
Intra-grupos	93,5	9	10,38889		
Total	528,66667	11			

Tabla A.8: Test de hipótesis para la comparación de las medias entre poblaciones.

Por el resultado de la prueba anterior, mostrado en la Tabla A.8, concluimos que existe evidencia suficiente para rechazar la hipótesis nula H_0 y aceptar la hipótesis alternativa H_1 . Por lo tanto, se sostiene que las cargas medias de rotura de los grupos son diferentes, es decir, el empleo de refuerzo tradicional de barras de acero, respecto al uso de fibra única (FA) como refuerzo, altera el valor de la carga máxima en los tubos.

A.2.3.5. Turkey test - Comparación entre tres poblaciones: THA, THRFA-20 y THRFA-25

Se comparan los grupos de a pares y se determina cual o cuales difieren en su carga máxima promedio. Cuando el signo es igual a 1 los valores difieren, y cuando el valor es 0 los valores son equivalentes.

Grupo	Dif. media	SEM	Valor q	Prob.	Alpha	Signo
THA/THRFA-20	-11,5	2,27913	7,13581	0,0018	0,1	1
THA/THRFA-25	-13,75	2,27913	8,53195	5,1E-4	0,1	1
THRFA-20/THRFA-25	-2,25	2,27913	1,39614	0,60258	0,1	0

Tabla A.9: Turkey test para la comparación de las medias entre poblaciones.

Según los resultados de la tabla anterior (Tabla A.9), las cargas promedio máxima de ambos grupos de THRFA difieren significativamente de los THA, mientras que en los THRFA la diferencia no es significativa para un nivel $\alpha = 0,05$.

A.2.4. Comparación entre los grupos de THRFH y los THA.

A.2.4.1. Estadística descriptiva

En la Figura A.4 se muestra la comparación entre la distribución de los datos de carga máxima de THA, THRFH-20/0.5 y THRFH-25/1.0. La carga de rotura promedio mas alta corresponde a los THA y es igual a 51,75, con una desviación estándar de 2,98 MPa. La resistencia media de THRFH-20/0.5 es 50,38 MPa, con una desviación estándar igual a 3,92 MPa y el número de unidades ensayadas es 7. La resistencia media del THRFH-20/1.0 es 48,64 MPa, con una desviación estándar igual a 2,32 MPa y el número de unidades ensayadas es 7.

A.2. COMPARACIÓN DE RESULTADOS DE CARGA MÁXIMA PROMEDIO ENTRE EL GRUPO DE CONTROL THA, Y LOS GRUPOS DE THRFH y THRFH 183

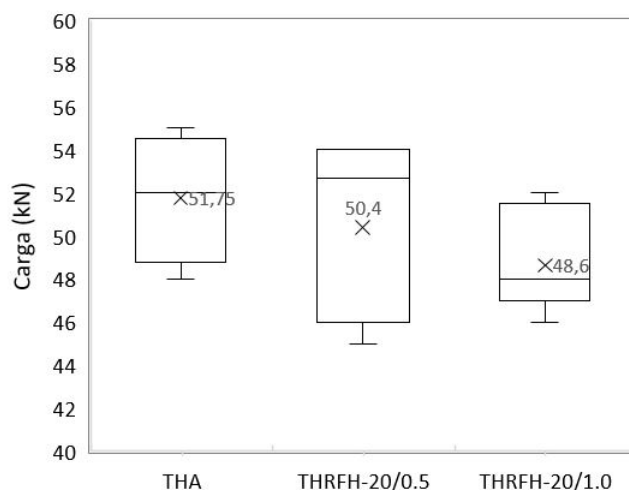


Figura A.4: Comparación de carga máxima entre los grupos de THA, THRFH-20/0.5 y THRFH-20/1.0.

A.2.4.2. Prueba de normalidad Shapiro-Wilk

	Estadístico	P < W
THA	0,989	0,95231
THRFH-20/0.5	0,82764	0,07599
THRFH-20/1.0	0,89602	0,30757

Tabla A.10: Valores obtenidos a partir de la prueba de normalidad Shapiro-Wilk.

De acuerdo a los valores resultados de las pruebas (ver Tabla A.10), para un nivel $\alpha = 0,05$, se supone que las muestras THA, THRFH-20/0.5 y THRFH-20/1.0 se extrajeron de poblaciones normalmente distribuidas.

A.2.4.3. Test de levene – Homogeneidad de la varianza

	Suma de cuadrados	Cuadrados medios	F	p > F
Modelo	271,448	135,724	2,969	0,0819
Error	685,522	45,701		

Tabla A.11: Test de Levene. Homogeneidad de varianzas.

Para un $\alpha = 0,05$, en la Tabla A.11 las variaciones de las poblaciones no son significativamente diferentes.

A.2.4.4. ANOVA de una vía - Prueba de hipótesis

- Hipótesis nula. $H_0 : \mu_x = \mu_y = \mu_z$
- Hipótesis alternativa. $H_1 : \text{las medias de los grupos son diferentes.}$

Origen de las variaciones	Suma de cuadrados	Grados de libertad	Cuadrados medios	F	p
Inter-grupos	26,18206	2	13,09103	1,29738	0,30221
Intra-grupos	151,35571	15	10,09038		
Total	177,53778	17			

Tabla A.12: Test de hipótesis para la comparación de las medias entre poblaciones.

Por el resultado anterior, mostrados en Tabla A.12, concluimos que no hay evidencia suficiente para rechazar la hipótesis nula H_0 . Por lo tanto, se sostiene que las cargas de rotura media de los tres grupos no poseen diferencias significativas. Este resultado confirma que los THRFH alcanzaron un promedio de carga máxima equivalente a la registrada por los THA clase II.

Apéndice B

Anexo - Cap.5

B.1. Tabla 42 - Manual de diseño de tubos de hormigón (ACPA, 2011)

