

**COMPORTAMIENTO MECÁNICO DE TUBOS DE MATERIAL COMPUESTO
RELLENOS DE HORMIGÓN BAJO CARGA AXIAL EN COMPRESIÓN**

Por

John Faber Dávila

Tesis sometida en cumplimiento parcial
de los requisitos para el grado de

MAESTRO EN CIENCIAS

en

Ingeniería Civil

**UNIVERSIDAD DE PUERTO RICO
RECINTO UNIVERSITARIO DE MAYAGUEZ
2007**

Aprobado por:

_____ Felipe J. Acosta, PhD. Presidente, Comité Graduado	_____ Fecha
_____ Miguel A. Pando, PhD. Miembro, Comité Graduado	_____ Fecha
_____ Arsenio Cáceres, PhD. Miembro, Comité Graduado	_____ Fecha
_____ Paul Sundaram, PhD. Representante de Estudios Graduados	_____ Fecha
_____ Ismael Pagán Trinidad, M.Sc. Director del Departamento	_____ Fecha

RESUMEN

Los tubos de polímero fibro-reforzado (FRP) rellenos de hormigón constituyen una alternativa eficiente para la construcción de elementos de soporte estructural. Para ser utilizados con un nivel adecuado de confianza, estos elementos requieren un modelo preciso de su respuesta mecánica. Sin embargo, la mayoría de los modelos disponibles para este fin aun son limitados. En esta tesis se implementa un modelo no lineal de elementos finitos para el estudio del hormigón confinado con tubos de FRP bajo carga axial en compresión. Los resultados de este modelo se verifican con los obtenidos en un programa experimental que fue ejecutado para el estudio del comportamiento mecánico de este sistema y de sus componentes. Utilizando una geometría simplificada y la calibración experimental de relaciones constitutivas convencionales, el modelo propuesto permitió predecir con precisión la respuesta fuerza vs. deformación, superando algunas deficiencias para la captura de la respuesta volumétrica que presentan varios modelos previos.

ABSTRACT

Concrete filled fiber reinforced polymer (FRP) tubes are an efficient alternative to be used as structural elements. To utilize them with a suitable level of confidence, a precise tool to predict their mechanical response is required. However, the majority of the models available for this purpose are limited. In this dissertation a non-linear finite element model is implemented to predict the response of concrete filled FRP tubes under axial compression load. The results of this model are compared with those obtained from the experimental program for the study of this system and its constituents. With a simple geometry and the experimental calibration of conventional constitutive models, the proposed model allows to predict adequately the Force vs. Strain response, overcoming deficiencies observed in other models for the representation of the volumetric response.

DEDICATORIA

Este trabajo esta especialmente dedicado a mi querido hijo Juan Martín, a mi madre Mariana y a mis hermanas Liliana y Lina.

AGRADECIMIENTOS

En primera instancia deseo agradecer a Dios por todas las nuevas oportunidades que me han permitido avanzar hacia un amplio horizonte para mi desarrollo personal y profesional. También le ofrezco mi sincera gratitud al presidente de mi comité graduado, Dr. Felipe Acosta, por el inmenso apoyo y soporte brindado durante todo el transcurso de mis estudios graduados en la Universidad de Puerto Rico. Sin su constante orientación y su pedagogía efectiva hacia la independencia del pensamiento, el desarrollo de este trabajo no hubiese sido posible con el nivel de agrado y motivación con el que fue realizado. Agradezco a los Drs. Miguel Pando, Arsenio Cáseres y Paul Sundaram, miembros de mi comité graduado, por brindarme amablemente sesiones extensas de su tiempo en actividades de orientación personal y técnica, así como también por su invaluable contribución en la revisión y evaluación de este trabajo.

A mi familia le debo todo el entendimiento y el esfuerzo que implico mi ausencia. Para ellos mi infinita gratitud. También agradezco de manera muy especial a mis amigos y colegas cercanos quienes me permitieron compartir experiencias muy valiosas y sobretodo la alegría que solo personas de la mejor calidad humana pueden brindar.

TABLA DE CONTENIDO

DEDICATORIA	III
AGRADECIMIENTOS	IV
CAPITULO 1: INTRODUCCIÓN	1
1.1 PRELIMINARES	1
1.2 JUSTIFICACIÓN	7
1.3 OBJETIVOS.....	10
1.3.1 OBJETIVO GENERAL:	10
1.3.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS:	10
1.4 ORGANIZACIÓN DE LA TESIS	11
CAPITULO 2: REVISIÓN DE LITERATURA	13
2.1. INTRODUCCIÓN.....	13
2.2. ESTUDIOS DEL COMPORTAMIENTO DEL HORMIGÓN CONFINADO CON TUBOS CILÍNDRICOS DE ACERO (ELEMENTOS CFST).....	14
2.3. ESTUDIOS DEL USO DE MATERIALES COMPUESTOS FRP PARA EL CONFINAMIENTO DEL HORMIGÓN.....	18
2.3.1. COMPORTAMIENTO DEL HORMIGÓN CONFINADO POR TELAS DE FRP.....	20
2.3.2. COMPORTAMIENTO DEL HORMIGÓN CONFINADO POR TUBOS DE FRP (ELEMENTOS CFFT).	23
2.3.3. MODELOS DEL COMPORTAMIENTO DEL HORMIGÓN CONFINADO CON FRP.....	26
2.4. RESUMEN.....	34
CAPITULO 3: PROGRAMA EXPERIMENTAL	37
3.1. INTRODUCCIÓN.....	37
3.1 MATERIALES PARA LOS ESPECÍMENES DE ENSAYO	40
3.1.1 TUBO DE FRP	40
3.1.2 NÚCLEO DE HORMIGÓN	42
3.2 CONSTRUCCIÓN DE LOS ESPECÍMENES CFFT.....	44
3.3 CARACTERIZACIÓN FÍSICA Y SECUENCIA DEL LAMINADO	47
3.3.1 ENSAYO DE DENSIDAD Y GRAVEDAD ESPECIFICA	47

3.3.2	CONTENIDO DE CONSTITUYENTES Y SECUENCIA DEL LAMINADO	48
3.3.3	ENSAYO DE MICROSCOPIA ÓPTICA	52
3.4	CARACTERIZACIÓN DE LAS PROPIEDADES MECÁNICAS DEL TUBO DE FRP	53
3.4.1	ENSAYO DE TENSIÓN LONGITUDINAL	54
3.4.2	ENSAYO DE COMPRESIÓN LONGITUDINAL	57
3.4.3	ENSAYO DE TENSIÓN CIRCUNFERENCIAL.....	59
3.5	ENSAYO DE COMPRESIÓN DE LOS ELEMENTOS CFFT Y DEL HORMIGÓN NO CONFINADO	62
3.5.1	EFFECTOS DEL USO DE SISTEMAS DE CORONA	64
3.5.2	INSTRUMENTACIÓN Y SISTEMA DE ADQUISICIÓN	66
CAPITULO 4:	RESULTADOS EXPERIMENTALES	72
4.1.	INTRODUCCIÓN.....	72
4.2.	DENSIDAD, COMPOSICIÓN Y ESTRUCTURA DEL LAMINADO	73
4.3.	PROPIEDADES ELÁSTICAS Y RESISTENCIA ÚLTIMA DEL TUBO DE FRP.....	79
4.3.1.	TENSIÓN LONGITUDINAL.....	79
4.3.2.	COMPRESIÓN LONGITUDINAL.....	83
4.3.3.	TENSIÓN CIRCUNFERENCIAL	86
4.4.	RESULTADOS DEL ENSAYO DE COMPRESIÓN UNIAxIAL DEL NÚCLEO DE HORMIGÓN NO CONFINADO	89
4.5.	RESULTADOS DEL ENSAYO DE COMPRESIÓN UNIAxIAL DE LOS ELEMENTOS CFFT	94
4.5.1.	CURVAS FUERZA VS. DEFORMACIÓN	95
4.5.2.	RAZÓN DE POISSON	103
4.5.3.	RESPUESTA VOLUMÉTRICA Y RAZÓN DE DILATANCIA	106
4.5.4.	MODOS TÍPICOS DE FALLA	113
CAPITULO 5:	MODELACIÓN ANALÍTICA.....	118
5.1.	INTRODUCCIÓN.....	118
5.2.	MODELO NO LINEAL DE ELEMENTOS FINITOS.....	120
5.2.1.	GEOMETRÍA DEL MODELO	120
5.2.2.	DESCRIPCIÓN DE ELEMENTOS	121
5.2.2.1.	TUBO DE FRP	121
5.2.2.2.	NÚCLEO DE HORMIGÓN	121
5.2.3.	DESCRIPCIÓN DE LA MALLA Y CONDICIONES DE FRONTERA	122
5.2.4.	MODELOS CONSTITUTIVOS DE LOS MATERIALES	124
5.2.4.1.	TUBO DE FRP	124
5.2.4.2.	NÚCLEO DE HORMIGÓN	125

5.2.5. CRITERIO DE FALLA PARA EL LAMINADO	128
5.2.6. VERIFICACIÓN DE LAS PROPIEDADES DEL TUBO DE FRP	129
5.3. VERIFICACIÓN DEL MODELO CON LOS RESULTADOS EXPERIMENTALES.....	133
5.3.1. CALIBRACIÓN DE LOS PARÁMETROS DEL MODELO CONSTITUTIVO DEL HORMIGÓN	136
5.3.2. COMPARACIÓN DEL ÁNGULO DE FRICCIÓN INTERNA DEL MATERIAL	138
5.3.3. RESPUESTA AXIAL	140
5.3.4. RAZÓN DE POISSON	140
5.3.5. RESPUESTA VOLUMÉTRICA Y RAZÓN DE DILATANCIA	143
5.3.6. CARGA DE FALLA	149
CAPITULO 6: CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES	153
REFERENCIAS	158
APÉNDICE 1: EL PROCESO “FILAMENT WINDING”	167
APÉNDICE 2: ESPECIFICACIONES TECNICAS DE LOS TUBOS DE FRP ..	172
APÉNDICE 3: DISEÑO DE MEZCLA PARA EL NUCLEO DE HORMIGON DE LOS ESPECÍMENES CFFT CON DIAMETRO 89 MM.....	181
APÉNDICE 4: FRPSTATION V.1.0 : PROGRAMA PARA LA ADQUISICIÓN DE DATOS USANDO LABVIEW® V. 7.1	185
APÉNDICE 5: PROPIEDADES MECANICAS DEL TUBO FRP 168 MM.....	196
APÉNDICE 6: PROCESAMIENTO DIGITAL DE LOS RESULTADOS DEL ENSAYO DE TENSIÓN CIRCUNFERENCIAL.....	215
APÉNDICE 7: DETALLES DEL MODELO CONSTITUTIVO DRUCKER- PRAGER	220

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 1.1. APLICACIÓN DE MATERIALES COMPUESTOS FRP EN LA INFRAESTRUCTURA CIVIL. ...	3
FIGURA 1.2. DESCRIPCIÓN DEL ESTADO GENERAL DE ESFUERZOS EN UNA SECCIÓN DEL SISTEMA CFFT SUJETA A CARGA AXIAL EN COMPRESIÓN.	6
FIGURA 1.3. EFECTO DEL CONFINAMIENTO DEL HORMIGÓN EN LOS ELEMENTOS CFFT.	7
FIGURA 3.1. INSTALACIÓN DE ESPECÍMENES EN PLATAFORMAS AUXILIARES DE MADERA.	45
FIGURA 3.2. FUNDICIÓN DEL NÚCLEO DE HORMIGÓN EN LOS ELEMENTOS CFFT.	46
FIGURA 3.3. DISPOSICIÓN DE LOS ESPECÍMENES CFFT PARA SU CURADO.	47
FIGURA 3.4. RÉGIMEN PROGRAMADO PARA LA REMOCION POR EVAPORACIÓN E INCINERACIÓN DE LA RESINA EN EL MATERIAL COMPUESTO FRP.	49
FIGURA 3.5. ARREGLO EXPERIMENTAL PARA LA PRUEBA DE DETERMINACIÓN DE CONSTITUYENTES EN LOS TUBOS DE FRP.	50
FIGURA 3.6. EXPOSICIÓN DEL REFUERZO DESPUÉS DE LA REMOCIÓN DEL CONTENIDO DE RESINA.	51
FIGURA 3.7. CAPAS TÍPICAS DE REFUERZO EN EL MATERIAL DE LOS TUBOS DE FRP.	51
FIGURA 3.8. IMAGEN DIGITALIZADA PARA LA MEDICIÓN DE LOS ÁNGULOS DE ORIENTACIÓN EN LAS FIBRAS DE REFUERZO.	52
FIGURA 3.9. MUESTREO DE SECCIONES LONGITUDINALES PARA EL ENSAYO DE TENSIÓN.	55
FIGURA 3.10. MARCO DE ENSAYOS MTS CON UNO DE LOS ESPECÍMENES INSTALADO Y LISTO PARA ENSAYO.	56
FIGURA 3.11. ELEMENTOS ACCESORIOS PARA LA INSTALACIÓN DE LOS ESPECÍMENES DE ENSAYO.	57
FIGURA 3.12. DISPOSITIVO METÁLICO ELSS PARA EN ENSAYO DE COMPRESIÓN.	58
FIGURA 3.13. ARREGLO EXPERIMENTAL PARA EL ENSAYO EN COMPRESIÓN.	59
FIGURA 3.14. DISCO PARA ENSAYO EN TENSIÓN CIRCUNFERENCIAL.	60
FIGURA 3.15. OBTENCIÓN DE LOS ESPECÍMENES PARA LA PRUEBA DE TENSIÓN CIRCUNFERENCIAL.	61
FIGURA 3.16. DISPOSITIVO DE ENSAYO PARA LAS PRUEBAS DE TENSIÓN CIRCUNFERENCIAL.	62
FIGURA 3.17. MAQUINA PARA ENSAYOS EN COMPRESIÓN.	63
FIGURA 3.18. ESPECÍMENES PARA EL ENSAYO DE COMPRESIÓN AXIAL.	64

FIGURA 3.19. SISTEMAS DE CORONA EVALUADOS COMO ALTERNATIVA PARA LA DISTRIBUCIÓN HOMOGÉNEA DE ESFUERZOS ENTRE EL NÚCLEO Y EL TUBO DE FRP.....	65
FIGURA 3.20. DETALLES DEL DETERIORO EN LOS SISTEMAS DE CORONA EVALUADOS.....	66
FIGURA 3.21. CALIBRACIÓN DEL SENSOR DE PRESIÓN HIDRÁULICA PARA LA OBTENCIÓN DE LECTURAS DE CARGA EQUIVALENTE	67
FIGURA 3.22. INSTALACIÓN DE SENSORES DE DEFORMACIÓN PARA LECTURAS EN LAS DIRECCIONES PRINCIPALES DE INTERÉS.	69
FIGURA 3.23. SISTEMA PORTÁTIL PARA LA ADQUISICIÓN DE DATOS.....	71
FIGURA 4.1. CANTIDAD DE REFUERZO EN CADA LÁMINA DEL TUBO DE FRP CON DIÁMETRO 168 mm.....	76
FIGURA 4.2. IMAGEN MICROSCÓPICA DE LA ESTRUCTURA DEL LAMINADO PARA EL TUBO DE FRP CON DIÁMETRO 168 mm.	78
FIGURA 4.3. DETALLES DEL TUBO DE FRP CON DIÁMETRO 168 MM OBTENIDOS A PARTIR DEL ESTUDIO DE MICROSCOPIA ÓPTICA.	79
FIGURA 4.4. CURVAS ESFUERZO-DEFORMACIÓN PARA EL ENSAYO DE TENSIÓN LONGITUDINAL.	82
FIGURA 4.5. MODOS DE FALLA EN TENSIÓN LONGITUDINAL.	82
FIGURA 4.6. CURVAS ESFUERZO-DEFORMACIÓN PARA EL ENSAYO DE COMPRESIÓN LONGITUDINAL.	85
FIGURA 4.7. MODO DE FALLA EN COMPRESIÓN LONGITUDINAL.....	85
FIGURA 4.8. CURVAS ESFUERZO VS. DEFORMACIÓN PARA EL ENSAYO DE TENSIÓN CIRCUNFERENCIAL.....	88
FIGURA 4.9. RAZÓN DE POISSON ν_{xy} PARA EL TUBO DE FRP.	88
FIGURA 4.10. CURVAS ESFUERZO VS. DEFORMACIÓN PARA EL ENSAYO EN COMPRESIÓN DE LOS ESPECÍMENES DE HORMIGÓN NO CONFINADO.	92
FIGURA 4.11. MODOS DE FALLA EN LOS ESPECÍMENES DE HORMIGÓN NO CONFINADO.	93
FIGURA 4.12. RAZÓN DE POISSON PARA EL HORMIGÓN NO CONFINADO.....	94
FIGURA 4.13. CURVAS FUERZA VS. DEFORMACIÓN OBTENIDAS PARA EL ESPÉCIMEN CFFT No.2 UTILIZANDO EL PROGRAMA FRPSTATION BAJO LABVIEW®.....	96
FIGURA 4.14. PROCESAMIENTO DE LAS SEÑALES DE DEFORMACIÓN EN EL ENSAYO DE TENSIÓN CIRCUNFERENCIAL.....	99
FIGURA 4.15. CURVAS FUERZA VS. DEFORMACIÓN PARA LOS ESPECÍMENES CFFT CON DIAMETRO 168 mm.....	99

FIGURA 4.16. CURVAS FUERZA VS. DEFORMACIÓN PARA LOS ELEMENTOS CFFT CON DIÁMETRO 168 mm HASTA EL EVENTO DE APLASTAMIENTO.	102
FIGURA 4.17. CURVAS FUERZA VS. DEFORMACIÓN PARA LOS ESPECÍMENES CFFT CON DIAMETRO 89 mm.....	103
FIGURA 4.18. VARIACIÓN DE LA RAZÓN DE POISSON EN LOS ESPECÍMENES CFFT 168 mm.	105
FIGURA 4.19. VARIACIÓN DE LA RAZÓN DE POISSON EN LOS ESPECÍMENES CFFT 89 mm.	105
FIGURA 4.20. DEFORMACIÓN VOLUMÉTRICA EN LOS ESPECÍMENES CFFT CON DIÁMETRO 168 mm	107
FIGURA 4.21. DEFORMACIÓN VOLUMÉTRICA EN LOS ESPECÍMENES CFFT CON DIÁMETRO 89 mm	107
FIGURA 4.22. VARIACIÓN TÍPICA DE LA RAZÓN DE DILATACIÓN EN LOS ELEMENTOS CFFT CON DIÁMETRO 168 mm.	110
FIGURA 4.23. RAZÓN DE DILATACIÓN EN LOS ELEMENTOS CFFT CON DIÁMETRO 168 mm.	111
FIGURA 4.24. RAZÓN DE DILATACIÓN EN LOS ELEMENTOS CFFT CON DIÁMETRO 89 mm.	113
FIGURA 4.25. MODOS TÍPICOS DE FALLA EN LOS ESPECÍMENES CFFT.	115
FIGURA 4.26. DESCRIPCION DE LOS MODOS TÍPICOS DE FALLA EN LOS ESPECÍMENES CFFT.	116
FIGURA 4.27. VALORES DE FUERZA PARA LA CONDICIÓN DE APLASTAMIENTO Y CONDICIÓN DE FALLA ULTIMA EN LOS ELEMENTOS CFFT.	117
FIGURA 4.28. DEFORMACIÓN PARA LA CONDICIÓN DE APLASTAMIENTO CONDICIÓN DE FALLA ULTIMA DE LOS ELEMENTOS CFFT.	117
FIGURA 5.1. DESCRIPCIÓN GRAFICA DE LA GEOMETRÍA DEL MODELO INCLUYENDO LA CONDICIÓN DE ESFUERZOS PARA LA APLICACIÓN DE UNA CARGA AXILSIMÉTRICA.	120
FIGURA 5.2. MODELO AXILSIMÉTRICO DE ELEMENTOS FINITOS.	123
FIGURA 5.3. CURVA EXPERIMENTAL DE REFERENCIA Y MODELO DE REGRESIÓN PARA LOS ESPECÍMENES CFFT CON DIÁMETRO 168 MM.	135
FIGURA 5.4. CURVAS FUERZA VS. DEFORMACIÓN EN LAS DIRECCIONES LONGITUDINAL Y CIRCUNFERENCIAL: CALIBRACIÓN DE LOS PARÁMETROS PARA EL MODELO DP.	137
FIGURA 5.5. CURVAS FUERZA VS. DEFORMACIÓN EN LAS DIRECCIONES LONGITUDINAL Y CIRCUNFERENCIAL: COMPARACIÓN DE LA RESPUESTA NUMÉRICA Y EXPERIMENTAL.	141
FIGURA 5.6. RAZÓN DE POISSON ν : COMPARACIÓN DE LA RESPUESTA NUMÉRICA Y EXPERIMENTAL (ESPECÍMENES CFFT CON DIÁMETRO 89 mm Y 168 mm).	143

FIGURA 5.7. CURVAS FUERZA VS. DEFORMACIÓN VOLUMÉTRICA: COMPARACIÓN DE LA RESPUESTA NUMÉRICA Y EXPERIMENTAL	144
FIGURA 5.8. RAZÓN DE DILATANCIA: COMPARACIÓN DE LA RESPUESTA NUMÉRICA Y EXPERIMENTAL	146
FIGURA 5.9. CONDICIÓN DE FALLA ÚLTIMA: COMPARACIÓN DE LA RESPUESTA NUMÉRICA Y EXPERIMENTAL	150
FIGURA 5.10. VALORES DE CARGA PARA LAS CONDICIONES DE APLASTAMIENTO Y FALLA ULTIMA.	152
FIGURA A1.1. DESCRIPCIÓN GRAFICA DEL PROCESO DE MANUFACTURA:	170
FIGURA A1.2. PATRONES ANGULARES TÍPICOS EN EL PROCESO DE ENVOLTURA DE FILAMENTO	170
FIGURA A4.1. COMPONENTES DEL PROGRAMA FRPSTATION V1.0.....	187
FIGURA A4.2. ENSAYO EN COMPRESIÓN: ESPÉCIMEN DE HORMIGÓN NO CONFINADO H1	188
FIGURA A4.3. ENSAYO EN COMPRESIÓN: ESPÉCIMEN DE HORMIGÓN NO CONFINADO H2	188
FIGURA A4.4. ENSAYO EN COMPRESIÓN: ESPÉCIMEN DE HORMIGÓN NO CONFINADO H3.	189
FIGURA A4.5. ENSAYO EN COMPRESIÓN: ESPÉCIMEN DE HORMIGÓN NO CONFINADO H4.	189
FIGURA A4.6. ENSAYO EN COMPRESIÓN: ESPÉCIMEN DE HORMIGÓN NO CONFINADO H5.	190
FIGURA A4.7. ENSAYO EN COMPRESIÓN: ESPÉCIMEN CFFT 1.	190
FIGURA A4.8. ENSAYO EN COMPRESIÓN: ESPÉCIMEN CFFT 2.	191
FIGURA A4.9. ENSAYO EN COMPRESIÓN: ESPÉCIMEN CFFT 3.	191
FIGURA A4.10. ENSAYO EN COMPRESIÓN: ESPÉCIMEN CFFT 4.	192
FIGURA A4.11. ENSAYO EN COMPRESIÓN: ESPÉCIMEN CFFT 5.	192
FIGURA A4.12. ENSAYO EN COMPRESIÓN: ESPÉCIMEN CFFT 6.	193
FIGURA A4.13. ENSAYO EN COMPRESIÓN: ESPÉCIMEN CFFT 7.	193
FIGURA A4.14. ENSAYO EN COMPRESIÓN: ESPÉCIMEN CFFT 8.	194
FIGURA A4.15. ENSAYO EN COMPRESIÓN: ESPÉCIMEN CFFT 9.	194
FIGURA A4.16. ENSAYO EN COMPRESIÓN: ESPÉCIMEN CFFT 10.	195
FIGURA A5.1. BOXPLOTS PARA EL MÓDULO SECANTE DE ELASTICIDAD EN TENSIÓN LONGITUDINAL.	199
FIGURA A5.2. PRUEBA DE AJUSTE DEL MODELO DE PROBABILIDAD NORMAL PARA EL MÓDULO SECANTE DE ELASTICIDAD EN TENSIÓN LONGITUDINAL.	200
FIGURA A5.3. FUNCIÓN DE DENSIDAD DE PROBABILIDAD NORMAL PARA EL MÓDULO SECANTE DE ELASTICIDAD EN TENSIÓN LONGITUDINAL.	200

FIGURA A5.4. PRUEBAS DE AJUSTE DE LOS MODELOS DE PROBABILIDAD NORMAL Y WEIBULL PARA EL ESFUERZO ULTIMO EN TENSIÓN LONGITUDINAL.	202
FIGURA A5.5. FUNCIÓN DE DENSIDAD DE PROBABILIDAD WEIBULL PARA EL ESFUERZO ÚLTIMO EN TENSIÓN LONGITUDINAL.	203
FIGURA A5.6. PRUEBAS DE AJUSTE DE LOS MODELOS DE PROBABILIDAD NORMAL Y WEIBULL	204
FIGURA A5.7. FUNCIÓN DE DENSIDAD DE PROBABILIDAD WEIBULL PARA LA DEFORMACIÓN ÚLTIMA EN TENSIÓN LONGITUDINAL.....	204
FIGURA A5.8. PRUEBAS DE AJUSTE DE LOS MODELOS DE PROBABILIDAD NORMAL Y WEIBULL	206
FIGURA A5.9. FUNCIÓN DE DENSIDAD DE PROBABILIDAD NORMAL PARA EL MODULO SECANTE DE ELASTICIDAD EN COMPRESIÓN LONGITUDINAL.	207
FIGURA A5.10. PRUEBAS DE AJUSTE DE LOS MODELOS DE PROBABILIDAD NORMAL Y WEIBULL PARA EL ESFUERZO ÚLTIMO EN COMPRESIÓN LONGITUDINAL.	208
FIGURA A5.11. FUNCIÓN DE DENSIDAD DE PROBABILIDAD WEIBULL PARA EL ESFUERZO ÚLTIMO EN COMPRESIÓN LONGITUDINAL.	208
FIGURA A5.12. PRUEBAS DE AJUSTE DE LOS MODELOS DE PROBABILIDAD NORMAL Y WEIBULL PARA LA DEFORMACIÓN ÚLTIMA EN COMPRESIÓN LONGITUDINAL.	209
FIGURA A5.13. FUNCIÓN DE DENSIDAD DE PROBABILIDAD WEIBULL PARA LA DEFORMACIÓN ÚLTIMA EN COMPRESIÓN LONGITUDINAL.....	210
FIGURA A5.14. PRUEBAS DE AJUSTE DE LOS MODELOS DE PROBABILIDAD NORMAL Y WEIBULL PARA EL MODULO SECANTE DE ELASTICIDAD EN TENSIÓN CIRCUNFERENCIAL.	211
FIGURA A5.15. FUNCIÓN DE DENSIDAD DE PROBABILIDAD NORMAL PARA LA DEFORMACIÓN ÚLTIMA EN TENSIÓN CIRCUNFERENCIAL.	211
FIGURA A5.16. PRUEBAS DE AJUSTE DE LOS MODELOS DE PROBABILIDAD NORMAL Y WEIBULL PARA EL ESFUERZO ULTIMO EN TENSIÓN CIRCUNFERENCIAL.....	212
FIGURA A5.17. FUNCIÓN DE DENSIDAD DE PROBABILIDAD WEIBULL PARA EL ESFUERZO ÚLTIMO EN TENSIÓN CIRCUNFERENCIAL.....	213
FIGURA A5.18. PRUEBAS DE AJUSTE DE LOS MODELOS DE PROBABILIDAD NORMAL Y WEIBULL PARA LA DEFORMACIÓN ULTIMA EN TENSIÓN CIRCUNFERENCIAL.....	213
FIGURA A5.19. FUNCIÓN DE DENSIDAD DE PROBABILIDAD WEIBULL PARA LA DEFORMACIÓN ULTIMA EN TENSIÓN CIRCUNFERENCIAL.	214
FIGURA A6.1. FILTRO DIGITAL BUTTERWORTH: FUNCIÓN DE RESPUESTA.	217
FIGURA A6.2. ESFUERZO CIRCUNFERENCIAL: ESPÉCIMEN B1.	218
FIGURA A6.3. DEFORMACIÓN CIRCUNFERENCIAL: ESPÉCIMEN B1.....	218

FIGURA A6.4. DEFORMACIÓN LONGITUDINAL: ESPÉCIMEN B1.....	219
FIGURA A6.5. RELACIÓN ESFUERZO VS. DEFORMACIÓN EN TENSIÓN CIRCUNFERENCIAL:	219
FIGURA A7.1. SUPERFICIE DE FLUENCIA PARA EL MODELO LINEAL DE PLASTICIDAD DRUCKER- PRAGER.....	223
FIGURA A7.2. PROYECCIÓN DE LA SUPERFICIE DE FLUENCIA DEL MODELO DRUCKER-PRAGER EN EL PLANO π	224
FIGURA A7.3. SUPERFICIE DE FLUENCIA DEL MODELO DRUCKER-PRAGER Y DIRECCIÓN DEL FLUJO PLÁSTICO EN EL PLANO MERIDIONAL $P-T$	226

LISTA DE TABLAS

TABLA 1.1. DESCRIPCIÓN DE ALGUNOS TIPOS DE PILOTES COMPUESTOS.....	2
TABLA 1.2. USO DE PILOTES COMPUESTOS EN APLICACIONES PARA INFRAESTRUCTURA MARINA. 4	
TABLA 1.3. APLICACIONES DEL SISTEMA CFFT COMO ELEMENTOS DE CIMENTACIÓN.....	4
TABLA 2.1. MODELOS DE CONFINAMIENTO PARA LA PREDICCIÓN DE LA RESISTENCIA Y LA DEFORMACIÓN MÁXIMA EN ELEMENTOS CFFT.....	28
TABLA 3.1. MATRIZ DE ENSAYOS PARA EL DESARROLLO DEL PROGRAMA EXPERIMENTAL.	39
TABLA 3.2. NUMERO DE ESPECÍMENES EN LA MATRIZ GLOBAL DE ENSAYOS PARA EL ESTUDIO DE DURABILIDAD A LARGO PLAZO.	40
TABLA 3.3. RESUMEN DE PROPIEDADES FÍSICAS Y MECÁNICAS DEL TUBO DE FRP	43
TABLA 4.1. RESULTADOS DEL ENSAYO DE DENSIDAD Y GRAVEDAD ESPECIFICA.....	73
TABLA 4.2. RESULTADOS DEL ENSAYO DE REMOCIÓN DE RESINA POR TEMPERATURA (BURNOFF TEST) PARA EL TUBO DE FRP CON DIÁMETRO 168 mm.	75
TABLA 4.3. SECUENCIA DEL LAMINADO PARA EL TUBO FRP CON DIÁMETRO 168 mm.	75
TABLA 4.4. RESUMEN DE RESULTADOS DEL ENSAYO DE TENSIÓN LONGITUDINAL.....	80
TABLA 4.5. RESUMEN DE RESULTADOS DEL ENSAYO DE COMPRESIÓN LONGITUDINAL.....	83
TABLA 4.6. RESUMEN DE RESULTADOS DEL ENSAYO DE TENSIÓN CIRCUNFERENCIAL.	87
TABLA 4.7. RESUMEN DE RESULTADOS DEL ENSAYO DE COMPRESIÓN UNÍAXIAL EN ESPECÍMENES DE HORMIGÓN NO CONFINADO.....	91
TABLA 4.8. PARÁMETROS EN MODELOS DE REGRESIÓN NO LINEAL SELECCIONADOS PARA LOS DATOS EXPERIMENTALES FUERZA VS. DEFORMACIÓN LONGITUDINAL.	102
TABLA 4.9. PARÁMETROS EN MODELOS DE REGRESIÓN NO LINEAL SELECCIONADOS PARA LOS DATOS EXPERIMENTALES FUERZA VS. DEFORMACIÓN CIRCUNFERENCIAL.	102
TABLA 5.1. PROPIEDADES MECÁNICAS DE UNA LAMINA DEL TUBO DE FRP	130
TABLA 5.2. COMPARACIÓN DE PROPIEDADES EQUIVALENTES DEL LAMINADO.....	133
TABLA 5.3. COMPARACIÓN DEL ÁNGULO DE FRICCIÓN β OBTENIDO A PARTIR DEL ANÁLISIS PARAMETRICO VS. EL ÁNGULO ESPERADO DE ACUERDO AL MODELO DE FALLA DE MOHR-COULOMB.....	139
TABLA 5.4. RELACIÓN ENTRE LOS PARÁMETROS DEL MODELO CONSTITUTIVO DEL HORMIGÓN Y LA RIGIDEZ EFECTIVA DE CONFINAMIENTO	148

TABLA A5.1. ANÁLISIS DE VARIANZA PARA EL MODULO SECANTE DE ELASTICIDAD EN TENSIÓN LONGITUDINAL (TODOS LOS ESPECÍMENES INCLUIDOS).	198
TABLA A5.2. ANÁLISIS DE VARIANZA PARA EL MODULO SECANTE DE ELASTICIDAD EN TENSIÓN LONGITUDINAL (ESPECÍMENES DEL TUBO NO. 1 EXCLUIDOS).	199
TABLA A5.3. ANÁLISIS DE VARIANZA PARA EL ESFUERZO ULTIMO EN TENSIÓN LONGITUDINAL.	202
TABLA A5.4. ANÁLISIS DE VARIANZA PARA LA DEFORMACIÓN ÚLTIMA EN TENSIÓN LONGITUDINAL.	203
TABLA A5.5. ANÁLISIS DE VARIANZA PARA EL MODULO SECANTE DE ELASTICIDAD EN COMPRESIÓN LONGITUDINAL.	206
TABLA A5.6. ANÁLISIS DE VARIANZA PARA EL ESFUERZO ÚLTIMO EN COMPRESIÓN LONGITUDINAL.	207
TABLA A5.7. ANÁLISIS DE VARIANZA PARA LA DEFORMACIÓN ÚLTIMA EN COMPRESIÓN LONGITUDINAL.	208
TABLA A6.1. FRECUENCIAS DE CORTE PARA EL FILTRADO DIGITAL LAS SEÑALES EN CADA ESPÉCIMEN DEL ENSAYO EN TENSIÓN CIRCUNFERENCIAL.....	216

CAPITULO 1:

INTRODUCCIÓN

1.1 Preliminares

El uso innovativo de los polímeros fibro-reforzados (FRP, de sus siglas en ingles “Fiber Reinforced Polymer”) en la tecnología de la construcción civil ha permitido el desarrollo de estructuras más eficientes. Con un bajo peso, una alta resistencia a la corrosión y con la posibilidad de controlar sus propiedades mecánicas, estos materiales pueden poseer un perfil de desempeño superior al de los materiales convencionales, tales como el acero, la madera o el hormigón.

En las estructuras civiles los materiales compuestos FRP se utilizan típicamente para el reforzamiento de columnas, vigas, muros y placas (Neale, 2000). Otras

aplicaciones incluyen la utilización de pilotes compuestos para la infraestructura marina (Iskander y Hassan, 1998; Pando, 2003), el reforzamiento de columnas y pilares de puentes (Fam, 2000; Zhu et al., 2006) o el reforzamiento de vigas y placas de hormigón usando barras de FRP como reemplazo del acero de refuerzo convencional (Rizkalla et al., 2006). Algunos ejemplos de estas aplicaciones se presentan en la Figura 1.1. Recientemente, el uso de pilotes compuestos en la infraestructura marina se ha incrementado en la construcción de sistemas de protección contra embarcaciones y en la cimentación de anclajes para muelles flotantes. Típicamente los pilotes compuestos se construyen a partir de materiales poliméricos reforzados con fibras de vidrio, secciones de acero embebidas en una matriz plástica o con el uso de un tubo de FRP para confinar un núcleo de hormigón (Lampo et al., 1998; Iskander y Stachula, 1999). La Tabla 1.1 incluye la descripción de algunos tipos de pilotes compuestos y la Tabla 1.2 muestra una selección de su aplicación en la infraestructura marina. Una selección con mas ejemplos de aplicación de pilotes compuestos puede encontrarse en el reporte FHWA-HRT-04-043 (Pando et al., 2006).

Tabla 1.1. Descripción de algunos tipos de pilotes compuestos (Iskander y Hassan, 1998).

Tipo de Pilote Compuesto	Fabricante	Descripción
Pilote con núcleo en tubo de acero.	Plastic Pilings, Inc.	Tubo de acero embebido en una matriz de plástico reciclado.
Pilote de plástico estructuralmente reforzado.	Plastic Pilings, Inc	Plástico reforzado con barras de FRP o acero.
Tubo de FRP con núcleo de hormigón.	Lancaster Composite, Inc.	Tubo de FRP relleno con hormigón.
Pilote de FRP prefabricado por el método Pultrusion.	Creative Pultrusions	Sección prismática de polímero reforzado con fibra de vidrio.



a) Reforzamiento de columnas (FHWA, pag. web, 2006).



b) Pilotes compuestos (Pearson Pilings, pag. web, 2006)



c) Reforzamiento de placas (Fyfe Co. LLC, pag. web, 2006).



d) Barras FRP como refuerzo principal (Rizkalla et, al., 2006).



e) Reforzamiento de muros (Fyfe Co. LLC, pag. web, 2006).

Figura 1.1. Aplicación de materiales compuestos FRP en la infraestructura civil.

Tabla 1.2. Uso de pilotes compuestos en aplicaciones para infraestructura marina

Tipo de Pilote Compuesto	Aplicación	Ubicación	Referencia
Pilote de plástico con núcleo en tubo de acero.	Pilote para sistema de Protección.	Port of NJ, Newark, in NJ	Hoy (1995)
Pilote de plástico con núcleo en acero.	Pilote para sistema de Protección.	Port of Los Angeles, CA.	Heinz(1993); Hoy (1995).
Pilote de FRP prefabricado por el método Pultrusion.	Pilote para sistema de Protección.	Tiffany Street Pier in NY, NY.	Lampo et al. (1998)
Pilote de FRP con núcleo de hormigón.	Pilote para sistema de protección.	Delaware Bay, DE	Phair (1997)
Pilote de plástico reforzado con fibras.	Pilote para sistema de protección.	Port Newark in Newark	Lampo et al. (1998)

En la actualidad no existen muchas publicaciones acerca del uso de pilotes compuestos como elementos de cimentación. La Tabla 1.3 muestra algunos casos de estudio en campo, que han permitido su estudio durante y después de su instalación como elementos de cimentación.

Tabla 1.3. Aplicaciones del sistema CFFT como elementos de cimentación

Tipo de pilote Compuesto	Aplicación	Ubicación	Referencia
Pilote de FRP con núcleo de hormigón.	Análisis de esfuerzos y capacidad de carga.	Asbury Park, New Jersey.	Goble et al., (2000)
Pilote de FRP con núcleo de hormigón.	Sistema de cimentación para soporte en puentes	US Navy EMR Facility Pier Ingleside, TX	Stapleman (1997)
Pilote de FRP con núcleo de hormigón.	Análisis dinámico y condiciones de instalación.	New Castle, Delaware.	Kozera (1997)
Pilote de FRP con núcleo de hormigón.	Análisis dinámico y condiciones de instalación.	Route 351; Chesapeake B. A., Virginia.	Pando et al., (2003)
Pilote de FRP con núcleo de hormigón.	Sistema de cimentación para soporte en puentes	Route 40; Nottoway R, Virginia.	Pando et al., (2004)

El confinamiento del hormigón usando materiales compuestos FRP puede realizarse con el uso de un tubo prefabricado de FRP (elementos CFFT de sus siglas en ingles “Concrete Filled FRP Tube”) o también con la instalación de telas de fibras embebidas en una resina polimérica, la cual es aplicada directamente sobre la superficie de las columnas de hormigón ya existentes. En ambos casos, bajo la acción de una carga dinámica o estática, se ha logrado observar un incremento significativo en las propiedades de resistencia y ductilidad (Priestley et al., 1996; Seible et al., 1997; Xiao y Ma, 1997; Fam, 2000; Davila et al., 2002; Thermou y Elnashal, 2005; Shao y Mirmiran, 2005).

En los elementos CFFT, el confinamiento del hormigón es el mecanismo que permite lograr un incremento en la resistencia y la ductilidad del sistema. En un elemento CFFT sometido a la acción de una carga axial concéntrica se desarrolla un estado triaxial de esfuerzos en compresión sobre el núcleo de hormigón. En este estado, descrito esquemáticamente en la Figura 1.2, los esfuerzos de confinamiento ejercidos por el tubo de FRP corresponden a una reacción pasiva debida al fenómeno de expansión en el núcleo de hormigón.

Como se muestra en la Figura 1.3, en elementos CFFT cargados simultáneamente en el tubo de FRP y en el núcleo de hormigón, la respuesta del sistema confinado a bajos niveles de carga sigue una trayectoria fuerza vs. deformación muy similar a la del hormigón no confinado. Una vez la carga aplicada se aproxima al valor de resistencia

ultima del hormigón no confinado, el núcleo de hormigón experimenta un rápido fenómeno de expansión que se origina por la aparición y propagación de microfisuras en el material. Este fenómeno activa el mecanismo de confinamiento provisto por el tubo de FRP e induce una región de transición en la respuesta del sistema confinado. Esta transición origina una respuesta bilineal, en la que ocurre el cambio de un mecanismo de respuesta elástico no confinado al de uno plástico controlado principalmente por la rigidez del dispositivo de confinamiento.

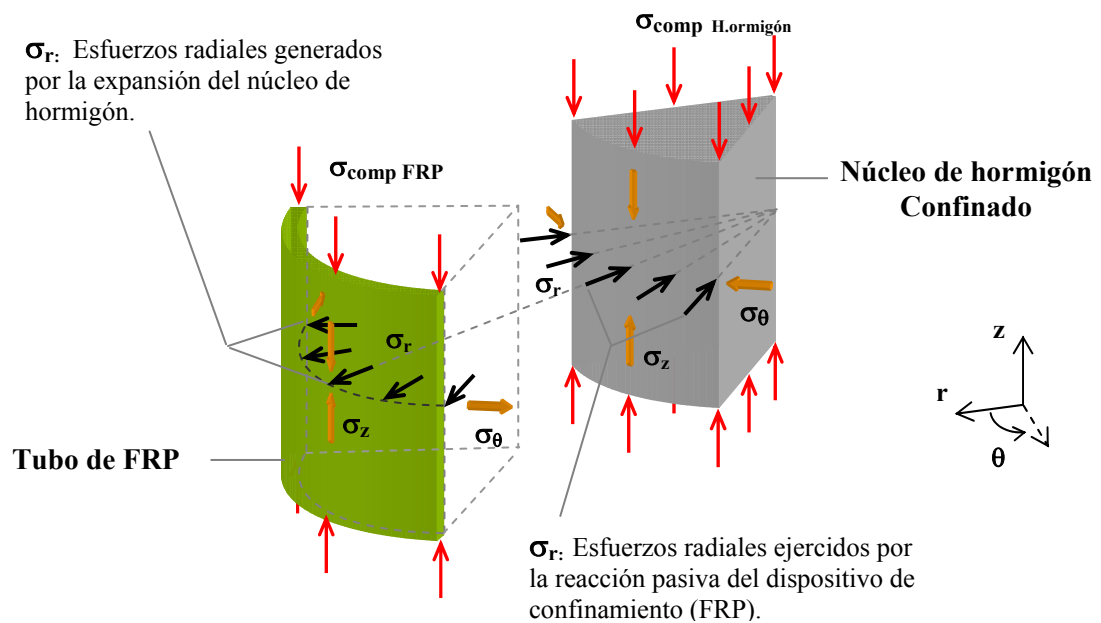


Figura 1.2. Descripción del estado general de esfuerzos en una sección del sistema CFFT sujeta a carga axial en compresión.

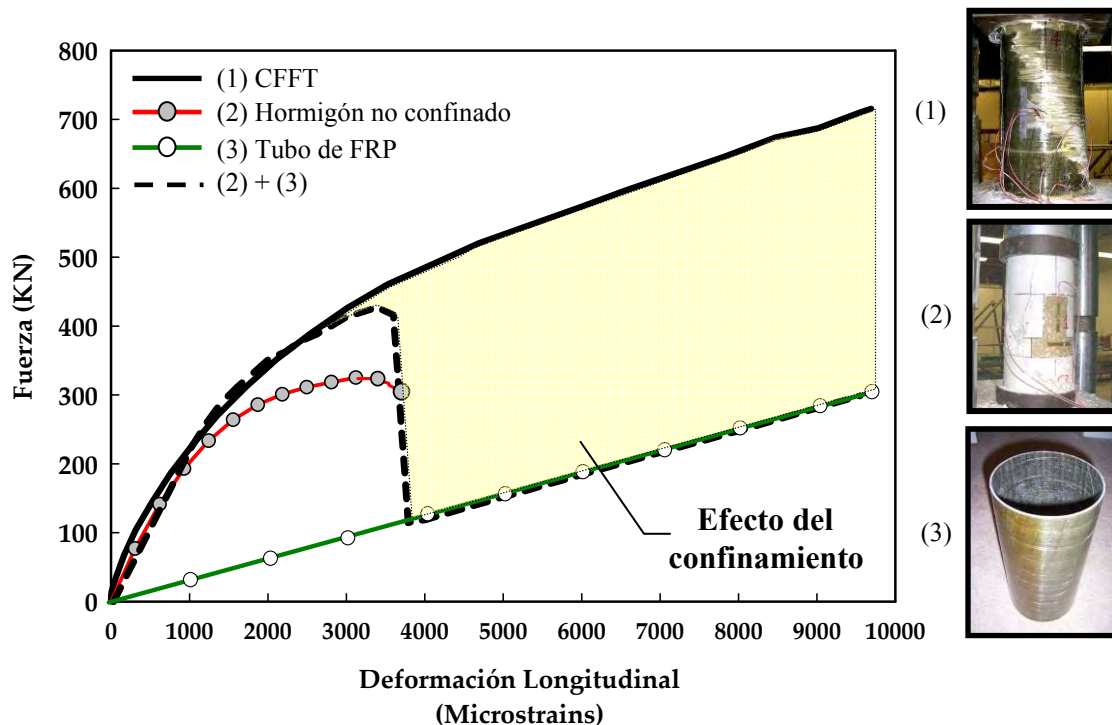


Figura 1.3. Efecto del confinamiento del hormigón en los elementos CFFT.

1.2 Justificación

Para la construcción de estructuras civiles estables y seguras, se requiere garantizar la integridad de los elementos estructurales durante el tiempo en el cual estarán en servicio. Sin embargo, los materiales convencionales usados en su construcción pueden presentar problemas de durabilidad que limitan el logro de este objetivo. Por ejemplo la corrosión en el acero, el ataque de microorganismos en la madera o el deterioro del hormigón por la infiltración de clorhídridos, son causas de la degradación en estos materiales cuando son utilizados en ambientes marinos (Lampo et al., 1998). Solamente en la infraestructura vial de los Estados Unidos, se ha estimado que el 15 % de

los puentes pueden clasificarse como deficientes debido a problemas de integridad en sus elementos estructurales (Koch et al., 2002). Teniendo en cuenta exclusivamente las tareas de mantenimiento o reemplazo de elementos de subestructura deteriorados, se calcula que los costos directos asociados a estas actividades ascienden a un valor aproximado de dos billones de dólares anuales (Iskander y Hassan, 1998; Koch et al., 2002).

Frente a este problema, una alternativa de solución es el uso de sistemas de construcción híbrida, los cuales consisten en elementos estructurales conformados por distintos materiales compuestos y cuyas propiedades pueden ser seleccionadas para producir un determinado nivel de desempeño (U.S. – Japan Planning Groups, 1992). Un ejemplo de este tipo de sistemas son las columnas de núcleo de hormigón confinado por tubos de FRP, en las cuales se combinan las ventajas de sus componentes para constituir un elemento estructural con características superiores de resistencia mecánica, ductilidad y resistencia a la corrosión (Fam et al., 2000).

En la actualidad, a pesar de la existencia de numerosos estudios experimentales y analíticos del comportamiento del hormigón confinado con materiales compuestos, la mayoría de las relaciones constitutivas propuestas para describir el comportamiento de este sistema son limitadas y se reducen a la formulación de modelos empíricos para estimar parámetros como su resistencia y deformación última (Moran y Pantelides, 2005). Estudios comparativos de estos modelos, usando amplias bases de datos experimentales, muestran que estos parámetros pueden predecirse con errores absolutos

no menores de aproximadamente 13% y 35% respectivamente (De Lorenzis y Tepfers, 2003; Bisby et al., 2005). Las normas actuales de diseño con materiales compuestos, que incorporan algunos de estos modelos, como por ejemplo las normas ACI 440 (ACI Committee 440, 2006), CSA-S806-02 (CAN/CSA-S806, 2002) e ISIS (ISIS M04, 2001), vigentes en Norte América, han incluido factores de reducción de resistencia que compensan las limitaciones en dichas predicciones. Sin embargo estas medidas a su vez influyen los costos de la construcción con materiales compuestos (Bisby et al., 2005; Chaallal et al., 2006).

Por lo anterior, es clara la necesidad de obtener modelos cuyos resultados sean precisos en la predicción del comportamiento del hormigón confinado con tubos de FRP, tanto en sus condiciones últimas como también en su trayectoria de carga. Para esto, este proyecto está dirigido al estudio experimental y analítico del sistema CFFT sujeto a carga axial en compresión, la cual es la condición de carga para la que la mayoría de los modelos previos han sido desarrollados. Este estudio experimental considera la realización de un número suficiente de muestras para la obtención de resultados con un nivel adecuado de confianza, lo cual resalta la importancia de esta investigación al ser comparada con estudios experimentales previos.

Este trabajo también corresponde a la etapa inicial de un estudio de durabilidad a largo plazo del sistema CFFT, en la cual se estudia el comportamiento mecánico del sistema CFFT antes de ser sometido a condiciones ambientales con temperatura y

humedad controlada, de forma que pueda ser evaluada la variación de sus propiedades mecánicas en función del tiempo de exposición. Dicho estudio de durabilidad, se origino a partir de las recomendaciones de un trabajo experimental previo acerca del comportamiento de pilotes compuestos como elementos de soporte en la subestructura de puentes (Pando, 2003).

1.3 Objetivos

1.3.1 Objetivo General

Este trabajo de investigación tiene como objetivo general el estudio del comportamiento mecánico del hormigón confinado con tubos cilíndricos de FRP sometido bajo la acción de carga axial en compresión.

1.3.2 Objetivos Específicos

- Estudio experimental del comportamiento mecánico del sistema estructural prototipo bajo la aplicación de carga axial en compresión.
- Implementación de un modelo no lineal de elementos finitos como herramienta para la predicción y verificación de la respuesta del sistema estructural obtenida experimentalmente.

1.4 Organización de la tesis

El presente documento se encuentra organizado en 6 capítulos y 7 Apéndices. A continuación se encuentra la descripción del contenido de cada una de estas secciones:

El Capítulo 1 inicia con una introducción general del uso del sistema CFFT en distintos tipos de aplicaciones en la infraestructura civil, describiendo el mecanismo de confinamiento del hormigón y sus ventajas mecánicas. Posteriormente se presenta la justificación de la presente investigación, destacando la importancia del uso del sistema CFFT como elemento estructural y exponiendo brevemente algunas deficiencias en los modelos disponibles para el estudio de su comportamiento mecánico. El Capítulo 2 comprende una revisión general de literatura acerca del comportamiento del hormigón confinado con tubos de acero (CFST) y posteriormente, una revisión exhaustiva con un enfoque específico en trabajos experimentales y analíticos del uso de materiales FRP para el confinamiento del hormigón. El programa experimental ejecutado en este trabajo comprende ensayos para la caracterización del sistema CFFT y de cada una de sus componentes. La descripción de la metodología llevada a cabo para la ejecución de estos ensayos se incluye en el Capítulo 3. Los resultados obtenidos a partir de la ejecución de este programa experimental se presentan, analizan y discuten en el Capítulo 4. En el Capítulo 5 se presenta la descripción del modelo no lineal de elementos finitos propuesto y se incluyen la verificación de su respuesta usando los resultados obtenidos en el

programa experimental. El Capítulo 6 contiene las conclusiones y recomendaciones derivadas del análisis de los resultados experimentales así como también de la verificación del modelo no lineal de elementos finitos implementado.

El Apéndice 1 provee una descripción detallada del proceso de “Filament Winding” utilizado para la fabricación de los tubos de FRP que fueron usados en la ejecución del programa experimental. En el Apéndice 2 se incluye el boletín de especificaciones técnicas de estos tubos y en el Apéndice 3 se presenta el diseño de mezcla utilizado para el núcleo de hormigón de los elementos CFFT con diámetro 89 mm. Para el registro y análisis preliminar de datos experimentales en tiempo real, se implementó un programa para la adquisición de datos utilizando el programa comercial LABVIEW™. Este programa fue denominado FRPSTATION y en el Apéndice 4 se presenta una descripción general del algoritmo utilizado. En este Apéndice también se incluyen los resultados gráficos obtenidos con esta aplicación durante los ensayos en compresión de los especímenes de hormigón no confinado y del sistema CFFT. En el Apéndice 5 se presentan los análisis estadísticos de los resultados experimentales obtenidos para la determinación de las propiedades mecánicas del tubo de FRP. Los detalles del procesamiento digital para las señales de presión hidráulica y deformación, requerido para el análisis de los resultados del ensayo de tensión circunferencial, se presentan en el Apéndice 6. Finalmente, en el Apéndice 7 se encuentra una descripción detallada del modelo constitutivo Drucker-Prager, utilizado para representar el comportamiento del núcleo de hormigón en el sistema CFFT.

CAPITULO 2:

REVISIÓN DE LITERATURA

2.1 Introducción

En numerosas investigaciones, realizadas desde comienzos del siglo pasado se ha demostrado que los elementos de hormigón confinado con tubos de acero (CFST) permiten obtener propiedades de rigidez, resistencia y ductilidad superiores a la simple suma de las de sus componentes. Los elementos de hormigón confinado con materiales compuestos FRP ofrecen beneficios similares y adicionalmente algunas ventajas importantes como una mayor resistencia a la corrosión y un menor peso, que los hacen una alternativa atractiva desde el punto de vista de durabilidad y eficiencia estructural.

En este capítulo se presenta un resumen de investigaciones de interés relacionadas con el comportamiento del hormigón confinado con tubos cilíndricos de acero (CFST), con lo cual se realiza una introducción de las ventajas que ofrece el confinamiento del hormigón utilizando un material linealmente elástico perfectamente plástico como el acero. Posteriormente, se incluye una revisión de los trabajos experimentales realizados para el estudio del comportamiento del hormigón confinado con un material linealmente elástico hasta la falla como el FRP. En esta revisión se incluyen estudios experimentales de elementos de hormigón confinado con telas de FRP así como también de elementos de hormigón confinados con tubos de FRP (CFFT). Adicionalmente se presenta un resumen de investigaciones realizadas para la modelación analítica y numérica del hormigón confinado con materiales compuestos FRP. Este resumen incluye una descripción detallada de cuatro modelos aplicables para elementos de hormigón confinado con tubos de FRP (CFFT) así como también una descripción de varios trabajos realizados para la modelación numérica usando el método de los elementos finitos.

2.2 Estudios del comportamiento del hormigón confinado con tubos cilíndricos de acero (Elementos CFST)

Uno de los primeros casos documentados que describe los beneficios en las características de los miembros CFST fue reportado por Sewell en 1901 según Gardner y Jacobson en 1967. Varios tubos de acero fueron rellenos con hormigón para evitar la

corrosión en su interior y así incrementar su vida útil. Inadvertidamente, al sobrecargar estos elementos, Sewell se percató de un incremento en la rigidez del sistema.

En la actualidad, en regiones de alta sismicidad como California y Japón, el encamisado de columnas con placas de acero soldadas o tubos de acero instalados como formaletas permanentes ha constituido una práctica común para el reforzamiento de estructuras vulnerables que requieren cumplir con los códigos vigentes de diseño y construcción sismorresistente (Flisak, 2004).

Los estudios experimentales del sistema CFST revelan que estos elementos presentan propiedades superiores de rigidez, resistencia, ductilidad y disipación de energía, a las que se obtienen al sumar dichas propiedades en sus componentes individuales. Este fenómeno se debe principalmente a que el tubo de acero actúa como refuerzo continuo permitiendo el desarrollo de un mecanismo de confinamiento eficiente (Furlong, 1967; Schneider, 1998; Shams y Saadeghvaziri, 1997).

La posición externa del tubo de acero en los elementos CFST, incrementa la eficiencia del sistema con respecto a las columnas tradicionales de hormigón reforzado y en consecuencia permite la reducción de la sección transversal del elemento, aun en aquellos elementos CFST reforzadas con barras de acero interno. Esto representa una ventaja prominente en la construcción de edificios de gran altura donde normalmente se requieren columnas de sección transversal de gran tamaño (Furlong, 1967).

El confinamiento del hormigón es la razón principal del buen desempeño de los miembros CFST. A bajos niveles de carga, en elementos cargados simultáneamente en el núcleo y el tubo, el tubo de acero se expande a una mayor razón que el núcleo, inhibiendo el confinamiento (Gardner y Jacobson, 1967; Okamoto y Maeno, 1988; Scheneider, 1998). Esto se explica al observar la razón de Poisson del hormigón la cual, para valores de deformación axial menores a 0.001, se encuentra entre 0.15 y 0.25, y es menor que la razón de Poisson del acero, 0.3. No obstante, para niveles de deformación superiores a la deformación última del hormigón no confinado, el núcleo comienza a expandirse más rápidamente, de forma que la razón de Poisson alcanza valores de hasta de 0.6. Este cambio en la razón de Poisson del hormigón es el fenómeno que permite activar el mecanismo de confinamiento y se ha observado generalmente cuando los valores de esfuerzo axial en el núcleo se encuentran cercanos al valor de esfuerzo máximo en compresión en el hormigón no confinado (Fam, 2000).

En los elementos CFST la presión radial ejercida por el confinamiento permite un incremento en la resistencia y ductilidad del hormigón, al someterlo a un estado triaxial de esfuerzos (Gardner y Jacobson, 1967; Shams y Saadegvaziri, 1997). A su vez, el núcleo de hormigón permite un incremento en la capacidad portante del tubo al impedir el pandeo prematuro de sus paredes (Furlong, 1967; Scheneider, 1998).

Un aumento en el espesor del tubo de acero en los elementos CFST permite un incremento en las presiones de confinamiento y por tanto en la eficiencia de este

mecanismo (Kilpatrick y Rangan, 1999). Por el contrario, un aumento en la esbeltez del elemento CFST produce una disminución en el efecto del confinamiento del hormigón. En elementos CFST cortos, la falla ocurre generalmente por explosión del hormigón y pandeo del tubo de acero en fluencia (Knowles y Park, 1969). Para elementos esbeltos sujetos a grandes deformaciones ocurre generalmente el pandeo prematuro del tubo de acero antes de que el confinamiento haya sido activado, implicando un incremento muy bajo o en ocasiones nulo en la capacidad de carga del elemento con respecto al núcleo de hormigón no confinado (Han, 2000).

Se ha encontrado que en secciones rectangulares de elementos CFST, el incremento de las propiedades no es mucho mayor que el de la suma de las de sus componentes, ofreciendo un mecanismo de confinamiento menos eficiente. Esto se explica porque en este caso el mecanismo de confinamiento es ejercido a través de la flexión de las placas del tubo de acero y no como una reacción pasiva a los esfuerzos membranales en el sentido circunferencial del tubo, como lo es en el caso de las secciones circulares. (Furlong, 1967; Tomii et al., 1977).

El efecto de cargar simultáneamente el tubo de acero y el núcleo de hormigón en los elementos CFST permite obtener una rigidez de aproximadamente el doble de la de un miembro CFST cargado solamente en el núcleo de hormigón (Sakino et al., 1985). Esto obedece principalmente a que el acero presenta un módulo elástico mayor que el ofrecido por el hormigón. Con esta condición de carga, el valor de esfuerzo de fluencia

en el tubo sufre una disminución debida a la acción simultánea de esfuerzos axiales y circunferenciales en el mismo. Este fenómeno fue inicialmente documentado por Lohr en 1934, cuando se observaron valores menores de esfuerzo de fluencia en el acero sujeto a una condición de esfuerzos biaxial (Knowles y Park, 1969). Como consecuencia, con una disminución del esfuerzo de fluencia en el tubo, se puede esperar un menor valor máximo de confinamiento del hormigón y por tanto una disminución en la resistencia última del sistema.

Lohr (1934) establece también que este efecto siempre estará presente aun si solo se carga el núcleo de hormigón, debido a que la presión radial de confinamiento permite el desarrollo de la fricción entre ambos materiales y por tanto la condición biaxial de esfuerzos en el tubo de acero. Sin embargo, algunos estudios de este problema de contacto han concluido que los efectos de fricción y adherencia en la interfase no tienen un efecto significativo en la capacidad axial y flexural en los elementos CFST (Okamoto y Maeno, 1988; Schneider, 1998).

2.3 Estudios del uso de materiales compuestos FRP para el confinamiento del hormigón

Los elementos estructurales constituidos por un núcleo de hormigón confinado con materiales compuestos FRP presentan propiedades que son superiores al producto complementario de las de sus materiales constituyentes (Fam y Rizkalla, 2001). Estos

elementos poseen características similares a los miembros CFST pero a su vez ofrecen ventajas adicionales en su desempeño. El dispositivo de confinamiento FRP actúa simultáneamente como refuerzo resistente a la corrosión y pueden inclusive reemplazar el acero estructural de refuerzo convencional cuando es usado para el confinamiento de columnas (Mirmiran y Shahawy, 1997).

En los materiales compuestos las propiedades mecánicas en el sentido longitudinal y transversal pueden ser desacopladas permitiendo la optimización en el uso eficiente del material y evitando las restricciones de diseño inherentes en materiales isótropos como el acero (Mirmiran y Shahawy, 1997). De esta manera, la razón de Poisson de los tubos FRP puede ser controlada para permitir la iniciación temprana del mecanismo de confinamiento y lograr mayor flexibilidad y eficiencia en el diseño. En el sistema CFST el mecanismo de confinamiento está limitado por un esfuerzo radial constante, que corresponde a la fluencia en el acero. Sin embargo, en los miembros de hormigón confinado con materiales compuestos es posible la acción de un mecanismo de confinamiento variable. Un mecanismo de este tipo permite una mayor capacidad resistente del elemento (Moran y Pantelides, 2002).

Estas características han sido observadas en elementos de hormigón confinado con telas de FRP y también en aquellos confinados con tubos de FRP. Los efectos de las propiedades de los materiales y de las características geométricas de los elementos han sido motivo de estudio en distintos trabajos experimentales y analíticos. A continuación

se presenta una recopilación de las principales conclusiones obtenidas en algunos estudios seleccionados.

2.3.1 Comportamiento del hormigón confinado por telas de FRP

Uno de los primeros estudios experimentales reportados sobre el hormigón confinado con FRP fue realizado en cilindros de hormigón confinados con telas de fibra de vidrio (GFRP) embebidas en una resina poliéster (Fardis y Khalili, 1981). Los resultados de este trabajo mostraron que las fibras orientadas en las direcciones longitudinal y transversal eran necesarias para permitir el confinamiento del hormigón y el incremento en la capacidad axial y en flexión. En este estudio, la envoltura de telas de FRP usada como un dispositivo de confinamiento permitió un incremento en la resistencia en compresión y en la ductilidad de los cilindros de hormigón, de forma que la falla del elemento se dio cuando la deformación lateral del hormigón alcanzó el valor de deformación última en las fibras circunferenciales de las telas de FRP. Los autores sugirieron la utilización de un proceso como el de envoltura de filamentos (Filament Winding) para controlar y mejorar la calidad en la secuencia del laminado así como también del contenido e impregnación de la resina.

Otros ensayos en columnas de hormigón confinado con telas de fibras de carbón (CFRP) mostraron que la resistencia en compresión y la ductilidad se incrementaron significativamente en miembros cargados de forma axial y en flexión. La eficiencia en el confinamiento fue incrementada en especial en los miembros que usaron el mayor

contenido de fibras orientados en el sentido circunferencial (Nanni y Bradford, 1995; Purba y Mufti, 1998).

Au y Buyukozturk (2005) realizaron un estudio experimental para la determinación del efecto de usar distintas orientaciones en las fibras de refuerzo del dispositivo de confinamiento FRP. En este trabajo se ensayaron un total de 24 especímenes cilíndricos con dimensiones 150 mm de diámetro y 375 mm de altura, de los cuales 18 fueron de hormigón confinado y 6 fueron cilindros de hormigón no confinado. Para el confinamiento se utilizaron tres tipos diferentes de telas de fibra de vidrio embebidas en una matriz epoxica, con orientaciones del refuerzo en las direcciones circunferencial (0°), circunferencial y longitudinal ($0^\circ/90^\circ$) y simetría diagonal ($\pm 45^\circ$), respectivamente. Combinando estas distintas capas fue posible obtener seis configuraciones diferentes, que incluyen el uso de una o varias capas de refuerzo. Dependiendo de la rigidez en el confinamiento se observaron dos trayectorias típicas en las curvas esfuerzo vs. deformación. Una con un efecto de endurecimiento por deformación y otra con un efecto de relajación por deformación. La principal conclusión de este trabajo se refiere al modo de falla del hormigón confinado en función del ángulo de las fibras en el material FRP. Así, para capas de refuerzo con las fibras orientadas circunferencialmente se espera una ruptura frágil en el material confinante FRP, mientras para arreglos angulares oblicuos la tendencia es la de una falla dúctil, atribuida a un mecanismo de reorientación y distribución de esfuerzos.

El efecto de la resistencia del núcleo de hormigón ha sido explorada en cilindros confinados con telas GFRP y CFRP. Los resultados obtenidos permiten observar que la efectividad del confinamiento se reduce cuando se incrementa la resistencia del hormigón. Para hormigones de baja a mediana resistencia la respuesta tiende a ser bilineal con un efecto de endurecimiento por deformación. Para hormigones de alta resistencia el incremento en la resistencia es limitado y la rigidez de las capas de FRP afecta significativamente la eficiencia del confinamiento (Mandal et al., 2005).

El estudio experimental de elementos de sección rectangular confinados por telas de CFRP permitió observar un incremento en la ductilidad del sistema, pero sin un incremento asociado de la resistencia axial. Al ensayar varios especímenes en los cuales se variaron los radios de las esquinas se observó que el confinamiento con telas de CFRP permite un mejor desempeño del elemento. Así, en la medida en que se incrementa el radio de las esquinas también lo hace la eficiencia del confinamiento, teniendo como límite el máximo confinamiento radial en una sección circular (Pitcher et. al, 1996).

El efecto del tamaño de las columnas de hormigón reforzadas con telas de FRP también ha sido estudiado, encontrando que la escala de las columnas no afecta significativamente su comportamiento esfuerzo-deformación. Esta conclusión fue tomada al comparar las curvas de esfuerzo normalizado vs. deformación para especímenes de distintos tamaños, usando como referencia para la normalización el valor de esfuerzo último del hormigón no confinado en cada espécimen (Carey y Harries, 2005).

2.3.2 Comportamiento del hormigón confinado por tubos de FRP (Elementos CFFT)

Varios tubos de FRP, construidos por extrusión a presión (Pultrusion), fueron ensayados en compresión axial, exhibiendo un fenómeno de fractura longitudinal cuando fueron sometidos a un valor de esfuerzo axial cercano al esfuerzo último del hormigón no confinado (Kanatharana y Lu, 1998). Los autores atribuyeron la falla a la falta de resistencia circunferencial de los tubos y recomendaron el proceso de “Filament Winding” para la producción de tubos con refuerzo circunferencial y longitudinal.

Mirmiran y Shahawy (1997) ensayaron sistemáticamente un conjunto de tubos de GFRP con núcleo de hormigón. Los tubos tenían una arquitectura de fibras orientadas en ángulos de $\pm 75^\circ$. En los extremos superior e inferior de cada elemento fue extraído un anillo del tubo de FRP para permitir la aplicación de carga exclusivamente sobre el núcleo de hormigón. Los resultados obtenidos reflejaron un incremento en resistencia y ductilidad y el mecanismo de falla observado fue la fractura de las fibras a media altura en los tubos.

En un estudio posterior, Mirmiran et. al (1998) ensayaron especímenes de hormigón confinados con tubos de FRP (CFFT) de sección rectangular y similarmente con fibras orientadas en ángulos de $\pm 75^\circ$. Como resultado, no se logró un incremento en la resistencia debida al confinamiento pero sí se logró un incremento en la ductilidad. El mecanismo de falla se inició en las esquinas de las secciones como un posible efecto de

concentración de esfuerzos y en general no se observó un cambio debido a la variación en el espesor de los tubos.

Fam y Rizcalla (2000) estudiaron el comportamiento en compresión de cilindros de hormigón confinados con tubos de material compuesto FRP fabricados por los métodos de “Filament Winding” y “Pultrusion”. Los tubos de GFRP fueron fabricados con fibras de vidrio E-Glass embebidas en una matriz epoxica con un contenido volumétrico del refuerzo de 68 % usando nueve capas y distintas secuencias angulares para los tubos fabricados por “Filament Winding” y una capa para los fabricados por Pultrusion. El trabajo experimental incluyó elementos con núcleos completamente llenos y parcialmente llenos, con un orificio cilíndrico en el centro. Durante los ensayos se cargaron ambos materiales en compresión y los resultados muestran que la eficiencia del confinamiento es reducida debido al desarrollo de una condición biaxial de esfuerzos en tubo de FRP. Sin embargo, con esta configuración igualmente se logró un incremento en la resistencia y en la ductilidad del sistema al ser comparado con el hormigón no confinado. La eficiencia en el confinamiento para las secciones completamente llenas fue mayor que en el caso de las secciones parcialmente llenas. También se observó que los tubos fabricados con el método “Filament Winding” fueron mucho más eficientes en el confinamiento del hormigón que aquellos hechos por Pultrusion y los autores concluyeron que la condición de contacto entre el tubo de FRP y el núcleo de hormigón no afecta significativamente la eficiencia del confinamiento.

En general, en elementos de hormigón confinados por tubos de FRP, se ha encontrado que las secciones circulares son más eficientes que las secciones rectangulares, en las cuales el confinamiento depende del radio de las esquinas. Así, como regla general se espera una mayor eficiencia en el confinamiento cuando se usan radios mayores (Rochette, 1996; Mirmiran et al., 2000; Feng et al., 2002).

El efecto de la longitud de los miembros CFFT fue estudiado por Mirmiran (1998), usando especímenes de cuatro longitudes diferentes, en relaciones altura - diámetro de 2:1, 3:1, 4:1 y 5:1. Para estos rangos en la esbeltez de las probetas no se observó un efecto en la capacidad axial de carga, pero como hipótesis se planteó que esta podría disminuir si se usaban elementos más esbeltos.

Shao y Mirmiran (2005) estudiaron el comportamiento cíclico de elementos CFFT. Las conclusiones del estudio muestran que los miembros CFFT construidos con un núcleo de hormigón no reforzado pueden tener niveles de ductilidad comparables con el de miembros de hormigón reforzado no confinado. Con el uso de una arquitectura adecuada en el tubo de FRP, la ductilidad de los miembros CFFT puede ser incrementada significativamente. Adicionalmente con el uso de pequeñas cuantías de refuerzo de acero en el núcleo de hormigón se puede lograr un mejor comportamiento cíclico de este tipo de elementos.

2.3.3 Modelos del comportamiento del hormigón confinado con FRP

Un gran número de investigadores han propuesto modelos de confinamiento para describir el comportamiento del hormigón confinado con materiales compuestos FRP. Los primeros modelos se basaron en el modelo unificado de Mander et al. publicado en 1988, el cual fue inicialmente desarrollado para la predicción de miembros de hormigón con refuerzo transversal en espiral. Este modelo se basa en el desarrollo de un nivel de confinamiento constante debido a la fluencia en el acero de refuerzo. Sin embargo, para la descripción adecuada del comportamiento del hormigón confinado con FRP, es necesario incluir la formulación de un mecanismo variable de confinamiento que considere el comportamiento linealmente elástico del FRP (Spoelstra y Monti, 1999; Samaan et al., 1998; Fam, 2000; Moran y Pantelides, 2002).

Varios de los modelos disponibles en la actualidad incluyen el efecto de un mecanismo variable de confinamiento y estos pueden clasificarse en dos grupos principalmente: los modelos orientados al diseño que utilizan formulaciones empíricas expresadas en forma de ecuaciones y los modelos orientados al análisis que usan procedimientos numéricos iterativos para obtener las curvas de esfuerzo-deformación (Lam y Teng, 2001). De acuerdo a esta clasificación, como modelos orientados al diseño pueden incluirse los propuestos por Saadatmanesh et al. (1994); Parent y Labossiere, (1997); Karbhari y Gao, (1997); Miyauchi et al., (1997); Becque, (2000); Saaman et al., (1998); Saafi et al. (1999); Toutanji, (1999); Xiao y Wu, (2000); Theriault et al., (2001); Fam, (2000); Lam y Teng, (2001); De Lorenzis y Tepfers, (2003). Respectivamente,

Spoelstra y Monti (1999), Fam y Rizcalla (2001), Moran y Pantelides (2002), Moran y Pantelides (2005), desarrollaron modelos que pueden ser considerados como modelos orientados al análisis.

En la literatura se encuentran distintos estudios comparativos de diferentes modelos de confinamiento del hormigón usando materiales FRP. En estos estudios dichos modelos fueron calibrados con resultados experimentales obtenidos por sus respectivos proponentes (De Lorenzis y Tepfers, 2003; Bisby et al., 2005). La Tabla 2.1 incluye las principales ecuaciones para los modelos que pueden ser usados en la predicción del comportamiento del hormigón confinado por tubos de FRP específicamente. A excepción del modelo propuesto por Spoelstra y Monti (1999), los demás modelos incluidos en la tabla son modelos empíricos que usan curvas de ajuste a los datos experimentales para correlacionar el comportamiento esfuerzo vs. deformación con parámetros que son definidos como relevantes.

Saaman et al. (1998) modificaron el modelo propuesto por Richart y Abbott (1975), calibrando los parámetros del modelo original con los resultados de su propio programa experimental. Los autores consideraron relaciones entre el esfuerzo último de confinamiento y el esfuerzo del hormigón no confinado f_l / f_{co} entre 0.31 y 0.84. En este trabajo se observó que experimentalmente que la deformación circunferencial última en el tubo del FRP fue bastante aproximada al valor de deformación última obtenida en probetas del mismo material. Por esta razón este modelo no incorpora el fenómeno de

falla prematura en el sentido circunferencial de los tubos de FRP que ha sido reportado comúnmente en elementos de hormigón confinado con telas de FRP (Matthys et al., 1999).

Tabla 2.1. Modelos de confinamiento para la predicción de la resistencia y la deformación máxima en elementos CFFT.

Referencia	Tipo de Confinamiento	Resistencia Ultima f_{cc}	Deformación Axial Ultima ϵ_{cc}
Saaman et al. (1998) *	Tubo de GFRP	$f_{co} + 6.0 \cdot f_l^{0.7}$	$\frac{f_{cc} - 0.872 \cdot f_{co} - 0.371 \cdot f_l - 6.258}{245.61 \cdot f_{co}^{0.2} + 1.3456 \cdot \frac{E_f \cdot t_f}{D}}$
Saafi et al. (1999)**	Tubo de CFRP o GFRP	$f_{co} \left[1 + 2.2 \cdot \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right)^{0.84} \right]$	$\epsilon_{co} \times \left[1 + (537 \cdot \epsilon_f + 2.6) \cdot \left(\frac{f_{cc}}{f_{co}} - 1 \right) \right]$
Spoelstra et al. (1999)**	Tubo o Telas de CFRP o GFRP	$f_{co} \left[0.2 + 3 \cdot \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right)^{0.5} \right]$	$\epsilon_{co} \times \left[2 + 1.25 \cdot \frac{E_c}{f_{co}} \cdot \epsilon_f \cdot \sqrt{\frac{f_l}{f_{co}}} \right]$
Fam (2000)**	Tubo de GFRP	$\frac{f_{co} \left[2.254 \sqrt{1 + \frac{7.94 f_l}{f_{co}}} - 2 \frac{f_l}{f_{co}} - 1.254 \right] x r}{r - 1 + x'}$	$\epsilon_{co} \left[1 + 5 \left(\frac{f_{cc}}{f_{co}} - 1 \right) \right] x$

Notas: * Unidades SI (presión en MPa). ** Unidades Inglesas (presión en psi).

CFRP = Compuesto polimérico con fibras de carbón, de sus siglas en ingles “Carbon fiber reinforced polymer”.

GFRP = Compuesto polimérico con fibras de vidrio, de sus siglas en ingles “Glass fiber reinforced polymer”.

f_{co} = Resistencia ultima en compresión del hormigón no confinado.

ϵ_{co} = Deformación ultima del hormigón no confinado.

E_f = Modulo de elasticidad circunferencial del tubo de FRP.

f_f = Resistencia en tensión circunferencial del tubo de FRP.

f_l = Esfuerzo de confinamiento lateral, t_f = Espesor del tubo FRP,

D = Diámetro del núcleo de hormigón, ϵ_f = Deformación ultima en el tubo de FRP.

- x = Relación entre la deformación axial última y la deformación asociada a la resistencia máxima del hormigón confinado.
- r = Relación entre el módulo elástico tangente y el módulo elástico secante en el hormigón no confinado.

Saafi et al. (1999) introdujeron un modelo analítico similar al de Toutanji (1999), calibrando los parámetros relevantes con resultados experimentales propios obtenidos en pruebas de cilindros de hormigón confinados con tubos de FRP. En particular, este modelo no utiliza un ajuste directo de las curvas experimentales para determinar los valores máximos del esfuerzo y la deformación del hormigón confinado. Como alternativa, se obtienen estos valores extrapolando en las ecuaciones de esfuerzo vs. deformación al reemplazar en ellas el valor de deformación lateral última $\epsilon_l = \epsilon_u$. Estas ecuaciones de esfuerzo-deformación son obtenidas como el mejor ajuste a los datos experimentales. A pesar de que los especímenes ensayados por Toutanji (1999) fallaron a valores de deformación lateral menores que la deformación última en tensión de las telas de FRP, este modelo no incorpora este fenómeno de falla prematura. Esto es debido a que los parámetros relevantes del modelo fueron calibrados a partir de lecturas directas de la deformación lateral.

Spoelstra y Monti (1999) implementaron un procedimiento iterativo que no utiliza parámetros calibrados a partir de resultados experimentales. Este modelo usa la formulación propuesta por Pantazopoulou y Mills (1995) para relacionar las deformaciones axial y lateral del hormigón no confinado, cuando es sujeto a una

condición de carga uniaxial en compresión. Para distintos niveles de confinamiento lateral constante, se utiliza el modelo de confinamiento del hormigón de Mander et al. (1988) con el propósito de determinar la deformación lateral en el hormigón. Así, este procedimiento permite relacionar la deformación axial del hormigón confinado a la condición de esfuerzo de confinamiento y deformación lateral presente. Posteriormente, usando la ecuación de Popovics (1973), el esfuerzo axial del hormigón confinado puede ser determinado.

Cuando se usa una baja relación volumétrica del refuerzo FRP para el confinamiento del hormigón, se observa experimentalmente en las curvas de esfuerzo vs. deformación una región intermedia con menor resistencia, que en ocasiones desciende a valores menores que el de la resistencia del hormigón no confinado. Este comportamiento es conocido como relajación por deformación y como una característica importante, el modelo de Spoelstra y Monti (1999) permite la predicción de las curvas esfuerzo-deformación para esta condición.

El modelo de Fam (2000) permite considerar la condición biaxial de esfuerzos que puede estar presente en el tubo de FRP cuando se carga simultáneamente en compresión con el núcleo de hormigón. Este modelo usa la formulación de Popovics (1973) para relacionar cada valor de esfuerzo f_{cc} y deformación axial del hormigón confinado ε_{cc} a un valor máximo de esfuerzo axial en el mismo f'_{cc} . El valor de esfuerzo máximo utilizado es expresado en términos de una presión de confinamiento constante de

acuerdo a la formulación de Mander et al. (1988). Adicionalmente, este modelo permite estimar el valor de la razón de Poisson en el hormigón confinado como una función dependiente de la razón de confinamiento y del nivel de esfuerzo y deformación axial.

Al revisar los modelos del hormigón confinado por un tubo de acero o encapsulado con un dispositivo de material compuesto, como los propuestos por Newman y Newman (1972), Mander et al. (1988) y Spoelstra y Monti (1999) respectivamente, se observa una gran similitud en los valores obtenidos para la resistencia máxima esperada. Esto ha sido documentado con anterioridad como una característica de independencia de la propiedad de resistencia última con respecto a la trayectoria de esfuerzo-deformación en el hormigón confinado (Bazant y Tsubaki, 1980; Lan y Guo, 1997). En contraste, la propiedad de deformación última en el hormigón confinado posee una gran dependencia de la trayectoria del comportamiento esfuerzo-deformación, y por tanto los valores obtenidos de esta propiedad son afectados sensiblemente por las propiedades de rigidez del dispositivo de confinamiento (De Lorenzis y Tepfers, 2003).

Al comparar los resultados obtenidos en la evaluación de estos modelos usando una base común de datos experimentales se observa que los errores en la predicción de la deformación última del hormigón confinado son generalmente mayores a los obtenidos en la predicción del esfuerzo máximo. Ninguno de los modelos analíticos disponibles permite la predicción de la deformación lateral última del hormigón confinado con una precisión razonable, especialmente para caso del hormigón confinado con telas de FRP

en el cual se presenta comúnmente un fenómeno de falla prematura (De Lorenzis y Tepfers, 2003; Bisby et al., 2005).

La evaluación de técnicas de análisis no lineal de elementos finitos también ha sido realizada para la predicción del comportamiento de columnas de hormigón confinado por FRP. Rochette y Labossiere (1996) usaron un modelo de elementos finitos para estudiar columnas cuadradas confinadas con FRP. Ellos modelaron el hormigón como un material elástico perfectamente plástico y adoptaron el criterio de falla de Drucker-Prager de forma que se pudo incluir el efecto de la dependencia del hormigón con respecto a la presión de confinamiento. Los resultados permitieron observar una comparación favorable con respecto a los resultados experimentales obtenidos en ese mismo estudio.

Mirmiran et al. (2000) desarrollaron un modelo no lineal de elementos finitos para el estudio de cilindros de hormigón confinado con tubos de FRP. Para el hormigón se utilizó la formulación de plasticidad no asociativa Drucker-Prager. Los resultados de la modelación numérica permitieron una comparación favorable de las curvas de esfuerzo vs. deformación con los resultados experimentales obtenidos. Sin embargo, se observa que no fue posible la captura de la tendencia a la expansión volumétrica que el hormigón experimenta una vez el mecanismo de confinamiento es activado. Este modelo también fue usado para evaluar la condición de esfuerzos en secciones rectangulares y para estudiar el comportamiento de estos elementos sometidos a cargas cíclicas. Los

resultados muestran la dependencia de la distribución de esfuerzos con respecto al radio de las esquinas y también la deficiencia para predecir la degradación de la rigidez ante cargas cíclicas.

Feng et al. (2002) implementaron un modelo de elementos finitos en ANSYS® versión 5.6 para estudiar el comportamiento de columnas rectangulares de hormigón reforzado confinadas con telas de FRP. El modelo constitutivo utilizado para el hormigón fue el modelo William-Warkne con 5 parámetros independientes. Este fue usado en elementos sólidos con la capacidad de fractura en tensión y aplastamiento en compresión. Las telas de FRP fueron modeladas como elementos sólidos con propiedades ortotropas y linealmente elásticas. El modelo desarrollado permitió obtener la distribución de los esfuerzos en el elemento, revelando que la concentración de esfuerzos en las esquinas es crítica para la región de contacto entre el hormigón y el FRP y es esta la razón para la ruptura de las fibras observada.

Ruiz et al. (2004) presentaron predicciones analíticas usando un modelo no lineal de elementos finitos que utilizó las propiedades de simetría del sistema. Las predicciones del modelo fueron comparadas con los resultados experimentales obtenidos a partir del ensayo de cilindros de hormigón confinados con tubos de FRP y también de cilindros de hormigón confinados con tubos de acero. Para el hormigón se usó la formulación de plasticidad no asociativa Drucker-Prager y para representar las características de los tubos de FRP y acero se utilizaron modelos constitutivos lineales elásticos y

perfectamente plásticos respectivamente. En general se observa que el modelo de elementos finitos permite modelar el comportamiento esfuerzo vs. deformación con precisión en la dirección axial de los elementos, pero con algunas deficiencias en el sentido circunferencial.

Un factor común entre el modelo de Ruiz et al. (2004) y el propuesto por Mirmiran et al. (2000) fue el uso de un ángulo de dilatación de cero grados en el modelo constitutivo del hormigón. Este valor, obtenido a partir de un análisis paramétrico de sensibilidad de la respuesta, implica que el modelo constitutivo para el hormigón excluye la tendencia a la expansión volumétrica observada experimentalmente.

2.4 Resumen

Esta revisión de literatura inicia con la recopilación de las principales observaciones realizadas por varios autores acerca del comportamiento del hormigón confinado con materiales compuestos FRP. Para describir los beneficios generales que provee el confinamiento del hormigón, primero se presentó una recopilación de varios estudios relacionados con el comportamiento del hormigón confinado con tubos de acero. Estos beneficios corresponden principalmente a un incremento significativo en la resistencia y ductilidad con respecto al hormigón no confinado. Posteriormente, teniendo en cuenta el logro de beneficios similares al confinar el hormigón con materiales compuestos FRP, se destacó la importancia del uso de estos materiales para su utilización

en la fabricación de un dispositivo de confinamiento más liviano y resistente a la corrosión. Con un material linealmente elástico hasta la falla como el FRP, es posible alcanzar una mayor capacidad resistente en el elemento confinado. Esto es posible porque con su utilización se supera la limitación de un estado de confinamiento constante como la que ocurre en el acero por la condición de fluencia a altos niveles de esfuerzo.

Posteriormente se presenta una revisión de varios modelos implementados para el estudio analítico del hormigón confinado con materiales compuestos FRP. Los primeros modelos propuestos para este fin estuvieron basados en los modelos clásicos de confinamiento para el hormigón confinado con acero, de forma que se subestimó la resistencia del sistema al considerar un nivel de confinamiento en el estado de su capacidad resistente última. Posteriormente se desarrollaron formulaciones que incluyen las características de un mecanismo de confinamiento variable como el provisto por un material linealmente elástico como el FRP. Incluyendo este tipo de formulación, en este capítulo se presentaron y discutieron tres modelos empíricos, Samman et al. (1998); Saafi et al. (1999) y Fam (2000), y un modelo iterativo, Spoelstra et al. (1999), los cuales son aplicables exclusivamente al estudio de los elementos CFFT. En este capítulo también se incluyó la descripción de varios modelos de elementos finitos disponibles para la predicción de la respuesta de los miembros CFFT. La implementación de estos modelos incluye la utilización de diferentes formulaciones para los elementos utilizados y diferentes leyes constitutivas en cada material. Los resultados obtenidos a partir del análisis usando el método de elementos finitos muestran que es posible obtener un mayor

nivel de precisión en la predicción de la respuesta fuerza vs. deformación que en el caso de los modelos analíticos expuestos. Sin embargo, en estos modelos se han encontrado algunas deficiencias en la captura de la respuesta volumétrica del hormigón confinado con materiales compuestos FRP.

CAPITULO 3:

PROGRAMA EXPERIMENTAL

3.1 Introducción

En cumplimiento de los objetivos de esta investigación, se ejecutó un programa experimental destinado a obtener los registros de datos necesarios para la verificación y la validación del trabajo de modelación analítica. Los resultados experimentales obtenidos y publicados en este trabajo son considerados como una base de referencia para un estudio de durabilidad a largo plazo, el cual se está desarrollando actualmente en conjunto entre la Universidad de Puerto Rico en Mayagüez y Virginia Tech (VT) (Cain et al., 2006).

El programa experimental para el estudio del comportamiento del sistema CFFT bajo la acción de una carga uniaxial en compresión, en condiciones iniciales secas, se concibió y ejecutó en dos grupos de ensayos. El primer grupo comprende la caracterización mecánica de los tubos de FRP y fue ejecutado en el laboratorio de materiales de Virginia Tech. El segundo grupo se ejecutó en el laboratorio de materiales de la UPRM y comprende el ensayo del sistema CFFT y de especímenes representativos del hormigón no confinado.

Cada ensayo realizado incluyó un número suficiente de muestras que permitió la obtención de resultados con un nivel adecuado de confianza. El tamaño estadístico de las muestras se determinó de acuerdo a lo estipulado en las normas seleccionadas para cada uno de los ensayos y también a las recomendaciones dadas en las secciones 2.2.5 y 8.2.5 del Military Handbook 17 (Department of Defense, 2002).

En la Tabla 3.1 se presenta la matriz de ensayos para este programa experimental. En ella se encuentra especificado para cada ensayo el número de especímenes y la referencia de la norma seleccionada para su ejecución. Como referencia adicional, en la Tabla 3.2 se presenta la matriz global de ensayos propuesta para el desarrollo del estudio de durabilidad.

Como se muestra en la Tabla 3.1, los elementos CFFT ensayados fueron elaborados con tubos de FRP con dos diámetros distintos. Inicialmente se realizaron

pruebas en especímenes con un diámetro externo de 89 mm, con las cuales se pudo determinar los parámetros para el ensayo en general. A partir de los resultados de estos ensayos preliminares, se ejecutaron las pruebas definitivas de compresión en los especímenes con diámetro 168 mm. Para esto se prepararon dos mezclas de hormigón diseñadas con especificaciones similares con las que se fundieron los núcleos de los elementos CFFT y los cilindros representativos del hormigón no confinado

Tabla 3.1. Matriz de ensayos para el desarrollo del programa experimental.

Prueba	No. Muestras	Ref: ASTM	Anotaciones
Grupo I: Caracterización de los tubos de FRP			
Análisis Dinámico Mecánico (DMA)	2	D 4065-01	Se determinó el Tg y a partir de éste se evaluó la condición de curado actual de los tubos
Contenido de constituyentes (Burnoff test)	8	D 3171-99	Incluye la determinación de la densidad, las fracciones en volumen y peso de los constituyentes y la secuencia del laminado
Resistencia axial en tensión	25	D 3039-00	Se utilizaron dispositivos de inserción en los extremos para compensar el efecto de la curvatura en el espécimen.
Resistencia axial en compresión	25	D 3410-00	
Resistencia circunferencial en tensión	30	Método alternativo	Se utilizo un método desarrollado en VPISU para permitir la aplicación de una presión radial real (Metodo alternativo al Split Disk)
Grupo II: Ensayos de compresión uniaxial de los especímenes CFFT			
Compresión pura de cilindros de concreto no confinado	7	C 39-05	5 cilindros representativos del núcleo de elementos CFFT $\varnothing=168$ mm y 2 de elementos CFFT $\varnothing=89$ mm
Compresión pura de cilindros CFFT	17	-	5 especímenes CFFT $\varnothing=168$ mm para evaluar 5 sistemas diferentes de corona y 10 especímenes CFFT $\varnothing=168$ mm para pruebas definitivas; 2 especímenes CFFT $\varnothing=89$ mm para pruebas preliminares.