Table 42

PIPE SIZE D IN INCHES	B _c (ft.)	HEIGHT OF FILL H ABOVE TOP OF PIPE IN FEET												PIPE SIZE D IN INCHES																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																												
		0.5	1.0	1.5	2.0	2.5	3.0	3.5	4.0	5.0	6.0	7.0	8.0	9.0	12	15	18	21	24	27	30	33	36	39	42	48	54	60	66	72	78	84	90	96	102	108	114	120	126	132	138	144																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																
12	1.33	3780	2080	1470	1080	760	550	450	380	290	230	190	160	130	190	230	270	310	350	390	430	470	510	550	590	630	670	710	750	790	830	870	910	950	990	1030	1070	1110	1150	1190	1230	1270	1310	1350	1390	1430	1470	1510	1550	1590	1630	1670	1710	1750	1790	1830	1870	1910	1950	1990	2030	2070	2110	2150	2190	2230	2270	2310	2350	2390	2430	2470	2510	2550	2590	2630	2670	2710	2750	2790	2830	2870	2910	2950	2990	3030	3070	3110	3150	3190	3230	3270	3310	3350	3390	3430	3470	3510	3550	3590	3630	3670	3710	3750	3790	3830	3870	3910	3950	3990	4030	4070	4110	4150	4190	4230	4270	4310	4350	4390	4430	4470	4510	4550	4590	4630	4670	4710	4750	4790	4830	4870	4910	4950	4990	5030	5070	5110	5150	5190	5230	5270	5310	5350	5390	5430	5470	5510	5550	5590	5630	5670	5710	5750	5790	5830	5870	5910	5950	5990	6030	6070	6110	6150	6190	6230	6270	6310	6350	6390	6430	6470	6510	6550	6590	6630	6670	6710	6750	6790	6830	6870	6910	6950	6990	7030	7070	7110	7150	7190	7230	7270	7310	7350	7390	7430	7470	7510	7550	7590	7630	7670	7710	7750	7790	7830	7870	7910	7950	7990	8030	8070	8110	8150	8190	8230	8270	8310	8350	8390	8430	8470	8510	8550	8590	8630	8670	8710	8750	8790	8830	8870	8910	8950	8990	9030	9070	9110	9150	9190	9230	9270	9310	9350	9390	9430	9470	9510	9550	9590	9630	9670	9710	9750	9790	9830	9870	9910	9950	9990	10030	10070	10110	10150	10190	10230	10270	10310	10350	10390	10430	10470	10510	10550	10590	10630	10670	10710	10750	10790	10830	10870	10910	10950	10990	11030	11070	11110	11150	11190	11230	11270	11310	11350	11390	11430	11470	11510	11550	11590	11630	11670	11710	11750	11790	11830	11870	11910	11950	11990	12030	12070	12110	12150	12190	12230	12270	12310	12350	12390	12430	12470	12510	12550	12590	12630	12670	12710	12750	12790	12830	12870	12910	12950	12990	13030	13070	13110	13150	13190	13230	13270	13310	13350	13390	13430	13470	13510	13550	13590	13630	13670	13710	13750	13790	13830	13870	13910	13950	13990	14030	14070	14110	14150	14190	14230	14270	14310	14350	14390	14430	14470	14510	14550	14590	14630	14670	14710	14750	14790	14830	14870	14910	14950	14990	15030	15070	15110	15150	15190	15230	15270	15310	15350	15390	15430	15470	15510	15550	15590	15630	15670	15710	15750	15790	15830	15870	15910	15950	15990	16030	16070	16110	16150	16190	16230	16270	16310	16350	16390	16430	16470	16510	16550	16590	16630	16670	16710	16750	16790	16830	16870	16910	16950	16990	17030	17070	17110	17150	17190	17230	17270	17310	17350	17390	17430	17470	17510	17550	17590	17630	17670	17710	17750	17790	17830	17870	17910	17950	17990	18030	18070	18110	18150	18190	18230	18270	18310	18350	18390	18430	18470	18510	18550	18590	18630	18670	18710	18750	18790	18830	18870	18910	18950	18990	19030	19070	19110	19150	19190	19230	19270	19310	19350	19390	19430	19470	19510	19550	19590	19630	19670	19710	19750	19790	19830	19870	19910	19950	19990	20030	20070	20110	20150	20190	20230	20270	20310	20350	20390	20430	20470	20510	20550	20590	20630	20670	20710	20750	20790	20830	20870	20910	20950	20990	21030	21070	21110	21150	21190	21230	21270	21310	21350	21390	21430	21470	21510	21550	21590	21630	21670	21710	21750	21790	21830	21870	21910	21950	21990	22030	22070	22110	22150	22190	22230	22270	22310	22350	22390	22430	22470	22510	22550	22590	22630	22670	22710	22750	22790	22830	22870	22910	22950	22990	23030	23070	23110	23150	23190	23230	23270	23310	23350	23390	23430	23470	23510	23550	23590	23630	23670	23710	23750	23790	23830	23870	23910	23950	23990	24030	24070	24110	24150	24190	24230	24270	24310	24350	24390	24430	24470	24510	24550	24590	24630	24670	24710	24750	24790	24830	24870	24910	24950	24990	25030	25070	25110	25150	25190	25230	25270	25310	25350	25390	25430	25470	25510	25550	25590	25630	25670	25710	25750	25790	25830	25870	25910	25950	25990	26030	26070	26110	26150	26190	26230	26270	26310	26350	26390	26430	26470	26510	26550	26590	26630	26670	26710	26750	26790	26830	26870	26910	26950	26990	27030	27070	27110	27150	27190	27230	27270	27310	27350	27390	27430	27470	27510	27550	27590	27630	27670	27710	27750	27790	27830	27870	27910	27950	27990	28030	28070	28110	28150	28190	28230	28270	28310	28350	28390	28430	28470	28510	28550	28590	28630	28670	28710	28750	28790	28830	28870	28910	28950	28990	29030	29070	29110	29150	29190	29230	29270	29310	29350	29390	29430	29470	29510	29550	29590	29630	29670	29710	29750	29790	29830	29870	29910	29950	29990	30030	30070	30110	30150	30190	30230	30270	30310	30350	30390	30430	30470	30510	30550	30590	30630	30670	30710	30750	30790	30830	30870	30910	30950	30990	31030	31070	31110	31150	31190	31230	31270	31310	31350	31390	31430	31470	31510	31550	31590	31630	31670	31710	31750	31790	31830	31870	31910	31950	31990	32030	32070	32110	32150	32190	32230	32270	32310	32350	32390	32430	32470	32510	32550	32590	32630	32670	32710	32750	32790	32830	32870	32910	32950	32990	33030	33070	33110	33150	33190	33230	33270	33310	33350	33390	33430	33470	33510	33550	33590	33630	33670	33710	33750	33790	33830	33870	33910	33950	33990	34030	34070	34110	34150	34190	34230	34270	34310	34350	34390	34430	34470	34510	34550	34590	34630	34670	34710	34750	34790	34830	34870	34910	34950	34990	35030	35070	35110	35150	35190	35230	35270	35310	35350	35390	35430	35470	35510	35550	35590	35630	35670	35710	35750	35790	35830	35870	35910	35950	35990	36030	36070	36110	36150	36190	36230	36270	36310	36350	36390	36430	36470	36510	36550	36590	36630	36670	36710	36750	36790	36830	36870	36910	36950	36990	37030	37070	37110	37150	37190	37230	37270	37310	37350	37390	37430	37470	37510	37550	37590	37630	37670	37710	37750	37790	37830	37870	37910	37950	37990	38030	38070	38110	38150	38190	38230	38270	38310	38350	38390	38430	38470	38510	38550	38590	38630	38670	38710	38750	38790	38830	38870	38910	38950	38990	39030	39070	39110	39150	39190	39230	39270	39310	39350	39390	39430	39470	39510	39550	39590	39630	39670	39710	39750	39790	39830	39870	39910	39950	39990	40030	40070	40110	40150	40190	40230	40270	40310	40350	40390	40430	40470	40510	40550	40590	40630	40670	40710	40750	40790	40830	40870	40910	40950	40990	41030	41070	41110	41150	41190	41230	41270	41310	41350	41390	41430	41470	41510	41550	41590	41630	41670	41710	41750	41790	41830	41870	41910	41950	41990	42030	42070	42110	42150	42190	42230	42270	42310	42350	42390	42430	42470	42510	42550	42590	42630	42670	42710	42750	42790	42830	42870	42910	42950	42990	43030	43070	43110	43150	43190	43230	43270	43310	43350	43390	43430	43470	43510	43550	43590	43630	43670	43710	43750	43790	43830	43870	43910	43950	43990	44030	44070	44110	44150	44190	44230	44270	44310	44350	44390	44430	44470	44510	44550	44590	44630	44670	44710	44750	44790	44830	44870	44910	44950	44990	45030	45070	45110	45150	45190	45230	45270	45310	45350	45390	45430	45470	45510	45550	45590	45630	45670	45710	45750	45790	45830	45870	45910	45950	45990	46030	46070	46110	46150	46190	46230	46270	46310	46350	46390	46430	46470	46510	46550	46590	46630	46670	46710	46750	46790	46830	46870	46910	46950	46990	47030	47070	47110	47150	47190	47230	47270	47310	47350

Bibliografía

- Abbas, Y. M. & Iqbal Khan, M. (2016). Fiber–matrix interactions in fiber-reinforced concrete: A review. *Arabian Journal for Science and Engineering*, 41(4), 1183–1198.
- Abbass, W., Khan, M. I., & Mourad, S. (2018). Evaluation of mechanical properties of steel fiber reinforced concrete with different strengths of concrete. *Construction and building materials*, 168, 556–569.
- Abdallah, S. & Fan, M. (2017). Anchorage mechanisms of novel geometrical hooked-end steel fibres. *Materials and Structures*, 50, 1–11.
- Abdallah, S., Fan, M., & Zhou, X. (2017). Pull-out behaviour of hooked end steel fibres embedded in ultra-high performance mortar with various w/b ratios. *International Journal of Concrete Structures and Materials*, 11(2), 301–313.
- Abed, F. & Alhafiz, A. R. (2018). Finite element simulation of the flexural behavior of bfrp-frc beams, 1–5.
- Abolmaali, A., Mikhaylova, A., Wilson, A., & Lundy, J. (2012). Performance of steel fiber–reinforced concrete pipes. *Transportation research record*, 2313(1), 168–177.
- ACI-318 (2014). Building code requirements for structural concrete.
- ACI-544.2R-89 (2002). Measurement of properties of fiber reinforced concrete.
- ACI-PRC-224-01 (2008). Control of cracking in concrete structures.
- ACPA (2011). Concrete pipe design manual.
- Afrouhsabet, V., Biolzi, L., & Ozbakkaloglu, T. (2016). High-performance fiber-reinforced concrete: a review. *Journal of materials science*, 51(14), 6517–6551.
- Afrouhsabet, V. & Teng, S. (2020). Experiments on drying shrinkage and creep of high performance hybrid-fiber-reinforced concrete. *Cement and Concrete Composites*, 106, 103481.

- Akçay, B. & Tasdemir, M. A. (2012). Mechanical behaviour and fibre dispersion of hybrid steel fibre reinforced self-compacting concrete. *Construction and Building Materials*, 28(1), 287–293.
- Al Rikabi, F. T., Sargand, S. M., & Kurdziel, J. (2018). Evaluation of synthetic fiber reinforced concrete pipe performance using three-edge bearing test. *Journal of Testing and Evaluation*, 47(2), 942–958.
- Almusallam, T. H., Siddiqui, N. A., Iqbal, R. A., & Abbas, H. (2013). Response of hybrid-fiber reinforced concrete slabs to hard projectile impact. *International Journal of Impact Engineering*, 58, 17–30.
- Alsadey, S. & Salem, M. (2016). Influence of polypropylene fiber on strength of concrete. *Am. J. Eng. Res*, 5(7), 223–226.
- Altamirano Carrasco, O. V. (2019). Incidencia de la fibra vegetal "paja ichu" en la resistencia mecánica del adobe en el distrito de cajamarca.
- ASCE-15-98 (2000). Standard practice for direct design of buried precast concrete pipe using standard installations.
- ASCE-27-00 (2001). Standard practice for direct design of precast concrete box sections for jacking in trenchless construction.
- ASTM-C14 (2020). Standard specification for nonreinforced concrete sewer, storm drain, and culvert pipe.
- ASTM-C1609 (2019). Test method for flexural performance of fiber-reinforced concrete (using beam with third-point loading).
- ASTM-C1765 (2019). Specification for steel fiber reinforced concrete culvert, storm drain, and sewer pipe.
- ASTM-C1818 (2019). Specification for synthetic fiber reinforced concrete culvert, storm drain, and sewer pipe.
- ASTM-C497 (2020). Test methods for concrete pipe, concrete box sections, manhole sections, or tile.
- ASTM-C76 (2022). Specification for reinforced concrete culvert, storm drain, and sewer pipe.
- Balzamo, H., Cabrera, O., et al. (2012). Ese material llamado hormigón.
- Banthia, N. & Gupta, R. (2006). Influence of polypropylene fiber geometry on plastic shrinkage cracking in concrete. *Cement and concrete Research*, 36(7), 1263–1267.

- Banthia, N. & Katz, A. (1996). Fiber-matrix interfaces. In *High Performance Fiber Reinforced Cement Composites 2: Proceedings of the International Workshop*, volume 2, (pp. 149). CRC Press.
- Banthia, N., Majdzadeh, F., Wu, J., & Bindiganavile, V. (2014). Fiber synergy in hybrid fiber reinforced concrete (hyfrc) in flexure and direct shear. *Cement and Concrete Composites*, 48, 91–97.
- Banthia, N. & Nandakumar, N. (2003). Crack growth resistance of hybrid fiber reinforced cement composites. *Cement and Concrete Composites*, 25(1), 3–9.
- Barenblatt, G. I. (1962). The mathematical theory of equilibrium cracks in brittle fracture. *Advances in applied mechanics*, 7, 55–129.
- Barragán, B. E., Gettu, R., Martín, M. A., & Zerbino, R. L. (2003). Uniaxial tension test for steel fibre reinforced concrete—a parametric study. *Cement and Concrete Composites*, 25(7), 767–777.
- Barros, A. R. d. et al. (2009). Avaliação do comportamento de vigas de concreto auto-adensável reforçado com fibras de aço.
- Barros, J. (1995). *Comportamento do betão reforçado com fibras-análise experimental e simulação numérica (Behavior of FRC—experimental analysis and numerical simulation)*. PhD thesis, PhD Thesis, Civil Eng. Dept., Faculty of Engineering, University of Porto
- Barros, J. & Figueiras, J. (1999). Flexural behaviour of sfrc: Testing and modelling, *asce j. mater. Civ. Eng*, 11(8), 331–339.
- Beglarigale, A. & Yazıcı, H. (2015). Pull-out behavior of steel fiber embedded in flowable rpc and ordinary mortar. *Construction and building materials*, 75, 255–265.
- Bentur, A. & Mindess, S. (2006). *Fibre reinforced cementitious composites*. Crc Press.
- Bhavana, M. & Bharath, B. B. (2018). Experimental study of strength and durability properties of hybrid fiber reinforced concrete for m25 grade.
- Bošnjak, J., Sharma, A., & Grauf, K. (2019). Mechanical properties of concrete with steel and polypropylene fibres at elevated temperatures. *fibers*, 7(2), 9.
- Boulekbache, B., Hamrat, M., Chemrouk, M., & Amziane, S. (2010). Flowability of fibre-reinforced concrete and its effect on the mechanical properties of the material. *Construction and Building Materials*, 24(9), 1664–1671.

- Cáceres, A. R. E. (2015). *Caracterização geométrica e mecânica de macrofibras poliméricas*. PhD thesis, Universidade de São Paulo.
- Caggiano, A., Gambarelli, S., Martinelli, E., Nisticò, N., & Pepe, M. (2016). Experimental characterization of the post-cracking response in hybrid steel/polypropylene fiber-reinforced concrete. *Construction and Building Materials*, 125, 1035–1043.
- Cailleux, E., Cutard, T., & Bernhart, G. (2005). Pullout of steel fibres from a refractory castable: experiment and modelling. *Mechanics of materials*, 37(4), 427–445.
- Callister Junior, W. D. & Rethwisch, D. G. (2002). *Ciência e engenharia de materiais: uma introdução*, volume 589.
- Carleton, E., Hiner, S., & Kurdziel, J. (2017). The history and application of the three-edge bearing test for concrete pipe. In *Concrete Pipe and Box Culverts*. ASTM International.
- Carmona Malatesta, S., Aguado de Cea, A., Molins Borrell, C., & Cabrera Contreras, M. (2009). Control de la tenacidad de los hormigones reforzados con fibras usando el ensayo de doble punzonamiento (ensayo barcelona). *Revista ingeniería de construcción*, 24(2), 119–140.
- Cervera, M., Pelà, L., Clemente, R., & Roca, P. (2010). A crack-tracking technique for localized damage in quasi-brittle materials. *Engineering Fracture Mechanics*, 77(13), 2431–2450.
- Chama Neto, P. J. & Figueiredo, A. D. d. (2003). Avaliação de desempenho de tubos de concreto reforçados com fibras de aço.
- Chanvillard, G. (2000). Characterisation of fibre reinforced concrete mechanical properties: a review. In *Fifth International RILEM Symposium on Fibre-Reinforced Concrete (FRC)*, (pp. 29–50). RILEM Publications SARL.
- Chen, L. & Graybeal, B. A. (2012). Modeling structural performance of ultrahigh performance concrete i-girders. *Journal of Bridge Engineering*, 17(5), 754–764.
- Chi, Y., Xu, L., & Zhang, Y. (2014). Experimental study on hybrid fiber-reinforced concrete subjected to uniaxial compression. *Journal of Materials in Civil Engineering*, 26(2), 211–218.
- Chi, Y., Yu, M., Huang, L., & Xu, L. (2017). Finite element modeling of steel-polypropylene hybrid fiber reinforced concrete using modified concrete damaged plasticity. *Engineering Structures*, 148, 23–35.