Tabla 3.2. Numero de especímenes en la matriz global de ensayos para el estudio de durabilidad a largo plazo (Acosta et al., 2006).

Prueba	Tiempo de exposición (días)							
	0	10	30	100	300	500	1000	2000
Inmersión en agua a 30 °C								
Tensión circunferencial	30	10	10	10	10	10	10	10
Tensión axial	25	10	10	10	10	10	10	10
Compresión axial	25	10	10	10	10	10	10	10
Inmersión en agua a 40 °C								
Tensión circunferencial	0	5	5	5	5	5	5	5
Compresión axial	0	5	5	5	5	5	5	5
Inmersión en agua a 50 °C								
Tensión circunferencial	0	5	5	5	5	5	5	5
Compresión axial	0	5	5	5	5	5	5	5
Condiciones ambientales								
Tensión circunferencial	0	5	5	5	5	5	5	5
Compresión axial	0	5	5	5	5	5	5	5

A continuación se presenta una descripción de los materiales y métodos utilizados para la fabricación de los especímenes CFFT. Posteriormente, se describen los métodos, materiales y equipos utilizados en las pruebas que conforman este programa experimental.

3.2 Materiales para los especímenes de ensayo

3.2.1 Tubo de FRP

El tubo de FRP utilizado para la elaboración de los especímenes de ensayo fue fabricado bajo la clasificación series 3000A por Ameron International Fiber Glass Pipe Group en Burkburnett, Texas. Este producto fue recomendado por el fabricante para ser

utilizado en aplicaciones sujetas a presión interna, teniendo en cuenta su alto contenido volumétrico de fibras orientadas en el sentido circunferencial. Comercialmente, este tipo de tubo se distribuye para el transporte de líquidos de uso industrial, incluyendo aplicaciones de transporte de combustibles y transporte de aguas para tratamiento químico.

Usando el proceso de envoltura de filamentos, conocido en inglés como “Filament Winding”, estos tubos fueron fabricados con un arreglo angular helicoidal usando para ello fibras continuas de vidrio E-Glass reforzando una matriz de resina epóxica modificada. Las fibras de vidrio fueron producidas en forma de cuerdas por la firma Owens Corning, en Toledo, Ohio, y la matriz polimérica corresponde a una resina epoxica de baja viscosidad Shell Epon™ 826. Esta matriz está constituida por una base epóxica Bisfenolica tipo A y fue curada con una amina aromática (Ancamine DL 50) y un endurecedor (Ethacure 100), ambos productos de Shell Chemical Company en Houston, Texas.


Entre las ventajas que ofrece el tipo de resina utilizado se encuentra la obtención de una rápida impregnación de las fibras durante el proceso de fabricación y el desarrollo de una alta resistencia al cortante gracias a las bajas presiones residuales después del proceso de curado. El proceso completo de elaboración de los tubos de FRP estuvo sujeto a las recomendaciones dadas en la norma para la fabricación de compuestos con resinas termosets usando el proceso de “Filament Winding”, ASTM D2996.

La estructura del tubo contiene integrada una capa inicial de espesor 0.25 mm, la cual esta fabricada con fibras en direcciones aleatorias (CSM, de sus siglas en ingles *Chopped Strand Mat*). Esta capa (conocida en ingles como “Liner”) es usada como base en el proceso de fabricación. Las capas que se elevan sobre el “Liner” constituyen la sección estructural del tubo y se diferencian por su orientación, espesor y contenido de refuerzo. La estructura del laminado, su composición y sus propiedades físicas y mecánicas se incluyen en las especificaciones técnicas suministradas por el fabricante, las cuales se presentan en el Apéndice 2. A partir de la información en estas especificaciones, la Tabla 3.3 presenta un resumen de las propiedades físicas y mecánicas de interés para el tubo de FRP de diámetro externo 168 mm.

3.2.2 Núcleo de hormigón

Cada elemento CFFT utilizado en este estudio posee un núcleo sólido de hormigón que permite suministrar mayor resistencia en compresión al sistema y la restricción de la posibilidad de pandeo en las paredes del tubo FRP. El hormigón usado para rellenar el interior de los tubos de FRP con un diámetro de 89 mm fue elaborado en el laboratorio de materiales de la Universidad de Puerto Rico en Mayagüez, de acuerdo al diseño de mezcla incluido en el Apéndice 3. Siguiendo especificaciones similares, los elementos CFFT con diámetro 168 mm utilizaron hormigón premezclado suministrado por la firma Western Ready Mix con sede en Mayagüez.

Tabla 3.3. Resumen de Propiedades Físicas y Mecánicas del tubo de FRP
(Adaptada del boletín Ameron FP516B, 1997).

RESUMEN DE PROPIEDADES DEL TUBO DE FRP (Información suministrada por el Fabricante)			
			
Fabricante	Ameron International Fiber Glass Pipe Group		
Tipo	Series 3000 A - Tubo de epoxy reforzado con fibra de vidrio		
Matriz polimérica	Epoxy curado con Amina aromática		
Resina	Shell Epon 826		
Curador	Ancamine DL 50 y Etacure 100		
Designación (ASTM D2310)	Notas: (RTRP: Reinforced Thermosetting Resin Pipe		
RTRP 11FX	11FX: Type 1 Grade 1 Class F)		
Características geométricas		Características de desempeño	
Tamaño nominal	150 mm (6 in)	Presión estática de servicio	300 psi 20 bar
Diámetro externo	168 mm 6.63 in	Presión interna última	2000 psi 135 bar
Diámetro interno	162 mm 6.39 in		
Espesor Total	3 mm 0.119 in	Propiedades físicas	
Espesor Estructural	2.7 mm 0.105 in	Coefficiente de expansión térmica	8.5×10^{-6} in/in/°F
Peso lineal	2.85 kg/m 1.9 lb/ft	Gravedad específica	1.81
Secuencia del laminado		Propiedades Mecánicas	
Numero de capas	10	Resistencia en tensión longitudinal	35 ksi 240 Mpa
Espesor por capa	0.33 mm	Resistencia en tensión circunferencial	70 ksi 480 Mpa
		Modulo elástico en tensión longitudinal	3000 ksi 20.6 Gpa
Capa	Angulo °	Modulo elástico en tensión circunferencial	4200 ksi 29 Gpa
0 (Liner)	-	Resistencia en compresión longitudinal	35 ksi 240 Mpa
1	88	Modulo elástico en compresión	3000 ksi 20.6 Gpa
2	8	Razón de poisson	
3	88	V _{yx}	0.16
4	8	V _{xy}	0.26
5	88		
6	8	Notas:	
7	88	- (RTRP: Reinf. Thermoset Resin Pipe 11FX: Type 1 Grade 1 Class F)	
8	8	- El tubo presenta un ángulo de apertura conica de 1.75 °	
9	88	- "x" = Dir. Circunferencial; "y" = Dir. Longitudinal	

En general, para ambas mezclas, las especificaciones dadas corresponden a una resistencia de 21 MPa, a los 28 días de edad, bajo condiciones normales de curado. Para este propósito, estas fueron elaboradas usando cemento hidráulico Pórtland Tipo I y una mezcla gradada de agregados gruesos y finos que presentan algunas diferencias de tamaño y composición para cada mezcla debido a que fueron obtenidos de fuentes distintas. Sin embargo, en ambos casos, estas mezclas de agregados cumplieron con las recomendaciones del método PCC – ACI para hormigones de peso normal especificado (24 KN/m^3). Con el objetivo de evitar la pérdida de contacto entre el núcleo de hormigón y la superficie interna del tubo de FRP se utilizó un aditivo reductor de agua (Glenium 3000 NS) y un inhibidor de reducción de volumen (TetraGuard AS20). Utilizando estos aditivos, el valor de la dosificación del agua fue determinada para lograr un asentamiento especificado de 200 mm.

3.3 Construcción de los especímenes CFFT

La actividad principal para la construcción de los especímenes CFFT consistió en la elaboración de la mezcla para el núcleo de hormigón y su ubicación en el interior de los tubos de FRP. Durante el proceso de vibrado en la fundición del hormigón, se fijaron y nivelaron los tubos de FRP y los moldes para los cilindros de prueba del hormigón no confinado, usando para ello dos plataformas de fundición en madera, como se muestran en la Figura 3.1.



Figura 3.1. Instalación de especímenes en plataformas auxiliares de madera.

El llenado de cada uno de los tubos de FRP se realizó siguiendo las recomendaciones para la fundición de cilindros de hormigón dadas en la norma ASTM D 39-5. La Figura 3.2 (a), muestra varios especímenes llenados parcialmente en capas de espesor uniforme, las cuales se conformaron con un proceso regular de vibrado. El asentamiento obtenido durante la fundición de los especímenes CFFT fue de 225 mm. Este valor corresponde a las condiciones de fluidez requeridas en la mezcla y permitió un proceso de vibrado sin evidencia de efectos de segregación en la pasta de cemento. Para evitar la pérdida de humedad durante las primeras horas de hidratación del hormigón, cada espécimen fue cubierto con una bolsa plástica, como se observa en la Figura 3.2 (b), la cual fue removida tres días después de la fundición. Esta fecha correspondió a la misma en la cual se removieron los especímenes CFFT y los moldes plásticos de los cilindros de prueba para el hormigón no confinado.



a) Llenado manual de la mezcla de hormigón en los tubos de FRP.

b) Cubiertas de plástico instaladas durante los primeros días de hidratación.

Figura 3.2. Fundición del núcleo de hormigón en los elementos CFFT.

Como se mencionó en la introducción de este capítulo, este trabajo hace parte de un programa experimental a largo plazo, cuyo objetivo principal es el estudio de la durabilidad de los elementos CFFT. En dicho estudio se evaluará la variación en las propiedades físicas y mecánicas en referencia a las propiedades obtenidas en condiciones iniciales secas. Para la obtención de estas propiedades de referencia se decidió evitar la degradación que se origina por un proceso convencional de curado húmedo. En cambio, los elementos CFFT y los cilindros de prueba para el hormigón no confinado fueron curados en condiciones de humedad ambiental, ubicándolos en una instalación bajo sombra con buenas condiciones de ventilación. La Figura 3.3 muestra los especímenes CFFT durante el proceso de remoción de la plataforma de fundición y su almacenamiento para el curado en condiciones de humedad ambiental.



a) Remoción de especímenes 3 días después de su fundición.



b) Elementos CFFT durante el curado en condiciones ambientales.

Figura 3.3. Disposición de los especímenes CFFT para su curado.

3.4 Caracterización física y secuencia del laminado

Para la caracterización física del material compuesto que constituye los tubos de FRP, este programa experimental incluye la realización de pruebas para la determinación de la densidad del compuesto, el contenido de constituyentes y la estructura del laminado. A continuación se presenta una descripción de la metodología para la realización de estos ensayos y sus resultados pueden observarse en la sección 4.1.

3.4.1 Ensayo de densidad y gravedad específica

El ensayo de densidad y gravedad específica fue realizado de acuerdo a la norma ASTM D 792 usando el método para determinar la densidad relativa de plásticos sólidos

por desplazamiento. Este método permite determinar la gravedad específica en laminados compuestos para los cuales esta propiedad no corresponde a la simple suma de las propiedades de cada capa o componente. Para la ejecución del experimento, un tubo de FRP de cada diámetro, 89 mm y 168 mm, fue seccionado para obtener especímenes con dimensiones 38 x 26 x 2.5 mm y 47 x 27 x 3 mm respectivamente.

El procedimiento, realizado en condiciones de temperatura y humedad ambiental, consistió en determinar la masa de los especímenes en aire para luego obtener su masa aparente cuando es sumergido en agua destilada. A partir de estos valores, se usa el principio de flotabilidad de Arquímedes para determinar su gravedad específica. Para la determinación de la masa y la masa aparente en el espécimen se usó una balanza electrónica Ohaus Adventurer con sensibilidad de 1×10^{-4} gr. Esta balanza cuenta con un soporte estacionario para la suspensión de los especímenes cuando estos son sumergidos en un contenedor de agua que se ubica debajo de ella.

3.4.2 Contenido de constituyentes y secuencia del laminado

Para la determinación del contenido de fibras y resina en el material compuesto se utilizó el método G (Burnoff Test) definido en la norma ASTM D 3171. Este procedimiento consiste en la determinación de estos constituyentes a partir de la remoción de la resina del compuesto usando alta temperatura. Adicionalmente, este método permite el examen y la caracterización de las distintas capas de refuerzo que

quedan expuestas al final del proceso de remoción de la resina, de forma que se puede verificar la orientación y estructura de cada una de las capas de refuerzo que componen el laminado.

Siguiendo las instrucciones del método seleccionado, los especímenes de ensayo fueron secados y pesados, para luego ser sometidos a un perfil de temperatura programado en el control digital PID de un horno Linderberg/Blue BF51848C con capacidad máxima de 1100 °C. La Figura 3.4 muestra la función de temperatura programada. Las figuras 3.5 (a) y 3.5 (b) muestran respectivamente el equipo utilizado y uno de los conjuntos de especímenes dispuesto para la prueba.

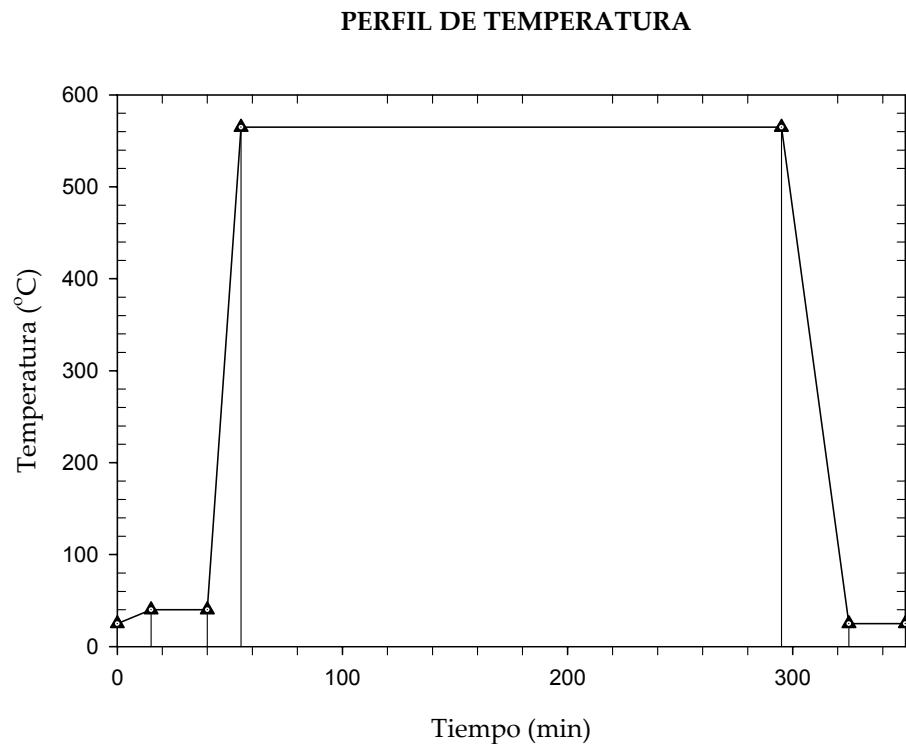
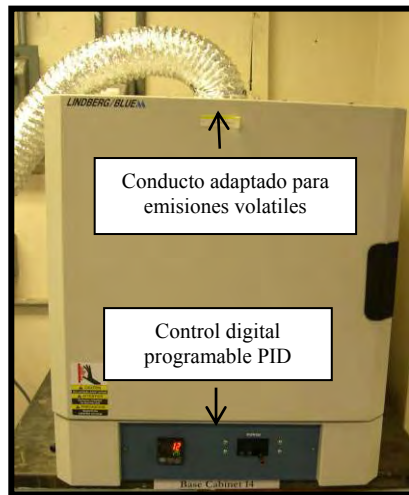
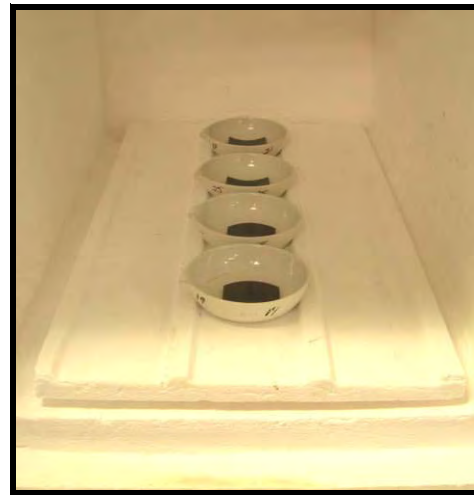


Figura 3.4. Régimen programado para la remoción por evaporación e incineración de la resina en el material compuesto FRP.



a) Horno de alta temperatura con control digital programable.



b) Muestras instaladas en crisoles cerámicos dispuestas para el ensayo.

Figura 3.5. Arreglo experimental para la prueba de determinación de constituyentes en los tubos de FRP.

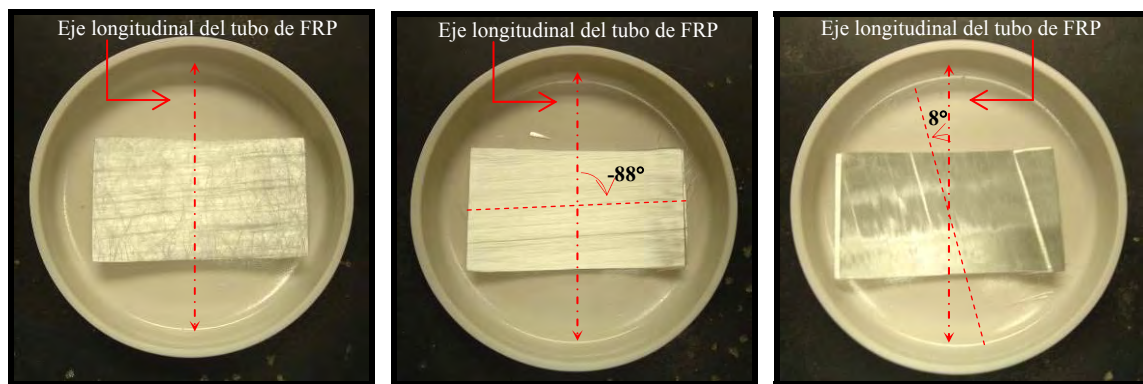
Al final del ciclo de ensayo, no se observó la presencia de polvo adherido en el refuerzo, lo cual sería típico de contenidos de suplementos inactivos en la resina (conocidos en inglés como “fillers”). Con la totalidad de la resina removida, se observan en la Figura 3.6 los especímenes después de haber sido sujetos al ensayo de alta temperatura.

La masa del conjunto de capas de refuerzo remanente fue medida para determinar finalmente el contenido en peso y volumen de las fibras en el material compuesto. El procedimiento para determinar la estructura del laminado consistió en la extracción y manipulación de cada capa para medir su masa y el ángulo de orientación de las fibras de refuerzo.



Figura 3.6. Exposición del refuerzo después de la remoción del contenido de resina.

La Figura 3.7 muestra una representación típica de los distintos tipos de capas de refuerzo halladas y la Figura 3.8 presenta una imagen digitalizada para la realización de las mediciones del ángulo de orientación en las capas de fibras de refuerzo, usando en este caso el programa comercial Autocad[®] 2006.



a) "Liner" (Orientación aleatoria)

b) Refuerzo circunferencial (Orientación $\cong -88^\circ$)

d) Refuerzo longitudinal (Orientación $\cong 8^\circ$)

Figura 3.7. Capas típicas de refuerzo en el material de los tubos de FRP.

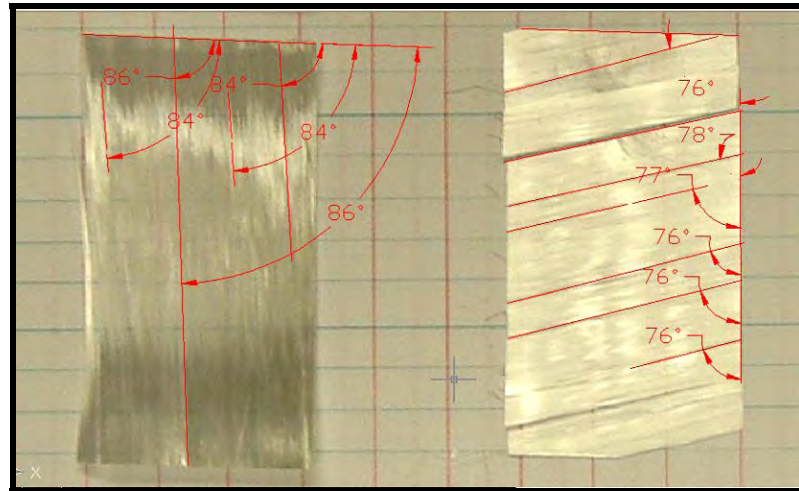


Figura 3.8. Imagen digitalizada para la medición de los ángulos de orientación en las fibras de refuerzo.

3.4.3 Ensayo de microscopía óptica

Para la construcción del modelo analítico y para la verificación de las propiedades del laminado se requiere conocer con precisión los espesores de cada capa en el material compuesto. La prueba para determinar el contenido de constituyentes y la estructura del laminado no permite la obtención directa de los espesores la sección transversal y por esta razón se llevo a cabo un ensayo de microscopía óptica. Este ensayo permite también la observación de la distribución y continuidad de las fibras de refuerzo en cada capa del material, la cual puede verse afectada por las características del método de fabricación del material.

Para la ejecución de la prueba de microscopía óptica se realizo el pulido de la sección transversal de varias muestras del tubo de FRP con un espesor de 2 mm,

muestreadas aleatoriamente en secciones remanentes de varios tubos. Un equipo mecánico para pulido, asistido con fluido refrigerante fue utilizado para remover las imperfecciones del proceso de corte con el cual las muestras fueron inicialmente obtenidas. Este proceso de pulido se llevo cabo en varias repeticiones usando hojas de oxido de aluminio y distintos tamaños de grano en la superficie de abrasió. Las muestras fueron observadas con la ayuda de un microscopio óptico Nikon SMZ 1500 con cámara digital integrada, que permitió la obtención de imágenes con distintos niveles de magnificación. Las imágenes analizadas corresponden a varias fotografías de la sección transversal del tubo de FRP e imágenes de las caras superficiales de cada muestra, usando magnificaciones totales de 10X y 50X respectivamente. La observación se realizó para varios focos de iluminación. Usando un foco simple se pudo observar los detalles de la sección transversal, mientras que, gracias a las características de transparencia de la resina epoxica, se pudo observar a través del espesor del tubo de FRP usando dos focos de iluminación cruzados, ubicados a cada lado de las muestras.

3.5 Caracterización de las propiedades mecánicas del tubo de FRP

La caracterización de las propiedades mecánicas del tubo de FRP fue realizada por el grupo de investigación asociado a este proyecto en la universidad de Virginia Tech (Cain et al., 2006). En este trabajo las propiedades obtenidas correspondieron a el modulo elástico y la resistencia ultima en las direcciones principales del laminado para el tubo de

FRP con diámetro 168 mm. Para el tubo de FRP con diámetro 89 mm no se realizaron pruebas de caracterización experimental y en su defecto las propiedades dadas por el fabricante fueron usadas para las tareas del análisis.

3.5.1 Ensayo de tensión longitudinal

Idealmente se desearía obtener las propiedades en tensión longitudinal del cilindro completo de FRP usando para ello un arreglo experimental que evite los efectos de borde durante el ensayo. Sin embargo, existe la dificultad para instalar un dispositivo de fijación del tubo completo sin inducir este tipo de efectos. Además, el tamaño de los tubos en estudio implica la aplicación de fuerzas de gran magnitud para lograr la evaluación de su comportamiento hasta la falla. Por tanto, para la realización de las pruebas de tensión se decidió obtener muestras representativas de acuerdo a los requerimientos de la norma ASTM D 3039. Los especímenes utilizados para esta prueba fueron obtenidos a partir de un muestreo aleatorio en 4 tubos de FRP, todos pertenecientes al mismo lote de producción. Las dimensiones de estos especímenes fueron 165 mm de largo, 25.4 mm de perímetro transversal y 3.5 mm de espesor. Estas medidas corresponden a las dimensiones requeridas tanto para la instalación del espécimen en el sistema de fijación como para la instalación del sensor de deformación ha ser usado durante el experimento. El equipo utilizado para realizar el muestreo de las secciones longitudinales se muestra en la Figura 3.9 donde se observa el marco construido para permitir cortes rectos de gran precisión.



Figura 3.9. Muestreo de secciones longitudinales para el ensayo de tensión.

La Figura 3.10 muestra el equipo MTS con capacidad máxima 89 KN que fue utilizado para las pruebas de tensión longitudinal. Este equipo de ensayo es controlado con un sistema TestStart II que permite la aplicación de un régimen de carga monotonico o cíclico, controlado por fuerza, desplazamiento o deformación. Las pruebas de tensión para este estudio fueron controladas por fuerza y ejecutadas con la aplicación de la carga a una razón constante de 667 N/sec, hasta obtener la falla por ruptura del material. Cada espécimen fue instrumentado con un extensometro MTS de rango máximo 25.4 mm. Este sensor fue usado hasta un nivel aproximado del 75% de la carga última, cuando la falla del espécimen se consideró inminente. El marco de ensayos utilizado cuenta con un sistema de mordazas hidráulico MTS 647, que permite controlar con precisión la presión de contacto aplicada en los extremos del espécimen. Con este sistema es posible sujetar el elemento sin que ocurra el deslizamiento del mismo o la aplicación de una concentración de esfuerzos excesiva, evitando así la falla prematura en el material.

Para la instalación de los especímenes en la maquina de ensayo, se elaboro un conjunto de placas de acero A36 con la misma curvatura del tubo de FRP en aquella superficie que estaría en contacto con los especímenes de ensayo y con una superficie plana en las caras de contacto con las mordazas de sujeción. El uso de esta configuración geométrica estuvo motivado por la necesidad de obtener modos de falla localizados en la región libre del espécimen y no en el interior del sistema de mordazas, donde una condición de esfuerzos de flexión transversal, debidos a la curvatura de los tubos de FRP, generaría una falla prematura. La Figura 3.11 (a) muestra el conjunto de placas utilizado y la Figura 3.11 (b) presenta de su instalación en uno de los especímenes de ensayo, realizada con pequeñas cantidades de silicona instantánea para mantener la alineación del conjunto con el sistema de mordazas.

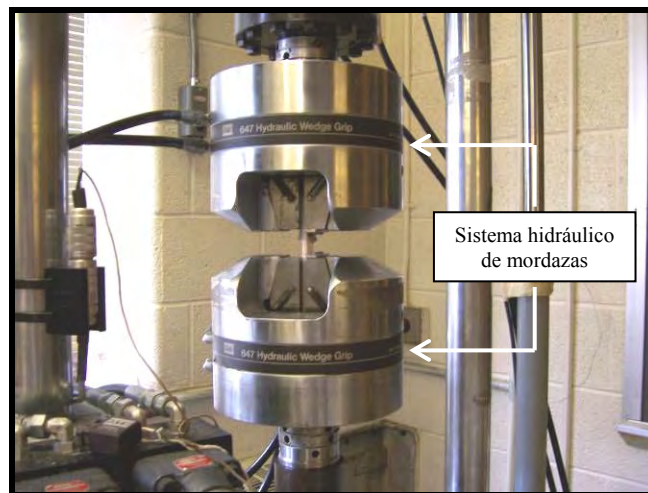
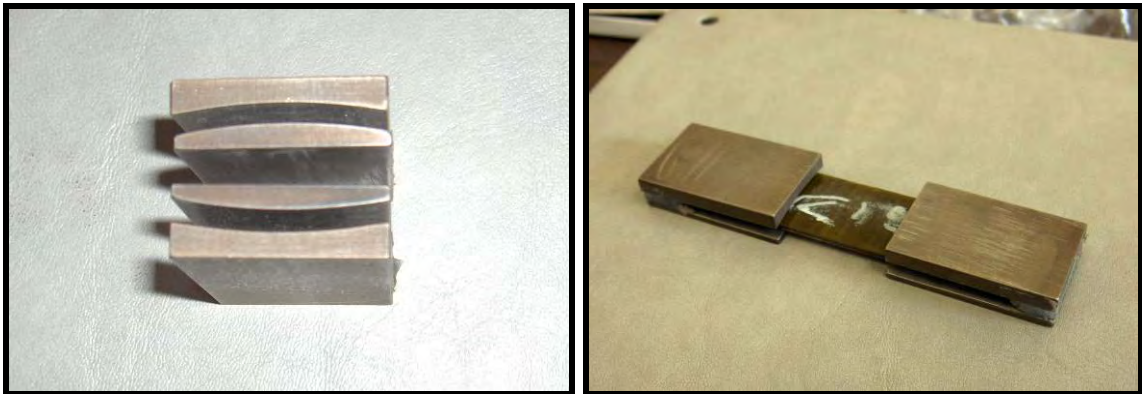


Figura 3.10. Marco de ensayos MTS con uno de los especímenes instalado y listo para ensayo.



a) Placas metálicas con la misma curvatura de los tubos de FRP.

b) Sistema de placas instalado en el espécimen.

Figura 3.11. Elementos accesorios para la instalación de los especímenes de ensayo.

3.5.2 Ensayo de compresión longitudinal

Siguiendo las recomendaciones dadas en la norma ASTM D 3410 se ensayaron en compresión especímenes del tubo de FRP con dimensiones 140 mm de largo, 12 mm de ancho y 3.5 mm de espesor. Debido al ancho reducido de los especímenes, el efecto de la curvatura en la sección fue despreciado. Para la realización de estas pruebas fue utilizado un dispositivo metálico ELSS, de sus siglas en ingles “End Loaded Single Supported”, el cual fue fabricado por Wyoming Test Fixtures Inc. y está especialmente diseñado para la aplicación de carga en compresión pura sobre el elemento.

Este dispositivo, como se muestra en la Figura 3.12, contiene dos rieles paralelos que permiten mantener alineadas las partes del dispositivo durante el ensayo, lo cual es particularmente importante si se tiene en cuenta que los resultados del ensayo son

sensibles a las condiciones de alineación del sistema. En este dispositivo, cada espécimen fue instalado dejando libre al pandeo solo 12 mm de la longitud del espécimen. Las partes del dispositivo son ajustadas para cada prueba aplicando un torque controlado en cada uno de los tornillos de sujeción. De esta manera se evita aplicar esfuerzos de flexión en el espécimen debidos a la instalación de cada bloque que constituye el dispositivo metálico.

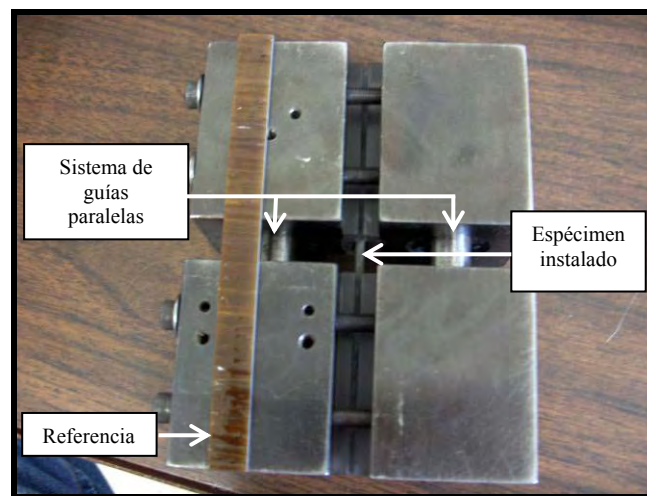


Figura 3.12. Dispositivo metálico ELSS para en ensayo de compresión.

Para estos ensayos se utilizó una máquina Instron con una capacidad máxima de carga de 133.44 kN. El régimen de carga aplicado durante las pruebas fue controlado por desplazamiento, manteniendo una razón constante de 1.27 mm/min hasta lograr la falla por aplastamiento del espécimen. La adquisición de las lecturas de deformación se realizó con el uso de un extensómetro MTS instalado en el dispositivo ELSS, como se muestra en la Figura 3.13.

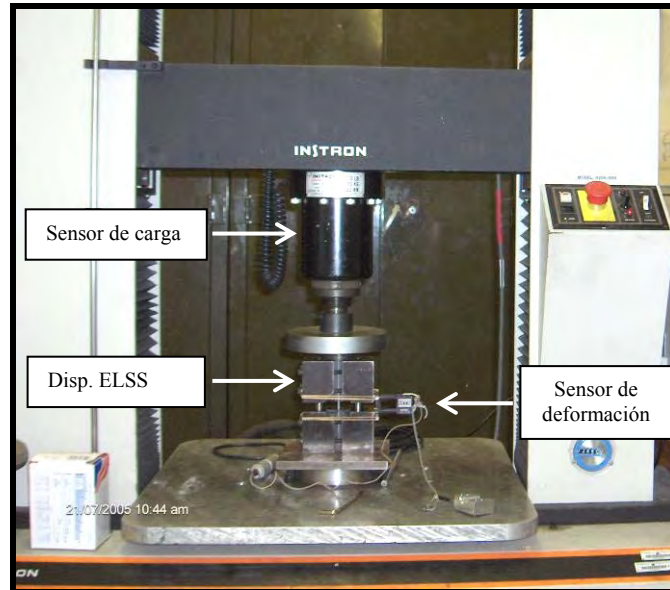


Figura 3.13. Arreglo experimental para el ensayo en compresión.

3.5.3 Ensayo de tensión circunferencial

La norma ASTM D 2290 contiene los requerimientos para determinar las propiedades elásticas y la resistencia aparente en tensión circunferencial, usando el método conocido en inglés como “Split-Disk”. Como se muestra en la Figura 3.14, este método usa un disco metálico con el mismo diámetro del elemento a ensayar en el cual se instala un anillo del tubo de FRP para ser sujeto en tensión. Sin embargo, esta norma especifica que las propiedades de tensión deberán ser consideradas como propiedades aparentes debido a los esfuerzos de flexión que se aplican durante el ensayo.



Figura 3.14. Disco para ensayo en tensión circunferencial (Adaptada de (Pando, 2003)).

Las propiedades mecánicas en el sentido circunferencial utilizadas en este estudio fueron obtenidas a partir de la implementación de un método alternativo desarrollado en las instalaciones del laboratorio de materiales de Virginia Tech (Cain et al., 2006). A diferencia del método “Split-Disk”, en el cual el efecto de la presión interna es simulado, este procedimiento alternativo permite aplicar una presión interna real en el anillo de FRP.

Los especímenes para esta prueba fueron obtenidos con un ancho de 25.4 mm utilizando una adaptación del mismo marco de corte que fue usado para los especímenes longitudinales, como se muestra en la Figura 3.15. Para el experimento, cada anillo fue instrumentado con 3 pares de sensores de deformación (Strain Gages) ubicados en puntos sobre el perímetro del anillo, separados cada 120 ° grados. Alternando la orientación de cada sensor de deformación, se configuró la adquisición de deformaciones axiales y circunferenciales en los especímenes. A partir de pruebas preliminares, en las cuales se

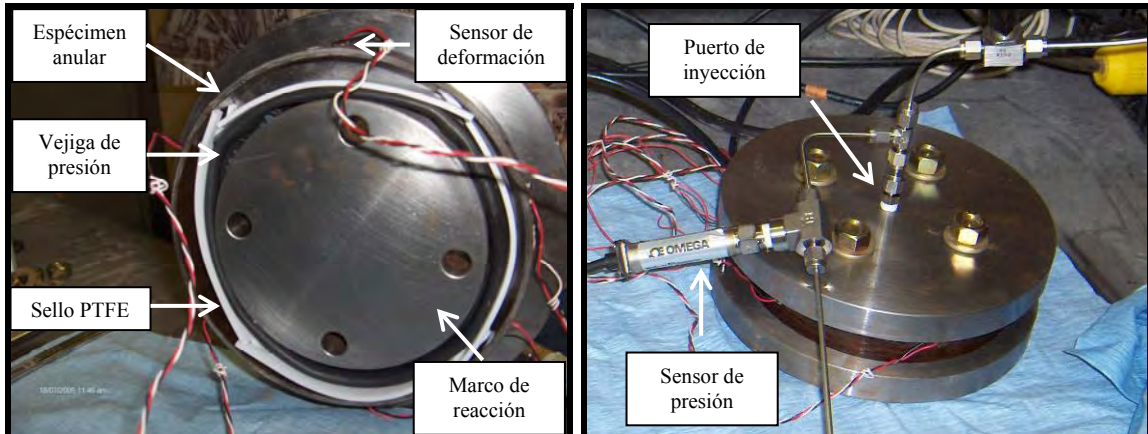
observo que los resultados presentaban condiciones de simetría, se decidió usar solo un par de sensores para medir la deformación axial y transversal respectivamente.



Figura 3.15. Obtención de los especímenes para la prueba de tensión circunferencial.

El dispositivo utilizado para aplicar la presión radial sobre el anillo de FRP se muestra en la Figura 3.16. Este equipo contiene en su interior un sello de polímero flexible (PTFE) que permite proteger la vejiga de presión donde se inyecta el fluido hidráulico. La presión en este fluido es incrementada gradualmente con la ayuda de una bomba manual hasta lograr la falla del material.

En este procedimiento, la cantidad de presión hidráulica que toma el anillo del material en ensayo se considera reducida por el efecto de la fricción y deformación en el sello interno. Un análisis elástico para determinar dicha reducción permitió concluir que el valor de la presión ejercida sobre el material podría reducirse a un 83% de la presión hidráulica aplicada (Cain et al., 2006).



a) Detalles del interior del dispositivo.

b) Configuración durante el ensayo.

Figura 3.16. Dispositivo de ensayo para las pruebas de tensión circunferencial.

3.6 Ensayo de compresión de los elementos CFFT y del hormigón no confinado

Los ensayos de compresión uniaxial para los elementos CFFT y los cilindros de prueba del hormigón no confinado fueron realizados en las facilidades del laboratorio de materiales de la Universidad de Puerto Rico en Mayagüez. Para esto se utilizó la máquina Forney LT 1000-03 mostrada en la Figura 3.17, con una capacidad máxima de carga de 2670 KN. Durante los ensayos de estos elementos, el régimen de carga fue aplicado bajo el modo de control de carga a una razón constante de 300 N/seg.

La altura de los especímenes CFFT con diámetros 89 mm y 168 mm fue respectivamente de 178 mm y 330 mm, permitiendo una relación diámetro-altura de 1:2. Las dimensiones de los cilindros de hormigón no confinado que representan el núcleo de

los elementos CFFT se determinaron siguiendo las recomendaciones de la norma ASTM D 39-05.



a) Marco de pruebas y espécimen CFFT instalado para el ensayo.

b) Controles hidráulicos y sistema de adquisición análogo-digital.

Figura 3.17. Máquina para ensayos en compresión.

Como se observa en la Figura 3.18, para caracterizar el núcleo de hormigón en los especímenes CFFT de diámetro 168 mm se utilizaron cilindros de prueba con dimensiones 152 mm de diámetro y 305 mm de altura. Similarmente, para el núcleo de los cilindros CFFT de diámetro 89 mm se usaron cilindros representativos con dimensiones 102 mm de diámetro y 204 mm de altura. En los elementos CFFT la carga en compresión fue aplicada simultáneamente sobre el núcleo de hormigón y el tubo de FRP, permitiendo la participación de ambos materiales en el mecanismo de resistencia axial y sometiendo el tubo de FRP a un estado de esfuerzos biaxial.

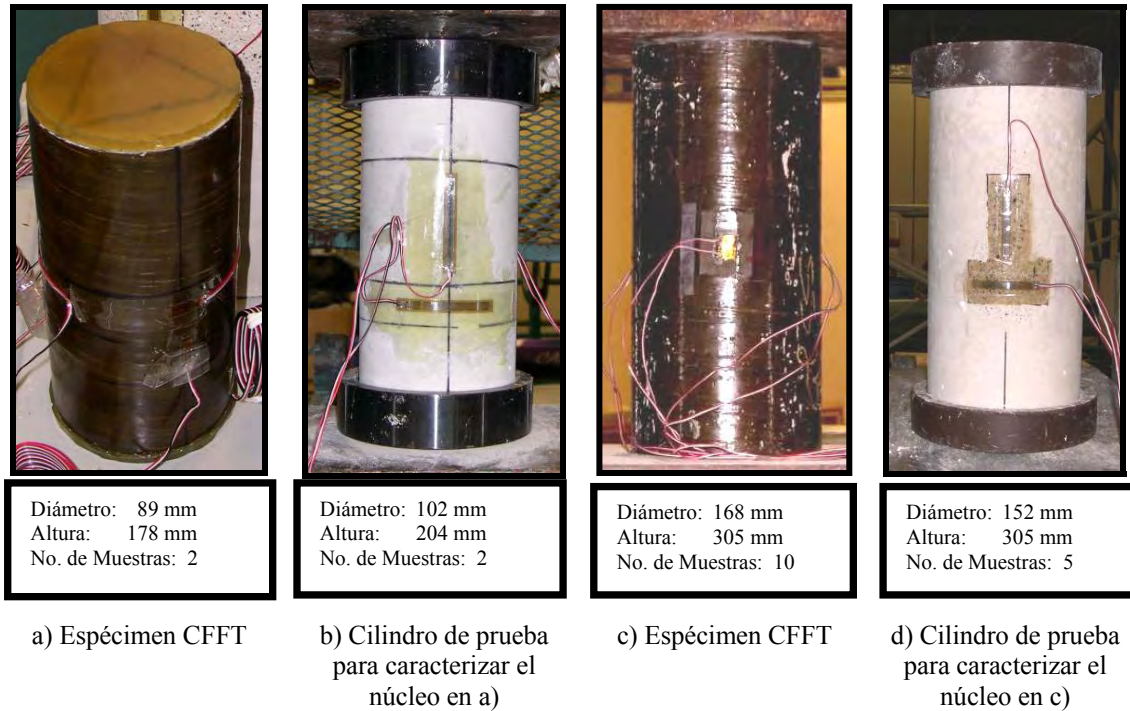
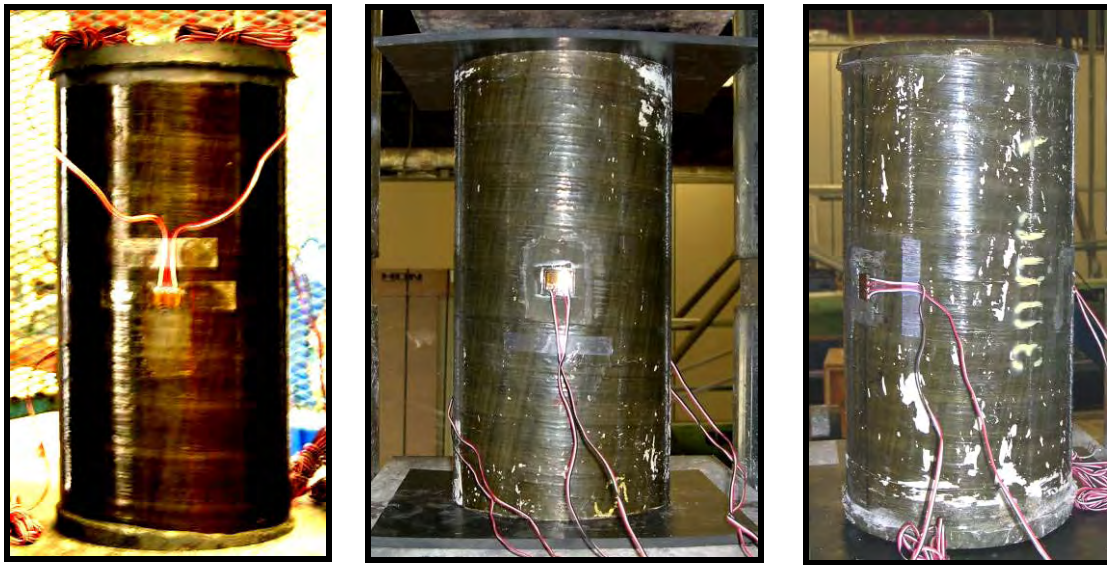


Figura 3.18. Especímenes para el ensayo de compresión axial.

3.6.1 Efectos del uso de sistemas de corona

Teniendo en cuenta que la aplicación de la carga en compresión a los especímenes CFFT generaría distintos valores de esfuerzo axial en cada material, se evaluaron distintos sistemas de corona que permitieran distribuir la carga aplicada de una manera uniforme. Específicamente para los especímenes CFFT con diámetro 168 mm se probaron sistemas de corona con un espesor de 10 mm usando para ello capas de azufre, neopreno, y epoxy. Los especímenes de diámetro 89 mm utilizaron un sistema de corona en epoxy con el mismo espesor. La Figura 3.19 muestra imágenes de los elementos CFFT usados para esta evaluación.



a) Compuesto de azufre.

b) Laminas de neopreno.

c) Epoxy.