- Chu, S., Li, L., & Kwan, A. (2018). Fibre factors governing the fresh and hardened properties of steel frc. *Construction and Building Materials*, 186, 1228–1238.
- CIRSOC-201/05 (2005). *Reglamento Argentino de estructuras*.
- Conforti, A., Cuenca, E., Zerbino, R., & Plizzari, G. A. (2021). Influence of fiber orientation on the behavior of fiber reinforced concrete slabs. *Structural Concrete*, 22(3), 1831–1844.
- Cui, T., He, H., Yan, W., & Zhou, D. (2020). Compression damage constitutive model of hybrid fiber reinforced concrete and its experimental verification. *Construction and Building Materials*, 264, 120026.
- Cunha, V. M. (2010). Steel fibre reinforced self-compacting concrete (from micromechanics to composite behavior).
- Cunha, V. M., Barros, J. A., & Sena-Cruz, J. (2010). Pullout behavior of steel fibres in self-compacting concrete.
- Cunha, V. M., Barros, J. A., & Sena-Cruz, J. M. (2012). A finite element model with discrete embedded elements for fibre reinforced composites. *Computers & structures*, 94, 22–33.
- Dahake, A. & Charkha, K. (2016). Effect of steel fibers on strength of concrete. *Journal of Engineering, Science & Management Education*, 9(I), 45–51.
- Darabnoush Tehrani, A. (2016). *Finite element analysis for ASTM C-76 reinforced concrete pipes with reduced steel cage*. PhD thesis.
- Darwin, D. & Pecknold, D. A. (1977). Analysis of cyclic loading of plane rc structures. *Computers & Structures*, 7(1), 137–147.
- Das, S., Sobuz, M. H. R., Tam, V. W., Akid, A. S. M., Sutan, N. M., & Rahman, F. M. (2020). Effects of incorporating hybrid fibres on rheological and mechanical properties of fibre reinforced concrete. *Construction and Building Materials*, 262, 120561.
- Dawood, E. T. & Ramli, M. (2011). Contribution of hybrid fibers on the properties of high strength concrete having high workability. *Procedia Engineering*, 14, 814–820.
- De la Fuente, A. & Armengou, J. (2007). Aplicaciones estructurales del hrfa: Tubos de saneamiento, paneles de cerramiento y placas de suelo reforzado. *Aplicaciones estructurales del HRFA, Jornada Técnica*.

- De la Fuente, A., de Figueiredo, A. D., Borrell, C. M., Neto, P. C., & de Cea, A. A. (2011). Experimentación y simulación numérica de tubos de hormigón con fibras. *Materiales de construcción*, (302), 275–288.
- De la Fuente, A., Escariz, R. C., de Figueiredo, A. D., & Aguado, A. (2013). Design of macro-synthetic fibre reinforced concrete pipes. *Construction and Building Materials*, 43, 523–532.
- Demir, A., Ozturk, H., & Dok, G. (2016). 3d numerical modeling of rc deep beam behavior by nonlinear finite element analysis. *Disaster Science and Engineering*, 2(1), 13–18.
- Deng, F., Chi, Y., Xu, L., Huang, L., & Hu, X. (2021). Constitutive behavior of hybrid fiber reinforced concrete subject to uniaxial cyclic tension: experimental study and analytical modeling. *Construction and Building Materials*, 295, 123650.
- Deng, F., Ding, X., Chi, Y., Xu, L., & Wang, L. (2018). The pull-out behavior of straight and hooked-end steel fiber from hybrid fiber reinforced cementitious composite: Experimental study and analytical modelling. *Composite Structures*, 206, 693–712.
- Deng, Z., Liu, X., Chen, P., de la Fuente, A., Zhou, X., Liang, N., Han, Y., & Du, L. (2022). Basalt-polypropylene fiber reinforced concrete for durable and sustainable pipe production. part 1: Experimental program. *Structural Concrete*, 23(1), 311–327.
- Di Prisco, M., Plizzari, G., & Vandewalle, L. (2009). Fibre reinforced concrete: new design perspectives. *Materials and structures*, 42(9), 1261–1281.
- Edgington, J. & Hannant, D. (1972). Steel fibre reinforced concrete. the effect on fibre orientation of compaction by vibration. *Matériaux et Construction*, 5(1), 41–44.
- Elhawary, E. I. N., Elsafoury, A. H., & Ahmad, S. S. E. (2022). Durability of hybrid fiber reinforced concrete at various environmental media. *Scientific Review Engineering and Environmental Studies (SREES)*, 1–13.
- EN-14651 (2007). Test method for metallic fibre concrete. measuring the flexural tensile strength (limit of proportionality (lop), residual).
- EN-1916 (2002). Concrete pipes and fittings, unreinforced, steel fibre and reinforced.
- Erdogmus, E., Skourup, B. N., & Tadros, M. (2010). Recommendations for design of reinforced concrete pipe. *J. Pipeline Syst. Eng. Pract*, 1(1), 25–32.

- Escariz, R. C. (2012). *Análise comparativa de desempenho mecânico de tubos de concreto reforçados com macrofibras poliméricas e fibras de aço*. PhD thesis, Universidade de São Paulo.
- Ezeldin, A. (1991). Optimum design of reinforced fiber concrete subjected to bending and geometrical constraints. *Computers & structures*, 41(5), 1095–1100.
- Feng, J., Sun, W., Wang, X., & Shi, X. (2014). Mechanical analyses of hooked fiber pullout performance in ultra-high-performance concrete. *Construction and Building Materials*, 69, 403–410.
- Feng, J., Sun, W., Zhai, H., Wang, L., Dong, H., & Wu, Q. (2018). Experimental study on hybrid effect evaluation of fiber reinforced concrete subjected to drop weight impacts. *Materials*, 11(12), 2563.
- Ferrado, F. L., Escalante, M. R., & Rougier, V. C. (2016). Numerical simulation of the three edge bearing test of steel fiber reinforced concrete pipes. *Mecánica Computacional*, 34(34), 2329–2341.
- Ferrado, F. L., Escalante, M. R., & Rougier, V. C. (2018). Simulation of the three edge bearing test: 3d model for the study of the strength capacity of sfrc pipes.
- fib model code (2010). *fib model code for concrete structures 2010*. Ernst Sohn, Wiley.
- Figueiredo, A. D. d. (2011). *Concreto reforçado com fibras*. PhD thesis, Universidade de São Paulo.
- Figueiredo, A. D. d., FUENTE, A., AGUADO, A., et al. (2012). Fibras plásticas como reforço de tubos de concreto. parte 1: Caracterização tecnológica. In *Congresso Brasileiro do Concreto, 54º*. IBRACON.
- Foster, S. & Voo, J. (2003). Variable engagement model for fibre reinforced concrete in tension. *University of New South Wales, Sydney, Australia*.
- Gent, A. N. (1958). On the relation between indentation hardness and young's modulus. *Rubber Chemistry and Technology*, 31(4), 896–906.
- Georgiadi-Stefanidi, K., Mistakidis, E., Pantousa, D., & Zygomas, M. (2010). Numerical modelling of the pull-out of hooked steel fibres from high-strength cementitious matrix, supplemented by experimental results. *Construction and Building Materials*, 24(12), 2489–2506.
- Gettu, R., Gardner, D. R., Saldívar, H., & Barragán, B. (2005). Study of the distribution and orientation of fibers in sfrc specimens. *Materials and Structures*, 38(1), 31–37.

- González, F. & Rougier, V. (2022). Análisis experimental del comportamiento mecánico de tubos de hormigón reforzado con fibras híbridas. *Informes de la Construcción*, 74(565), e432–e432.
- Gopalaratnam, V. & Shah, S. P. (1986). Properties of steel fiber reinforced concrete subjected to impact loading. In *Journal Proceedings*, volume 83, (pp. 117–126).
- Grassl, P., Xenos, D., Nyström, U., Rempling, R., & Gylltoft, K. (2013). Cdpm2: A damage-plasticity approach to modelling the failure of concrete. *International Journal of Solids and Structures*, 50(24), 3805–3816.
- Guimarães, M. C. d. N. & Figueiredo, A. D. d. (2003). Fatores intervenientes na tenacidade à flexão dos concretos reforçados com fibras de aço.
- Hadassa Joice, B., Aravindan, A., & Brahmalla, S. (2020). Review on behavior of hybrid fiber-reinforced concrete. In *Advances in Lightweight Materials and Structures* (pp. 117–125). Springer.
- Haktanir, T., Ari, K., Altun, F., & Karahan, O. (2007). A comparative experimental investigation of concrete, reinforced-concrete and steel-fibre concrete pipes under three-edge-bearing test. *Construction and Building Materials*, 21(8), 1702–1708.
- Hameed, R., Turatsinze, A., Duprat, F., & Sellier, A. (2009). Metallic fiber reinforced concrete: effect of fiber aspect ratio on the flexural properties. *Journal of Engineering and Applied Sciences*, 4(5), 67–72.
- Hammi, Y. & Horstemeyer, M. (2007). A physically motivated anisotropic tensorial representation of damage with separate functions for void nucleation, growth, and coalescence. *International Journal of Plasticity*, 23(10-11), 1641–1678.
- Hampel, T., Speck, K., Scheerer, S., Ritter, R., & Curbach, M. (2009). High-performance concrete under biaxial and triaxial loads. *Journal of engineering mechanics*, 135(11), 1274–1280.
- Hong, L., Chen, Y., Li, T., Gao, P., & Sun, L. (2020). Microstructure and bonding behavior of fiber-mortar interface in fiber-reinforced concrete. *Construction and Building Materials*, 232, 117235.
- Hordijk, D. A. (1992). Tensile and tensile fatigue behaviour of concrete; experiments, modelling and analyses. *Heron*, 37(1).
- Hsie, M., Tu, C., & Song, P. (2008). Mechanical properties of polypropylene hybrid fiber-reinforced concrete. *Materials Science and Engineering: A*, 494(1-2), 153–157.

- IRAM-11503 (1986). Caños de hormigón armado no pretensado. destinados a la conducción de líquidos sin presión.
- IRAM-11503 (1994). Caños y piezas de conexión de mortero de cemento pórtland y de hormigón simple, destinados a obras de desagüe pluvial y cloacal.
- IRAM-1505 (2019). Agregados. análisis granulométrico.
- IRAM-1509 (1987). Agregados para hormigones. muestreo.
- IRAM-1520 (2002). Agregados finos. métodos de laboratorio para la determinación de la densidad relativa real, de la densidad relativa aparente y de la absorción de agua.
- IRAM-1524 (2015). Hormigón de cemento. preparación y curado en obra de probetas para ensayos de compresión y de tracción por compresión diametral.
- IRAM-1533 (2002). Agregados gruesos. método de laboratorio para la determinación de la densidad relativa real, de la densidad relativa aparente y de la absorción de agua.
- IRAM-1546 (2013). Hormigón de cemento. método de ensayo de compresión.
- IRAM-1548 (2003). Agregados. determinación de la densidad a granel y de los espacios vacíos.
- IRAM-1551 (2000). Hormigón de cemento pórtland. extracción, preparación y ensayo de testigos de hormigón endurecido.
- IRAM-1627 (1997). Agregados. granulometría de los agregados para hormigones.
- IRAM-50000 (2017). Cementos. cementos para uso general. composición y requisitos.
- IRAM-IAS-U500-0528 (2017). Barras de acero conformadas de dureza natural, para armadura en estructuras de hormigón.
- Isla, F., Ruano, G., & Luccioni, B. (2015). Analysis of steel fibers pull-out. experimental study. *Construction and Building Materials*, 100, 183–193.
- Jankowiak, T. & Lodygowski, T. (2005). Identification of parameters of concrete damage plasticity constitutive model. *Foundations of civil and environmental engineering*, 6(1), 53–69.
- Johnston, C. D. (2014). *Fiber-reinforced cements and concretes*. Crc Press.
- Kachanov, L. M. (1999). Rupture time under creep conditions. *International journal of fracture*, 97(1), 11–18.

- Kang, S.-T., Choi, J.-I., Koh, K.-T., Lee, K. S., & Lee, B. Y. (2016). Hybrid effects of steel fiber and microfiber on the tensile behavior of ultra-high performance concrete. *Composite Structures*, 145, 37–42.
- Keerthiwansa, G. W. R., Javořík, J., Kledrowetz, J., & Nekoksa, P. (2018). Elastomer testing: The risk of using only uniaxial data for fitting the mooney-rivlin hyperelastic-material model. *Materiali in tehnologije*.
- Kim, Y.-S., Bae, S.-H., & Lee, H.-J. (2019). Evaluation for long term drying shrinkage and resistance to freezing and thawing of hybrid fiber reinforced concrete. *Journal of the Korea institute for structural maintenance and inspection*, 23(2), 60–66.
- Kugler, H., Stacer, R., & Steimle, C. (1990). Direct measurement of poisson's ratio in elastomers. *Rubber chemistry and technology*, 63(4), 473–487.
- Kumar, S. & Barai, S. V. (2011). *Concrete fracture models and applications*. Springer Science & Business Media.
- Kumar, S. K. & Siddiraju, D. S. (2016). Effect of steel and polypropylene fiber on mechanical properties of concrete. *International Journal of Civil Engineering and Technology*, 7(3), 342–346.
- Kupfer, H. B. & Gerstle, K. H. (1973). Behavior of concrete under biaxial stresses. *Journal of the engineering mechanics division*, 99(4), 853–866.
- Laranjeira, F., Aguado, A., Molins, C., Grünewald, S., Walraven, J., & Cavalaro, S. (2012). Framework to predict the orientation of fibers in frc: A novel philosophy. *Cement and Concrete Research*, 42(6), 752–768.
- Lawler, J. S., Zampini, D., & Shah, S. P. (2002). Permeability of cracked hybrid fiber-reinforced mortar under load. *Materials Journal*, 99(4), 379–385.
- Lee, J. & Fenves, G. L. (1998). Plastic-damage model for cyclic loading of concrete structures. *Journal of engineering mechanics*, 124(8), 892–900.
- Lee, S., Park, Y., & Abolmaali, A. (2019). Investigation of flexural toughness for steel-and-synthetic-fiber-reinforced concrete pipes. In *Structures*, volume 19, (pp. 203–211). Elsevier.
- Lee, S.-C., Cho, J.-Y., & Vecchio, F. J. (2011). Diverse embedment model for steel fiber-reinforced concrete in tension: model development. *ACI materials Journal*, 108(5), 516.