Figura 3.19. Sistemas de corona evaluados como alternativa para la distribución homogénea de esfuerzos entre el núcleo y el tubo de FRP.

Como resultado de la aplicación de carga en compresión el sistema de corona de azufre se fracturó progresivamente y se inserto abruptamente en el tubo de FRP, rasgando sus extremos y produciendo la falla súbita del sistema. El sistema de corona utilizando neopreno falló prematuramente. Para niveles altos de carga, las láminas de neopreno fueron cortadas por los extremos tubo de FRP generando un mecanismo diferente de transferencia de carga con la influencia del neopreno solo en la sección al núcleo de hormigón. Las curvas obtenidas usando el sistema de corona en epoxy, presentaron un comportamiento inicial, para bajos niveles de carga, similar al del hormigón no confinado. Sin embargo, a niveles superiores de carga, este sistema de corona presento múltiples fracturas durante el ensayo afectando la continuidad de las señales obtenidas.

La Figura 3.20 muestra el estado obtenido en estos sistemas de corona al final de cada prueba y en ella se observa el deterioro sufrido por estos materiales ante los altos niveles de carga aplicados. Debido a que ninguno de los sistemas de corona evaluados resistió el régimen de carga aplicado al sistema CFFT, se considero que la utilización de alguna de estas alternativas afectaría de manera inadecuada al registro de las señales de deformación y carga. Por lo tanto, se decidió realizar los ensayos en compresión aplicando la carga directamente sobre los materiales constituyentes del sistema CFFT.



a) Compuesto de azufre

b) Lamina de neopreno

c) Epoxy

Figura 3.20. Detalles del deterioro en los sistemas de corona evaluados.

3.6.2 Instrumentación y sistema de adquisición

El ensayo de compresión axial de cada espécimen fue realizado con la instrumentación de sensores para adquirir la respuesta en el sistema ante la aplicación del perfil de carga definido. La carga aplicada a los especímenes CFFT con diámetro 89 mm fue adquirida directamente usando un sensor de carga Toledo BLH C2P1 con una capacidad máxima de 890 KN, el cual también fue usado como referencia para la

calibración del sensor de presión hidráulica Dynisco modelo PT130-10M, con capacidad máxima de 69 MPa. Este sensor auxiliar de presión fue usado para la adquisición indirecta de la carga aplicada sobre los especímenes CFFT con diámetro 168 mm, debido a que el sensor de carga no permitió mantener una alineación vertical durante el ensayo de estos especímenes. La Figura 3.21 contiene la comparación de las respuestas de ambos sensores para la obtención del factor de escala en el proceso de calibración. En esta figura se destaca que la respuesta del sensor de presión hidráulica se comporta con una tendencia lineal en todo el rango de operación del sensor de carga, por lo cual se justifico su uso en reemplazo del sensor de carga.

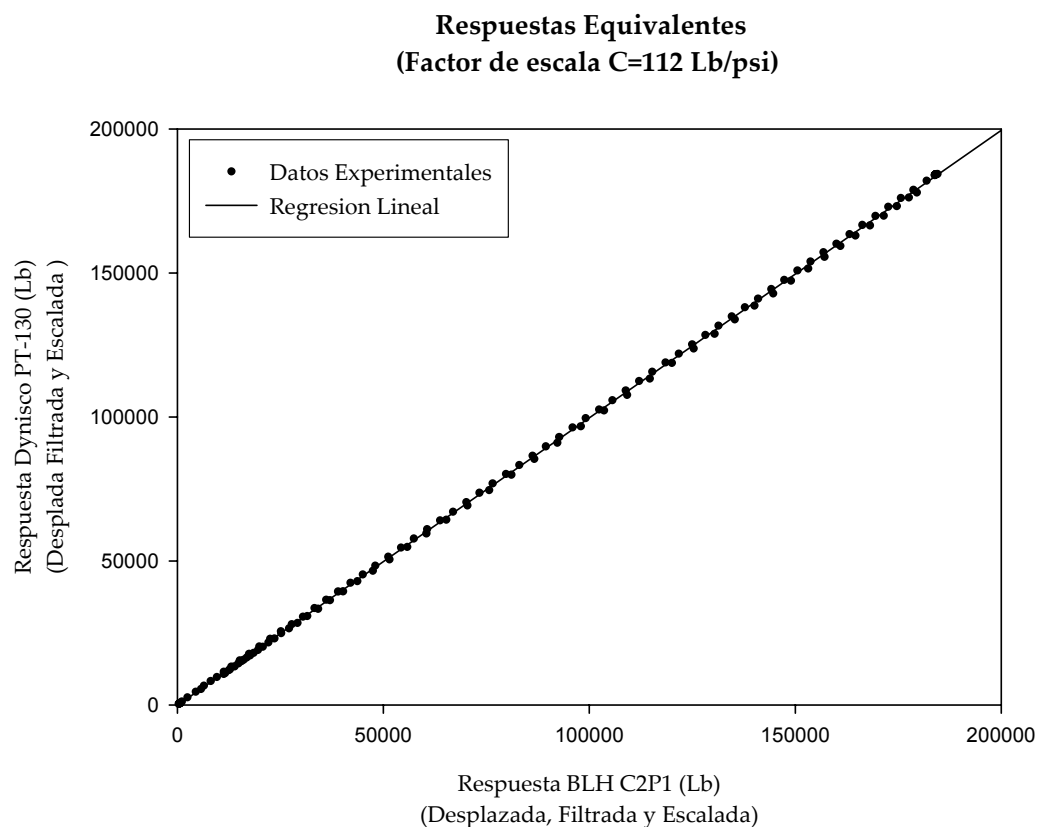
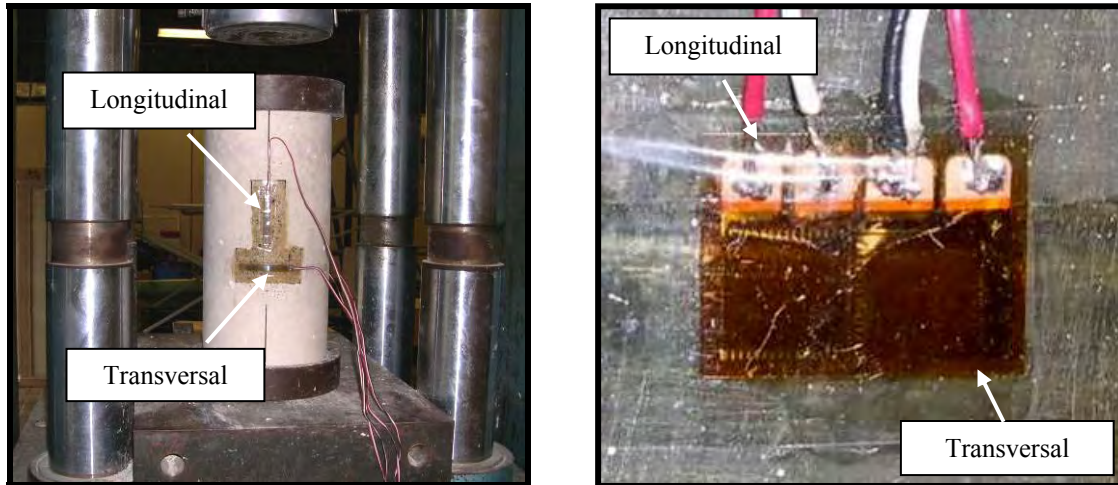


Figura 3.21. Calibración del sensor de presión hidráulica para la obtención de lecturas de carga equivalente.

Las medidas de deformación axial y transversal se realizaron con el uso de sensores de deformación (en inglés “Strain Gages”) Vishay M-M[®] tipo N2A-06-20CBW para hormigón y CEA-06-250UT para FRP. La capacidad máxima de deformación de estos sensores fue de 2% y 5%, respectivamente. La resistencia nominal de los strain gages usados para los especímenes CFFT de 89 mm fue de 120 ohmios a 24 °C. Para los especímenes CFFT y para todos los cilindros de prueba del hormigón no confinado se utilizaron strain gages con resistencias nominales de 350 ohmios a 24 °C. En el caso de los núcleos de hormigón no confinado para los elementos CFFT con diámetro 89 mm se instrumentaron con sensores de deformación solo 2 cilindros de prueba, mientras en el caso de los núcleos para los elementos CFFT con diámetro CFFT 168 mm se instrumentaron con sensores de deformación la totalidad de los cilindros de ensayo.

La Figura 3.22 muestra las condiciones de instalación para los sensores de deformación utilizados. Esta se realizó de acuerdo a lo estipulado en la norma ASTM E 1237 y en el boletín de instrucciones de Vishay Micro-Measurements B-127-14.



a) Strain gages N2A-06-20CBW para hormigón.

b) Strain gages CEA-06-250UT para FRP.

Figura 3.22. Instalación de sensores de deformación para lecturas en las direcciones principales de interés.

Siguiendo estas recomendaciones se prepararon las superficies en la región de aplicación. Para el tubo de FRP se demarcaron las áreas de instalación de los sensores y se aplicó una delgada capa de epoxy que luego fue pulida para lograr un espesor uniforme. Las áreas de instalación de los strain gages en los cilindros de hormigón fueron tratadas con un procedimiento similar. Utilizando un equipo portátil de soldadura las conexiones eléctricas de cada strain gage fueron realizadas con pocas horas de anticipación al ensayo.

El equipo utilizado para la adquisición de datos estuvo compuesto por un sistema acondicionador National Instruments SCXI 1000 con capacidad instalada de 16 canales y una tarjeta de digitalización multifunción National Instruments DAQcard™ 6024E de 12 bits. Para efectos de la conexión al sistema de adquisición se implementó una estación

multitoma de 8 canales que permite el intercambio y reconexión de los sensores con facilidad y rapidez. Para alimentar los circuitos de strain gages durante el ensayo, se utilizó la fuente central de suministro incorporada en el equipo acondicionador SCX 1000. Sin embargo, debido a que el voltaje requerido por otros sensores fue mayor al disponible en esta fuente, se usó de una fuente auxiliar de voltaje continuo. La configuración del sistema de adquisición y sus accesorios se presenta gráficamente en la Figura 3.23.

El sistema de adquisición fue configurado y controlado usando el programa Measurements and Automation Explorer MAX[®] de National Instruments. Las tareas de configuración realizadas con este programa correspondieron a la creación y edición de tareas para el control de canales, instrumentos virtuales y funciones de escala personalizadas. Las principales tareas que fueron creadas con este software corresponden a la adquisición de lecturas digitales de deformación usando una configuración de un cuarto de puente y a las medidas de valores de carga a partir de lecturas de voltaje en configuración de puente completo. Para esto fue necesaria la creación de valores personalizados de escala de acuerdo a lo indicado en las fichas técnicas de calibración de cada sensor.

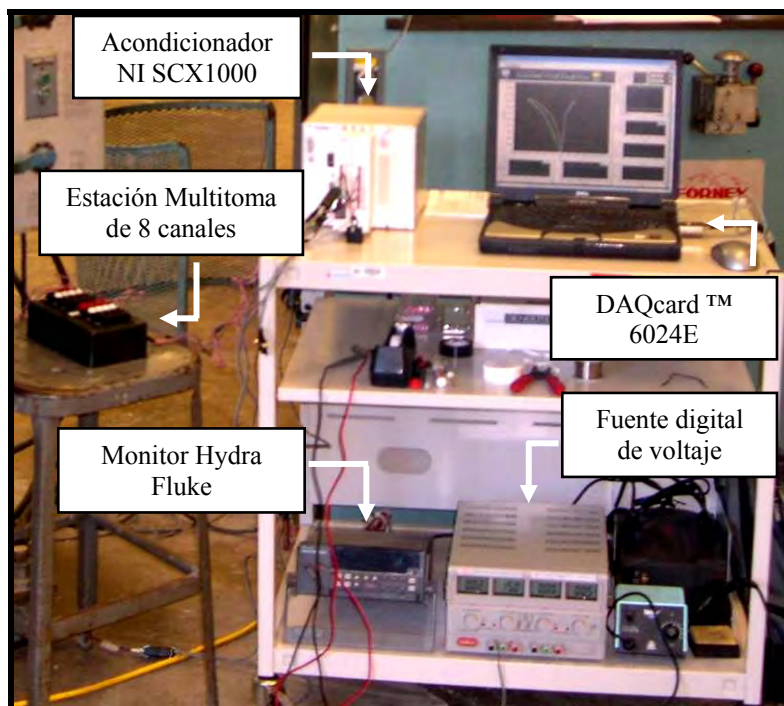


Figura 3.23. Sistema portátil para la adquisición de datos.

CAPITULO 4:

RESULTADOS EXPERIMENTALES

4.1 Introducción

La matriz de ensayos incluida en el programa experimental para el estudio del sistema CFFT se compone de dos grupos de ensayos principalmente. En el primer grupo se encuentran los ensayos dispuestos para la determinación de las propiedades físicas y mecánicas del tubo de FRP y el segundo grupo comprende los ensayos en compresión de varios especímenes CFFT y cilindros de prueba para el hormigón no confinado. En este capítulo se resumen y discuten los resultados obtenidos en estos experimentos. La descripción de los métodos de ensayo, equipos y características de los especímenes se presentaron en el Capítulo 3.

4.2 Densidad, composición y estructura del laminado

Para la caracterización de las propiedades físicas del laminado se muestrearon aleatoriamente 4 especímenes en cada tipo de tubo FRP utilizado en el programa experimental. La Tabla 4.1 incluye los resultados de la prueba de densidad y gravedad específica para los especímenes de los tubos con diámetro 89 mm y 168 mm. Los valores mostrados de la gravedad específica se obtuvieron a partir de la relación dada en la Ecuación 4.1. La densidad del material compuesto se calculó como el producto de la gravedad específica y el valor de la densidad del agua a 23 °C ($D_a^{23C} = 0.99754 \text{ gr/cm}^3$).

Tabla 4.1. Resultados del ensayo de densidad y gravedad específica.

ASTM D 792 Method A Método estándar para la determinación de la densidad y gravedad específica								
Muestra	Tubo FRP Diam= 89 mm				Tubo FRP Diam= 168 mm			
	Wc ^a (gr)	Wc ^w (gr)	Grav. esp. 26/23 °C	D _c (gr./cm ³)	Wc ^a (gr)	Wc ^w (gr)	Grav. esp. 26/23 °C	D _c (gr/cm ³)
1	4.6750	1.9998	1.748	1.743	7.8505	3.5133	1.810	1.806
2	4.6383	2.0964	1.825	1.820	7.9965	3.6162	1.826	1.821
3	4.7016	2.3221	1.976	1.971	7.9342	3.6004	1.831	1.826
4	4.5502	1.6429	1.565	1.561	7.4705	3.397	1.834	1.829
Promedio			1.778	1.774			1.825	1.821
Desv. Est.			0.171	0.170			0.011	0.011
Notas:								
1. Gravedad específica del compuesto 1.81 gr/cc (Dato por el fabricante)								
Wc ^a	Peso en aire		Wc ^w	Peso en agua				
Grav. esp.	Gravedad específica		D _c	Densidad del compuesto				

Calculo de la gravedad específica:

$$\text{Grav. Espec. T/23}^\circ\text{C} = \frac{a}{(a-b)} \quad (4.1)$$

Donde:

a= Masa aparente del espécimen en aire.

b= Masa aparente del espécimen completamente sumergido en agua.

T= Temperatura del ambiente durante la medición.

En los resultados, la desviación estándar de la densidad del material de los tubos de mayor diámetro (168 mm) fue menor que la obtenida para el tubo de menor diámetro (89 mm). Se observa además, que el promedio de la gravedad específica para el tubo de mayor diámetro se encuentra dentro de lo esperado de acuerdo a las especificaciones técnicas del producto. Teniendo en cuenta estos resultados, el promedio de la densidad para el tubo con diámetro 168 mm fue usado para los cálculos de su contenido de constituyentes.

La Tabla 4.2 muestra los resultados del ensayo de remoción de resina por temperatura realizado para el tubo de FRP con diámetro 168 mm. En esta tabla se presenta el contenido volumétrico de los constituyentes correspondiente al valor global para todo el laminado. Los contenidos volumétricos y en peso de cada constituyente se obtuvieron de acuerdo a las relaciones de la micromecánica de compuestos presentadas brevemente en la norma ASTM D3171. En la Tabla 4.3 se presenta el valor del contenido volumétrico de refuerzo para cada capa individual, obtenido a partir de las mediciones correspondientes de peso y espesor en cada capa. En esta tabla también se presenta la secuencia del laminado. Esta se determinó a partir de la medición del ángulo de orientación de las fibras de refuerzo en cada capa después de la remoción de resina en el material compuesto.

Tabla 4.2. Resultados del ensayo de remoción de resina por temperatura (Burnoff Test) para el tubo de FRP con diámetro 168 mm.

ASTM D 3171								
Método estándar para la determinación del contenido de constituyentes en materiales compuestos								
Método de ensayo I procedimiento G - Remoción de resina por temperatura								
Muestra	Ws (gr)	Wf (gr)	W _m (gr)	wf %	wm %	vf %	vm %	vv %
1	7.8366	5.2807	2.5559	67.385	32.615	49.269	48.189	2.542
2	7.9814	5.3365	2.6449	66.862	33.138	48.887	48.962	2.152
3	7.9202	5.3763	2.5439	67.881	32.119	49.632	47.456	2.912
Promedio				67.376	32.624	49.262	48.202	2.535
Desv. Est.				0.510	0.510	0.373	0.753	0.380
Ws	Peso del espécimen seco			wm	Fracción en peso de resina			
Wf	Peso de las fibras			vf	Fracción en volumen de fibras			
W _m	Peso de la resina			vm	Fracción en volumen de matriz			
wf	Fracción en peso de fibras			vv	Fracción en volumen de vacíos			
Notas:								
Para el calculo del contenido volumétrico de los constituyentes se uso 1.20 gr/cm ³ como la densidad de la resina y 2.49 gr/cm ³ como la densidad de las fibras. Para la densidad del compuesto se uso el valor experimental 1.82 gr/cm ³ obtenido en la prueba de densidad y gravedad especifica, ver Tabla 4.1.								

Tabla 4.3. Secuencia del laminado para el tubo FRP con diámetro 168 mm.

ASTM D 6507							
Practica estándar para códigos de orientación del refuerzo en materiales compuestos							
Número de capas	9						
Capas estructurales	8						
Secuencia del laminado							
Ref.	Peso (gr)	Dirección	Vf (%)	Ref.	Peso (gr)	Dirección	Vf (%)
Capa 0	0.030	Aleatoria	3.14	Capa 5	0.647	Transv. (-85°)	51.32
Capa 1	0.417	Transv. (-85°)	29.71	Capa 6	0.460	Long. (15°)	77.90
Capa 2	0.435	Long. (5°)	26.94	Capa 7	0.695	Transv. (-85°)	83.17
Capa 3	1.031	Transv. (-85°)	56.14	Capa 8	0.436	Long. (15°)	51.90
Capa 4	0.452	Long. (10°)	70.44	Capa 9	0.712	Transv. (-85°)	73.99
Código secuencia	Total		[-85 / 5 / -85 / 10 / -85 / 15 / -85 / 15 / -85]				
	Condensado		[-85 / 5 / -85 / 10 / (-85/15) ₂]				

Se observan 9 capas estructurales, de las cuales 5 contienen las fibras de refuerzo en el sentido circunferencial y 4 en el sentido longitudinal. El código de la secuencia del laminado presentado, se define a partir de la convención para laminados fabricados por el proceso de “Filament Winding”. En este código, la orientación 0° corresponde al eje longitudinal del molde cilíndrico, en el cual a su vez su superficie es el nivel de referencia para la numeración de las capas del laminado.

La Figura 4.1 presenta una comparación gráfica del contenido en peso de refuerzo para cada capa, expresado como un porcentaje del peso total del laminado. En cada barra, se incluye una medida gráfica de la desviación estándar en las mediciones del peso realizadas entre las distintas muestras observadas.

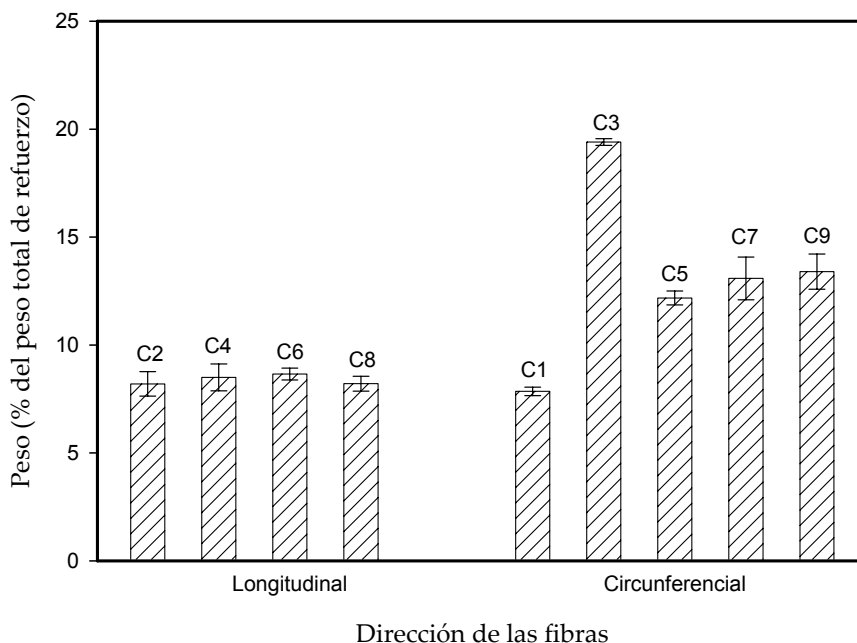


Figura 4.1. Cantidad de refuerzo en cada lámina del tubo de FRP con diámetro 168 mm.

De acuerdo a los resultados experimentales, el contenido de refuerzo en el sentido circunferencial es mayor que en el longitudinal, con una fracción en peso de fibras en el sentido transversal de aproximadamente $2/3$ del peso total. Se observa también que el peso de las capas de refuerzo longitudinal es similar entre ellas, con un valor aproximado de 8.4% para cada una. En contraste, las mediciones del peso de las capas de refuerzo transversal presentan una mayor variación. En particular, la capa C3 posee un peso de aproximadamente el doble de una capa longitudinal.

La realización del ensayo de microscopía óptica para el tubo de FRP con diámetro 168 mm permitió la observación detallada de la estructura del laminado, de forma que los espesores de cada capa del compuesto pudieron ser determinados. En la Figura 4.2 se observa una imagen de la sección transversal del tubo de FRP ampliada diez veces de su tamaño real. En esta imagen se identifican diez capas, cuyas direcciones son consistentes con las encontradas en el ensayo de remoción de resina.

Los espesores de cada lámina se obtuvieron con medidas relativas al espesor total. En general se observa que las capas del laminado no poseen un espesor constante. Las capas longitudinales, a excepción de la C2, presentan un espesor similar. Sin embargo, el espesor de las capas con fibras de refuerzo orientadas transversalmente varía significativamente, siguiendo un patrón semejante al observado para el peso de las fibras de refuerzo.

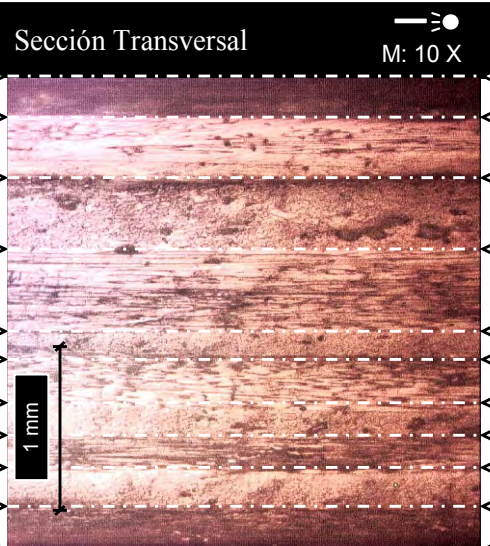
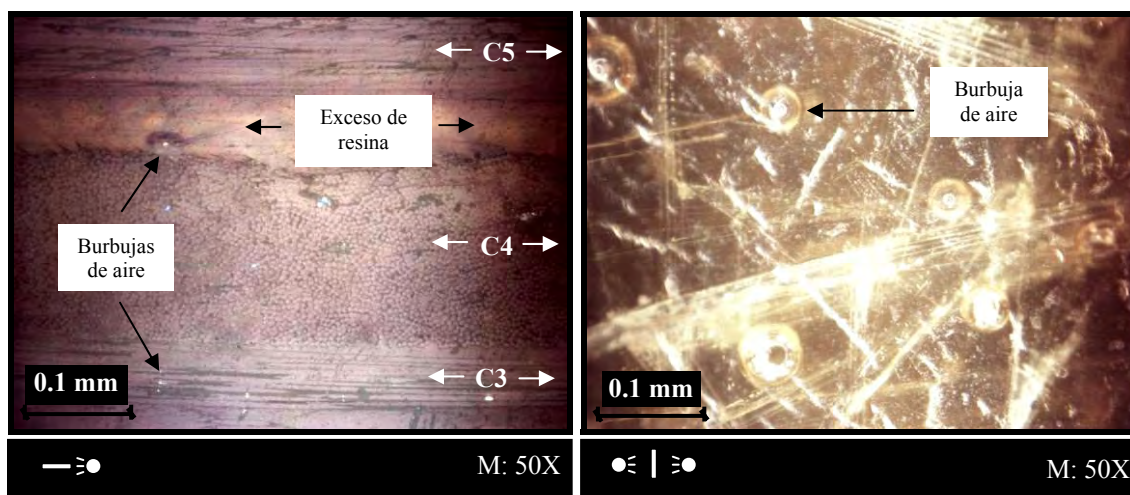
Simbolo	Capa	Sección Transversal	Orientación	Espesor del total (%)
	Liner		Múltiple	8.6
	C1		-85 °	12.8
	C2		5 °	14.8
	C3		-85 °	16.8
	C4		10 °	5.9
	C5		-85 °	11.5
	C6		15 °	5.4
	C7		-85 °	7.6
	C8		15 °	7.7
	C9		85 °	8.8

Figura 4.2. Imagen microscópica de la estructura del laminado para el tubo de FRP con diámetro 168 mm.

El estudio de microscopía óptica también permitió identificar algunos defectos en la estructura del material. La Figura 4.3 (a) muestra una imagen de la sección transversal del tubo de FRP, la cual fue obtenida con un solo foco de iluminación y con una magnificación de 50 veces el tamaño real. En esta se observa la capa de refuerzo longitudinal C4 ubicada entre las capas de refuerzo transversal C3 y C5. A este nivel de magnificación visual pueden distinguirse los filamentos de las fibras de refuerzo en ambas direcciones y también la presencia de defectos de fabricación, como burbujas de aire atrapado en la matriz o la presencia de excesos de resina en la interfase de dos capas. La Figura 4.3 (b) corresponde a una vista lateral de la sección del tubo de FRP. Esta se obtuvo con el mismo valor de magnificación, usando dos focos de iluminación cruzada, uno a cada lado de la sección. Similarmente, en esta imagen puede observarse la presencia de numerosas burbujas de aire atrapado durante el proceso de curado.



a) Sección Transversal

b) Vista lateral

Figura 4.3. Detalles del tubo de FRP con diámetro 168 mm obtenidos a partir del estudio de microscopía óptica.

4.3 Propiedades elásticas y resistencia última del tubo de FRP

4.3.1 Tensión longitudinal

Los resultados numéricos del ensayo de tensión se presentan en la Tabla 4.4. Estos corresponden principalmente al esfuerzo último, la deformación última y el módulo elástico en tensión longitudinal. En el programa experimental, el tamaño de la muestra escogido para este ensayo fue de 25 especímenes, de los cuales un total de 21 especímenes permitieron resultados adecuados para el cálculo del esfuerzo y la deformación última, y solo 12 permitieron el cálculo del módulo elástico. Los resultados de los 9 especímenes restantes en el caso del módulo elástico fueron excluidos del

análisis por presentar valores significativamente diferentes con respecto al resto del conjunto, tal como lo demuestra el análisis de varianza realizado a estos datos experimentales.

Tabla 4.4. Resumen de resultados del ensayo de tensión longitudinal.

Propiedad	Número de muestras	Valor Medio	Varianza	Desv. Est.	CV %	Modelo	Parámetros	
							Alpha	Beta
Módulo Elástico (GPa)	12	19.641	2.415	1.554	7.9	Normal	-	-
Esfuerzo Último (MPa)	21	183.102	473.577	21.762	11.9	Weibull	192.360	10.130
Deformación Última	21	0.0186	0.00002	0.005	25.4	Weibull	0.0204	4.430

Siguiendo las recomendaciones dadas en la norma ASTM D 3039, los valores de esfuerzo axial último se calcularon directamente como la relación entre la fuerza máxima resistida por el espécimen y el área de su sección transversal. Los valores de deformación se obtuvieron directamente de la lectura del extensómetro y el módulo secante de elasticidad se calculó como la pendiente de las curvas esfuerzo deformación definida en el rango de deformaciones entre 1000 y 3000 microstrains.

El valor medio esperado para cada propiedad en estudio y los estimadores de su dispersión se obtuvieron a partir del ajuste de un modelo de distribución de probabilidad los datos experimentales. Para el módulo secante de elasticidad se usó el modelo de distribución Normal, mientras para el esfuerzo y la deformación última se decidió utilizar el modelo de distribución de probabilidad Weibull. Estos modelos fueron calibrados a partir del conjunto de datos seleccionados, según lo indicado por el análisis de varianza

ejecutado para determinar la influencia del procedimiento de muestreo de los especímenes. Los detalles del trabajo de análisis estadístico se presentan en el Apéndice 5. Estos incluyen los resultados del procedimiento ANOVA utilizando el programa MINITAB[®] V.14., así como también la determinación de la viabilidad de cada modelo de probabilidad y la obtención de su función de densidad de probabilidad, usando para ello la aplicación DFITTOOL incluida en el modulo de estadística de MATLAB[®] V.7.0.

La Figura 4.4. muestra las curvas esfuerzo vs. deformación de los especímenes ensayados en tensión longitudinal. En éstas curvas se presenta una región inicial con comportamiento aproximadamente lineal, la cual es seguida de una zona de transición en la que las curvas presentan un cambio progresivo de pendiente. Este cambio es representativo de un proceso de degradación en la rigidez que puede ser explicado al considerar el microagrietamiento observado en la matriz cuando el espécimen es sujeto a altos niveles de carga. También se observa en el conjunto de curvas que la dispersión de la pendiente inicial es mucho menor que la de la pendiente final, lo cual implica una mayor variabilidad en los resultados de la condición última del material. Así, los valores de esfuerzo y deformación última se comportan como valores dependientes de la trayectoria de la respuesta del material.

La Figura 4.5 contiene imágenes del modo de falla en tensión longitudinal. Estos modos se presentaron como la ruptura de las fibras longitudinales en la región central de los especímenes, con efectos de delaminación local de la matriz en la vecindad de la falla.

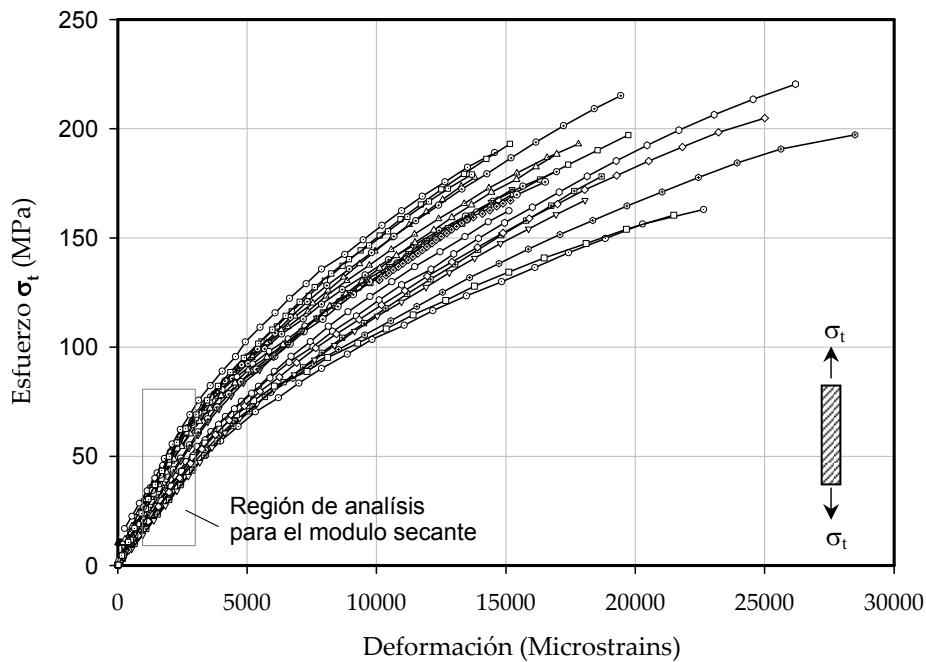


Figura 4.4. Curvas Esfuerzo-Deformación para el ensayo de tensión longitudinal.



a) Falla por ruptura de las fibras en la sección central.



b) Fractura en dirección oblicua y efectos de delaminación local.

Figura 4.5. Modos de falla en tensión longitudinal.

La ubicación de las fracturas indica la efectividad del sistema de placas metálicas utilizado para la sujeción de los especímenes en el sistema hidráulico de mordazas. De

acuerdo a la notación dada en la norma ASTM D 3039, los modos de falla encontrados pueden clasificarse como los modos típicos AGM y LGM los cuales se refieren a la presencia de fracturas en la región central del espécimen, orientadas de forma oblicua y lateral respectivamente.

4.3.2 Compresión longitudinal

Los resultados numéricos para el modulo de elasticidad, el esfuerzo último y la deformación última obtenidos durante los ensayos de compresión longitudinal se presentan en la Tabla 4.5. De los 25 especímenes para ensayo en compresión longitudinal, cantidad definida en el programa experimental, 21 permitieron la obtención de resultados adecuados para el cálculo del módulo elástico, el esfuerzo y la deformación última. Los resultados de los especímenes restantes fueron excluidos debido a la falla prematura por pandeo o aplastamiento en los extremos.

Tabla 4.5. Resumen de resultados del ensayo de compresión longitudinal.

Propiedad	Número de muestras	Valor medio	Varianza	Desv. Est.	CV %	Modelo	Parámetros	
							Alpha	Beta
Módulo elástico (GPa)	21	15.564	0.781	0.88	5.7	Normal	-	-
Esfuerzo Último (MPa)	21	274.9	424.268	20.60	7.5	Weibull	283.854	16.428
Deformación Última	21	0.0162	0.000005	0.002	13.4	Weibull	0.017	8.900

Con un procedimiento similar al del procesamiento de datos de los ensayos de tensión longitudinal, los valores de esfuerzo axial último se calcularon directamente como la relación entre la fuerza máxima resistida por el espécimen y el área de su sección

trasversal. Las deformaciones se obtuvieron directamente de las lecturas de un extensómetro montado en el dispositivo ELSS (de sus siglas en inglés “End Loaded Single Supported”) utilizado en estas pruebas. El módulo secante de elasticidad se calculó como la pendiente de las curvas esfuerzo deformación definida en el rango de deformaciones entre 7000 y 9000 microstrains, lo cual es un procedimiento alternativo definido en la norma ASTM D 3410 para los casos en los que no es posible realizar este cálculo en el rango estándar de deformaciones definido entre 1000 y 3000 microstrains. El valor medio esperado, los estimadores de la dispersión y los parámetros del modelo de probabilidad para cada propiedad se obtuvieron siguiendo un procedimiento similar al del análisis estadístico descrito para los resultados ensayo de tensión longitudinal. Los detalles y resultados de este análisis se presentan en el Apéndice 5.

La Figura 4.6 muestra las curvas esfuerzo vs. deformación de los especímenes ensayados en compresión longitudinal. En estas curvas se observa un comportamiento no lineal al inicio del ensayo, debido principalmente al ajuste del espécimen dentro del dispositivo ELSS. El modo de falla observado en los ensayos de compresión longitudinal corresponde a la fractura y aplastamiento de la sección en la región media de la luz libre al pandeo de cada espécimen. En la Figura 4.7 se presentan imágenes de este modo de falla, el cual de acuerdo a la norma ASTM D 3410 se clasifica como BGM. Esta referencia se usa para una falla en la sección a través del espesor con delaminación expansiva localizada en la región media del espécimen.

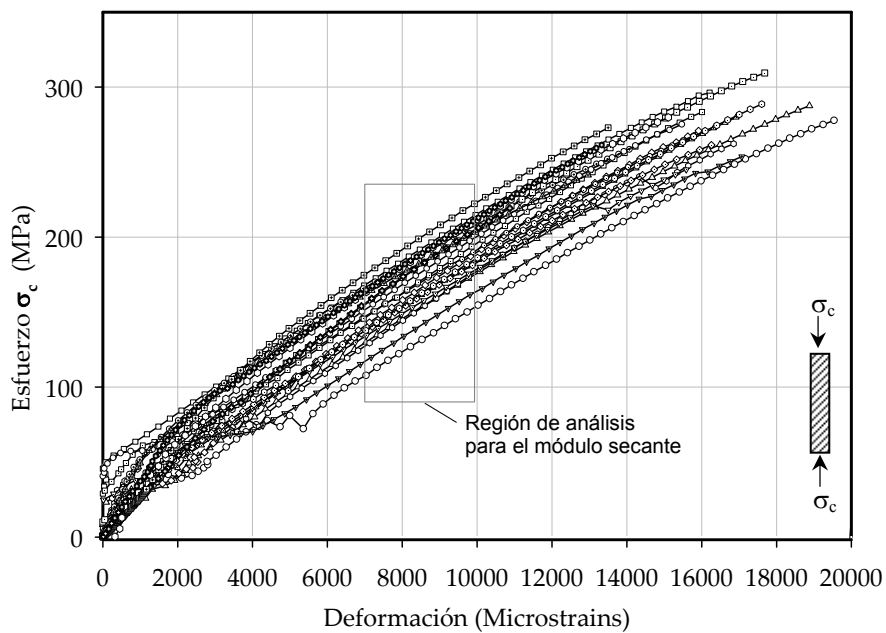


Figura 4.6. Curvas Esfuerzo-Deformación para el ensayo de compresión longitudinal.



a) Ruptura de las fibras en la región media del espécimen.



b) Detalle del efecto de delaminación expansiva.

Figura 4.7. Modo de falla en compresión longitudinal.

4.3.3 Tensión circunferencial

De acuerdo al programa experimental, las propiedades de esfuerzo último, deformación última y módulo elástico en tensión circunferencial fueron obtenidas a partir de la prueba de 5 especímenes anulares del tubo de FRP con diámetro 168 mm. Las lecturas del sensor de presión hidráulica, instalado en la configuración para este experimento, determinaron los valores de esfuerzo circunferencial aplicado. Para la utilización de la señal de presión hidráulica primero fue necesaria la remoción del efecto de la fluctuación en la presión aplicada, la cual estuvo presente debido al proceso manual de bombeo utilizado durante la prueba. Con la señal de presión procesada, las curvas de esfuerzo vs. deformación circunferencial pudieron ser determinadas. Utilizando estas curvas, el módulo secante de elasticidad se calculó como la pendiente definida en el rango de deformaciones entre 1000 y 3000 Microstrains.

Las deformaciones axiales y circunferenciales se obtuvieron directamente de las lecturas de cada sensor de deformación instalado sobre la superficie del anillo del tubo de FRP. Estas señales fueron promediadas para obtener una lectura representativa de la deformación en cada dirección. Los resultados del procesamiento digital de señales para la presión hidráulica y la deformación se presentan en el Apéndice 6.

Los resultados numéricos para el ensayo de tensión circunferencial, obtenidos después de aplicar el procedimiento de análisis descrito anteriormente, se presentan en la Tabla 4.6. En esta los valores presentados corresponden al valor medio esperado, los

estimadores de dispersión y los parámetros del modelo de probabilidad escogido para cada propiedad. Los detalles y resultados del análisis estadístico de los datos experimentales para esta prueba se presentan en el Apéndice 5.

Tabla 4.6. Resumen de resultados del ensayo de tensión circunferencial.

Propiedad	Número de muestras	Valor medio	Varianza	Desv. Est.	CV %	Modelo	Parámetros	
							Alpha	Beta
Módulo elástico (GPa)	5	28.372	0.222	0.471	1.7	Normal	-	-
Esfuerzo Último (MPa)	5	489.011	1028.100	32.064	6.6	Weibull	503.067	18.868
Deformación Última	5	0.0167	0.000002	0.001	7.7	Weibull	0.017	16.116

La Figura 4.8 presenta las curvas procesadas de esfuerzo vs. deformación para los especímenes ensayados en tensión circunferencial. En éstas se observa una región inicial en la que la respuesta de deformación es imperceptible para bajos niveles de carga. Posteriormente la relación esfuerzo vs. deformación circunferencial se observa con un comportamiento aproximadamente lineal hasta la falla. Sin embargo, lo mismo no ocurre en el sentido longitudinal, en donde las curvas presentan una leve curvatura. Esta observación encuentra soporte si se tiene en cuenta que el comportamiento de la razón de Poisson ν_{xy} en función de la presión hidráulica aplicada no fue constante.

La Figura 4.9 presenta una gráfica de esta relación para todos los especímenes ensayados y en ella puede observarse que después de una zona de estabilización, definida como la región I, la razón de Poisson ν_{xy} presenta una tendencia lineal en la región II.

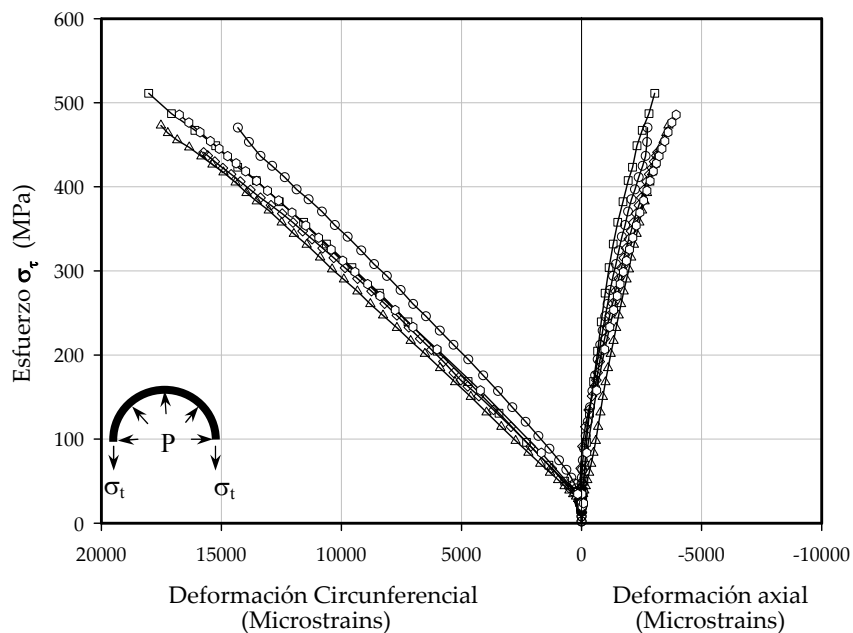


Figura 4.8. Curvas esfuerzo vs. deformación para el ensayo de tensión circunferencial.

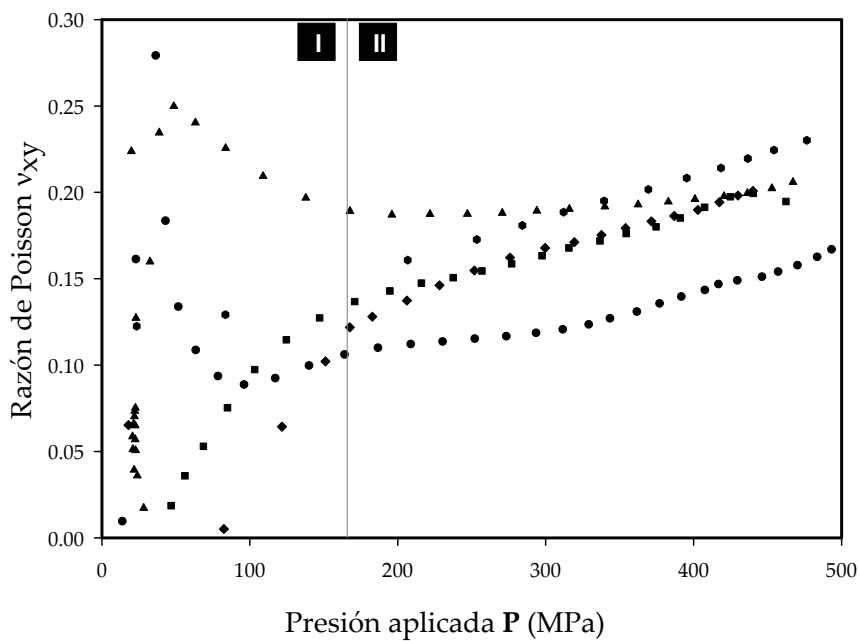


Figura 4.9. Razón de Poisson ν_{xy} para el tubo de FRP.

Para efectos de comparación, los valores de la razón de Poisson ν_{xy} en esta región fueron promediados, obteniendo un valor $\nu_{xy}= 0.167$ con un coeficiente de variación de 16 %. Este resultado es muy aproximado al valor publicado en las especificaciones del producto, $\nu_{xy}= 0.16$ (Ameron, 1997).

4.4 Resultados del ensayo de compresión uniaxial del núcleo de hormigón no confinado

Para caracterizar el hormigón utilizado en el núcleo de los elementos CFFT con diámetro 168 mm se realizó el ensayo de compresión uniaxial de 5 cilindros estándar de acuerdo a la norma ASTM C 39. Estos especímenes fueron sometidos a ensayo a una edad de 52 días después de su fundición, periodo durante el cual estuvieron sujetos a un proceso de curado en condiciones de humedad ambiental.

Los resultados preliminares para cada espécimen, obtenidos utilizando la aplicación FRPSTATION bajo LABVIEW® se presentan en el Apéndice 4. Siguiendo la misma norma, la caracterización del núcleo de los elementos CFFT con diámetro 89 mm fue realizada con el ensayo de dos cilindros de hormigón con diámetro 102 mm y altura 204 mm, a una edad de 28 días. Estos especímenes de hormigón fueron sometidos a un proceso normal de curado en humedad saturada durante su elaboración.

Con los resultados numéricos de estas pruebas, los valores de esfuerzo se calcularon como la relación directa entre las lecturas de carga y el área de la sección transversal del cilindro de prueba. Los valores de deformación se adquirieron directamente de los sensores instalados sobre la superficie de los cilindros. Los resultados del módulo elástico, la deformación y el esfuerzo último se obtuvieron como el promedio de estas propiedades medidas en cada espécimen de ensayo.

Así, el valor promedio obtenido para el esfuerzo último en compresión del hormigón para el núcleo de los elementos CFFT con diámetro 168 mm fue de 17.568 MPa. Este valor representa una reducción aproximada del 16 % con respecto a la resistencia de diseño, 21 MPa. Esta diferencia puede estar asociada las condiciones especiales de curado que se utilizaron y a la variabilidad inherente en las suposiciones utilizadas en el método de diseño. En el caso del hormigón para el núcleo de los elementos CFFT con diámetro 89 mm se obtuvo un valor promedio de resistencia en compresión de 33.9 MPa, el cual es un valor superior a la especificación para la resistencia de diseño, 29 Mpa.

Las lecturas de deformación presentaron características de continuidad hasta el evento de falla de los especímenes, indicando la efectividad del método de instalación utilizado para los sensores sobre el hormigón. Para el hormigón del núcleo de los elementos CFFT con diámetro 168 mm, los valores promedio para la deformación última en el hormigón en el sentido longitudinal y circunferencial fueron $\varepsilon_{cul} = 0.0027$ y $\varepsilon_{cuh} = -$

0.0008, respectivamente. Valores $\varepsilon_{cul} = 0.0037$ y $\varepsilon_{culh} = -0.0015$ fueron obtenidos para el hormigón del núcleo de los elementos CFFT con diámetro 89 mm. En general estos valores numéricos se consideran típicos para hormigones de peso normal y con especificaciones de resistencia última similares a las utilizadas para las mezclas de hormigón en este estudio (ACI 318-05). El módulo elástico se calculó como el promedio de la pendiente en la relación esfuerzo vs. deformación para todos los especímenes de ensayo. Esta pendiente fue calculada en el rango entre 100 y 1000 Microstrains de deformación longitudinal. Un resumen de estos resultados se presenta en la Tabla 4.7.

Tabla 4.7. Resumen de resultados del ensayo de compresión uniaxial en especímenes de hormigón no confinado.

Propiedad	Número de muestras	Valor medio	Varianza	Desv. Est.	CV %
Núcleo para CFFT 168 mm					
Módulo Elástico (GPa)	5	8.547	0.167	0.409	4.785
Esfuerzo Último (MPa)	4	17.568	0.122	0.350	1.992
Deformación Última Long.	4	0.0027	0.0000003	0.0006	21.22
Núcleo para CFFT 89 mm					
Módulo Elástico (GPa)	2	11.502	0.093	0.305	2.652
Esfuerzo Último (MPa)	4	33.9	0.740	0.860	2.537
Deformación Última Long.	2	0.0037	0.0000010	0.0010	27.03

La Figura 4.10 muestra la relación de esfuerzo vs. deformación en cada dirección para cada uno de los especímenes ensayados. En esta figura se presenta para los elementos CFFT con diámetro 168 mm una curva de ajuste a los datos experimentales, obtenida a partir de un modelo lineal de regresión. Para los datos del núcleo de los elementos CFFT con diámetro 89 mm, se presenta la curva promedio obtenida a partir de los datos experimentales de cada espécimen.

En esta gráfica se observa que el hormigón presenta inicialmente un comportamiento lineal, indicando valores de rigidez axial y circunferencial aproximadamente constantes. Para niveles superiores de carga se encuentra una zona de transición que exhibe una disminución progresiva en la pendiente y que corresponde a la aparición de múltiples microfisuras en el hormigón. Al final, ocurre la aparición abrupta de grandes fisuras caracterizando un modo de falla frágil en el material. En la Figura 4.11 se presentan imágenes típicas del modo de falla observado.

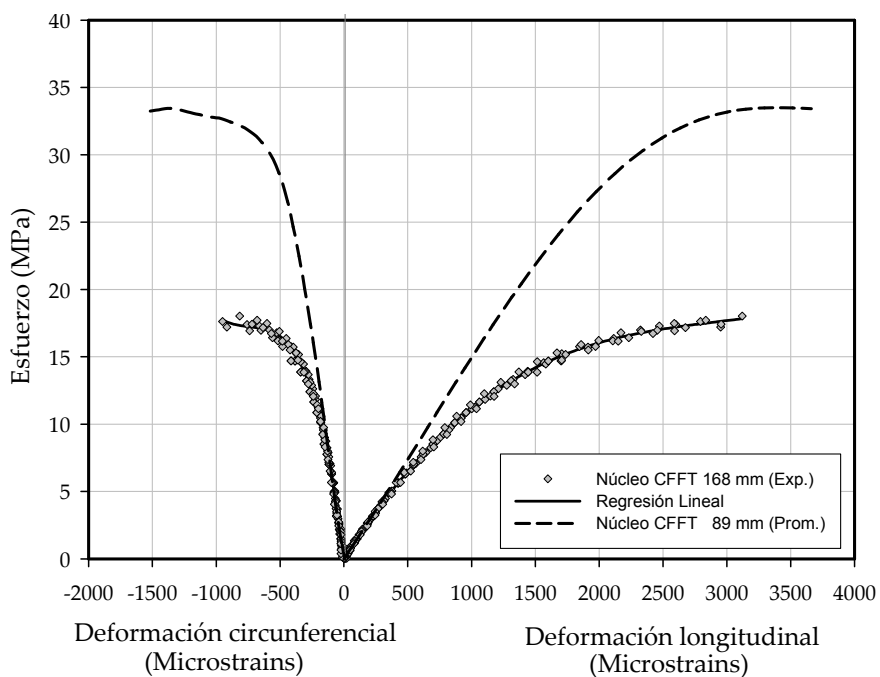


Figura 4.10. Curvas Esfuerzo vs. Deformación para el ensayo en compresión de los especímenes de hormigón no confinado.



a) Fracturas de orientación múltiple.
(Especímen con diámetro 152 mm)



b) Fractura y Falla explosiva.
(Especímen con diámetro 102 mm.)

Figura 4.11. Modos de falla en los especímenes de hormigón no confinado.

La Figura 4.12 presenta la variación de la razón de Poisson ν en función del nivel de esfuerzo aplicado para los dos tipos de hormigón utilizados en este estudio. Para bajos niveles de esfuerzo, los resultados de la razón de Poisson presentan una marcada sensibilidad que corresponde a valores numéricos muy bajos de deformación. Para niveles superiores de esfuerzo la razón de Poisson alcanza una tendencia constante, definiendo una región en la cual se observa un valor promedio de $\nu = 0.212$ para el hormigón del núcleo de los especímenes CFFT con diámetro 168 mm, y un valor promedio de $\nu = 0.229$ para el hormigón utilizado en el núcleo de los especímenes CFFT con diámetro 89 mm. Al final de la prueba, cuando la condición de falla fue inminente, los valores de la razón de Poisson sufren un incremento significativo indicando la presencia de un rápido fenómeno expansivo en el hormigón.

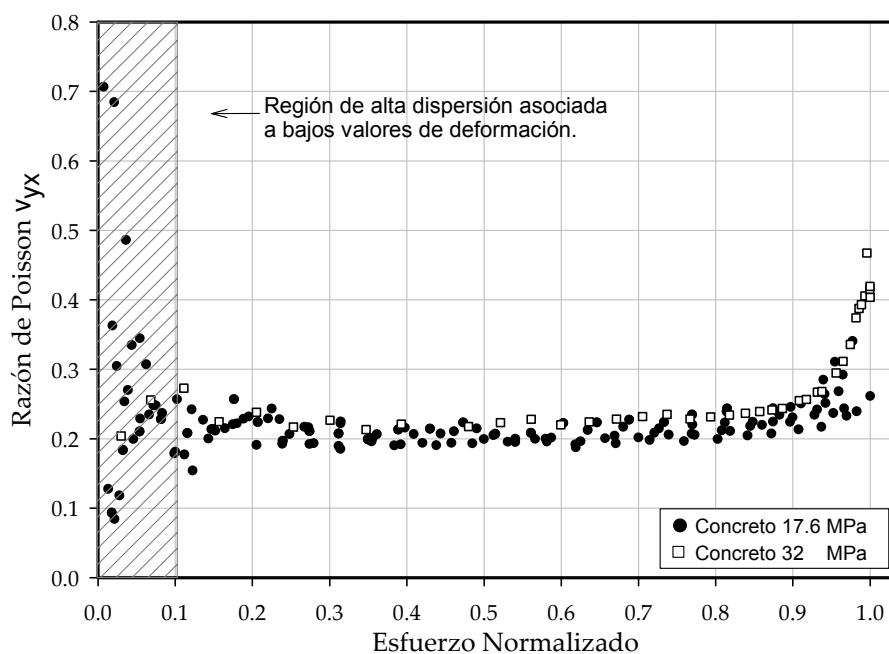


Figura 4.12. Razón de Poisson para el hormigón no confinado.

4.5 Resultados del ensayo de compresión uniaxial de los elementos CFFT

De acuerdo a los objetivos de la segunda fase del programa experimental, se realizó el ensayo en compresión uniaxial de diez especímenes CFFT con diámetro externo 168 mm y dos especímenes CFFT con diámetro externo 89 mm. Estos últimos especímenes fueron ensayados en pruebas preliminares para la adecuación general del arreglo experimental, sin embargo sus resultados se consideraron útiles para efectos de comparación. En esta sección se presentan los resultados experimentales obtenidos para los elementos CFFT y el análisis se realiza en términos de las curvas de fuerza vs.

deformación, la razón de Poisson medida en el tubo de FRP, la respuesta volumétrica y los modos de falla observados en los elementos CFFT. Al final de la sección, se presenta la descripción y discusión de los resultados para la evaluación de distintos sistemas de corona en los elementos CFFT, la cual permitió decidir evitar el uso de alguno de estos sistemas de corona en la realización de las pruebas para los especímenes CFFT con diámetro 168 mm.

4.5.1 Curvas Fuerza vs. Deformación

La respuesta del sistema durante el ensayo de compresión uniaxial puede describirse con el uso de las curvas fuerza vs. deformación. Teniendo en cuenta que las diferencias en rigidez entre el núcleo de hormigón y el tubo de FRP produciría una diferencia significativa de esfuerzos entre ambos materiales cuando estos fuesen sometidos al régimen de carga programado, se decidió utilizar la lectura de fuerza de reacción en la máquina de ensayo como una variable global de respuesta. La Figura 4.13 muestra un conjunto típico de curvas fuerza vs. deformación obtenidas en tiempo real utilizando el programa FRPSTATION bajo LABVIEW[®]. La totalidad de los resultados preliminares obtenidos con este programa para todas las pruebas de los elementos CFFT con diámetro 168 mm pueden observarse en el Apéndice 4.

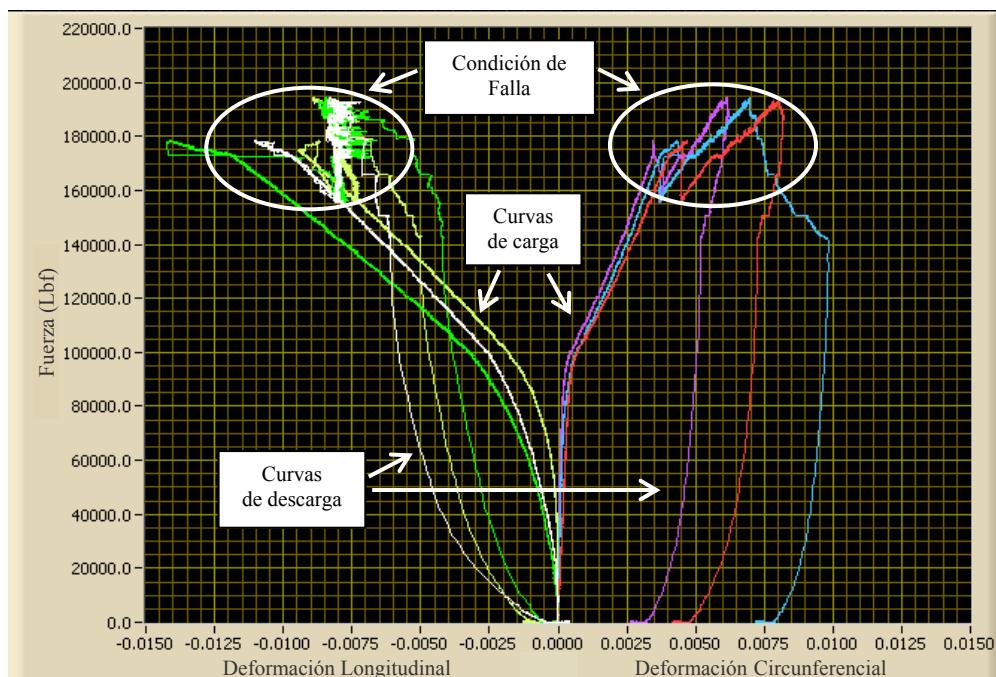


Figura 4.13. Curvas Fuerza vs. Deformación obtenidas para el espécimen CFFT No.2 utilizando el programa FRPSTATION bajo LABVIEW®.

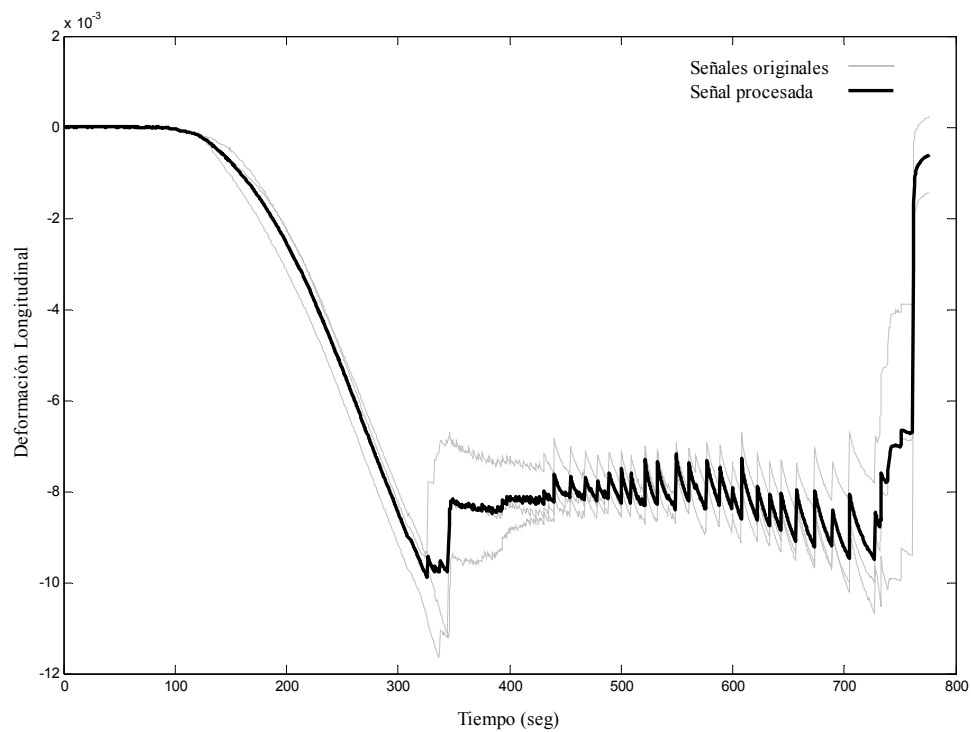
En las curvas mostradas en la Figura 4.13 y en general para todos los ensayos realizados se observa en primera instancia, que en eventos previos a la condición de falla, las curvas asociadas con la dirección longitudinal presentan una mayor separación que las del sentido circunferencial. Esto puede ser interpretado como un indicador del efecto de cierto grado de inclinación en los especímenes CFFT, el cual puede estar presente por la falta de paralelismo entre las caras de apoyo o entre las superficies de contacto en el marco de pruebas.

Para procesar las señales con estas características, se llevo a cabo un procedimiento de interpolación lineal para las tres lecturas de deformación longitudinal y el cálculo directo del promedio de las tres lecturas de deformación circunferencial. Los

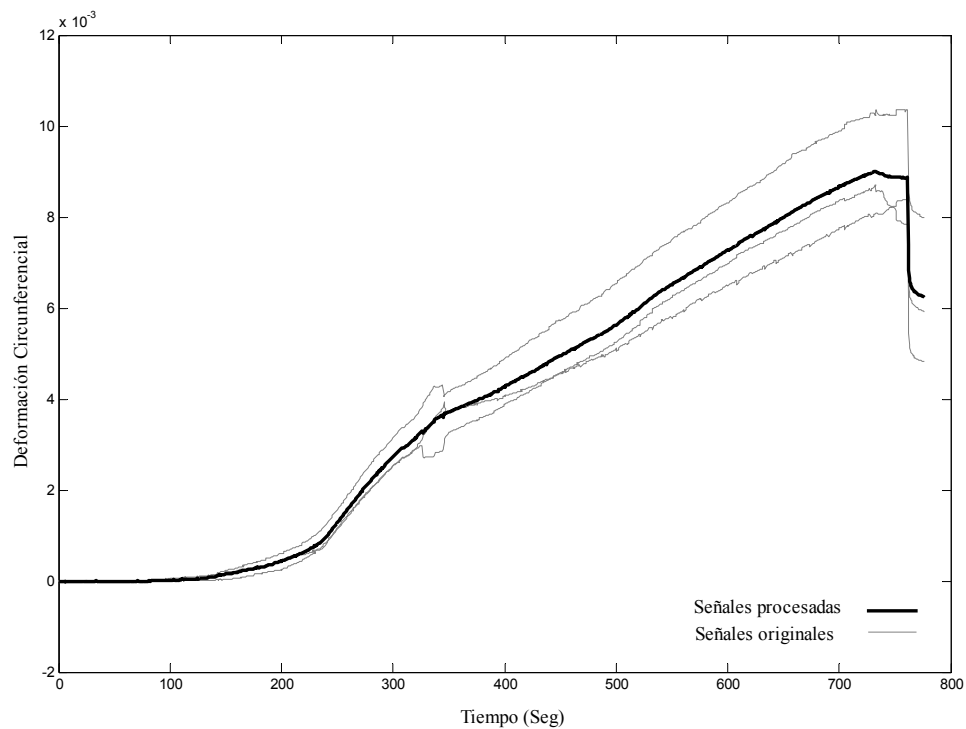
resultados del procesamiento de las señales de deformación para un ensayo típico se presentan en la Figura 4.14. En esta se observa en general que la señal procesada conserva las características principales de las señales originales para la deformación en cada dirección.

La Figura 4.15 presenta las curvas fuerza vs. deformación para todos los ensayos de los especímenes CFFT con diámetro 168 mm, las cuales fueron obtenidas después del procesamiento descrito para las señales de deformación. En esta figura también se incluyen las curvas representativas del hormigón no confinado. Para bajos niveles de carga se observa que el comportamiento de las curvas fuerza vs. deformación para los elementos CFFT es aproximadamente lineal en ambas direcciones. Sin embargo a partir de un valor de fuerza cercano a los 300 KN, correspondiente a la resistencia última del hormigón, las curvas presentan una variación progresiva de la pendiente inicial que finaliza en un valor constante.

La región en la cual el cambio de pendiente se presenta en común para ambas direcciones se identifica en la gráfica como la zona de transición. Esta zona corresponde a la activación del mecanismo de confinamiento pasivo que provee el tubo de FRP y ocurre para los niveles de carga en los cuales el núcleo de hormigón inicia un rápido proceso expansivo debido a la presencia de numerosas grietas y fisuras en su interior.



a) Interpolación de las señales originales de deformación longitudinal.



b) Promedio aritmético de las señales originales de deformación circunferencial.

Figura 4.14. Procesamiento de las señales de deformación en el ensayo de tensión circunferencial.

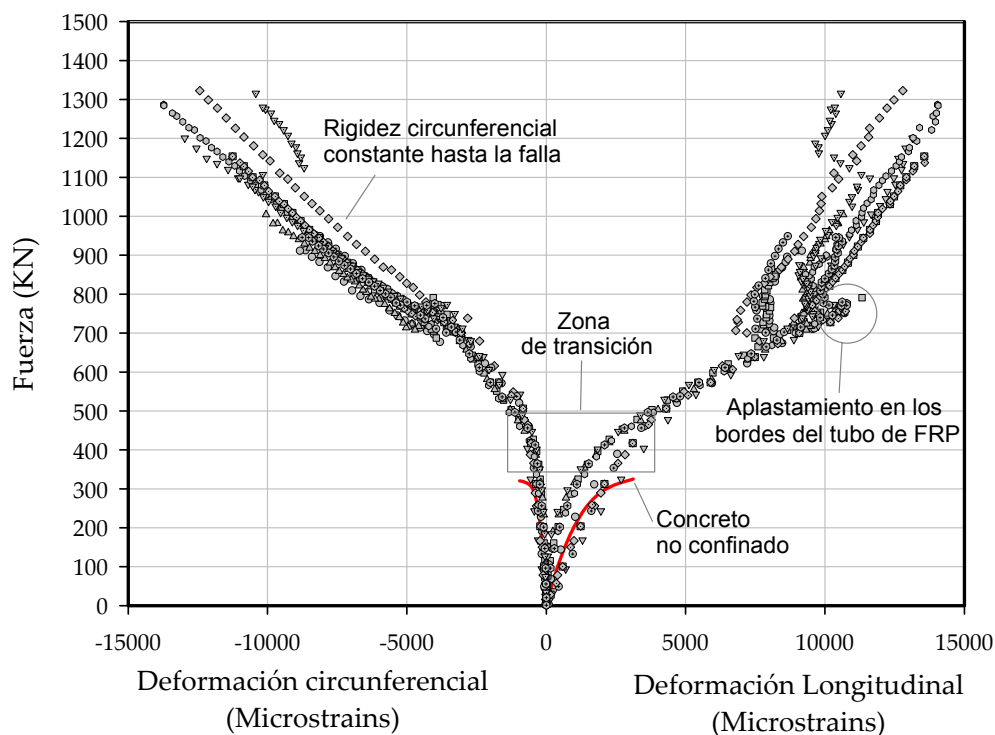


Figura 4.15. Curvas Fuerza vs. Deformación para los especímenes CFFT con diámetro 168 mm.

Al final las curvas fuerza vs. deformación, se observó la aparición de la condición de falla en compresión del tubo de FRP en el sentido longitudinal, la cual se evidenció como el aplastamiento del tubo en los bordes de cada uno de los especímenes CFFT. El evento de falla en compresión se observó con un valor de deformación alrededor de 11000 Microstrains. Este valor es menor al valor de deformación última obtenido en las pruebas de compresión uniaxial, el cual estuvo alrededor de 16000 Microstrains. La diferencia entre estos niveles de deformación longitudinal última puede explicarse al tener en cuenta la condición biaxial de esfuerzos a la que el tubo de FRP estuvo sujeto, es

decir la presencia de esfuerzos de compresión longitudinal y tensión circunferencial. Esta condición de carga en los materiales compuestos genera una reducción en la capacidad de deformación última en cada dirección. Adicionalmente, se encuentra el hecho de que el valor aproximado de deformación longitudinal última observado, 11000 microstrains, corresponde al valor obtenido a partir de las especificaciones del fabricante, 11000 microstrains. Este valor especificado se obtuvo a partir de ensayos de compresión de secciones completas del tubo de FRP siguiendo la norma de ensayo ATM 142 (Ameron, 1997).

Para niveles de carga superiores al valor de carga de aplastamiento, los elementos CFFT siguieron soportando incrementos de carga pero con el desarrollo progresivo del aplastamiento del tubo de FRP. Como se observa en la Figura 4.15, el comportamiento de las curvas de fuerza vs. deformación circunferencial presentan una leve disminución en la pendiente final después del evento de falla longitudinal. Estas muestran que el tubo de FRP continua confinando el núcleo de hormigón con un mecanismo controlado principalmente por la acción del refuerzo del tubo en el sentido circunferencial. Finalmente se produce la falla total del tubo de FRP que se presenta como el desgarramiento progresivo de la sección del tubo de FRP. Para cada espécimen CFFT, este evento ocurrió a distintos niveles de carga y deformación asociados a distintos modos de falla en el tubo de FRP. En la sección 4.5.4 se presenta una descripción detallada y una discusión acerca de los modos de falla observados. A partir la falla longitudinal del tubo de FRP por aplastamiento, este ya no continuó suministrando su

aporte a la rigidez axial del sistema y la respuesta obtenida correspondió a la de un complejo mecanismo de falla cuyo análisis escapa a los objetivos del presente trabajo.

La Figura 4.16 presenta las curvas fuerza vs. deformación para niveles inferiores al valor de carga de aplastamiento. En ella se incluyen dos modelos de regresión no lineal ajustados independientemente en cada dirección de la deformación. Entre varios modelos disponibles en el programa comercial SigmaPlot[®], estos dos modelos se seleccionaron por presentar el mejor ajuste representado como el mayor valor en el coeficiente de determinación R^2 . Las ecuaciones de cada modelo y los parámetros obtenidos para cada dirección de la deformación se presentan en las tablas 4.8 y 4.9 respectivamente. Teniendo en cuenta la simplicidad en su formulación, el modelo potencial de dos parámetros se ofrece como una alternativa para el modelo de ajuste experimental.

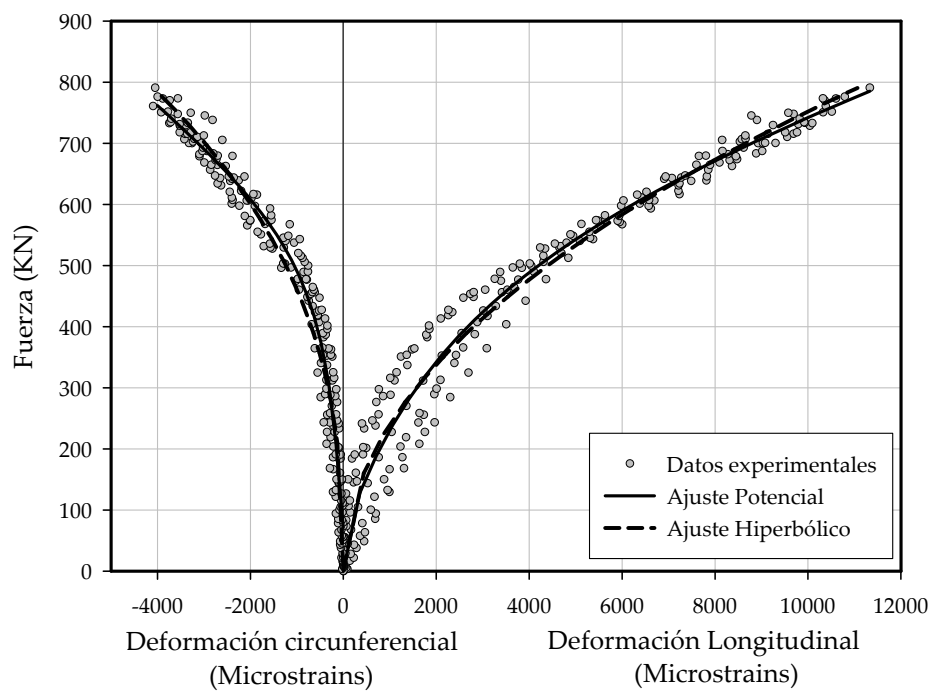


Figura 4.16. Curvas Fuerza vs. Deformación para los elementos CFFT con diámetro 168 mm hasta el evento de aplastamiento.

Tabla 4.8. Parámetros en modelos de regresión no lineal seleccionados para los datos experimentales Fuerza vs. Deformación longitudinal.

MODELO	POTENCIAL				HIPERBÓLICO DOBLE RECTANGULAR			
Ecuación	$y = a \cdot x^b$				$y = \frac{a \cdot x}{b+x} + \frac{c \cdot x}{d+x} + e \cdot x$			
Estimadores	R	R ²	Error estándar		R	R ²	Error estándar	
	0.98445125	0.9691443	43.6455		0.98506716	0.9703573	43.0547	
Parámetros	Coeficiente	Valor	Error estándar	P	Coeficiente	Valor	Error estándar	P
	a	7395.945	362.927	<0.0001	a	57.601	17.202	0.001
	b	0.496	0.010	<0.0001	b	0.000	0.000	0.332
					c	573.993	108.470	<0.0001
					d	0.003	0.001	0.003
					e	23683.580	#####	0.001

Tabla 4.9. Parámetros en modelos de regresión no lineal seleccionados para los datos experimentales Fuerza vs. Deformación circunferencial.

MODELO	POTENCIAL				HIPERBÓLICO DOBLE RECTANGULAR			
Ecuación	$y = a \cdot x^b$				$y = \frac{a \cdot x}{b+x} + \frac{c \cdot x}{d+x} + e \cdot x$			
Estimadores	R	R ²	Error estándar		R	R ²	Error estándar	
	0.97698853	0.9545066	50.704		0.98272983	0.9657579	44.3202	
Parámetros	Coeficiente	Valor	Error estándar	P	Coeficiente	Valor	Error estándar	P
	a	6488.681	337.112	<0.0001	a	24.036	9.393	0.011
	b	0.383	0.008	<0.0001	b	0.000	0.000	0.199
					c	544.816	29.342	<0.0001
					d	0.000	0.000	<0.0001
					e	58758.707	#####	<0.0001

La Figura 4.17 presenta las curvas Fuerzas vs. Deformación obtenidas como el promedio de los resultados de todos los especímenes CFFT con diámetro 89 mm. En estos elementos el mecanismo de falla se presentó como la ruptura progresiva del tubo de FRP con la aparición de fracturas con patrones similares a los observados en los especímenes CFFT con diámetro 168 mm.

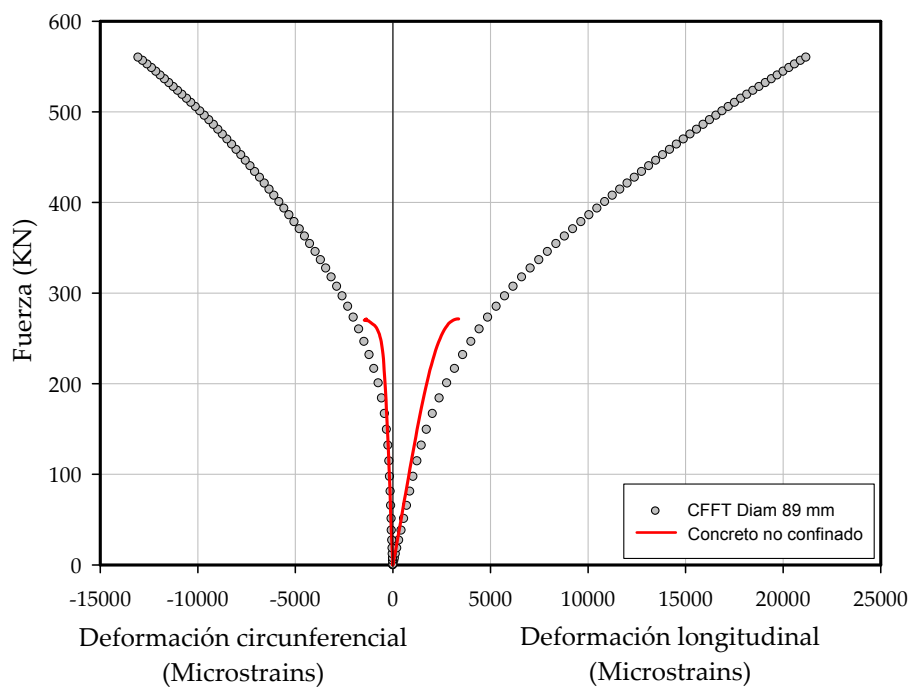


Figura 4.17. Curvas Fuerza vs. Deformación para los especímenes CFFT con diámetro 89 mm.

4.5.2 Razón de Poisson

Utilizando las lecturas de deformación longitudinal y transversal adquiridas a partir de los sensores de deformación instalados en la superficie del tubo de FRP, se pudo obtener la variación de la razón de Poisson en función de la fuerza aplicada en cada

especímen. Para efectos de comparación de los resultados obtenidos, se normalizaron los valores de fuerza adquiridos utilizando como referencia el valor máximo de fuerza en cada ensayo.

Las figuras 4.18 y 4.19 presentan los resultados de este análisis para los especímenes CFFT con diámetro 168 mm y 89 mm respectivamente, revelando características similares en el comportamiento de la razón de Poisson para ambos tipos de elementos. En ambas graficas, la región I representa una zona de amplia dispersión en los valores calculados de la razón de Poisson, lo cual indica una alta sensibilidad numérica en este parámetro para bajos valores de deformación. En la región II se observa un valor aproximadamente constante alrededor del valor calculado para la razón de Poisson del hormigón no confinado. Esto indica claramente que en las etapas iniciales de carga el mecanismo de respuesta de los elementos CFFT es controlado principalmente por el núcleo de hormigón. La región III muestra una zona de transición en la cual la razón de Poisson sufre un incremento progresivo hasta alcanzar una tendencia lineal constante en la región IV, indicando un mecanismo de confinamiento variable. En esta última región, se observa que para los elementos CFFT con diámetro 89 mm la pendiente final en el comportamiento de la razón de Poisson es mayor que la obtenida en los elementos CFFT con diámetro 168 mm. Como se describe mas adelante en la sección 5.3.5, esta diferencia en la pendiente final de la razón de Poisson puede explicarse teniendo en cuenta las propiedades elásticas del dispositivo de confinamiento.

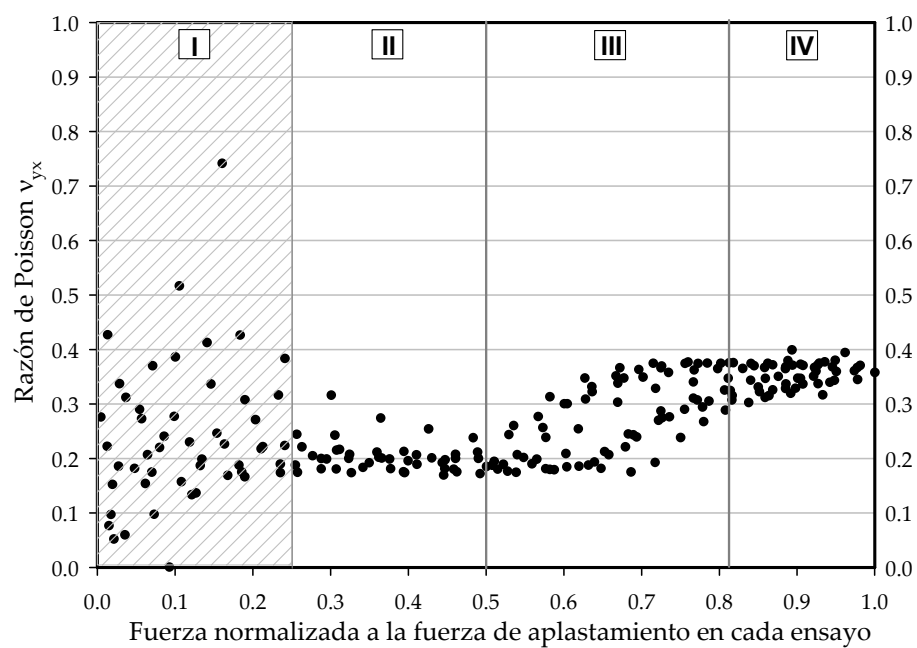


Figura 4.18. Variación de la razón de Poisson en los especímenes CFFT 168 mm.

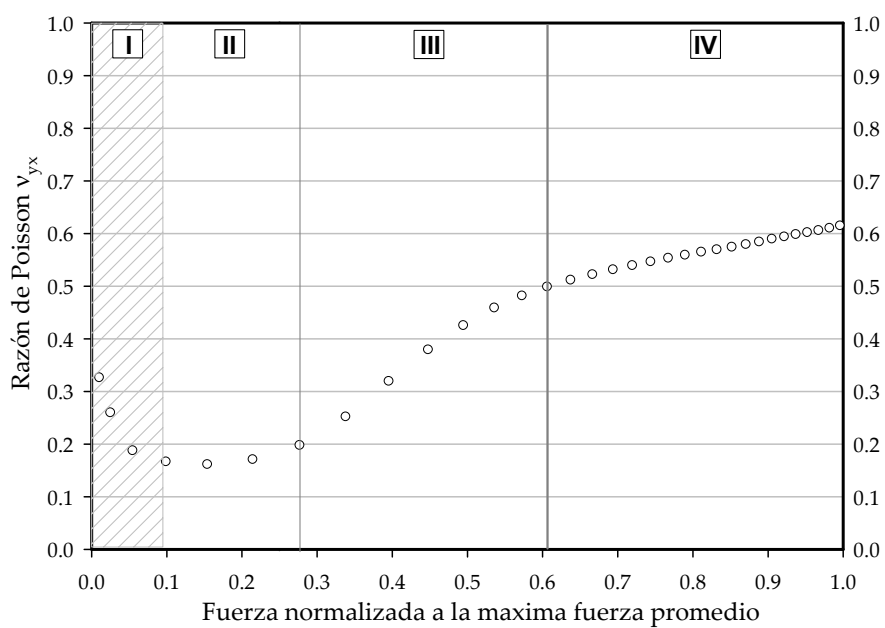


Figura 4.19. Variación de la razón de Poisson en los especímenes CFFT 89 mm.

Los valores de carga para los cuales se define la región III, en ambos tipos de especímenes, sugieren que la región de transición definida para las curvas de fuerza vs. deformación abarca un rango mayor de carga al observado directamente en las figuras 4.13 a 4.15. Esto indica que la activación del mecanismo de confinamiento no sucede como un evento instantáneo sino como un fenómeno progresivo y prolongado.

4.5.3 Respuesta volumétrica y razón de dilatación

La deformación volumétrica en un sólido cilíndrico bajo carga triaxial puede obtenerse a partir de la Ecuación 4.2 (Cheng, 1982). Con esta relación se obtuvo la variación de la deformación volumétrica en función de la fuerza aplicada en los elementos CFFT con diámetro 168 mm y 89 mm, tal como se muestra en las figuras 4.20 y 4.21 respectivamente. En éstas también se incluye la deformación volumétrica para el hormigón no confinado.

$$\varepsilon_v = \varepsilon_L + 2 \cdot \varepsilon_h \quad (4.2)$$

Donde: ε_v = Deformación volumétrica.
 ε_L = Deformación longitudinal.
 ε_h = Deformación circunferencial.

En las figuras anteriores, durante las primeras etapas de carga aplicada a los elementos CFFT, se observa un comportamiento de compactación volumétrica continuo. Para niveles de carga similar al de la resistencia última del hormigón no confinado, se observa en todos los especímenes la aparición de un cambio de dirección en la deformación volumétrica.

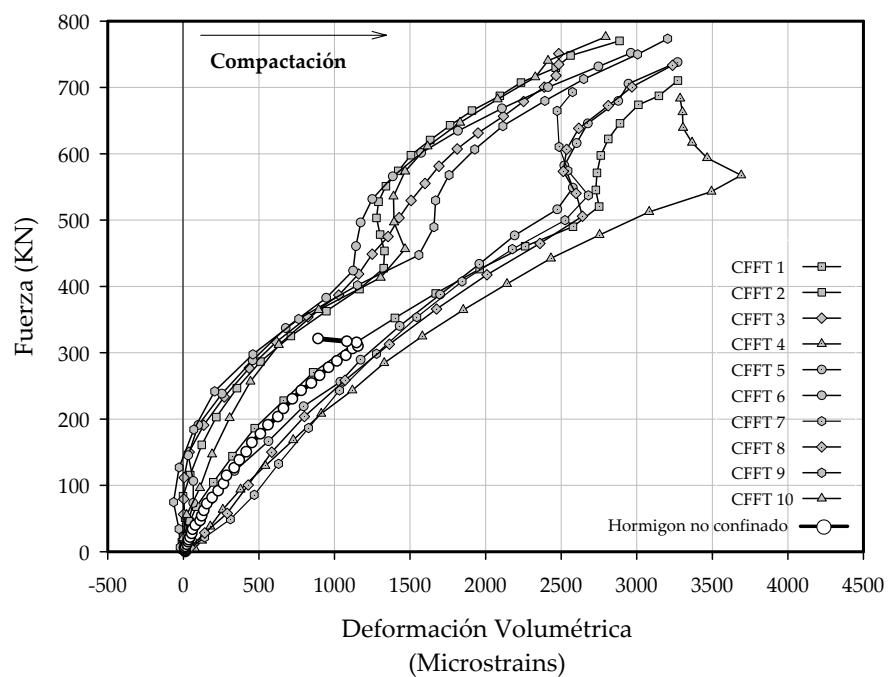


Figura 4.20. Deformación volumétrica en los especímenes CFFT con diámetro 168 mm.

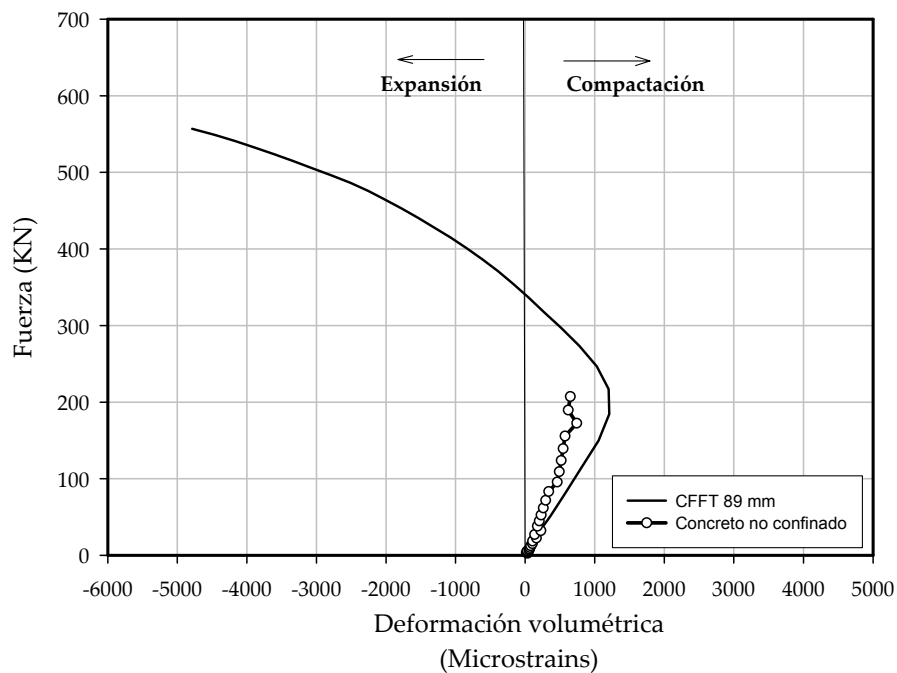


Figura 4.21. Deformación volumétrica en los especímenes CFFT con diámetro 89 mm.

Este cambio de dirección refleja la influencia de la expansión volumétrica ocurrida por la degradación del núcleo de hormigón. Sin embargo, una vez se desarrolla completamente el mecanismo de confinamiento dado por el tubo de FRP, la deformación volumétrica sufre una corrección en su trayectoria y puede ser orientada de nuevo en la dirección de compactación. Así, a diferencia de los elementos CFFT con diámetro 168 mm, en los elementos CFFT con diámetro 89 mm, la tendencia hacia la expansión volumétrica no fue restringida por el tubo de FRP y en cambio se mantuvo creciente hasta la condición última de falla.

Las curvas de deformación volumétrica del hormigón no confinado presentan un comportamiento lineal hasta valores aproximados a la carga de resistencia última, donde en el caso del hormigón para el núcleo de los elementos CFFT con diámetro 168 mm, la curva sufre un cambio repentino de dirección y muestra una tendencia hacia la expansión volumétrica. Sin embargo esta tendencia solo se observa en un pequeño rango de deformación después del cual se produce la falla última del material. En el caso del hormigón para el núcleo de los especímenes CFFT con diámetro 89 mm, cuya resistencia última fue aproximadamente del doble, la tendencia hacia la expansión volumétrica no pudo ser observada y esto explica el modo de falla frágil y explosivo observado.

El concepto de razón de dilatación puede ser utilizado para analizar en detalle la variación de la respuesta volumétrica en los elementos CFFT. Como se observa en la Ecuación 4.3, a partir de la derivación de la Ecuación 4.2 en función de la deformación

longitudinal se obtiene la razón de dilatación como variable independiente del cambio de la deformación volumétrica.

$$\frac{d\varepsilon_v}{d\varepsilon_L} = 1 + 2 \cdot \frac{d\varepsilon_h}{d\varepsilon_L} \quad (4.3)$$

Donde $\mu = \frac{d\varepsilon_h}{d\varepsilon_L}$ se define como la razón de dilatación.