- Lee, S.-C., Cho, J.-Y., & Vecchio, F. J. (2013). Simplified diverse embedment model for steel fiber-reinforced concrete elements in tension. *Materials Journal*, 110(4), 403–412.
- Lee, Y., Kang, S.-T., & Kim, J.-K. (2010). Pullout behavior of inclined steel fiber in an ultra-high strength cementitious matrix. *Construction and Building Materials*, 24(10), 2030–2041.
- Leutbecher, T. & Fehling, E. (2008). Crack width control for combined reinforcement of rebars and fibers exemplified by ultra-high-performance concrete. *fib task group*, 8, 1–28.
- Li, B., Chi, Y., Xu, L., Shi, Y., & Li, C. (2018). Experimental investigation on the flexural behavior of steel-polypropylene hybrid fiber reinforced concrete. *Construction and Building Materials*, 191, 80–94.
- Li, S. J. & Qian, H. P. (2013). Crack resistance and permeability of hybrid fiber reinforced concrete application in understructure work. In *Applied Mechanics and Materials*, volume 438, (pp. 257–261). Trans Tech Publ.
- Li, X. K., Sun, L., Zhou, Y. Y., & Zhao, S. B. (2012). A review of steel-polypropylene hybrid fiber reinforced concrete. *Applied Mechanics and Materials*, 238, 26–32.
- Li, Z., Lara, M. A. P., & Bolander, J. (2006). Restraining effects of fibers during non-uniform drying of cement composites. *Cement and Concrete Research*, 36(9), 1643–1652.
- Li, Z., Mobasher, B., & Shah, S. P. (1991). Characterization of interfacial properties in fiber-reinforced cementitious composites. *Journal of the American Ceramic Society*, 74(9), 2156–2164.
- Li, Z.-X., Li, C.-H., Shi, Y.-D., & Zhou, X.-J. (2017). Experimental investigation on mechanical properties of hybrid fibre reinforced concrete. *Construction and Building Materials*, 157, 930–942.
- Liu, F., Ding, W., & Qiao, Y. (2020). Experimental investigation on the tensile behavior of hybrid steel-pva fiber reinforced concrete containing fly ash and slag powder. *Construction and Building Materials*, 241, 118000.
- Liu, Y., Qiu, W., & Li, D. (2003). The shrinkage of steel-polypropylene hybrid fiber reinforced concrete. *Materials Technology and Applications*, 33, 27–30.
- López Roman, J. (2015). Análisis de las propiedades del concreto reforzado con fibras cortas de acero y macrofibras de polipropileno: influencia del tipo y consumo de fibra adicionado. *Universidad Nacional Autónoma de México, México*.

- Lubliner, J., Oliver, J., Oller, S., & Oñate, E. (1989). A plastic-damage model for concrete. *International Journal of Solids and Structures*, 25(3), 299–326.
- Luccioni, B., Ruano, G., Isla, F., Zerbino, R., & Giaccio, G. (2012). A simple approach to model sfr. *Construction and Building Materials*, 37, 111–124.
- Maalej, M. (2012). Structural applications of hybrid fiber engineered cementitious composites—a review. *High Performance Fiber Reinforced Cement Composites* 6, 197–204.
- Markovich, I., Van Mier, J., & Walraven, J. (2001). Single fiber pullout from hybrid fiber reinforced concrete. *HERON*, vol. 46 (3), 2001.
- Mármol Salazar, P. C. (2010). Hormigones con fibras de acero características mecánicas. Master's thesis, Caminos.
- Marston, A., Schlick, W. J., & Clemmer, H. (1917). *The Supporting Strength of Sewer Pipe in Ditches: And Methods of Testing Sewer Pipe in Laboratories to Determine Their Ordinary Supporting Strength*, volume 47. Iowa State College of Agriculture and Mechanic Arts.
- Marti, P., Pfy, T., Sigrist, V., & Ulaga, T. (1999). Harmonized test procedures for steel fiber-reinforced concrete. *Materials Journal*, 96(6), 676–685.
- Mazzoli, A., Monosi, S., & Plescia, E. S. (2015). Evaluation of the early-age-shrinkage of fiber reinforced concrete (frc) using image analysis methods. *Construction and Building Materials*, 101, 596–601.
- Mei, G. D., Xu, L. H., Li, S., & Chi, Y. (2013). Hybrid effects on strength of steel-polypropylene hybrid fiber reinforced concrete under uniaxial and triaxial compression. In *Applied Mechanics and Materials*, volume 268, (pp. 782–787). Trans Tech Publ.
- Mendoza, C. J., Aire, C., & Dávila, P. (2011). Influencia de las fibras de polipropileno en las propiedades del concreto en estados plástico y endurecido. *Concreto y cemento. Investigación y desarrollo*, 2(2), 35–47.
- Meza, A. & Siddique, S. (2019). Effect of aspect ratio and dosage on the flexural response of frc with recycled fiber. *Construction and Building Materials*, 213, 286–291.
- Mohamed, N. & Nehdi, M. L. (2016). Rational finite element assisted design of precast steel fibre reinforced concrete pipes. *Engineering Structures*, 124, 196–206.

- Mohamed, N., Soliman, A. M., & Nehdi, M. L. (2014). Full-scale pipes using dry-cast steel fibre-reinforced concrete. *Construction and Building Materials*, 72, 411–422.
- Mohamed, N., Soliman, A. M., & Nehdi, M. L. (2015). Mechanical performance of full-scale precast steel fibre-reinforced concrete pipes. *Engineering Structures*, 84, 287–299.
- Monte, R. (2015). *Caracterização e controle do comportamento mecânico do concreto reforçado com fibras para tubos*. PhD thesis, Universidade de São Paulo.
- Muhr, A. (2005). Modeling the stress-strain behavior of rubber. *Rubber chemistry and technology*, 78(3), 391–425.
- Murugappan, K., Paramasivam, P., & Tan, K. (1993). Failure envelope for steel-fiber concrete under biaxial compression. *Journal of materials in civil engineering*, 5(4), 436–446.
- Naaman, A. E. (1985). Fiber reinforcement for concrete. *Concrete International*, 7(3), 21–25.
- Naaman, A. E. (2018). Fiber reinforced concrete: Five decades of progress. In *Proceedings of the 4th Brazilian Conference on Composite Materials, Rio de Janeiro, Brazil*, (pp. 22–25).
- Naaman, A. E. & Najm, H. (1991). Bond-slip mechanisms of steel fibers in concrete. *Materials Journal*, 88(2), 135–145.
- Narayanan, S., Muniasamy, G., Kumar, P. S., Ragul, K., & Muni Selvam, M. (2019). Past investigations on mechanical and durability properties of hybrid fiber reinforced concrete. *International Journal of Civil Engineering and Technology*, 10(3).
- Natarajan, E. (2017). Ductility response of hybrid fibre reinforced concrete beams. *Journal of Urban and Environmental Engineering*, 11(2), 174–179.
- NBR-8890 (2018). Tubo de concreto de seção circular para água pluvial e esgoto sanitário - requisitos e métodos de ensaios.
- Neville, A. & Brooks, J. (2010). Concrete technology second edition (vol. 11).
- Neville, A. M. et al. (1995). *Properties of concrete*, volume 4. Longman London.
- Pakravan, H., Latifi, M., & Jamshidi, M. (2017). Hybrid short fiber reinforcement system in concrete: A review. *Construction and building materials*, 142, 280–294.