A partir de los datos experimentales obtenidos, la razón de dilatación μ se calculó cada 10 datos, a partir de los registros disponibles de cada ensayo. Este cálculo consistió básicamente en la pendiente de la relación deformación circunferencial vs deformación longitudinal, definida en la Ecuación 4.4.

$$\mu = \frac{d\varepsilon_h}{d\varepsilon_L} \cong \frac{\Delta\varepsilon_h}{\Delta\varepsilon_L} = \frac{\varepsilon_{hi} - \varepsilon_{hi-10}}{\varepsilon_{Li} - \varepsilon_{Li-10}} \quad (4.4)$$

Donde i es el contador de los valores obtenidos en la adquisición.

La Figura 4.22 muestra una curva típica para la razón de dilatación obtenida en un espécimen CFFT con diámetro 168 mm. En esta gráfica se muestra la curva obtenida a partir de la Ecuación 4.4 y también una línea de ajuste suavizado usando el algoritmo de promedio móvil, lo que permite distinguir la tendencia principal en el comportamiento de este parámetro.

Para los especímenes CFFT con diámetro 168 mm, la razón de dilatación se observa con un valor cercano a la razón de Poisson del hormigón no confinado en las primeras etapas del ensayo y luego sufre un incremento significativo para valores de deformación cercanos a la deformación longitudinal última obtenida en el hormigón no confinado. Posteriormente, se observa en la razón de dilatación una tendencia de decremento aproximadamente lineal, indicando la acción efectiva de un mecanismo variable de confinamiento del tubo de FRP, el cual permite una restricción gradual a la expansión del núcleo de hormigón.

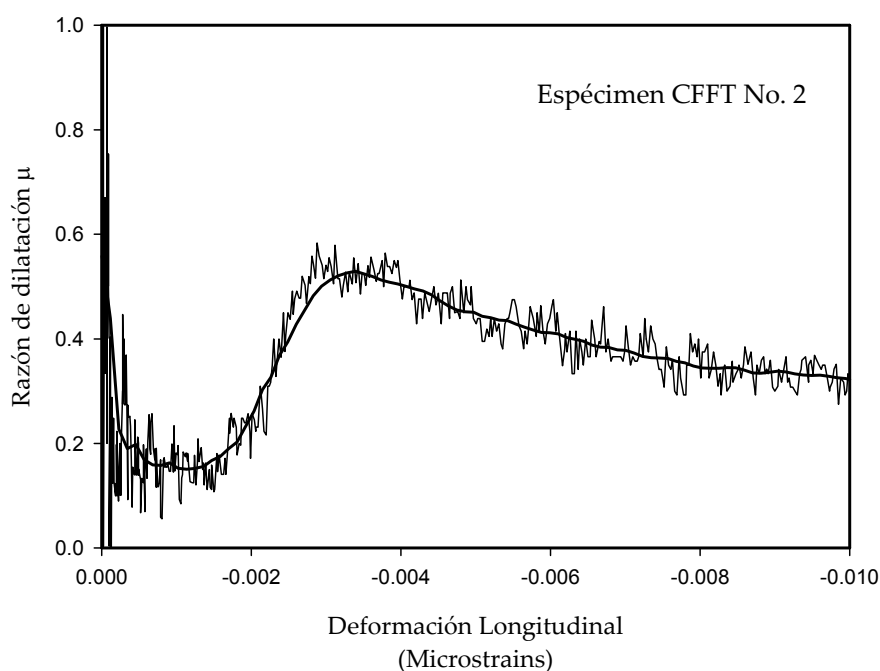


Figura 4.22. Variación típica de la razón de Dilatación en los elementos CFFT con diámetro 168 mm.

La descripción presentada del comportamiento de la razón de dilatación es válida para los resultados obtenidos en todos los ensayos realizados para los elementos CFFT

con diámetro 168 mm, tal como se observa en la Figura 4.23. A excepción del espécimen número 4, el cual presenta un comportamiento atípico, en esta gráfica pueden distinguirse dos conjuntos de curvas. Estos se diferencian en el valor de deformación longitudinal en el cual se inicia el incremento de la razón de dilatación. En esta figura, estos conjuntos se clasifican como Grupo 1 y 2. El primer grupo presenta un cambio significativo en la razón de dilatación en un valor de deformación longitudinal cercano a $\varepsilon_L=2000$ Microstrains, que en comparación con la deformación última del hormigón no confinado, $\varepsilon_{cu}=3000$ Microstrains, indica un posible fenómeno prematuro de degradación en el núcleo de hormigón.

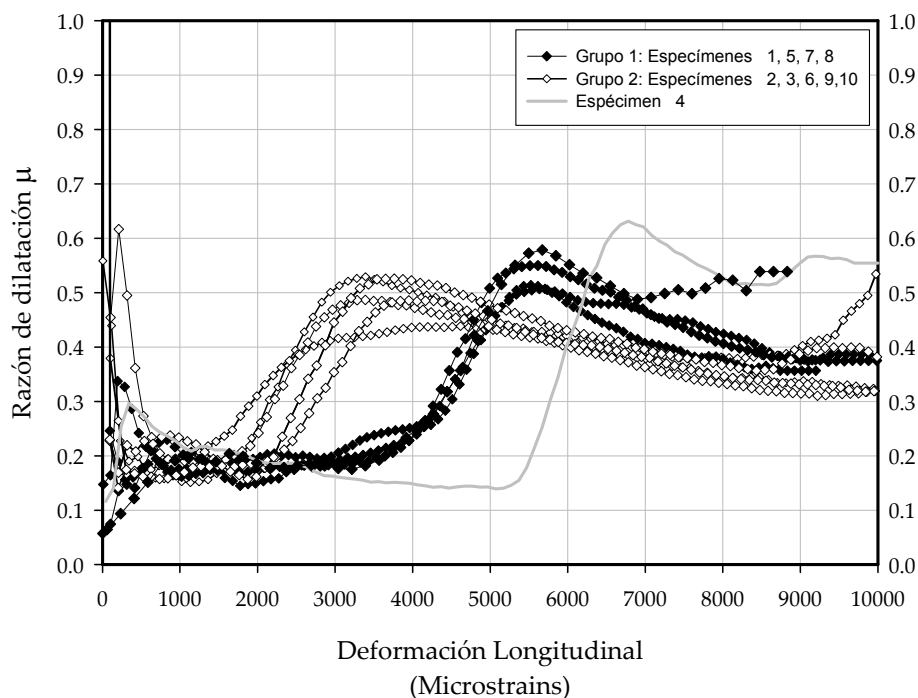


Figura 4.23. Razón de Dilatación en los elementos CFFT con diámetro 168 mm.

Estas diferencias, entre ambos grupos de registros pueden estar dadas por problemas de inclinación en algunos elementos con caras no paralelas o defectos en los bordes, permitiendo el aplastamiento del hormigón en ciertas regiones localizadas y por tanto el origen de un mecanismo de falla prematuro en el núcleo de estos elementos.

Si se observa de nuevo el comportamiento de la deformación volumétrica en la Figura 4.20, se puede deducir también la influencia del efecto de inclinación descrito. En dicha figura, para uno de los grupos de especímenes, no se presenta un comportamiento lineal para la etapa inicial del ensayo y por el contrario se observa cierta curvatura que evidencia efectos prematuros de expansión volumétrica en el sistema.

La Figura 4.24 presenta el comportamiento de la razón de dilatación para los especímenes CFFT con diámetro 89 mm. Para estos, se observa que después de la activación del mecanismo de confinamiento suministrado por el tubo de FRP, la restricción aplicada a la expansión volumétrica no es suficiente para lograr un decremento en la razón de dilatación y por el contrario ésta presenta un incremento constante hasta el final de la prueba. Esta observación permite explicar el comportamiento observado en la Figura 4.21 en la cual la respuesta volumétrica para este tipo de especímenes sufre un proceso de expansión volumétrica constante.

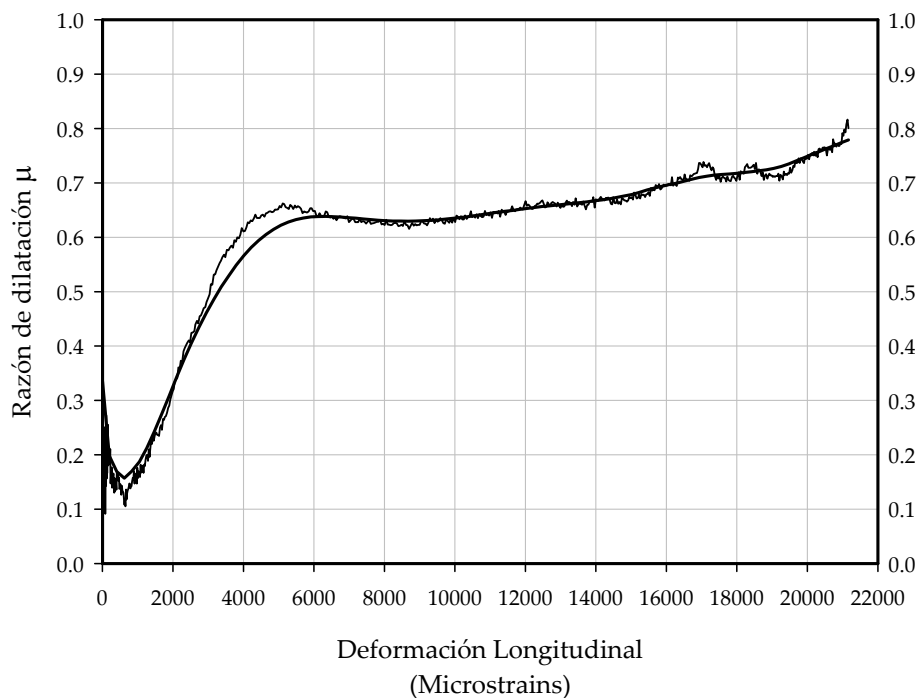


Figura 4.24. Razón de Dilatación en los elementos CFFT con diámetro 89 mm.

4.5.4 Modos típicos de falla

En general, la falla de los elementos CFFT se produjo con la aparición de fracturas en el tubo de FRP que se incrementaron progresivamente en respuesta a la aplicación de mayores niveles de carga. Este tipo de falla estuvo de acuerdo a las observaciones experimentales presentadas en los estudios realizados por Au y Buyukozturk (2005) para conocer la influencia de la arquitectura de las fibras en el modo de falla elementos de hormigón confinado con tubos de FRP. Estos autores concluyeron que en elementos confinados con materiales compuestos con contenidos de fibras de

refuerzo, orientados no solamente en la dirección circunferencial, se espera un modo de falla progresivo que puede considerarse como un modo de falla pseudo-dúctil.

La Figura 4.25 presenta una descripción gráfica de los modos típicos de falla observados en los especímenes CFFT. En esta Figura, los eventos de falla se clasifican en tres modos. El primero de ellos (1) consistió en el aplastamiento de los bordes del tubo de FRP y ocurrió cuando se alcanzó la deformación longitudinal última en el mismo. Este tipo de falla continuó progresivamente hasta el final de cada ensayo, emitiendo un sonido constante de fractura en el refuerzo del tubo de FRP. Adicionalmente el fenómeno de aplastamiento también estuvo acompañado de efectos locales de desprendimiento y delaminación local en el material compuesto. El segundo y tercer modo de falla (2 y 3) correspondieron a la condición de carga última que resistió cada elemento CFFT, la cual se alcanzó previamente al evento de ruptura total del tubo de FRP. Estas dos formas se desarrollaron progresivamente acompañadas de un fuerte sonido de explosión y el desgarramiento y la expulsión de filamentos de fibra de vidrio, pero se diferencian principalmente en el tipo de fracturas observadas.

El modo dos agrupa las fracturas con una trayectoria vertical y diagonal combinada y se presentó a menores valores de carga y deformación circunferencial que los observados para el modo de falla tres, el cual representa las fracturas con una trayectoria espiral. Esta trayectoria corresponde al modo de falla ideal, en el cual la fractura se presenta a un ángulo aproximado de 45 grados medido con respecto a un

plano vertical, indicando la dirección esperada de los esfuerzos principales máximos de tensión al interior del núcleo de hormigón.

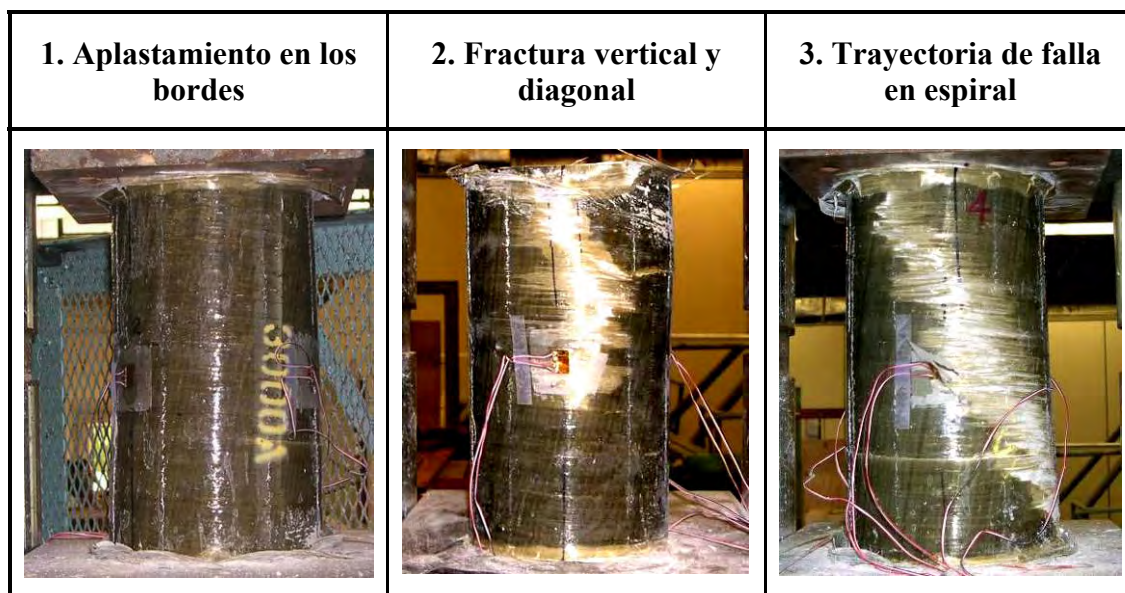


Figura 4.25. Modos típicos de falla en los especímenes CFFT.

Alrededor de cada fractura, se observó el deterioro de la matriz polimérica y en general las fracturas del modo dos y tres se presentaron con la ruptura de las fibras en cada una de las capas del tubo de FRP. La Figura 4.26 presenta una descripción de los modos típicos de falla obtenidos, indicando la condición de fuerza y deformación última obtenida. Debido a que el modo de falla dos se presentó a menores valores de fuerza que el modo tres y a que adicionalmente presentó fracturas con trayectorias no esperadas, se consideró como un tipo de falla prematura. Esto pudo estar originado por la presencia de los defectos en los bordes generados en el fenómeno de aplastamiento.

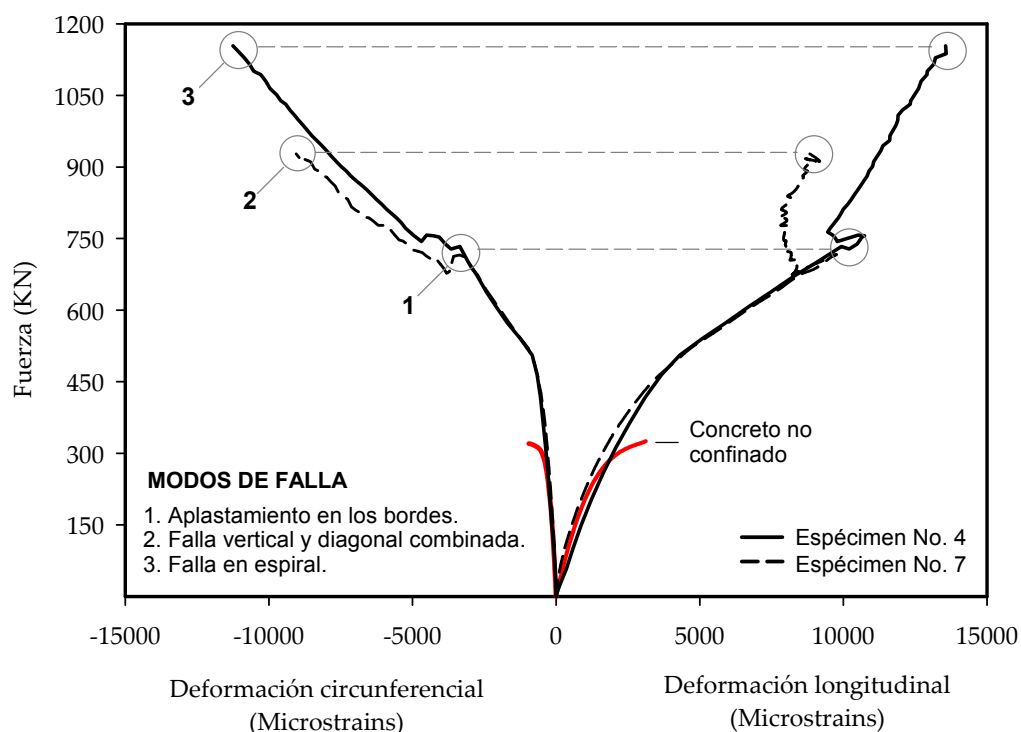


Figura 4.26. Descripción de los modos típicos de falla en los especímenes CFFT.

Las figuras 4.27 y 4.28 presentan una comparación gráfica de los valores últimos de falla para la respuesta en fuerza y en deformación en cada dirección, incluyendo los valores de carga de aplastamiento en los bordes de los elementos. En estas figuras se observa que la variabilidad de estas propiedades para la condición de aplastamiento es mucho menor que para la condición de falla última, la cual presenta valores comparables para aquellos especímenes CFFT que presentaron el mismo modo de falla. Este mayor nivel de variabilidad se explica si se tiene en cuenta que la condición última de falla estuvo influenciada por el avance y los efectos del fenómeno previo de aplastamiento, constituyendo un fenómeno de falla complejo y dependiente.

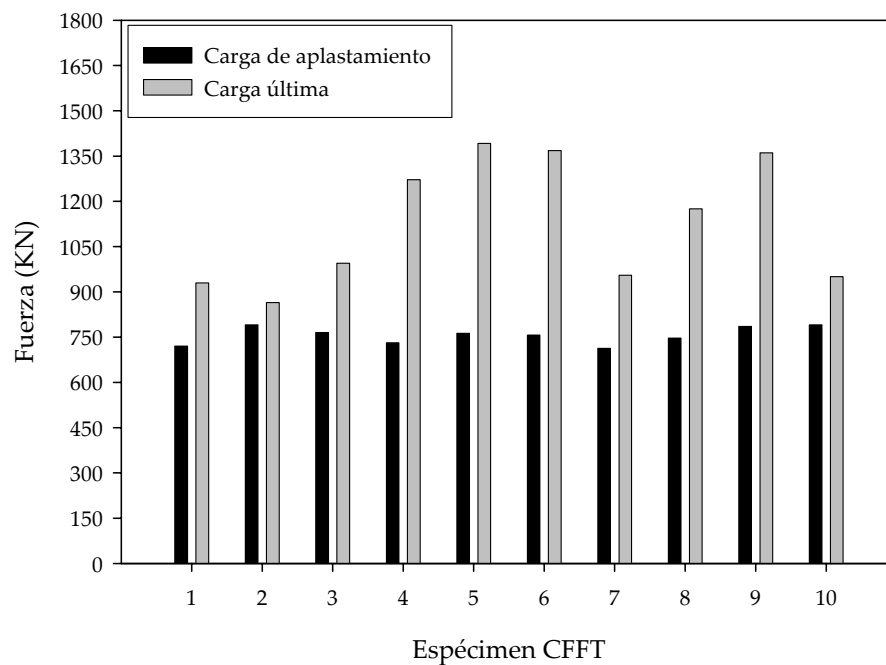


Figura 4.27. Valores de fuerza para la condición de aplastamiento y condición de falla última en los elementos CFFT.

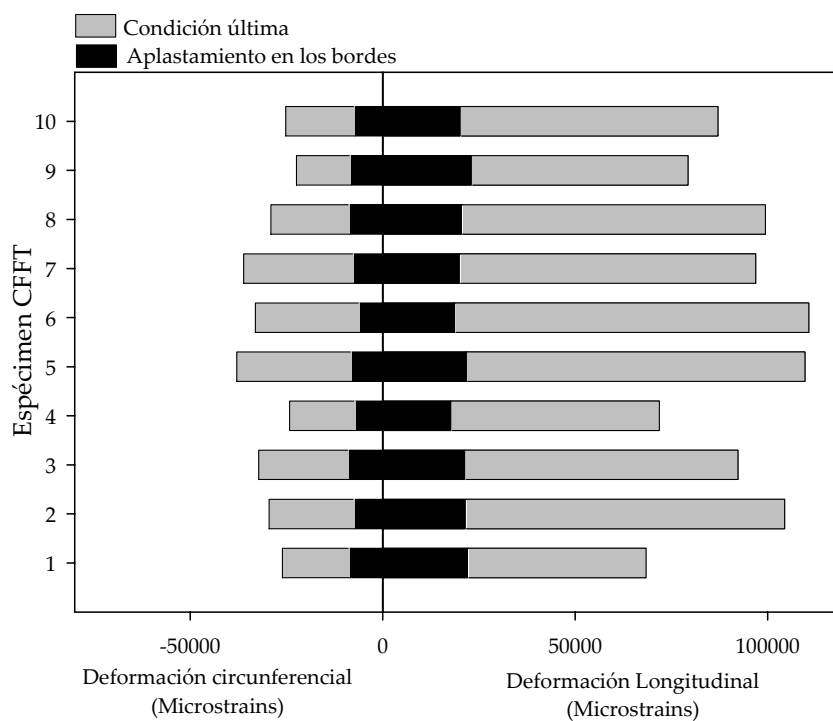


Figura 4.28. Deformación para la condición de aplastamiento condición de falla última de los elementos CFFT.

CAPITULO 5:

MODELACIÓN ANALÍTICA

5.1 Introducción

En la evaluación del desempeño de sistemas estructurales innovadores, la implementación de programas experimentales de laboratorio constituye una metodología útil para la determinación de sus propiedades y su respuesta. Sin embargo, en sistemas con múltiples variables controlables, la ejecución de un programa experimental para el estudio del efecto de cada una de estas variables representa generalmente costos elevados y un considerable consumo de tiempo.

La modelación analítica es una alternativa usada en el estudio del comportamiento de miembros estructurales, especialmente en la determinación de la respuesta del sistema

dada la variación de múltiples factores. Esta metodología es particularmente útil en el proceso de optimización para el diseño y permite obtener soluciones estructurales adecuadas desde el punto de vista de desempeño y seguridad.

Como alternativa para el estudio del comportamiento mecánico de los elementos CFFT sujetos a carga axial en compresión, en este trabajo se implementó un modelo no lineal de elementos finitos usando el programa comercial ABAQUS® V.6.5. Utilizando modelos constitutivos convencionales para cada material y las características de simetría del sistema, este modelo permitió la captura del mecanismo de confinamiento con un bajo consumo de tiempo y recursos computacionales. Para el análisis de la respuesta de los elementos CFFT, se construyeron dos modelos axilsimétricos distintos, uno representativo de los elementos CFFT con diámetro 168 mm y otro de los elementos CFFT con diámetro 89 mm. La verificación de los resultados en cada modelo se realizó en términos de la relación fuerza vs. deformación y de la condición de carga última en el sistema, comparando para ello su respuesta numérica contra los resultados obtenidos en el programa experimental.

En este capítulo se describen las características del modelo implementado incluyendo la simplificación de su geometría, la formulación de los elementos utilizados, las leyes constitutivas para cada material y la obtención de los parámetros que requieren. Se detallan los procedimientos para la simulación del ensayo de carga en compresión y se presenta la verificación de los resultados obtenidos.

5.2 Modelo no lineal de elementos finitos

5.2.1 Geometría del modelo

Considerando las propiedades de axisimetría de los especímenes CFFT, la geometría del modelo de elementos finitos implementado se conformo a partir de la adición de una región prismática para representar el núcleo solidó de hormigón y de una sección delgada para el tubo de FRP, tal como se muestra en la Figura 5.1.

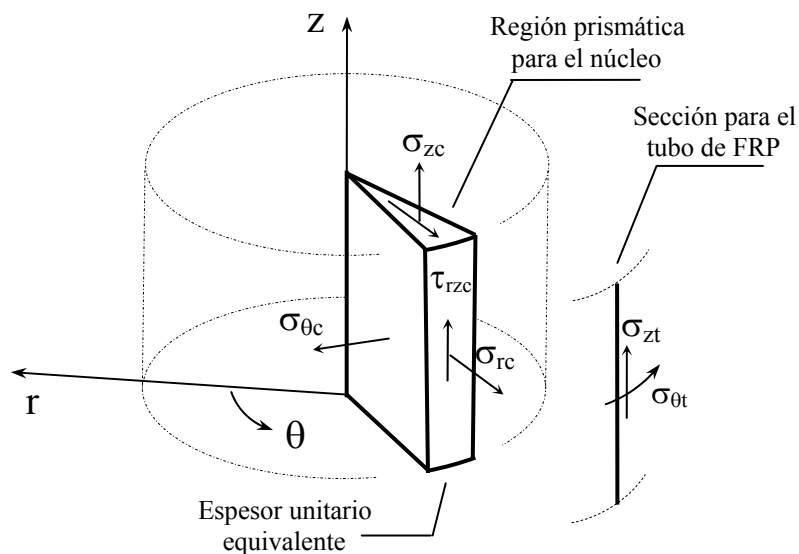


Figura 5.1. Descripción gráfica de la geometría del modelo incluyendo la condición de esfuerzos para la aplicación de una carga axilsimétrica.

En este modelo axilsimétrico la variación de la respuesta en la dirección angular θ se considera despreciable y en cada punto de los materiales constitutivos solo existe la

posibilidad de desplazamiento en las direcciones longitudinal z y radial r . Con esta simplificación, el problema tridimensional de un sólido cilíndrico bajo condiciones de frontera axilsimétricas se reduce a un problema matemático en dos dimensiones, el cual puede ser resuelto numéricamente con demandas computacionales mucho menores.

5.2.2 Descripción de elementos

5.2.2.1. Tubo de FRP

El tubo de FRP fue modelado utilizando elementos cáscara axilsimétricos SAX2 incluidos en ABAQUS[®] V.6.5 y los cuales poseen una formulación cuadrática definida para tres nodos. Estos elementos fueron asignados con una sección homogénea de espesor constante y utilizando la teoría de cáscaras delgadas de Kirchoff, el comportamiento de esta sección fue designado como el de una cáscara delgada en el que las deformaciones por cortante transversal se consideran despreciables. Dentro de cada elemento cáscara, la respuesta obtenida en la superficie media fue integrada a través de la sección transversal usando la regla de Simpson con 5 puntos equidistantes.

5.2.2.2. Núcleo de hormigón

El núcleo de hormigón fue modelado usando elementos cuadriláteros continuos de 8 nodos CAX8 incluidos en ABAQUS[®] V.6.5. Estos elementos axilsimétricos poseen

una formulación cuadrática en cada cara excluyendo la posibilidad de alabeo fuera del plano. En ellos es posible la incorporación de las propiedades no lineales del hormigón, incluyendo deformaciones plásticas y el fenómeno de deformación a largo plazo. El espesor de cada elemento axilsimétrico fue definido con un valor unitario, teniendo en cuenta la condición de esfuerzos planos que utiliza su formulación.

5.2.3 Descripción de la malla y condiciones de frontera

La Figura 5.2 presenta una descripción gráfica general de la malla de elementos finitos utilizada en los modelos implementados. En ésta se observan los tipos de elementos axilsimétricos utilizados para cada componente del modelo, las condiciones de frontera y la utilización de un nodo maestro para la simulación del ensayo de carga. Para modelar el problema de contacto entre los materiales, la superficie interna de la malla del tubo de FRP fue definida como una superficie maestra y la superficie externa de la malla del hormigón como una superficie esclava. Usando estas definiciones se asignó al problema del contacto entre los materiales la condición de unión rígida entre las partes, restringiendo así el desplazamiento relativo entre ellas.

La simulación del ensayo en compresión uniaxial, al cual fue sujeto cada espécimen CFFT, fue realizada incorporando al modelo de elementos finitos la aplicación de un régimen de carga controlado por desplazamiento constante. Para esto, la acción de placa rígida ejercida por la maquina de ensayo fue simulada con la aplicación de un

desplazamiento vertical en los nodos superiores del modelo. La función de desplazamiento fue definida como una rampa de crecimiento uniforme y se aplicó directamente en un nodo maestro al cual se sometieron los nodos superiores del modelo.

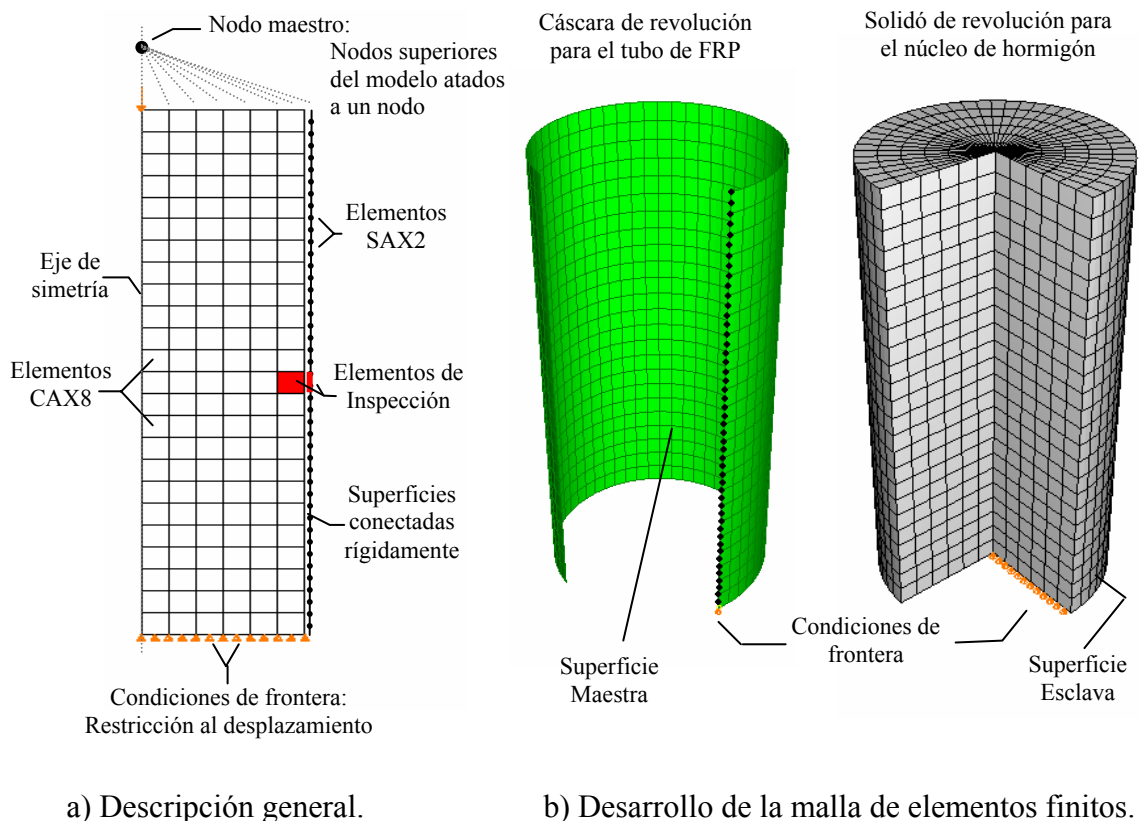


Figura 5.2. Modelo axilsimétrico de elementos finitos.

Para la calibración de los parámetros en el modelo constitutivo del hormigón, la amplitud final de desplazamiento aplicada en la simulación fue determinada como el desplazamiento de aplastamiento observado experimentalmente en los elementos CFFT con diámetro 168 mm. Para la determinación de la condición de falla en el modelo de elementos finitos, la amplitud final en la función de desplazamiento aplicada fue

incrementada hasta el valor en el cual la falla en el laminado pudo ser obtenida usando el criterio de falla seleccionado.

Durante la simulación, la fuerza de reacción del sistema se adquirió directamente en el nodo maestro. Las deformaciones y esfuerzos para la verificación del modelo fueron adquiridos en elementos de inspección ubicados en la misma posición en la cual se instalaron los sensores de deformación en los especímenes de prueba CFFT.

5.2.4 Modelos constitutivos de los materiales

El modelo axilimétrico de elementos finitos implementado permite considerar las propiedades de no linealidad en el núcleo de hormigón, utilizando para ello los resultados de ensayos de compresión uniaxial del material no confinado. Para representar el comportamiento del material compuesto del tubo de FRP, se idealizó un material homogéneo ortótropo equivalente, cuyas propiedades fueron verificadas a partir de un análisis de la micro y macro mecánica del laminado. A continuación se describen en detalle los modelos constitutivos utilizados para cada uno de estos materiales.

5.2.4.1. Tubo de FRP

El material compuesto de los tubos de FRP fue modelado utilizando la formulación de un material ortótropo equivalente con comportamiento linealmente

elástico. Para esto, se utilizaron las propiedades en las direcciones principales del material, incluyendo los módulos elásticos en cada dirección axial (E_1, E_2, E_3), los módulos de corte (G_{12}, G_{13}, G_{23}) y las razones de Poisson ($\nu_{12}, \nu_{13}, \nu_{23}$). En el modelo que representa los especímenes CFFT con diámetro 168 mm, estas propiedades fueron asignadas directamente con los valores obtenidos en los ensayos de caracterización mecánica del tubo de FRP. Para el modelo de los especímenes CFFT con diámetro 89 mm se utilizaron las propiedades publicadas en las especificaciones del producto.

5.2.4.2. Núcleo de hormigón

El modelo constitutivo utilizado para el hormigón permitió considerar el efecto del confinamiento que ejerce el tubo de FRP en el núcleo de los elementos CFFT. Para las primeras etapas de carga, el hormigón fue modelado como un material isótropo y linealmente elástico. Las propiedades definidas para esta condición correspondieron al módulo elástico E y la razón de Poisson ν . Teniendo en cuenta los resultados experimentales obtenidos para la caracterización de cada núcleo de los elementos CFFT, se utilizó un conjunto de propiedades elásticas para el modelo de los elementos con diámetro 168 mm y otro distinto para el modelo de los elementos con diámetro 89 mm.

El comportamiento inelástico del hormigón fue modelado con la formulación lineal Drucker-Prager (DP). Esta corresponde a un modelo de plasticidad definido por un criterio de fluencia isotropico y una regla de flujo plástico, la cual controla el

comportamiento en el material cuando éste ha excedido el límite elástico. La principal ventaja de este modelo consiste en la capacidad para representar materiales frágiles cuyo criterio de fluencia es dependiente del nivel de confinamiento aplicado. En el caso del hormigón confinado esto se traduce en la capacidad de capturar el comportamiento de un material que aparenta mayor resistencia en la medida en que la presión de confinamiento se incrementa. La formulación del modelo lineal DP requiere dos parámetros para definir la superficie de fluencia, el ángulo de fricción β y el factor de simetría K que caracteriza la superficie de fluencia. Para la definición de la regla de flujo plástico se requiere definir un ángulo de dilatancia δ e incluir una curva de endurecimiento y/o ablandamiento por deformación plástica determinada a partir de ensayos de carga uniaxial o triaxial. Una descripción de los detalles de cada uno de los parámetros de la formulación general del modelo lineal DP se incluye en el Apéndice 7.

En particular, en el programa ABAQUS[®] V.6.5, el modelo lineal DP permite considerar dos superficies de fluencia diferentes, una en tensión y otra en compresión, posibilitando el uso de valores de $K \neq 1$. Es decir que se hace posible la representación de una superficie de fluencia con curvas no circulares en el plano desviador de esfuerzos (Figura A7.1 b). En este trabajo se definió un valor de $K=1$ debido a que se contó exclusivamente con una curva de endurecimiento por deformación en compresión.

Cumpliendo con los requerimientos de la formulación del modelo lineal DP en ABAQUS[®] V.6.5, la introducción al programa de dicha curva de endurecimiento fue

realizada en términos de esfuerzo verdadero vs. deformación logarítmica, las cuales son cantidades definidas de acuerdo a las ecuaciones 5.1 y 5.2. Al final, esta curva se prolongo con un decremento constante hasta un valor de deformación $\varepsilon_{nom}=0.011$, donde el esfuerzo nominal alcanzo un valor nulo, esto es $\sigma_{nom}=0$.

Esfuerzo verdadero (Esfuerzo de Cauchy):

$$\sigma_{Cauchy} = \sigma_{nom} (1 + \varepsilon_{nom}) \quad (5.1).$$

Deformación Logarítmica:

$$\varepsilon_{ln}^{pl} = \ln(1 + \varepsilon_{nom}) - \frac{\sigma_{Cauchy}}{E} \quad (5.2).$$

Donde:

σ_{nom} , ε_{nom} : Esfuerzo y deformación nominal respectivamente. Estos son los valores de esfuerzo y deformación registrados en el ensayo de compresión uniaxial.

σ_c , E : Esfuerzo de fluencia y modulo elástico del hormigón no confinado.

La determinación de los valores del ángulo de fricción β y dilatancia δ , requeridos para la definición del modelo lineal DP, se realizó con la implementación de un análisis paramétrico que permitió obtener la respuesta numérica de mejor ajuste a los datos experimentales. El procedimiento para este análisis y sus resultados se describen en la sección 5.3.1.

5.2.5 Criterio de falla para el laminado

La condición última de falla en los elementos CFFT fue definida como la condición para la cual se obtuvo la falla del tubo de FRP sometido a una condición de esfuerzos biaxiales. En esta condición se considera la acción de esfuerzos de compresión axial debidos a la aplicación directa de carga en compresión sobre el tubo de FRP y esfuerzos de tensión circunferencial generados por la expansión del núcleo de hormigón.

Para la verificación de la condición última del laminado del tubo de FRP se utilizó el criterio de esfuerzos de falla Tsai-Wu definido en la Ecuación 5.3. Este criterio se encuentra disponible en ABAQUS® V.6.5 para los elementos cáscara SAX2 y su evaluación se obtiene en términos del índice R, donde un valor menor o igual a la unidad representa la condición de falla del material.

$$F_1\sigma_{11} + F_2\sigma_{22} + F_3\sigma_{11}^2 + F_4\sigma_{22}^2 + F_5\sigma_{12}^2 + 2F_6\sigma_{11}\sigma_{22} = R \quad (5.3).$$

Los coeficientes en la Ecuación 5.3 se definen en las ecuaciones 5.4 a 5.6, como sigue:

$$F_1 = \frac{1}{X_t} + \frac{1}{X_c}, F_2 = \frac{1}{Y_t} + \frac{1}{Y_c} \quad (5.4).$$

$$F_{11} = -\frac{1}{X_t \cdot X_c}, F_{22} = -\frac{1}{Y_t \cdot Y_c}, F_{66} = \frac{1}{S^2} \quad (5.5).$$

$$F_{12} = f^* \sqrt{F_{11}F_{22}} \quad (5.6).$$

En cada una de estas ecuaciones, tomando X y Y como las direcciones longitudinal y circunferencial del tubo de FRP, las expresiones X_c , X_t , Y_c y Y_t corresponden a los valores de esfuerzo de falla en compresión o tensión para una lamina unidireccional. El valor S corresponde a la resistencia máxima en cortante en el plano X-Y de la misma lámina. Para la evaluación de la falla última de los elementos CFFT se utilizaron los valores experimentales de resistencia última obtenidos de acuerdo a lo descrito en la sección 4.3. Adicionalmente, también se evaluó la condición de falla usando los valores nominales de resistencia última especificados por el fabricante, permitiendo la comparación y la determinación de un factor de seguridad en el material.

5.2.6 Verificación de las propiedades del tubo de FRP

Las propiedades elásticas del tubo de FRP obtenidas experimentalmente fueron verificadas a partir de un análisis de la micro y macromecánica del material. Para esto se utilizó el contenido volumétrico de refuerzo global y de la secuencia del laminado de acuerdo a los resultados experimentales descritos en la sección 4.2. Con estos parámetros fue posible determinar valores consistentes con los resultados obtenidos experimentalmente para las propiedades elásticas y de resistencia última en el laminado..

El análisis para la verificación de las propiedades elásticas fue realizado utilizando el programa académico CADEC (Barbero, 1998). Usando los valores experimentales para la secuencia del laminado y las propiedades nominales de las fibras

de refuerzo y el polímero la matriz, en la Tabla 5.1 se presenta las propiedades obtenidas para la definición de una lámina del material compuesto del tubo de FRP.

En este análisis se utilizó la regla de las mezclas para la determinación del módulo elástico E_1 y la razón de Poisson ν_{12} . Para las propiedades elásticas transversales se usaron modelos no lineales, teniendo en cuenta que estas típicamente dependen de las propiedades de la matriz para su predicción. Así, para el módulo elástico E_2 se usó el modelo de Halpin-Tsai; para el módulo de corte transversal G_{12} , el modelo de ensamblaje cilíndrico; para el módulo de corte transversal G_{23} , el modelo de esfuerzos SPP y para la razón de Poisson ν_{23} se usó la formulación de microestructura periódica. Una descripción detallada de cada uno de estos modelos puede encontrarse en varios textos de análisis y diseño de materiales compuestos (Ej. Barbero, 1998).

Tabla 5.1. Propiedades mecánicas de una lámina del tubo de FRP (Resultados obtenidos usando el programa CADEC V.99.04.20)

EPOXY REFORZADO CON FIBRAS DE VIDRIO							
Fracción volumétrica del refuerzo: 0.492							
Materiales Constituyentes				Lamina Unidireccional			
Fibras de vidrio		Resina epoxica		Propiedades Elásticas		Resistencia Ultima	
E_F (GPa)	85	E_m (GPa)	2.75	E_1 (GPa)	43.206	F1t (Gpa)	0.787
G_F (GPa)	35.4	G_m (GPa)	0.996	E_2 (GPa)	9.419	F1c (Gpa)	0.346
σ_{Fa} (Gpa)	1.55	σ_{mu} (GPa)	0.689	G_{12} (GPa)	2.728	F2t (Gpa)	0.042
ν_F	0.2	τ_{mu} (GPa)	0.689	G_{23} (GPa)	2.471	F2c (GPa)	0.042
ρ_F	2.5	ν_m	0.38	ν_{12}	0.29	F6=F5 (Gpa)	0.042
a/b	1	ρ_m	0.96	ν_{23}	0.67	F4 (Gpa)	0.069

Usando las propiedades de una lámina y la información experimental de la secuencia del laminado, se determinaron las ecuaciones constitutivas del material de los tubos de FRP, realizando para ello un análisis de la macromecánica del material. En este procedimiento se desacopló la rigidez de cortante transversal del laminado y esta no fue incluida para el análisis. Las ecuaciones 5.7 y 5.8 presentan la ecuación constitutiva general del laminado y los resultados de la matriz de rigidez KL correspondiente.

$$\begin{Bmatrix} N \\ M \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A & B \\ B & D \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon^0 \\ k \end{Bmatrix} \quad (5.7).$$

Donde:

N, M : Fuerzas Normales y Momentos aplicados al laminado.

ε^0, k : Deformaciones axiales en la superficie media y curvaturas.

A, B, D : Submatrices de rigidez membranal, rigidez en flexión y acoplamiento de flexión- extensión.

$$KL = \begin{bmatrix} 76.391 & 13.637 & -5.321 & -3.420 & -3.585 & -1.444 \\ 13.637 & 105.278 & 6.125 & -3.585 & 2.348 & 0.911 \\ -5.321 & 6.125 & 12.320 & -1.444 & 0.911 & -1.890 \\ -3.420 & -3.585 & -1.444 & 73.542 & 16.888 & -3.449 \\ -3.585 & 2.348 & 0.911 & 16.888 & 106.530 & 5.589 \\ -1.444 & 0.911 & -1.890 & -3.449 & 5.589 & 13.985 \end{bmatrix} \frac{KN}{mm} \quad (5.8).$$

Para materiales homogéneos se encuentra que la matriz de acoplamiento flexión- extensión B generalmente es nula. La misma situación ocurre para materiales compuestos

cuyo laminado posee una secuencia en orientación y espesor simétrica con respecto a la superficie media del mismo. Sin embargo, al observar la matriz de rigidez KL obtenida para el tubo de FRP con diámetro 168 mm, se observa que la submatriz B se compone de valores no nulos. Como consecuencia, se puede esperar que el material experimente un acoplamiento en flexión para cargas aplicadas axialmente y viceversa. Para esta condición de acoplamiento, el tubo de FRP presentara efectos de alabeo alrededor de cada eje principal del material y por tanto una condición de esfuerzos compleja ante la aplicación de un estado simple de carga.

A partir de la información obtenida en la matriz de rigidez de la Ecuación 5.8, es posible determinar un conjunto de propiedades elásticas equivalentes en el laminado y por lo tanto puede utilizarse un modelo constitutivo simplificado del material de los tubos de FRP.

Para evaluar la precisión de esta metodología de simplificación, es posible aplicar el concepto del índice de aproximación RN definido en la Ecuación 5.9. Este índice es aplicable solo para propiedades de rigidez a ser usadas en condiciones de carga axial sin flexión. Un índice RN cercano a cero implica que los módulos elásticos equivalentes obtenidos permiten una muy buena aproximación en la respuesta global del laminado.

$$RN = \sqrt{\left(\frac{A_{16}}{A_{11}}\right)^2 + \left(\frac{A_{26}}{A_{22}}\right)^2} \quad (5.9)$$

Los resultados de las propiedades elásticas equivalente para el laminado del tubo de FRP con diámetro 168 mm se presentan en la Tabla 5.2. En ella también se presenta una comparación de las propiedades elásticas equivalentes del tubo de FRP calculadas usando el programa CADEC, de las obtenidas experimentalmente y de las publicadas en las especificaciones del producto.

Tabla 5.2. Comparación de propiedades equivalentes del laminado.

Propiedad	Análisis de la Macromecánica (Cadece ^{1,2})	Pruebas Experimentales ³	Especificaciones (Ameron ⁴)
E_x (GPa)	20.62	19.641	20.6
E_y (GPa)	28.50	28.372	29.0
V_{xy}	0.162	0.167	0.16

Notas:

1. Valores equivalentes para el laminado obtenidos a partir de la información en la Tabla 5.2.
2. En el análisis se obtuvo un factor RN=0.1, el cual indica una buena aproximación a las propiedades del laminado
3. Ver secciones 4.3.1 y 4.3.3
4. Adaptado del Boletín FP516 1997

5.3 Verificación del modelo con los resultados experimentales

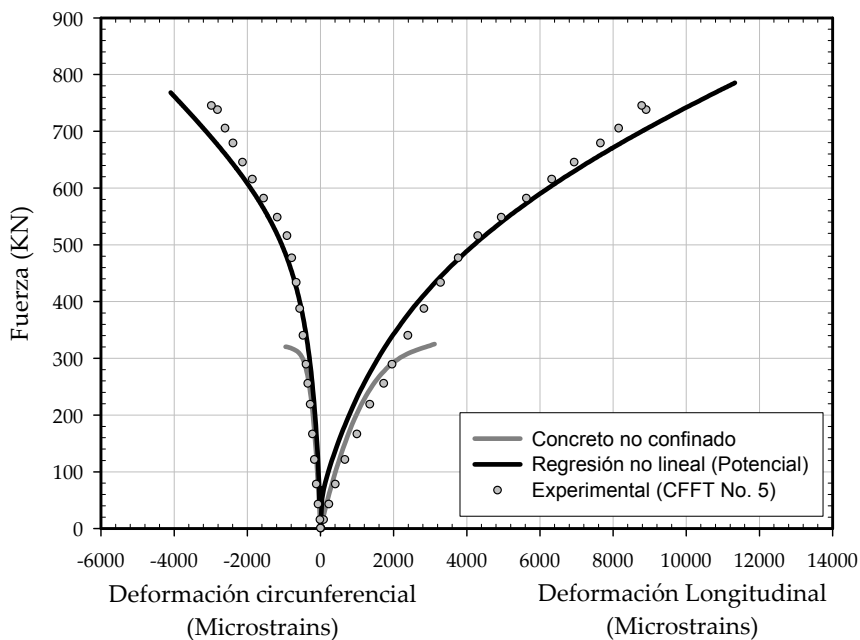
Los resultados de la modelación con elementos finitos fueron comparados con la respuesta experimental de los elementos CFFT. Como se describió en la sección 4.5.1, para los especímenes CFFT con diámetro 168 mm el modelo aplicado de regresión no lineal se obtuvo independientemente en cada dirección de la deformación. Este

procedimiento originó algunas deficiencias en los resultados de la respuesta volumétrica obtenida a partir de dichos modelos.

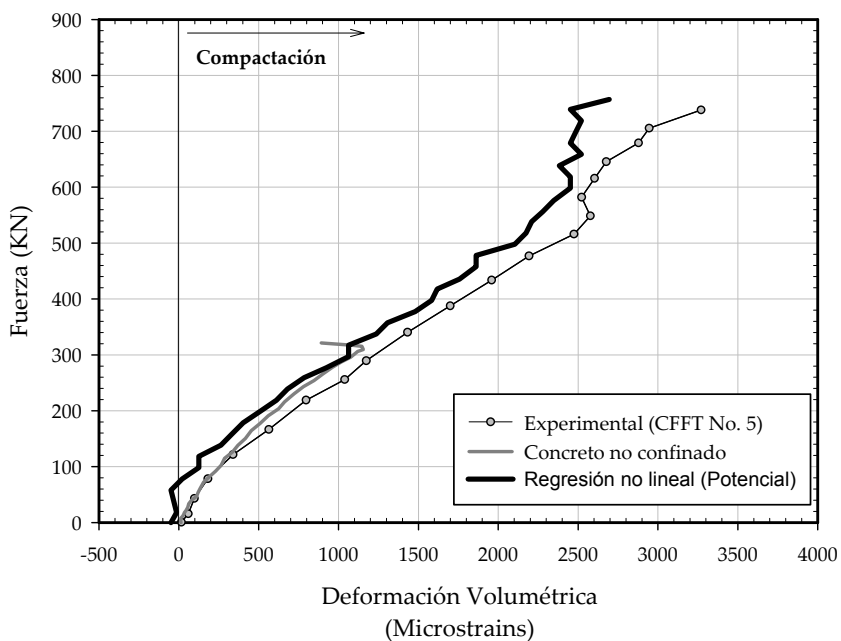
Para superar estas deficiencias, se decidió utilizar directamente la respuesta de uno de los especímenes CFFT como referencia experimental. Para este fin, se selecciono el espécimen CFFT número 5, cuya respuesta fuerza vs. deformación permite la mayor proximidad al modelo de regresión potencial.

La Figura 5.3 (a) muestra el conjunto de curvas fuerza vs. deformación del ensayo seleccionado como referencia experimental. Para efectos de comparación, en esta grafica se incluyen las curvas del modelo de regresión potencial y las del hormigón no confinado. La Figura 5.3 (b) muestra la respuesta volumétrica para el ensayo seleccionado y su comparación con la del modelo de regresión no lineal. En ella se observan las deficiencias mencionadas para el modelo de regresión, destacando un comportamiento no lineal en las primeras etapas de carga y una zona de transición que no se identifica claramente.

Para el modelo que representa los elementos CFFT con diámetro 89 mm, de acuerdo a lo descrito en la sección 4.5.1, se utilizo como referencia experimental las curvas promedio obtenidas a partir del ensayo de los dos especímenes disponibles.



a) Relación Fuerza vs. Deformación.



b) Respuesta volumétrica.

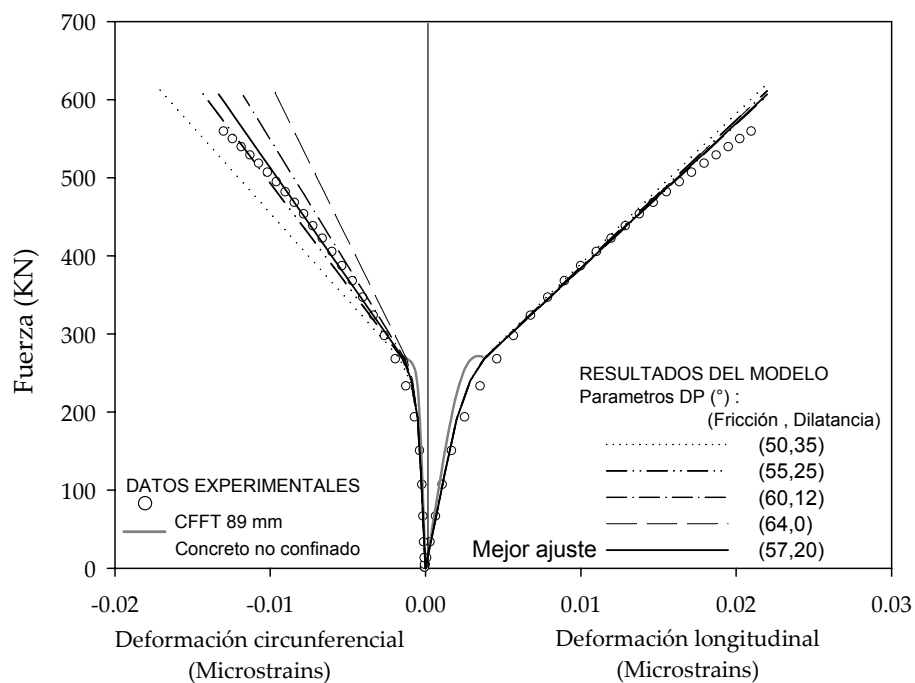
Figura 5.3. Curva experimental de referencia y modelo de regresión para los especímenes CFFT con diámetro 168 mm.

5.3.1 Calibración de los parámetros del modelo constitutivo del hormigón

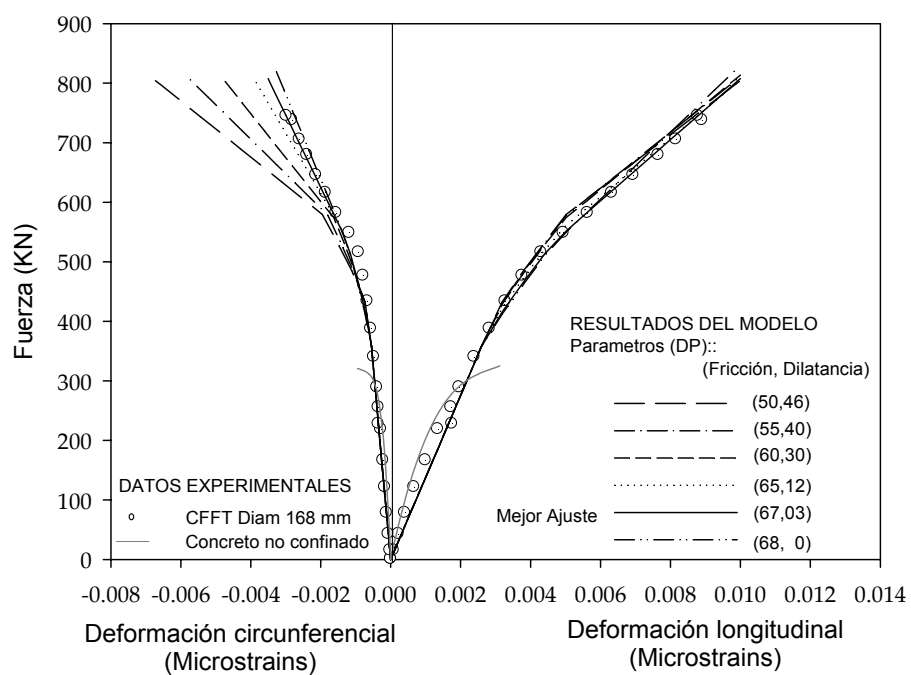
El análisis de la respuesta fuerza vs. deformación, respuesta volumétrica y la predicción de la falla usando una sección compuesta para el tubo de FRP, fueron tareas que se realizaron utilizando valores calibrados para las constantes del modelo constitutivo del hormigón. Estos valores fueron obtenidos a partir de un análisis paramétrico para conocer la sensibilidad de la respuesta ante la variación de los mismos.

El procedimiento utilizado para el análisis paramétrico mencionado consistió en dos pasos anidados. El primero utilizó varios ángulos de dilatación dado un ángulo de fricción para evaluar la sensibilidad de la respuesta numérica en la relación fuerza vs. deformación longitudinal. Este proceso se repitió para varios valores del ángulo de fricción, seleccionando para cada uno de ellos el ángulo de dilatación que permitió el mejor ajuste a los datos experimentales en el sentido de la deformación longitudinal. El segundo paso, consistió en la selección de la combinación de parámetros que permitió simultáneamente el mejor ajuste en la respuesta fuerza vs. deformación longitudinal y fuerza vs. deformación circunferencial.

La Figura 5.4 presenta la variación de la respuesta usando las parejas de datos que presentaron la mejor respuesta longitudinal. Como se observa en esta figura, existen varias soluciones que permiten un buen ajuste a los datos experimentales en la dirección longitudinal de la deformación pero solo una que lo hace también en la dirección circunferencial.



a) Modelo para especímenes CFFT con diametro 89 mm.



b) Modelo para especímenes CFFT con diametro 168 mm.

Figura 5.4. Curvas Fuerza vs. Deformación en las direcciones longitudinal y circunferencial: Calibración de los parámetros para el modelo DP.

En discrepancia con resultados publicados previamente (Mirmiran et al., 2000; Ruiz, 2004), se observa que la respuesta del modelo utilizando un ángulo de dilatación 0° no corresponde necesariamente a la mejor solución. Por el contrario, en ambos modelos, las curvas de mejor ajuste se obtuvieron para valores de dilatación no nulos y cumpliendo con la relación $\delta < \beta$. Estas condiciones indican el desarrollo de un mecanismo de flujo plástico no asociado con la presencia del efecto de expansión volumétrica inelástica en el núcleo de hormigón.

5.3.2 Comparación del ángulo de fricción interna del material

La Ecuación 5.10 relaciona el ángulo de fricción β usado en el modelo de Drucker-Prager y el ángulo de fricción interna dado por el modelo de Mohr-Coulomb ϕ (López, 2002).

$$\tan \beta = \frac{6 \sin \phi}{\sqrt{3}(3 - \sin \phi)} \quad (5.10)$$

El ángulo de fricción interna del material ϕ puede obtenerse como la pendiente de la recta tangente a los círculos de Mohr definidos por la resistencia del hormigón en compresión y tensión, de acuerdo a la Ecuación 5.11 (Chen, 1982). El valor límite del esfuerzo de tensión en el hormigón f_t puede ser tomado de acuerdo a lo provisto en el código ACI 318-05, la cual se presenta en la Ecuación 5.12.

$$\phi = \sin^{-1} \left[\frac{f'_c - f_t}{f'_c + f_t} \right] \quad (5.11)$$

Donde:

$$f_t \approx 3 \text{ a } 12\sqrt{f'_c} \quad (5.12)$$

f_t : Esfuerzo de tensión última en el hormigón [psi].

f'_c : Esfuerzo de compresión máximo en el hormigón [psi].

De acuerdo a esto, existe un rango de valores esperados para el esfuerzo último en tensión f_t y por tanto esto permite definir un rango de valores esperados para el ángulo de fricción β usado en el modelo Drucker-Prager. Tomando las propiedades del hormigón utilizadas para cada modelo de elementos finitos implementado, la Tabla 5.3 presenta los parámetros calibrados del modelo constitutivo del hormigón y los valores límites esperados para el ángulo de fricción β , obtenidos de acuerdo a las ecuaciones 5.10 a 5.12.

Tabla 5.3. Comparación del ángulo de fricción β obtenido a partir del análisis paramétrico vs. el ángulo esperado de acuerdo al modelo de falla de Mohr-Coulomb.

Modelo EF (Diámetro externo)	Ángulo de Fricción β (°)	Ángulo de dilatancia δ (°)	Ángulo de Fricción β (°) [Rango esperado]	
			Minimo	Maximo
168 mm	67	3	42	56
89 mm	57	12	47	57

En esta tabla se observa que el ángulo de fricción β determinado para ambos modelos es un valor alto con respecto al rango de valores esperados. Este mismo efecto se ha observado en otros estudios, en los que la falta de definición de una curva de

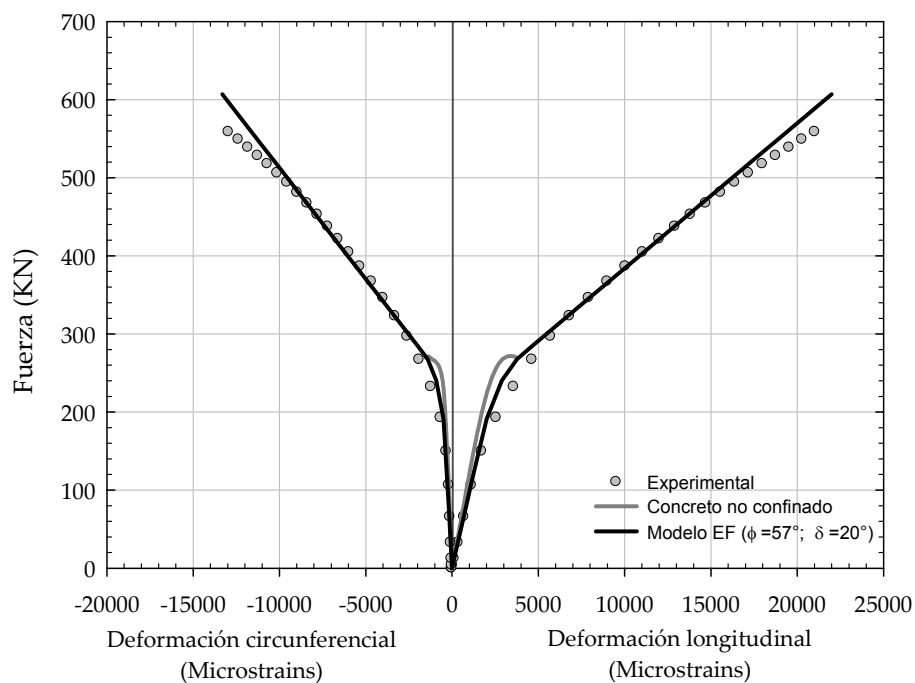
ablandamiento en tensión para el hormigón permitio valores artificialmente altos para el ángulo de fricción β en el modelo de plasticidad Drucker-Prager (Cocco et al, 2004).

5.3.3 Respuesta Axial

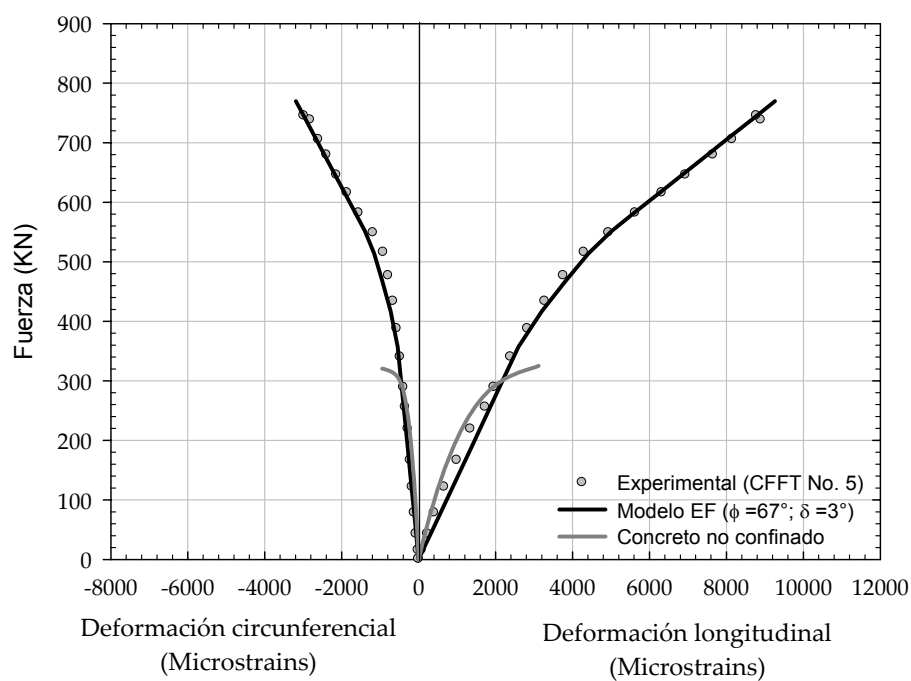
Los resultados de la respuesta del modelo de elementos finitos usando los parámetros calibrados experimentalmente para el hormigón pueden observarse en la Figura 5.5. En esta gráfica se presenta la relación fuerza vs. deformación en las direcciones longitudinal y circunferencial y se compara con la respuesta experimental representativa de los elementos CFFT y del hormigón no confinado. La respuesta axial del modelo de los especímenes CFFT con diámetro 168 mm reproduce la zona de transición de pendiente con precisión y permite verificar la observación experimental valor de carga de transición algo mayor al de la carga última del hormigón no confinado. Observando el valor de dilatancia $\delta=3^\circ$ usado en este modelo, se puede explicar este comportamiento como el producto de un lento desarrollo de la expansión volumétrica en el núcleo hormigón.

5.3.4 Razón de Poisson

Utilizando las lecturas de deformación longitudinal y transversal adquiridas a partir del elemento de inspección en el tubo de FRP, se obtuvo la variación de la razón de Poisson en función de la fuerza aplicada en cada espécimen.



a) Modelo EF para especímenes CFFT con diametro 89 mm.



b) Modelo EF para especímenes CFFT con diametro 168 mm.

Figura 5.5. Curvas Fuerza vs. Deformación en las direcciones longitudinal y circunferencial: Comparación de la respuesta numérica y experimental.

Para efectos de comparación de los resultados obtenidos en los especímenes CFFT de cada diámetro, los valores de fuerza se normalizaron utilizando como referencia el máximo valor de fuerza en cada ensayo respectivamente.

La Figura 5.6 presenta una comparación gráfica entre la razón de Poisson obtenida en la modelación con elementos finitos y aquella calculada a partir de los resultados experimentales. En ésta se figura se observa que el modelo de elementos finitos permite capturar las características principales de cada región que fue definida en la sección 4.5.2.

Para bajos niveles de deformación, la respuesta numérica no presenta la dispersión obtenida en los resultados experimentales y por el contrario se observa una región inicial con un valor constante en la razón de Poisson. Los resultados del modelo de elementos finitos muestran la captura de la región de transición que representa la activación del mecanismo de confinamiento ejercido por el tubo de FRP. Sin embargo, para el modelo de los especímenes CFFT con diámetro 168 mm, la predicción de la razón de Poisson en esta región de transición se obtuvo con menor precisión que en el modelo de los especímenes CFFT con diámetro 89 mm. Finalmente, los resultados numéricos se aproximan razonablemente bien a los resultados experimentales en la región en la que la razón de Poisson alcanza el desarrollo de una tendencia lineal aproximadamente constante.

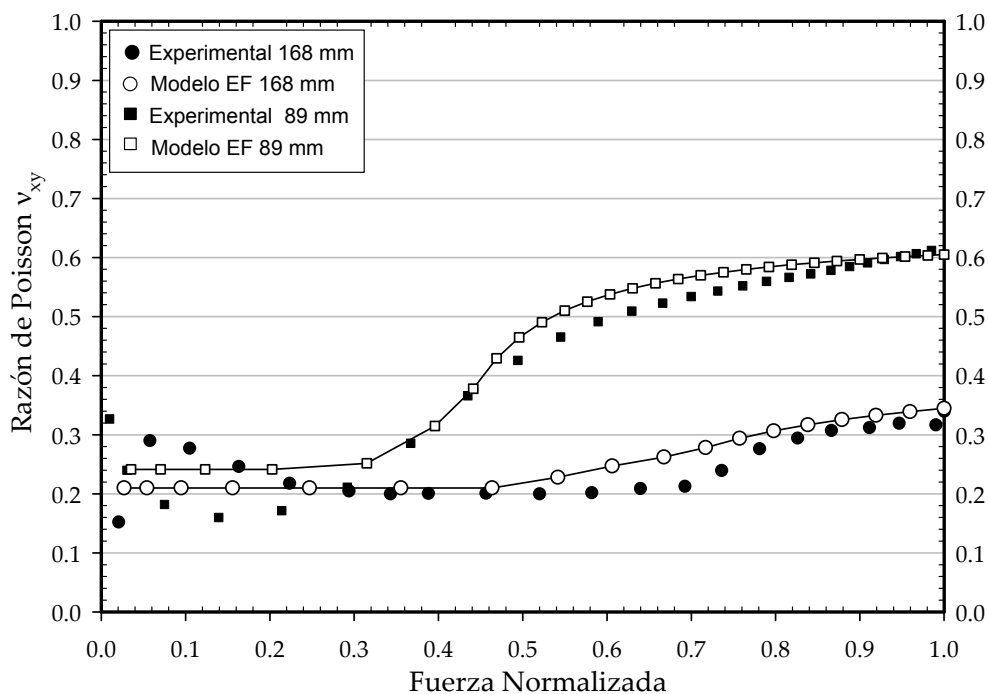
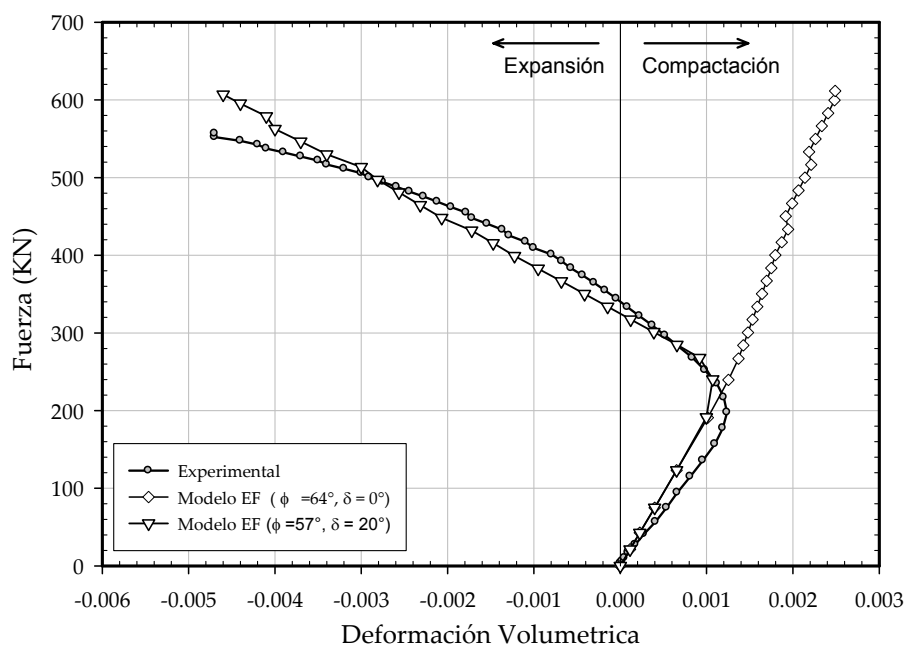


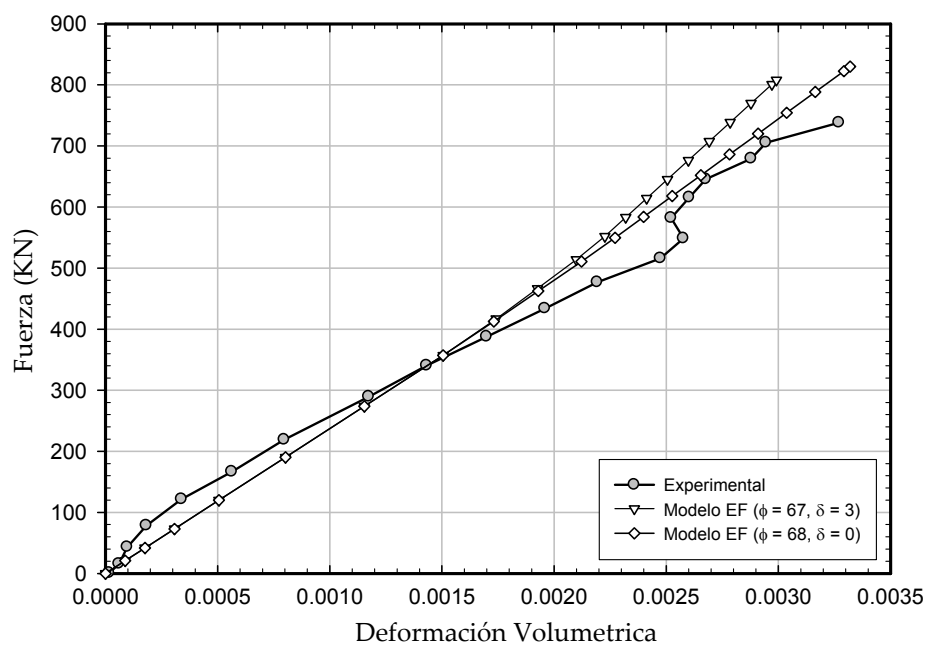
Figura 5.6. Razón de Poisson ν : Comparación de la respuesta numérica y experimental (especímenes CFFT con diámetro 89 mm y 168 mm).

5.3.5 Respuesta volumétrica y razón de dilatación

La Figura 5.7 presenta la relación entre la fuerza axial aplicada y la deformación volumétrica obtenida a partir de los resultados de la modelación con elementos finitos para los especímenes CFFT con diámetro 89 mm y 168 mm. Se observa que los valores para el ángulo de fricción y el ángulo de dilatación que permitieron el mejor ajuste en la relación fuerza vs. deformación longitudinal y circunferencial, también permiten una respuesta volumétrica muy aproximada a los resultados experimentales.



a) Modelo EF para especímenes CFFT con diámetro 89 mm.



b) Modelo EF para especímenes CFFT con diámetro 168 mm.

Figura 5.7. Curvas Fuerza vs. Deformación volumétrica: Comparación de la respuesta numérica y experimental.

Como referencia se incluye en las mismas graficas los resultados del modelo para un ángulo de dilatación de 0° . Para esta condición en particular, la respuesta del modelo presenta una trayectoria lineal con un incremento constante en la compactación volumétrica. En contraste, la respuesta del modelo de elementos finitos obtenida usando los parámetros de mejor ajuste, presenta un cambio de pendiente en la zona de transición que refleja la captura de la expansión volumétrica observada experimentalmente.

Posterior al cambio de pendiente se observa que el comportamiento de dilatación en el núcleo de hormigón encuentra una restricción cinemática dada por el efecto de confinamiento del tubo de FRP. De esta manera, el efecto del comportamiento frágil del hormigón no confinado desaparece y es reemplazado por un comportamiento de endurecimiento dúctil.

La Figura 5.8 muestra la razón de dilatación μ calculada para los resultados numéricos y experimentales de la respuesta volumétrica en los especímenes CFFT. Se observa en esta figura que la respuesta numérica del modelo contiene las características principales de la respuesta experimental observada para la razón de dilatación de los especímenes con diámetro 89 mm. Sin embargo, la aproximación a la respuesta experimental de los especímenes CFFT con diámetro 168 mm, dada por el modelo de elementos finitos, presenta algunas deficiencias en la predicción de la región de transición como también para altos niveles de carga.

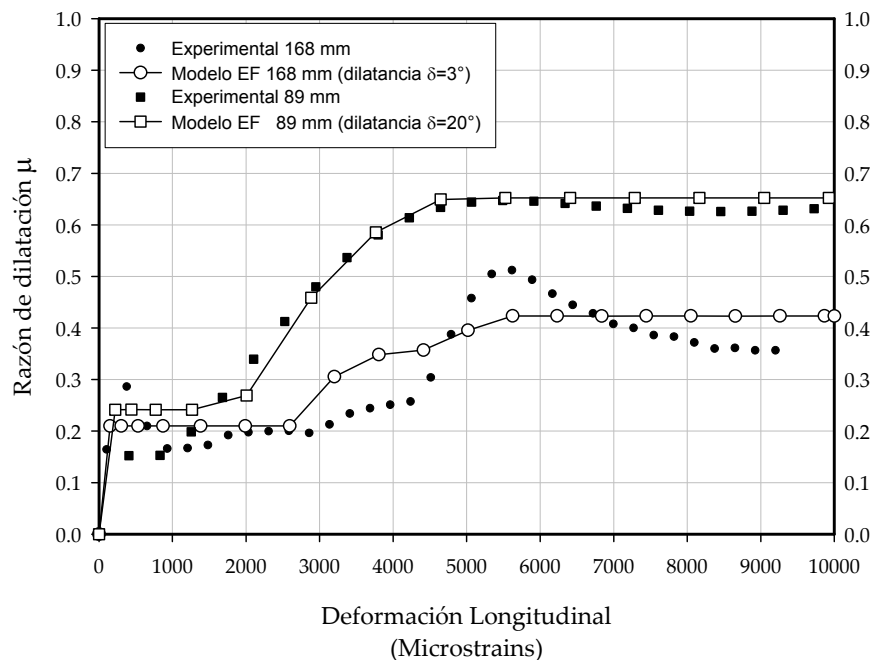


Figura 5.8. Razón de dilatación: Comparación de la respuesta numérica y experimental.

En ambos casos, en las primeras etapas del ensayo, la razón de dilatación obtenida a partir de los resultados numéricos se observa con un valor cercano a la razón de Poisson del hormigón no confinado. Posteriormente, ésta sufre un incremento significativo para valores de deformación cercanos a la deformación longitudinal última en el hormigón no confinado. Al final de la región de análisis, para los dos tipos de especímenes en estudio, la razón de dilatación calculada en la respuesta numérica presenta un valor constante que en ambos casos converge al mismo valor final promedio de la razón de Poisson.

Para el modelo de los especímenes CFFT con diámetro 168 mm, las diferencias en el nivel de aproximación de los resultados numéricos a la respuesta experimental pueden estar relacionados con el bajo valor del ángulo de dilatación δ utilizado. En

contraste, para un mayor ángulo de dilatación δ como el utilizado en el modelo para los especímenes CFFT con diámetro 89 mm, se obtuvo un nivel significativo de aproximación a los resultados experimentales.

Para explicar la relación entre los valores usados para el ángulo de dilatación y las propiedades de cada elemento CFFT, se utilizó el concepto de Rigidez efectiva normalizada de confinamiento K_{je} . Este factor adimensional, expresado en la Ecuación 5.13, representa la rigidez para la relación lineal entre la presión de confinamiento y la deformación circunferencial en el tubo de FRP y por tanto una medida de la capacidad de restricción cinemática suministrada por el tubo de FRP ante el efecto de la expansión volumétrica inelástica en el núcleo de hormigón.

$$K_{je} = \frac{C_{je}}{f_{co}} = \frac{2t_j E_j}{D_c f_{co}} \quad (5.13)$$

Donde

t_j : Espesor del tubo de FRP

E_j : Módulo de elasticidad circunferencial en el tubo de FRP

D_c : Diámetro del tubo

f_{co} : Resistencia última del hormigón no confinado

La Tabla 5.4 presenta una comparación entre los parámetros usados para el modelo de plasticidad lineal Drucker-Prager en cada modelo de elementos finitos implementado.

Tabla 5.4. Relación entre los parámetros del modelo constitutivo del hormigón y la rigidez efectiva de confinamiento normalizada.

Modelo de elementos finitos	Parámetros angulares Drucker-Prager		Rigidez efectiva de confinamiento	Resistencia del concreto no confinado	Rigidez efectiva normalizada de confinamiento
	Fricción β (°)	Dilatancia δ (°)	C_{je} (GPa)	f'_{co} (GPa)	K_{je}
89	57	20	1.66	0.0335	49.55
168	67	3	1.19	0.0178	66.85

Se observa que para una mayor rigidez efectiva normalizada de confinamiento K_{je} se encuentra asociado un menor ángulo de dilatancia δ . Esta tendencia corresponde a lo observado en el análisis de la respuesta volumétrica, en donde los especímenes CFFT con diámetro 168 mm presentaron una recuperación del efecto de expansión volumétrica dado por una mayor rigidez de confinamiento, mientras que los especímenes CFFT con diámetro 89 mm, una vez el mecanismo de confinamiento fue activado, exhibieron una respuesta expansiva hasta la falla debida a una baja rigidez de confinamiento.

Las observaciones realizadas en cuanto a la relación entre los valores del ángulo de dilatancia δ y los valores de la rigidez efectiva normalizada de confinamiento K_{je} , permiten adicionalmente la verificación de los resultados obtenidos en el procedimiento de análisis paramétrico implementado para la calibración del modelo constitutivo del núcleo de hormigón. Este análisis también permite determinar la efectividad del confinamiento, la cual se presenta con un comportamiento dependiente de la geometría y propiedades de rigidez del tubo de FRP así como también de la resistencia del núcleo de hormigón.

5.3.6 Carga de Falla

Durante el ensayo de compresión uniaxial de los elementos CFFT, el tubo de FRP estuvo sujeto a una condición biaxial de esfuerzos, compuesta por esfuerzos de compresión axial y tensión circunferencial. Los esfuerzos de compresión axial fueron generados principalmente por el efecto de cargar directamente el tubo de FRP durante el ensayo de carga. Los esfuerzos de tensión circunferencial se originaron como reacción a los esfuerzos radiales de confinamiento causados por la expansión del núcleo de hormigón.

Para la modelación analítica, el evento de falla última en los elementos CFFT se definió como aquel en el que los esfuerzos aplicados en el tubo de FRP generan una condición de esfuerzos biaxiales que superan la envolvente de resistencia dada por el criterio de falla Tsai-Wu (Definido en la sección 5.2.2.3). La evaluación de este criterio se realizó para el modelo con diámetro 168 mm usando dos conjuntos de datos de entrada diferentes. Uno de ellos correspondió a los valores de resistencia última obtenidos experimentalmente en los ensayos de caracterización mecánica del tubo de FRP y el otro consistió en los valores nominales de resistencia última en cada dirección, presentados en las especificaciones del material. La Figura 5.9 presenta el evento de falla y una comparación gráfica entre los resultados fuerza vs. deformación, tanto de la predicción del modelo de elementos finitos como de la respuesta experimental representativa de estos elementos CFFT.

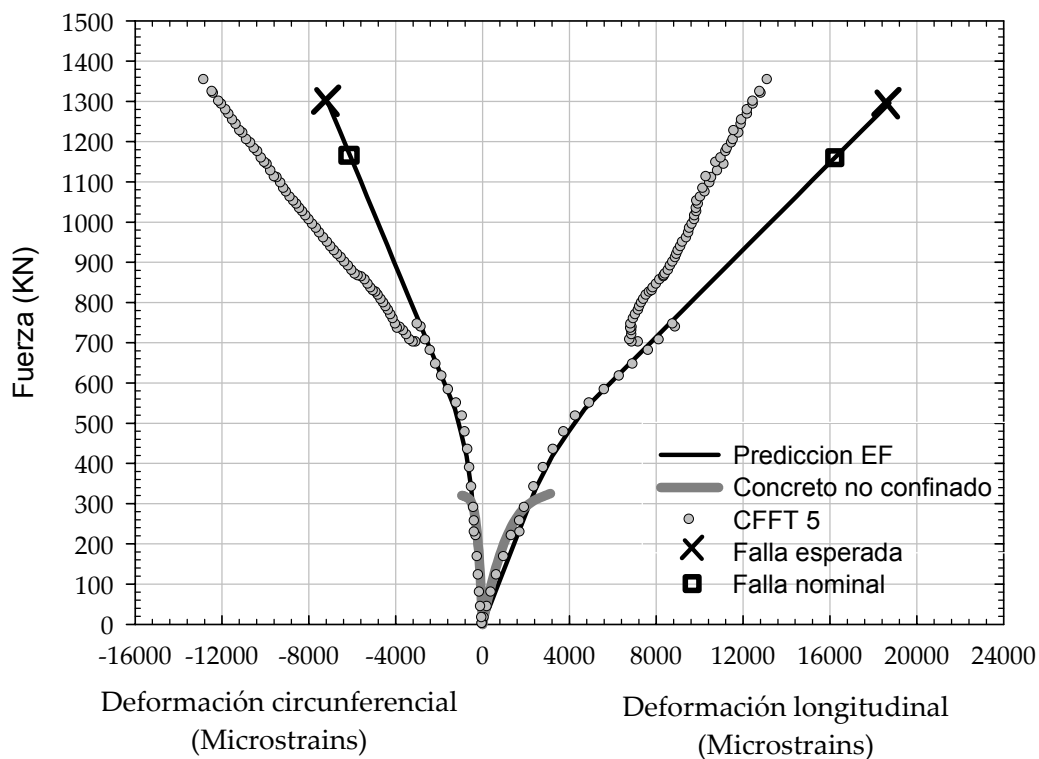


Figura 5.9. Condición de falla última: Comparación de la respuesta numérica y experimental.

Debido a los efectos de borde observados en los ensayos experimentales, la comparación de la trayectoria en las curvas fuerza vs. deformación longitudinal se limita a valores de cargas menores a los de la carga de aplastamiento. Posterior a este evento, el tubo de FRP perdió su capacidad total de soporte, de forma que las lecturas de deformación longitudinal medidas sobre la superficie del tubo de FRP ya no correspondieron a la deformación global del sistema.

Sin embargo, la comparación de la carga de falla puede ser realizada en términos de la fuerza experimental aplicada a los elementos CFFT, aun con la presencia del aplastamiento de los efectos de bordes, teniendo en cuenta que los registros de carga

obtenidos fueron adquiridos a partir de la reacción de los especímenes sobre el marco de pruebas.

La Figura 5.10 presenta una comparación grafica general de los valores de carga última estimados usando el modelo de elementos finitos y los valores de carga última obtenidos experimentalmente en todos los elementos CFFT con diámetro 168 mm. En esta figura, el valor de la predicción en la carga de falla dado por el modelo se aproxima al valor de carga de falla experimental de los 5 especímenes CFFT que presentaron el modo de falla esperado. Los valores de carga de falla en los especímenes CFFT restantes fueron significativamente menores.

Los errores en la predicción de la carga de falla con respecto al valor promedio de carga ultima experimental en los elementos CFFT fueron de 1.3 % y 11.37 % respectivamente para la carga de falla esperada y la carga de falla nominal. La relación entre el valor de la carga de falla nominal y el valor de carga de falla experimental fue de $0.898 \cong 0.9$, lo cual indica un factor de seguridad presente en los valores de resistencia nominal de $F.S.= 1.11$.

Una vez ocurre el aplastamiento en los bordes, las curvas fuerza vs. deformación circunferencial sufren un cambio abrupto de pendiente indicando un fenómeno de redistribución de carga significativa en el sistema. Considerando la pérdida de soporte longitudinal del tubo, se espera una mayor sollicitación axial del núcleo de hormigón y

por tanto una mayor presión de confinamiento. De esta manera, la pérdida de rigidez longitudinal en el tubo de FRP, debida al efecto de aplastamiento en los bordes, permite una mayor deformación circunferencial dado un mismo nivel de carga en el sistema.

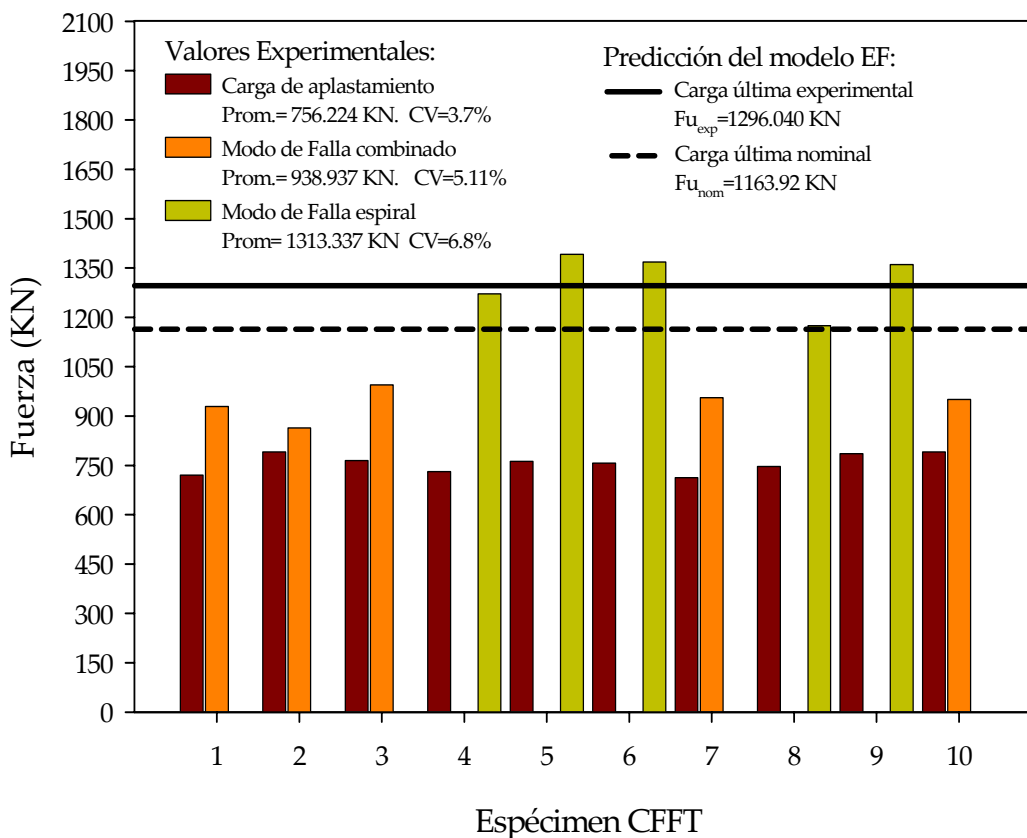


Figura 5.10. Valores de carga para las condiciones de aplastamiento y falla ultima.

Al relacionar el modo experimental de falla en los elementos CFFT con los valores de carga de falla obtenidos con el modelo de elementos finitos, se observa que aquellos que exhibieron un valor de carga cercano al valor de la predicción, presentaron en común un modo de falla espiral claramente definido.