- Park, Y., Abolmaali, A., Beakley, J., & Attiogbe, E. (2015). Thin-walled flexible concrete pipes with synthetic fibers and reduced traditional steel cage. *Engineering Structures*, *100*, 731–741.
- Patodi, S. & Kulkarni, C. (2012). Performance evaluation of hybrid fiber reinforced concrete matrix. *International Journal of Engineering Research and Applications*, *2*(5), 1856–1863.
- Pereira, M. d. M. (2017). Avaliação da eficiência do ensaio barcelona simplificado para a determinação da tenacidade do concreto reforçado com fibras.
- Peyvandi, A., Soroushian, P., & Jahangirnejad, S. (2014). Structural design methodologies for concrete pipes with steel and synthetic fiber reinforcement. *ACI Structural Journal*, *111*(1), 83.
- Prathipati, S. T., Koniki, S., Rao, C., & Kasagani, H. (2021). Assessment of fiber distribution characteristics in the hybrid fiber reinforced concrete—an experimental study. *Materials Today: Proceedings*, *38*, 2541–2548.
- Pujadas Alvarez, P. (2008). Durabilidad del hormigón con fibras de polipropileno.
- Quinino, U. C. d. M. (2015). Investigação experimental das propriedades mecânicas de compósitos de concreto com adições híbridas de fibras.
- Rabbat, B. & Russell, H. (1985). Friction coefficient of steel on concrete or grout. *Journal of Structural Engineering*, *111*(3), 505–515.
- Rambo, D. A. S., de Andrade Silva, F., & Toledo Filho, R. D. (2014). Mechanical behavior of hybrid steel-fiber self-consolidating concrete: materials and structural aspects. *Materials & Design (1980-2015)*, *54*, 32–42.
- Ramya, D., Ramesh, G., Prakash, A. R., Ramya, D., Ramesh, G., Prakash, A. R., et al. (2021). Shear behavior of hybrid fiber reinforced concrete. *Concrete”, International*, *7*(02), 79–82.
- Ran, J., Li, T., Chen, D., Shang, L., Li, W., & Zhu, Q. (2021). Mechanical properties of concrete reinforced with corrugated steel fiber under uniaxial compression and tension. In *Structures*, volume 34, (pp. 1890–1902). Elsevier.
- Rashid, M. U. (2020). Experimental investigation on durability characteristics of steel and polypropylene fiber reinforced concrete exposed to natural weathering action. *Construction and Building Materials*, *250*, 118910.
- Rashid, Y. R. (1968). Ultimate strength analysis of prestressed concrete pressure vessels. *Nuclear engineering and design*, *7*(4), 334–344.

- Rashiddadash, P., Ramezaniapour, A. A., & Mahdikhani, M. (2014). Experimental investigation on flexural toughness of hybrid fiber reinforced concrete (hfrc) containing metakaolin and pumice. *Construction and Building Materials*, *51*, 313–320.
- Rastellini, F., Oller, S., Salomón, O., & Oñate, E. (2008). Composite materials non-linear modelling for long fibre-reinforced laminates: Continuum basis, computational aspects and validations. *Computers & structures*, *86*(9), 879–896.
- Raza, A. et al. (2020). Experimental and numerical behavior of hybrid-fiber-reinforced concrete compression members under concentric loading. *SN Applied Sciences*, *2*(4), 1–19.
- Ren, X., Yang, W., Zhou, Y., & Li, J. (2008). Behavior of high-performance concrete under uniaxial and biaxial loading. *ACI materials journal*, *105*(6), 548.
- Riahi, E. et al. (2016). *Evaluation of Structural Capacity of Epoxy-Coated Concrete Pipes and its Interaction with Soil*. PhD thesis.
- Richard, B. & Ragueneau, F. (2013). Continuum damage mechanics based model for quasi brittle materials subjected to cyclic loadings: Formulation, numerical implementation and applications. *Engineering Fracture Mechanics*, *98*, 383–406.
- Ruano, G. J. (2013). *Refuerzo de elementos estructurales de hormigón con hormigón reforzado con fibras*. PhD thesis, Universidad Nacional de Tucumán.
- Rudraswamy, M. et al. (2018). The workability studies of hybrid fiber reinforced concrete formed by using fibers of different aspect ratio. *Int. J. Civil Eng. Technol.(IJCIET)*, *9*(7), 1293–1301.
- Sahmaran, M., Yurtseven, A., & Yaman, I. O. (2005). Workability of hybrid fiber reinforced self-compacting concrete. *Building and Environment*, *40*(12), 1672–1677.
- Salomón, O. (1999). Un modelo numérico para el análisis de estructuras con aislamiento sísmico. *Informes de la construcción*, *51*, 64–64.
- Şanal, İ. & Zihnioğlu, N. Ö. (2013). To what extent does the fiber orientation affect mechanical performance? *Construction and Building Materials*, *44*, 671–681.
- Sanjayan, J. G., Nazari, A., & Pouraliakbar, H. (2015). Fea modelling of fracture toughness of steel fibre-reinforced geopolymer composites. *Materials & Design*, *76*, 215–222.
- Selim, P. (2008). Experimental investigation of tensile behavior of high strength concrete. *Indian Journal of Engineering and Materials Sciences*, *11*(15), 467–472.

- Selina Ruby, G., Geethanjali, C., & Jaison Varghese, P. M. (2014). Influence of hybrid fiber on reinforced concrete 'international journal of advanced structures and geotechnical engineering, vol. 03.
- Seow, P. E. C. & Swaddiwudhipong, S. (2005). Failure surface for concrete under multiaxial load—a unified approach. *Journal of materials in civil engineering*, 17(2), 219–228.
- Silva, J. d., El Debs, M. K., & Beck, A. T. (2008). Reliability evaluation of reinforced concrete pipes in crack opening limit state. *Revista IBRACON de Estruturas e Materiais*, 1, 314–330.
- Simões, T., Costa, H., Dias-da Costa, D., & Júlio, E. (2017). Influence of fibres on the mechanical behaviour of fibre reinforced concrete matrixes. *Construction and Building Materials*, 137, 548–556.
- Singh, N. K. & Rai, B. (2018). A review of fiber synergy in hybrid fiber reinforced concrete. *Journal of Applied Engineering Sciences*, 8(2).
- Singh, N. K. & Rai, B. (2021). Assessment of synergetic effect on microscopic and mechanical properties of steel-polypropylene hybrid fiber reinforced concrete. *Structural Concrete*, 22(1), 516–534.
- Singh, S., Singh, A., & Bajaj, V. (2010). Strength and flexural toughness of concrete reinforced with steel-polypropylene hybrid fibres.
- Sivakumar, A. & Santhanam, M. (2007). A quantitative study on the plastic shrinkage cracking in high strength hybrid fibre reinforced concrete. *Cement and concrete composites*, 29(7), 575–581.
- Smith, M. (2009). *ABAQUS/Standard User's Manual, Version 6.9*. United States: Dassault Systèmes Simulia Corp.
- Soetens, T., Van Gysel, A., Matthys, S., & Taerwe, L. (2013). A semi-analytical model to predict the pull-out behaviour of inclined hooked-end steel fibres. *Construction and Building Materials*, 43, 253–265.
- Söylev, T. & Özturan, T. (2014). Durability, physical and mechanical properties of fiber-reinforced concretes at low-volume fraction. *Construction and Building materials*, 73, 67–75.
- Spangler, M. G. (1933). *The supporting strength of rigid pipe culverts*. Iowa State College.
- Srinivas, K. (2017). *Non-linear Finite Element Analysis (FEA) of Elastomers*.

- Su, N. & Fan, X. (2021). Experimental study on flexural toughness of steel-polyvinyl alcohol hybrid fiber reinforced concrete. In *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*, volume 719, (pp. 022080). IOP Publishing.
- Sun, W., Qian, H., & Chen, H. (2000). The effect of the combination of hybrid fibers and expansive agent on the physical properties of cementitious composites. *Journal of the Chinese Ceramic Society*, 2, 95–99.
- Swaddiwudhipong, S. & Seow, P. E. C. (2006). Modelling of steel fiber-reinforced concrete under multi-axial loads. *Cement and concrete research*, 36(7), 1354–1361.
- Tho, K., Seow, P., & Swaddiwudhipong, S. (2003). Numerical method for analysis of concrete under multi-axial loads. *Magazine of Concrete Research*, 55(6), 537–547.
- UNE-127916 (2020). Tubos y piezas complementarias de hormigón en masa, de hormigón armado y hormigón con fibra de acero. complemento nacional a la norma une-en 1916:2008.
- UNE-83500-2 (1989). Fibras de polipropileno para el refuerzo de hormigones. definiciones y clasificaciones.
- Viñolas, B. (2011). *Aplicaciones y avances de la metodología MIVES en valoraciones multicriterio*. PhD thesis, Universitat Politècnica de Catalunya (UPC).
- Wang, J., Li, C., Fan, X., & Zhang, M. (2007). Flexural fatigue behavior of layered hybrid fiber reinforced concrete. *Journal of Wuhan University of Technology-Mater. Sci. Ed.*, 22(3), 560–563.
- Wang, W., Shen, A., Lyu, Z., He, Z., & Nguyen, K. T. (2021). Fresh and rheological characteristics of fiber reinforced concrete—a review. *Construction and Building Materials*, 296, 123734.
- Wille, K. & Naaman, A. E. (2012). Pullout behavior of high-strength steel fibers embedded in ultra-high-performance concrete. *ACI Materials Journal*, 109(4).
- Wilson, A. & Abolmaali, A. (2014). Performance of synthetic fiber-reinforced concrete pipes. *Journal of Pipeline Systems Engineering and Practice*, 5(3), 04014002.
- Won, J.-P., Lee, J.-H., & Lee, S.-J. (2015). Predicting pull-out behaviour based on the bond mechanism of arch-type steel fibre in cementitious composite. *Composite Structures*, 134, 633–644.
- Wongtanakitcharoen, T. & Naaman, A. E. (2007). Unrestrained early age shrinkage of concrete with polypropylene, pva, and carbon fibers. *Materials and structures*, 40(3), 289–300.

- Xiaokang, S. et al. (2011). Summary of behaviour of steel fiber reinforced concrete. In *2011 International Conference on Electric Technology and Civil Engineering (ICETCE)*, (pp. 800–803). IEEE.
- Xu, H., Wang, Z., Shao, Z., Cai, L., Jin, H., Zhang, Z., Qiu, Z., Rui, X., & Chen, T. (2021). Experimental study on durability of fiber reinforced concrete: Effect of cellulose fiber, polyvinyl alcohol fiber and polyolefin fiber. *Construction and Building Materials*, *306*, 124867.
- Xu, L., Huang, L., Chi, Y., & Mei, G. (2016). Tensile behavior of steel-polypropylene hybrid fiber-reinforced concrete. *ACI Materials Journal*, *113*(2), 219–229.
- Xu, L., Xu, H., Chi, Y., & Zhang, Y. (2011). Experimental study on tensile strength of steel-polypropylene hybrid fiber reinforced concrete. *Advanced Science Letters*, *4*(3), 911–916.
- Yao, W., Li, J., & Wu, K. (2003). Mechanical properties of hybrid fiber-reinforced concrete at low fiber volume fraction. *Cement and concrete research*, *33*(1), 27–30.
- Yaya, K. & Bechir, H. (2018). A new hyper-elastic model for predicting multi-axial behaviour of rubber-like materials: formulation and computational aspects. *Mechanics of Time-Dependent Materials*, *22*(2), 167–186.
- Yıldırım, G. (2019). Dimensional stability of deflection-hardening hybrid fiber reinforced concretes with coarse aggregate: Suppressing restrained shrinkage cracking. *Structural Concrete*, *20*(2), 836–850.
- Yin, S., Tuladhar, R., Shi, F., Combe, M., Collister, T., & Sivakugan, N. (2015). Use of macro plastic fibres in concrete: A review. *Construction and Building Materials*, *93*, 180–188.
- Yin, W., Su, E. C., Mansur, M., & Hsu, T. T. (1990). Fiber-reinforced concrete under biaxial compression.
- Yoo, D.-Y. & Banthia, N. (2016). Mechanical properties of ultra-high-performance fiber-reinforced concrete: A review. *Cement and Concrete Composites*, *73*, 267–280.
- Yoo, D.-Y. & Banthia, N. (2019). Impact resistance of fiber-reinforced concrete—a review. *Cement and Concrete Composites*, *104*, 103389.
- Younis, A.-A., Shehata, A., Ramadan, A., Wong, L. S., & Nehdi, M. L. (2021). Modeling structural behavior of reinforced-concrete pipe with single, double and triple cage reinforcement. *Engineering Structures*, *240*, 112374.

- Yurtseven, A. E. (2004). Determination of mechanical properties of hybrid fiber reinforced concrete. Master's thesis, Middle East Technical University.
- Zeng, W., Ding, Y., Zhang, Y., & Dehn, F. (2020). Effect of steel fiber on the crack permeability evolution and crack surface topography of concrete subjected to freeze-thaw damage. *Cement and Concrete Research*, *138*, 106230.
- Zerbino, R. L. (2020a). *El hormigón reforzado con fibras*. Asociación Argentina de Tecnología del Hormigón.
- Zerbino, R. L. (2020b). Uso de microfibras sintéticas en hormigón.
- Zhan, Y. & Meschke, G. (2014). Analytical model for the pullout behavior of straight and hooked-end steel fibers. *Journal of Engineering Mechanics*, *140*(12), 04014091.
- Zhang, D., Dasari, A., & Tan, K. H. (2018). On the mechanism of prevention of explosive spalling in ultra-high performance concrete with polymer fibers. *Cement and Concrete Research*, *113*, 169–177.
- Zhang, D., Wang, Q., Dong, J., et al. (2016). Simulation study on cfrp strengthened reinforced concrete beam under four-point bending. *Computers and Concrete*, *17*(3), 407–421.
- Zhang, J. & Li, V. C. (2001). Influences of fibers on the drying shrinkage of fiber reinforced cementitious composite.
- Zhang, S. & Zong, L. (2014). Evaluation of relationship between water absorption and durability of concrete materials. *Advances in Materials Science and Engineering*, *2014*.
- Zhang, T. & Pan, D. (2021). Mechanical properties of steel-polypropylene hybrid fiber reinforced concrete in building structure. *Civil engineering journal*, *37*(2), 501–5012.
- Zhang, Y., Chen, L., & Zhou, D.-l. (2022). Dynamic mechanical properties of hybrid fiber reinforced concrete. *International Journal of Protective Structures*, 20414196211065480.
- Zheng, W., Li, H., & Wang, Y. (2012). Compressive behaviour of hybrid fiber-reinforced reactive powder concrete after high temperature. *Materials & Design*, *41*, 403–409.
- Žirgulis, G., Švec, O., Sarmiento, E. V., Geiker, M. R., Cwirzen, A., & Kanstad, T. (2016). Importance of quantification of steel fibre orientation for residual flexural tensile strength in frc. *Materials and structures*, *49*(9), 3861–3877.