CAPITULO 6:

CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

Este trabajo consistió en el estudio experimental y analítico del sistema CFFT sujeto a la aplicación de carga axial en compresión. Para el estudio experimental se ejecuto un programa que incluyo el ensayo en compresión de 10 especímenes CFFT con diámetro 168 mm y la realización de pruebas de caracterización mecánica del tubo de FRP y del núcleo de hormigón. Adicionalmente, se ensayaron 2 especímenes CFFT con diámetro 89 mm en pruebas preliminares para la caracterización del sistema y la configuración del sistema de adquisición. Para el estudio analítico, se implemento un modelo no lineal de elementos finitos que permitió la predicción de la respuesta del sistema CFFT sujeto a carga axial en compresión. Este modelo fue verificado con los resultados obtenidos en el programa experimental. La realización de este trabajo permitió obtener las siguientes conclusiones:

1. La respuesta fuerza vs. deformación en los elementos CFFT estudiados presentó básicamente un comportamiento bilineal con una región de transición en la vecindad de la condición de resistencia última del hormigón no confinado. En esta zona ocurre un cambio progresivo de pendiente que identifica el desarrollo del mecanismo de confinamiento provisto por el tubo de FRP.
2. El análisis de la razón de Poisson, la respuesta volumétrica y la razón de dilatación en los elementos CFFT permitió observar que para bajos niveles de carga el mecanismo de respuesta de los elementos CFFT está controlado principalmente por el núcleo de hormigón. Mientras para valores altos de carga aplicada en el sistema CFFT, la respuesta del sistema depende principalmente de las propiedades del dispositivo de confinamiento.
3. El mecanismo de falla del sistema CFFT estuvo controlado por la capacidad última del tubo de FRP sujeto a una condición biaxial de esfuerzos. El evento inicial de falla en los especímenes CFFT ocurrió como el aplastamiento en los bordes del tubo FRP y pudo ocasionarse por la ausencia de un sistema de corona efectivo para la transferencia de carga externa al sistema. A partir de este primer modo de falla, el tubo de FRP continuó confinando el núcleo de hormigón y permitió un incremento progresivo en la carga aplicada hasta alcanzar la condición de falla última en el sistema.

4. Para la verificación del modelo implementado, se calibraron los parámetros de los modelos constitutivos de cada material utilizando los resultados obtenidos en la ejecución del programa experimental. Con este procedimiento, el modelo permitió obtener una respuesta para el sistema CFFT que corresponde razonablemente bien a los resultados experimentales.
5. Para la calibración de los parámetros del modelo Drucker-Prager, se implemento un procedimiento iterativo que permitió obtener una solución única para el ángulo de fricción y el ángulo de dilatancia. Con esta solución se logro capturar con presición la respuesta volumétrica del sistema.
6. Analizando la respuesta volumétrica, la razón de Poisson y la razón de dilatancia, se deduce que los modelos constitutivos utilizados para cada material permiten capturar adecuadamente las características principales observadas en la respuesta experimental del sistema CFFT.
7. La relación de los valores de ángulo de dilatancia y de rigidez efectiva normalizada de confinamiento permitieron la verificación de los resultados obtenidos en el análisis parametrico para la calibración del núcleo de hormigón. Este análisis también permitió determinar la efectividad del confinamiento, la cual presenta una dependencia de la geometría, de las propiedades de rigidez del tubo de FRP y de la resistencia del núcleo de hormigón.

8. Para la predicción de la carga última de falla en el sistema se incorporó en el modelo no lineal de elementos finitos el criterio de esfuerzos de falla de Tsai-Wu, el cual permite considerar la condición biaxial de esfuerzos presente en el tubo de FRP. En la definición de este criterio de falla se utilizaron los valores de resistencia última del tubo de FRP obtenidos experimentalmente en el presente trabajo y también los valores nominales publicados por el fabricante. La predicción de la carga última de falla esperada, obtenida con los valores experimentales de resistencia última, permitió la mejor aproximación al valor de carga última observado experimentalmente en los elementos CFFT que exhibieron un modo de falla en espiral

Con los resultados obtenidos en este trabajo, el conocimiento del comportamiento del sistema CFFT encuentra un nuevo aporte a la formación de una base de datos y referencias que permita en un futuro el uso de esta tecnología con seguridad y eficiencia para la infraestructura civil. Las siguientes corresponden a algunas recomendaciones que pueden ser tomadas en cuenta para la realización de futuros trabajos de investigación:

En este estudio, el modelo no lineal de elementos finitos permitió predecir la respuesta del sistema CFFT utilizando parámetros calibrados experimentalmente para el modelo constitutivo del hormigón. Para poder utilizar este modelo en la predicción de la respuesta de sistemas cuyas propiedades experimentales no hayan sido obtenidas previamente, es necesario el desarrollo de un estudio que considere un mayor número de

niveles para los factores de interés. Así, las propiedades del sistema CFFT que permiten una solución única para el ángulo de fricción β y el ángulo de dilatación δ pueden ser exploradas y como consecuencia podría formularse una metodología para la predicción de los parámetros a ser utilizados en el modelo no lineal de elementos finitos.

La ausencia de un sistema de corona efectivo, que permitiera la transferencia homogénea de esfuerzos a ambos materiales, pudo ser la causa del fenómeno de aplastamiento observado en los bordes del tubo de FRP. Sin embargo, al observar los resultados del estudio de microscopía y del análisis de la macromecánica del material, se deduce que la sección del laminado puede presentar el desarrollo de deformaciones acopladas entre los modos membranal y flexural en el laminado. Debido a esto, existe también la posibilidad de que el aplastamiento observado se haya iniciado por una condición de pandeo local debida al desarrollo de deformaciones fuera del plano de la sección. Para poder explorar en detalle el fenómeno de aplastamiento descrito, es necesaria la realización de ensayos adicionales.

A partir de la calibración del modelo no lineal de elementos finitos implementado, se recomienda también la realización de un estudio paramétrico para conocer en detalle la influencia de factores como el espesor y la estructura del tubo de FRP, las propiedades del núcleo de hormigón, la condición de contacto entre el tubo de FRP y el núcleo de hormigón en la respuesta del sistema.

REFERENCIAS

ABAQUS/ Standard User Manual, Vols. (I, II, III), Version 6.5.

ACI Committee 440. (2002). "Guide for the Design and Construction of Externally Bonded FRP Systems for Strengthening Concrete Structures (ACI 440.2R.02)", American Concrete Institute, Farmington Hills, Mich., pp. 45.

American Society for Testing and Materials (ASTM). (1995). "Standard Test Method for Compressive Properties of Polymer Matrix Composites with Unsupported gage location Section by Shear Loading", Annual Book of ASTM Standards, D3410-95.

American Society for Testing and Materials (ASTM). (1999). "Standard Test Methods for Constituent Content of Composite Materials", Annual Book of ASTM Standards, D3171-99.

American Society for Testing and Materials (ASTM). (2000). "Standard Test Method for Tensile Properties of Polymer Matrix Composites", Annual Book of ASTM Standards, D3039-00.

American Society for Testing and Materials (ASTM). (2001). "Standard Test Method for Tensile, Compressive, and Flexural Creep and Creep-Rupture of Plastics", Annual Book of ASTM Standards, D2990-01.

American Society for Testing and Materials (ASTM). (2001). "Standard Practice for Plastics: Dynamic Mechanical Properties: Determination and Report of Procedures", Annual Book of ASTM Standards, D4065-01.

Au, C. y Buyukozturk, O. (2005). "Effect of Fiber Orientation and Ply Mix on Fiber Reinforced Polymer-Confined Concrete", Journal of Composites for Construction, Sept-Oct, pp. 397-407.

Babu M., Shirkanth G. y Biswas S. (2006). "Composite Fabrication by Filament Winding - An Insight". TIFAC - Technology Information, Forecasting & Assesment Council. www.tifac.org.in/news/acfil.html

Barbero E. J. (1998). "Introduction to Composites Materials Design". Taylor & Francis, Philadelphia, PA, pp. 336.

Baxter C., Marinuchi A., Bradshaw A. y Morgan R. (2005). "Field Study of Composite in the Marine Enviroment". <http://www.uritc.uri.edu/>

Bazant, Z. P. y Tsubaki, T. (1980). "Total Strain Theory and Path Dependence of Concrete". *Journal of Engineering Mechanical Division, American Society of Civil Engineers*, Vol 106, No. 6, pp.1151-1173.

Becque, J. (2000). "Analytical Modeling of Concrete Columns Confined by FRP", MSc Thesis, The university of Manitoba, Canada.

Bisby, L. A., Dent, A. J. S. y Green, M. F. (2005). "Comparison of Confinement Models for Fiber-Reinforced Polymer-Wrapped Concrete". *ACI Structural Journal*, Title No. 102-S07, January-February, pp. 62-72.

Cain, J., Santiago, K., Case, S., Lesko, J., Pando, M. y Acosta, F. (2006). "The Effect of Hygrothermal Aging on Cylindrical E-Glass/Epoxy Composites". *Proceedings of the 23rd SouthEastern Conference in Theoretical Applied Mechanics*, Mayagüez, Puerto Rico, May 21-23.

CAN/CSA-S806. (2002). "Design and Construction of Building Components with Fiber-Reinforced Polymers", Canadian Standards Association, Ottawa.

Carey, S. A. y Harries, K. A. (2005). "Axial Behavior and Modeling of Confined Small-, Medium-, and Large-Scale Circular Sections with Carbon Fiber-Reinforced Polymer Jackets", *ACI Structural Journal*, Vol. 102, No.4, Jul-Aug, pp. 596-604.

Chaallal, O., Hassan M. y LeBlanc M. (2006). "Circular Columns Confined with FRP: Experimental versus Prediction Models and Guidelines", *Journal of Composites for Construction*, January-February, pp. 4-12.

Cheng, W. F. (1982). "Plasticity in Reinforced Concrete", McGraw-Hill Book Co., New York, N.Y., pp 474.

Cocco, L. J., Gerbaudo, G. M., Ruiz, M. E. y Prato, C. A. (2004). "Análisis Numérico No-Lineal de Tubos de Acero Rellenos de Hormigón", *Revista Internacional de Desastres Naturales, Accidentes e Infraestructura Civil*. Vol. 4 , No.1. pp. 41-52.

Davila, J. y Balanta, M. (2002). "Efectos del reforzamiento con fibras de carbón sobre los parámetros dinámicos de una estructura de hormigón ", Tesis, Universidad del Valle, Colombia, pp.167.

Davila, J., Lammoglia, V., Acosta, F. y Pando, M. (2006). "Compressive Stress-Strain Behavior of Concrete with Variable Confinement". *Proceedings of the 23rd SouthEastern Conference in Theoretical Applied Mechanics*, Mayagüez, Puerto Rico, May 21-23.

De Lorenzis, L. y Tepfers, R. (2003). "Comparative Study of Models on Confinement of Concrete Cylinders with Fiber-Reinforced Polymer Composites", Journal of Composites for Construction, ASCE, V.7, No.3, pp. 219-237.

Department of Defense (2002). "Composite Material HandBook", Militar HandBook 17, Department of Defense, vol. 1-5.

Entec (2006). "Filament Winding Systems". FW Series Standard Design.
www.entec.com

Fam, A. Z. (2000). "Concrete-filled Fiber Reinforced Tubes for Axial and Flexural Structural Members". PhD Thesis, the University of Manitoba, Canada, 261 pp.

Fam, A. Z. y Rizkalla, S. H. (2001). "Behavior of Axially Loaded Concrete-Filled Circular Fiber-Reinforced Polymer Tubes". ACI Structural Journal, Vol. 98, No. 3, May-June, pp. 280-289.

Fam, A. Z. y Rizkalla S. H. (2001). "Confinement Model for Axially Loaded Concrete Confined by FRP Tubes". ACI Structural Journal, Vol.98, No. 4, Jul-Aug, pp. 451-461.

Fam, A. Z., Mandal, S. y Rizkalla S. H. (2005). "Rectangular Filament-Wound Glass Fiber Reinforced Polymer Tubes Filled with Concrete under Flexural and Axial Loading: Analytical Modeling", Journal of Composites for Construction, January-February, pp. 34-43.

Fardis, M. N. y Khalili, H. (1981). "Concrete Encased in Fiberglass-Reinforced Plastic". ACI Structural Journal, Title No. 78-38, Nov-Dec, pp. 440-446.

Feng, P., Lu, X. Z. y Ye, L. P. (2002). "Experimental Research and Finite Element Analysis of Square Concrete Columns Confined by FRP Sheets under Uniaxial Compression". Proceedings of 17th Australasian conference on the Mechanics of Structures and Materials. Gold Coast, Australia, Jun, pp. 71-76.

FHWA (2006). "Current Practices in FRP Technology FRP Bridges Decks and Superstructures". Bridge Technology. www.fhwa.dot.gov/BRIDGE/frp/seismpho.htm

Flisak, B. (2004). "Concrete Filled Fibre Reinforced Polymer Tubes for Structural Members", MSc Thesis, The university of Manitoba, Canada.

Furlong, R. W. (1967). "Strength of Steel-encased concrete Beam Columns". Proceedings of the ASCE, Vol. 93, No. ST5, October, pp. 113-124.

Fyfe Co. LLC. (2006). "Pdf Library". <http://www.fyfeco.com/library/library.html>

Gardner, N. J. y Jacobson, E. R. (1967). "Structural Behavior of Concrete Filled Steel Tubes". ACI Journal, Title No. 64-38, July, pp. 404-416.

Goble, Raush, Likins and Asociados, Inc. (2000). "PDA Results – Pipe Extension No. 4 Beach Erosion Control Project", Hardcore composite Report, Report No. 20000HCR0030.

Godoy L. A., Prato C. A. y Flores F. G. (2000). "Introducción a la teoría de la elasticidad". AMCA Universitas, Cordoba, Argentina, pp. 162.

Han, L. (2000). "Test on Concrete Filled Steel Tubular Columns with High Slenderness Ratio". Advances in structural Engineering, Vol3, No.4, pp.337-344.

Iskander, M. y Hassan, M. (1998). "State of the Practice Review in FRP Composite Piling". Journal of Composites for Construction, August, pp. 116-120.

Iskander, M. y Stachula, A. (1999). "FRP Composite Polymer Piling: An alternative to Timber Piling for Water-front Applications". Geotechnical News, pp. 27-29.

ISIS M04. (2001). "Design Manual No. 4: Strengthening Reinforced Concrete Structures with externally Bonded Fiber Reinforced Polymers", Intelligent Sensing for Innovative Structures (ISIS), Winnipeg, Canada.

Kanatharana, J. y Lu, L. (1998). "Strength and Ductility of Concrete Columns Reinforced with FRP Tubes". Proceedings of the first International Conference on Composite in Infrastructure (ICCI'96), Tucson, Arizona, January, pp. 370-384.

Karbhari, V. M. y Gao, Y. (1997). "Composite Jacketed Concrete Under Uniaxial Compression – Verification of Simple Design Equations". Journal of Materials in Civil Engineering, ASCE, Vol.9, No. 4, pp. 185-192.

Kilpatrick, A. E. y Rangan, V. (1999). "Test on High-Strength Concrete-filled Steel Tubular Columns". ACI Structural Journal, Vol.96, No. 2, Mar-Apr, pp.268-274.

Koch, G. H., Brongers, M. P., Thompson, M. G., Virmani, Y. P. y Payer, J. H. (2002). "Corrosion Costs and Preventive Strategies in the United States" Publication FHWA-RD 01-156.

Knowles, R. y Park, R. (1969). "Strength of Concrete Filled Steel Tubular Columns". Proceedings of the ASCE, Vol. 95, No. ST12, December, pp.2565-2587.

Kozera, D. W. (1997). "Dynamic Pile Testing". Hardcore Composites Report, Report No. 2000HCR0004.

- Lan, S. y Guo, Z. (1997). "Experimental investigation of multiaxial compressive strength of concrete under different stress paths". *ACI Materials Journal*, Vol 94, No. 5, pp. 427-434.
- Lam, L. y Teng, J. G. (2001). "Strength Models for Circular Concrete Columns Confined by FRP Composites", Fifth Symposium on Plastic-Reinforced-Plastic Reinforcement for Concrete Structures (FRPRCS-5), C. Burgoyne, ed., Thomas Telford, London, pp. 835-844.
- Lampo, R., Nosker, T., Barno, D., Busel, J., Maher, A., Dutta, P. y Odello, R. (1998). "Development and Demonstration of FRP Composite Fender, Loadbearing, and Sheet Piling Systems". USACERL Technical Report, September, No. 98/123.
- Lopez, J. J. (2002). "Material Identification Procedure for Elastoplastic Drucker-Prager Model". *Journal of Engineering Mechanics*, May. pp. 586-591.
- Lubliner, J. (1990). "Theory of Plasticity". McMillan publishers, New York, pp. 495.
- Mandal, S., Hoskin, A. y Fam, A. (2005). "Influence of Concrete Strength on Confinement Effectiveness of Fiber-Reinforced Polymer Circular Jackets". *ACI Structural Journal*, Title No. 102-S38, May-June, pp. 383-392.
- Mander, J. B., Priestley, M. J. N. y Park, R. (1988). "Theoretical Stress-Strain Model for Confined Concrete". *Journal of Structural Engineering*, Vol. 114, No.8, August, pp. 1804-1826.
- Matthys, S., Toutanji, H., Audenaert, K. y Taerwe L. (2005). "Axial Load Behavior of Large-Scale Columns Confined with Fiber-Reinforced Polymer composites". *ACI Structural Journal*, Title No. 102-S26, March-April, pp. 258-267.
- Mirmiran, A. (1998). "Length Effect on FRP-Reinforced Concrete Columns". *Proceedings of the Second International conference on Composites in Infrastructure (ICCI'98)*, Tucson, Arizona, pp.518-532.
- Mirmiran, A. y Shahawy, M. (1997). "Behavior of Concrete columns Confined by Fiber Composites". *Journal of Structural Engineering*, May, pp.583-590.
- Mirmiran, A., Shahawy, M. y Saaman, M. (1998). "Effect of Column Parameters on FRP-confined Concrete". *Journal of Composites for Construction*, November, pp. 175-185.
- Mirmiran, A., Zagers, K. y Yuan, W. (2000). "Nonlinear Finite Element Modeling of Concrete Confined by Fiber Composites", *Finite Elements in Analysis and Design*, Elsevier Science, No. 35, pp. 79-96.

- Miyauchi, K., Nishibayashi, S. y Inoue S. (1997). "Estimation of Strengthening Effects with Carbon Fiber Sheets for Concrete Columns", Non Metallic (FRP) Reinforcement for Concrete Structures, Proceedings of the third International Symposium (FPRRCS-3) on Non Metallic FRP Reinforcement for Concrete Structures, Sapporo Japan, October -16, Vol 1, pp. 217-224.
- Moran, D. A. y Pantelides, C. P. (2002). "Stress-Strain Model for Fiber-Reinforced Polymer-Confined Concrete", Journal of Composites for Construction, November, pp.233-240.
- Moran, D. A. y Pantelides, C. P. (2002). "Variable Strain Ductility Ratio for Fiber-Reinforced Polymer-Confined Concrete", Journal of Composites for Construction, November, pp.224-232.
- Moran, D. A. y Pantelides, C. P. (2005). "Damage-Based Stress-Strain Model for Fiber-Reinforced Polymer-Confined Concrete", ACI Structural Journal, January-February, pp.54-61.
- Nanni, A. y Bradford, N. M. (1995). "FRP jacketed Concrete Under Uniaxial Compression", Construction and Building Materials, Vol. 9, No.2, pp.115-124.
- Neale K. (2000). "FRP for structural rehabilitations: a survey of recent progress". Progress in Structural Engineering and Materials. Vol. 2. No. 2. pp. 133-138.
- Newman, K. y Newman, J. B. (1972). "Failure theories and design criteria for plain concrete", Proceedings of International Material Conf. on Structure, Solid Mechanics and Engineering Design, Southampton, Wiley Interscience, New York, Part 2, pp. 963-995.
- Okamoto, T. y Maeno, T. (1988). "Experimental Study on Rectangular Steel Tube Columns In filled with Ultra High Strength Concrete Hardened by Centrifugal Forced". Annual Meeting of the AIJ, Proceedings, Chiba, October, pp. 1359.
- Owens Corning. (2006). "Composite Solutions". www.owenscorning.com
- Pando, M. A. (2003). "A laboratory and field study of composite piles for bridges substructures". PhD Thesis, Virginia Polytechnic Institute and State University,
- Pando, M. A., Filz, G. M., Ealy, C. y Hoppe, E. (2003). "Axial and Lateral Load Performance of Two Composite Piles and One Prestressed Concrete Pile". TRB 2003 Annual Meeting CD-ROM, Paper No: 03-2912.
- Pando, M. A., Brown, D. y Filz, G. M. (2004). "Performance of Laterally Loaded Composite Pile at the Nottoway River Bridge". GeoTrans Conference Proceedings, Geotechnical Engineering for Transportation Projects, ASCE GSP No. 126.

- Pando, M. A., Ealy, C. D., Filz, G. M., Lesko J. J. y Hoppe E. J. (2006). "A Laboratory and Field Study of Composite Piles for Bridge Substructures". Virginia Transportation Research Council, Report FHWA-HRT-04-043, March, pp. 365.
- Pantazopoulou, S. J. y Mills, R. H. (1995). "Microstructural aspects of the mechanical response of plain concrete", ACI Materials Journal, Vol 92, No. 6, pp.605-616.
- Parent, S. y Labossiere, P. (1997). "Finite Element Analysis of Reinforced Concrete Columns Confined with Composite Materials". Paper, University Sherbrooke.
- Pearson Pilings. (2006). "Pictures of Pearson Fiberglass composite Pilings". www.pearsonpilings.com
- Pitcher, F., Rochette, P. y Labossiere, P. (1996). "Confinement of Concrete Cylinders with CFRP". Proceedings of the first International Conference on Composites in Infrastructure (ICCI'96), Tucson, Arizona, January, pp. 829-841.
- Popovics, S. (1973). "A numerical approach to the complete stress-strain curves for concrete". Cem. Concr. Res., Vol 3, No. 5, pp. 583-599.
- Priestley, M., Seible, F. y Calvi, G. (1996). "Seismic Design and Retrofit of Bridges". John Wiley & Sons Inc., New York, NY.
- Purba, B. K. y Mufti, A. A. (1998). "Reinforcement of Circular Concrete Columns with Carbon Fiber Reinforced Polymer (CFRP) Jackets". Proc., Canadian Society of Civil Engineering Second Structural Specialty Conference, Vol. 3b, June, pp. 561-569.
- Richart, R. M. y Abbott, B. J. (1975). "Versatile elastic-plastic stress-strain formula", Journal of Engineering Mechanical Division, American society of Civil Engineers, Vol 101, No. 4, pp. 511-515.
- Rizcalla, S., Dawood M. y Shahawy M. (2006). "FRP for Transportation and Civil Engineering Infrastructure: Reality and Vision". http://www4.ncsu.edu/~srizkal/TechPapers2006/FRP_Transportation_CE_Infrastructure_TRB%202006.pdf
- Rochette, P. (1996). "Confinement of Short Square and Rectangular Columns with Composite Materials", MSc Thesis, the University of Sherbrooke.
- Rochette, P. y Labossiere, P. (1996). "A Plasticity Approach for Concrete Columns Confined with Composite Materials, In M. M. El Badry (ed), Advanced Composite Materials in Bridges and Structures; Canadian Society for Civil Engineering, Montreal, pp. 359-366.

Ruiz, M. E., Pando, M. A. y Acosta, F. J. (2004). "NonLinear Finite Element Analysis of Concrete-Filled FRP Composite Piles", Proceedings, SECTAM XXIII, agosto 15-17.

Saadatmanesh, H., Ehsani, M. R. y Li M. W. (1994). "Strength and ductility of concrete columns externally reinforced with fiber composites straps", ACI Structural Journal, Vol. 91, No. 4, pp. 434-447.

Saafi, M., Toutanji H. A. y Li, Z. (1999). "Behavior of Concrete Columns Confined With Fiber Reinforced Polymer Tubes", ACI Materials Journal, Vol. 96, No. 4, pp. 500-509.

Saaman, M., Mirmiran, A. y Shahawy, M. (1998). "Model of Concrete Confined by Fiber Composites". Journal of Structural Engineering, September, pp. 1025-1032.

Sakino, K., Tomii, M y Watanabe, K. (1985). "Sustaining Load Capacity of Plain Concrete Stub Columns by Circular Steel Tubnes". Proceedings of the Conference on Concrete-Filled Steel Tubular Structures, pp. 112-118.

Schneider, S. P. (1998), "Axially Loaded Concrete-Filled Steel Tubes", Journal of Structural Engineering, October, pp. 1125-1138.

Seible, F. (1996). "Advance Composite Materials for Bridges in the 21st Century", Proceedings of the first International Conference on Composites in Infrastructure (ICCI'96), Tucson, Arizona, January, pp.17-30.

Seible, F., Priestley, M., Hegemier, G. A. y Innamorato, D. (1997). "Seismic Retrofit of RC Columns with continuous carbon fibers jackets", Journal of Composite for Construction, Ene-Mar. pp. 52-62.

Shams, M. y Saadeghvaziri, M. A. (1997). "State of the art of Concrete-filled Tubular Columns", ACI Structural Journal, Vol. 94, No. 5, Sept-Oct, pp. 558-571.

Shao, Y. y Mirmirian, A. (2005). "Experimental Investigation of Cyclic Behavior of Concrete-Filled Fiber Reinforced Polymer Tubes", Journal of Composites for Construction, May-June, pp.263-273.

Spoelstra, M. R. y Monti, G. (1999). "FRP-confined Concrete Model". Journal of Composites for Construction, August, pp. 143-150.

Thermou G. y Elnashai A. (2005). "Seismic retrofit schemes for RC structures and local-global consequences". Progress in Structural Engineering and Materials. Vol. 8. No. 1. pp. 1-15.

Therriault, M., Claude, S. y Neale, K. W. (2001), "Simplified Design Equations for Reinforced Concrete Columns Confined with FRP Wraps", FRP Composites in Civil Engineering, J. G. Teng, Ed., Elsevier Science Ltd., Hong Kong, pp. 741-748.

Tommi, M., Yoshimura, K. y Morishita, Y. (1977), "Experimental Studies on Concrete Filled Steel Tubular Stub Columns Under Concentric Loading", Proceedings of the International Colloquium on Stability of Structures Under Static and Dynamic Loads, pp. 718-741.

Toutanji, H. (1999). "Stress-Strain Characteristics of Concrete Columns Externally Confined with Advance Fiber Composite Sheets". ACI Materials Journal, Vol. 96, No. 3, pp. 397-404.

U. S. Department of Labor (2006). "OSHA Technical Manual". www.osha.gov

U.S. – Japan Planning Groups. (1992). "Recommendations for U.S. Japan Cooperative Research program - Phase 5 Composite and Hybrid Structures" Rep. No. UMCEE 92-29, Univ. of Michigan, Ann Arbor, Mich.

Wallenberger, F., Watson, J. y Li, H. (2001). "Glass Fibers", Composites, Engineered Materials Handbook, ASM International, vol 1, pp. 27-34.

Weibull, W. (1939). "A Statistical Theory of the Strength of Materials", Ingeniors Vetenskaps Akademiens Handlingar, Royal Swedish Institute for Engineering Research. Stockholm, Sweden, No. 153.

Xiao, Y. y Ma, R. (1997). "Seismic Retrofit of RC Circular Columns Using Prefabricated Composite", Journal of Structural Engineering, October, pp.1357-1364.

Xiao, Y. y Wu, H. (2000). "Compressive Behavior of Concrete Confined by Carbon Fiber Composite Jackets", Journal of Materials in Civil Engineering, Vol. 12, No.2, pp. 139-146.

Zhu Z., Ahmad I. y Mirmiran A. (2006). "Seismic Performance of Concrete-Filled FRP Tube Columns for Bridges Substructures", Journal of Bridge Engineering, Vol. 11, No.3. pp. 359-370.

APÉNDICE 1:

EL PROCESO “FILAMENT WINDING”

El proceso de Envoltura de filamentos (conocido en inglés como “Filament Winding”) es un método de producción automatizado que permite la fabricación de formas axilimétricas de gran volumen como tubos, tanques, cubiertas de motores de propulsión y postes. El tipo de equipos utilizados en este proceso varía desde equipos biaxiales con control manual hasta equipos con controladores digitales asistidos por computador (CAD/CAM), los cuales permiten la obtención de productos más confiables y con un menor costo efectivo.

En este proceso, los mazos de fibras o bandas continuas son envueltos en un molde cilíndrico que rota a cierta velocidad permitiendo la formación de capas con precisión sin la necesidad de traslapes. Con la utilización de un alimentador de fibras móvil, cuyo control permite la creación de arquitecturas de fibras especializadas, se pueden elaborar productos que permiten resistir una condición de carga en múltiples direcciones.

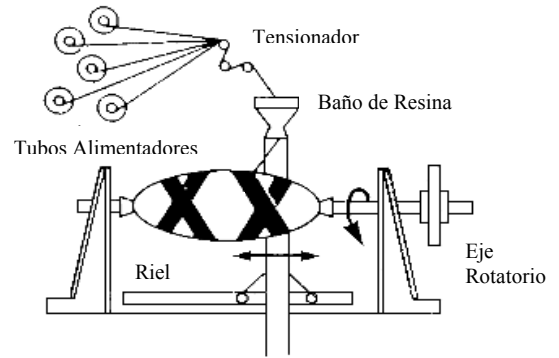
Existen dos categorías en el proceso de envoltura de filamentos o “Filament Winding”, el proceso de envoltura húmeda (Wet Winding) y el de envoltura preimpregnada (Dry Winding). El proceso de envoltura húmeda consiste en el suministro de bandas de fibras a través de un baño de resina para su envoltura final en un eje rotatorio. En este, el contenido de resina en el compuesto depende de la viscosidad de la resina, la presión en la interfase de la muestra y el eje rotatorio, la tensión con que las fibras son aplicadas, el número de capas y el diámetro del eje rotatorio. En el proceso de

envoltura preimpregnada, la resina aplicada en las fibras se encuentra en un estado intermedio de reacción el cual se reactiva a un estado final de polimerización con el uso de agentes catalizadores, de forma que el material después de curado es insoluble y estable.

En la Figura A.1 se incluye una descripción grafica del proceso de envoltura húmeda (Wet Winding). En este proceso, un número de mazos de fibras es conducido desde los tubos alimentadores (creels) a través de una serie de ruedas metálicas que permiten suministrar un nivel deseado de tensión en el conjunto. Luego estos mazos son llevados a través de un rodillo metálico y una tarjeta de tejido para ser agrupados antes de entrar en un baño de polímero líquido, el cual contiene una composición deseada de resina, catalizador y otros aditivos como pigmentos o agentes de protección ultravioleta (UV). Después del baño de impregnación, las bandas son empujadas en el interior de un aparato de remoción de excesos y bolsas de aire que también asegura que la resina esté aplicada uniformemente en el conjunto de fibras. A la salida de este dispositivo, la banda de fibras es aplicada sobre un eje rotatorio, usando para ello una cabeza alimentadora móvil. Este dispositivo puede desplazarse hacia adelante y hacia atrás sobre toda la longitud del molde. Con esta capacidad, controlando la velocidad de rotación del molde y la velocidad de tránsito del alimentador, se puede obtener el ángulo deseado para las fibras de refuerzo de acuerdo a los requerimientos del diseño.

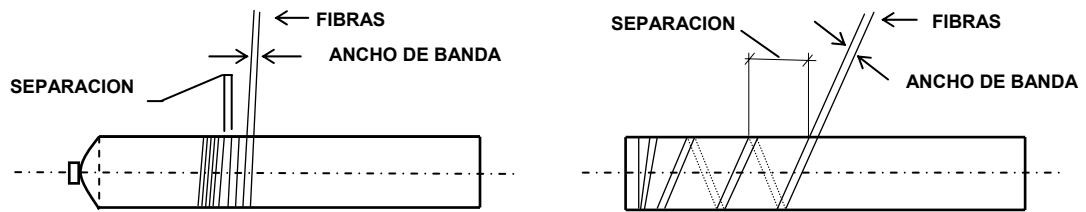


a) Equipo Fw5000 “Filament Winder”.
(Entec, pag. web, 2006)



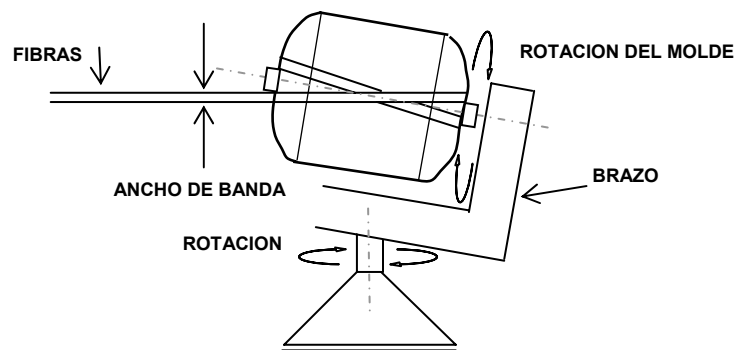
b) Descripción Grafica del proceso
(Adaptado de OSHA, pag. web, 2006)

Figura A1.1. Descripción grafica del proceso de manufactura:
Envoltura de filamentos “Filament Winding”.



a) Circunferencial

b) Helicoidal



c) Polar

Figura A1.2. Patrones angulares típicos en el proceso de envoltura de filamentos
(adaptado de Babu et al., 2006)

Gracias al uso de un proceso automatizado, este método permite obtener partes con un alto nivel de reproducibilidad y repetitibilidad. Para garantizar estos resultados creando un producto de alta calidad, la tensión en las bandas de fibras y la cantidad de resina impregnada son dos de los parámetros mas importantes que deben ser controlados en el proceso.

La tensión en el conjunto de las fibras es necesaria para mantener el alineamiento de las mismas y controlar el contenido de resina. Si la tensión en las fibras es muy alta se obtienen contenidos inadecuados de resina, esfuerzos residuales después del curado, grandes deformaciones en el molde y la ruptura de grupos de fibras. Si, por el contrario, la tensión en las fibras es baja, se obtienen excesos en el contenido de vacíos, fibras en grupos no uniformes y fibras desalineadas.

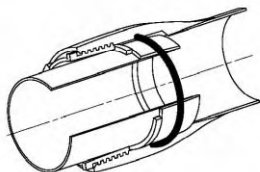
Un contenido adecuado de resina es necesario para evitar la formación de vacíos en el producto final. La viscosidad de la resina debe ser lo suficientemente baja, de forma que las bandas de fibras sean impregnadas completamente y lo suficientemente alta para asegurar que esta no va a ser evacuada o escurrida fuera del compuesto. La velocidad de rotación del molde y la cantidad de resina en el baño deben ser suficientes para que se logre la impregnación completa de la banda de fibras.

APÉNDICE 2:

**ESPECIFICACIONES TECNICAS DE LOS
TUBOS DE FRP (Boletín AMERON FP516 10/97)**



FIBERGLASS PIPE GROUP



Series 3000A Fiberglass Pipe and Fittings

for general industrial service

Uses and applications

Alcohol solutions	Mild chemicals
Boiler feed water	Municipal waste
Bridge, roof and floor drains	Potable water
Brine and brackish water	Power plant, steel mill and industrial plant piping
Chemical process piping	Sewer lines and sewer force mains
Cooling water	Source and recycle water
Demineralized water	Sump discharge
Electroplating	Vent lines
Fuel oil piping	Water mains
General service piping	Water treatment
Jet fuel piping	

Listings

MIL-P-29206A for jet fuels and petroleum liquids.

Performance

Working pressure to 450 psig depending on pipe size.

No thrust blocks are required at rated system pressure for most buried piping configurations and most soil conditions. Thrust blocks may be required for 14 and 16-inch Bondstrand 3000A. For above-ground use, consult Ameron Fiberglass Pipe Division.

Temperatures to 210°F (99°C) maximum.

Full vacuum capabilities when buried and properly backfilled. For above-ground use, refer to collapse pressures listed below under pipe pressure performance.

Recommended burial depth: 3 to 25 feet.

Recommended for water, waste water (pH 1 to 12), moderately corrosive liquids and mild chemicals. Consult Ameron corrosion guide FP132 or Ameron Applications Engineering for recommendations for your particular application.

Bondstrand Series 3000A is available with the patented Pronto-Lock® and Pronto-Lock II mechanical joining systems and may be used to temperatures as high as 210°F (99°C).

Individual system components may not have the same ratings as the pipe. Refer to the detailed product information for the specific components to determine the pressure rating for the system as a whole.

ISO-9001



DNV
CERTIFICATED FIRM

FP516B (10/97)

Composition**Pipe**

Filament-wound fiberglass reinforced epoxy pipe with integral epoxy liner and exterior coating.

Nominal Pipe Size		ASTM Designation	
(in)	(mm)	(D2310)	(D2996)
2 - 6	50 - 150	RTRP 11FX	RTRP 11FX-5430
8 - 16	200 - 400	RTRP 11FX	RTRP 11FX-3210

Fittings

2 to 6-inch

Compression-molded fiberglass reinforced epoxy elbows and tees
Filament-wound and/or mitered crosses, wyes, laterals and reducers

8 to 16-inch

Filament-wound fiberglass reinforced epoxy elbows
Filament-wound and/or mitered crosses, wyes, and laterals
Contact-molded reducers

Flanges

Flange rings:

Molded or filament-wound fiberglass

Stub ends:

Molded or centrifugally cast fiberglass

Blind flanges

Compression-molded fiberglass or epoxy-coated cast iron or steel.

O-rings

Buna-N standard.

Other materials available on request.

Adhesive

Ameron two-part epoxy adhesive for field fabrication.
(consult Ameron for specifications)

Joining systems

2 to 6-inch

Pronto-Lock mechanical coupling.
U.S. Patent No. 3,784,239.

8 to 16-inch

Pronto-Lock II mechanical coupling.
U.S. Patent No. 4,014,568.

2 to 16-inch

Bell and spigot taper/taper adhesive-bonded joint.

Pipe lengths

Standard 20 and 39-ft random lengths.

Other lengths available on request.

Typical pipe dimensions and weights

Nominal Pipe Size		Pipe Outside Diameter ¹		Pipe Inside Diameter		Wall Thickness			
(in)	(mm)	(in)	(mm)	(in)	(mm)	Total		Structural	
(in)	(mm)	(in)	(mm)	(in)	(mm)	(in)	(mm)	(in)	(mm)
2	50	2.38	60	2.21	56	0.072	1.8	0.064	1.6
3	80	3.50	90	3.32	84	0.081	2.1	0.071	1.8
4	100	4.50	114	4.33	110	0.086	2.2	0.074	1.9
6	150	6.63	168	6.39	162	0.119	3.0	0.105	2.7
8	200	8.63	219	8.30	211	0.150	3.8	0.125	3.2
10	250	10.75	273	10.41	264	0.175	4.4	0.150	3.8
12	300	12.75	324	12.30	312	0.200	5.1	0.175	4.4
14	350	14.44	367	14.01	356	0.215	5.4	0.190	4.8
16	400	16.50	419	16.02	407	0.235	6.0	0.210	5.3

1) Typical outside diameters of 2 through 12-inch pipe are within API, ASTM and ANSI fiberglass and steel pipe dimensions.

Nominal Pipe Size		Taper Angle	Taper Length		Pipe Weight	
(in)	(mm)	(deg)	(in)	(mm)	(lb/ft)	(kg/m)
2	50	1.75	1.5	38	0.5	.75
3	80	1.75	1.7	43	0.7	1.05
4	100	1.75	1.9	48	1.0	1.50
6	150	1.75	2.8	71	1.9	2.85
8	200	2.00	2.6	66	3.1	4.60
10	250	2.00	3.1	79	4.5	6.70
12	300	2.00	3.6	91	6.1	9.10
14	350	2.00	4.2	107	7.5	11.15
16	400	2.00	4.7	119	9.4	14.00

Typical pipe performance

Nominal Pipe Size		Static Pressure Rating		Ultimate Internal Pressure ¹		Ultimate Collapse Pressure ²			
(in)	(mm)	(psig)	(bar)	(psig)	(bar)	80°F	27°C	210°F	99°C
(in)	(mm)	(psig)	(bar)	(psig)	(bar)	(psig)	(bar)	(psig)	(bar)
2	50	450	30	3200	215	145	10.0	125	8.6
3	80	450	30	2400	160	50	3.4	45	3.1
4	100	375	25	2000	135	40	2.8	35	2.4
6	150	300	20	2000	135	35	2.4	30	2.1
8	200	150	10	900	60	25	1.7	21	1.4
10	250	150	10	900	60	18	1.2	12	0.8
12	300	150	10	900	60	12	0.8	9	0.6
14	350	150	10	900	60	10	0.7	7.5	0.5
16	400	150	10	900	60	10	0.7	7.5	0.5

1) Quality control minimum

2) For vacuum service above ground in sizes 8 inches and above consult Ameron.

Fittings pressure ratings

Nominal Pipe Size (in) (mm)	Elbows and Tees		Flanges		Blind Flanges		
	(psig)	(bar)	(psig)	(bar)	(psig)	(bar)	
2	50	450	30	450	30	450	30
3	80	450	30	400	30	450	30
4	100	375	25	375	25	375	25
6	150	300	20	300	20	300	20
8	200	150	10	150	10	150	10
10	250	150	10	150	10	150	10
12	300	150	10	150	10	125	8
14	350	150	10	150	10	75	5
16	400	150	10	150	10	75	5

1) Ratings shown are for 90° and 45° elbows. Ratings in 8 to 16-inch sizes are also applicable to elbows of other angles.

Nominal Pipe Size (in) (mm)	Adapters		Laterals, Wyes and Crosses		Saddles		
	(psig)	(bar)	(psig)	(bar)	(psig)	(bar)	
2	50	450	30	200	13	300	20
3	80	375	25	200	13	300	20
4	100	300	20	200	13	200	13
6	150	300	20	200	13	150	10
8	200	150	10	150	10	150	10
10	250	-	-	150	10	100	8
12	300	-	-	150	10	75	5
14	350	-	-	150	10	50	3
16	400	-	-	150	10	50	3

**Typical physical
properties**

Pipe Property	Units	Value	Method	
			ASTM	ATM ¹
Thermal conductivity	Btu·in/(hr·ft ² ·°F) W/m·°C	1.7	C177	23
		0.25		
Coefficient of thermal expansion (linear) (2 - 6 inch) (8 - 16 inch)	10 ⁻⁶ in/in/°F	8.5	D696	21
		10 ⁻⁶ m/m/°C		
	10 ⁻⁶ in/in/°F	12.0		
		10 ⁻⁶ m/m/°C		
Flow coefficient	Hazen-Williams	150	—	156
Absolute roughness	10 ⁻⁶ ft	50	—	—
	10 ⁻⁶ m	15		
Specific gravity	—	1.81	D792	—
Barcol Hardness	Impressor 934-1	65	D2583	—

1) Ameron test method.

Typical mechanical properties

Pipe Property ¹	Units	Value		Method	
		(2 - 6 in)	(8 - 16 in)	ASTM	ATM ²
Tensile strength					
Longitudinal	10 ³ psi	35.0	20.0	D2105	161
	MPa	240	138		
Circumferential	10 ³ psi	70.0	40.0	D1599	151
	MPa	480	275		
Tensile modulus					
Longitudinal	10 ⁶ psi	3.0	1.5	D2105	161
	GPa	20.6	10.3		
Circumferential	10 ⁶ psi	4.2	2.3	—	—
	GPa	29.0	15.9		
Compressive strength					
Longitudinal	10 ³ psi	35.0	20.0	—	142
	MPa	240	138		
Compressive modulus					
Longitudinal	10 ⁶ psi	3.0	1.5	—	142
	GPa	20.6	10.3		
Long-term hydrostatic design basis					
Static	10 ³ psi	21	21	D2992(B)	—
	MPa	145	145		
Cyclic	10 ³ psi	8	—	D2992(A)	—
	MPa	55	—		
Poisson's ratio³					
ν_{yx}	—	0.16	0.11	—	—
ν_{xy}	—	0.26	0.19	—	—

1) Based on structural wall thickness.

2) Ameron test method.

3) The first subscript denotes the direction of contraction and the second that of the applied stress.
x denotes longitudinal direction.
y denotes circumferential direction.

Nominal Pipe Size		Change in Length Due to Pressure ¹		Stiffness Factor ²	
(in)	(mm)	(in/100 ft/100 psi)	(mm/m/bar)	(lb·in ² /in ²)	(N·m)
2	50	.284	343	42	4.7
3	80	.394	476	75	8.5
4	100	.477	576	60	6.8
6	150	.493	596	275	31.1
8	200	1.14	1376	500	56.5
10	250	1.19	1437	750	85
12	300	1.20	1450	1250	140
14	350	1.26	1523	1600	180
16	400	1.31	1583	2000	225

1) In an unrestrained system due to pressure effects alone.

2) At 5% deflection.

Support spacing

Values are based on a 1/2-inch (12 mm) deflection at midspan.

Nominal Pipe Size		Single Span ¹						Continuous Span ²					
		Gases		1.00 ³		1.25		Gases		1.00		1.25	
(in)	(mm)	(ft)	(m)	(ft)	(m)	(ft)	(m)	(ft)	(m)	(ft)	(m)	(ft)	(m)
2	50	14.4	4.4	9.7	3.0	9.3	2.8	21.5	6.6	14.5	4.4	13.9	4.2
3	80	17.7	5.4	11.1	3.4	10.6	3.2	26.4	8.0	16.6	5.1	15.8	4.8
4	100	20.0	6.1	12.1	3.7	11.5	3.5	29.9	9.1	18.1	5.5	17.2	5.2
6	150	24.9	7.6	14.6	4.5	13.9	4.2	37.2	11.3	21.9	6.7	20.8	6.3
8	200	23.8	7.3	13.9	4.2	13.2	4.0	35.6	10.9	20.8	6.3	19.7	6.0
10	250	26.9	8.2	15.4	4.7	14.6	4.5	40.2	12.3	23.0	7.0	21.9	6.7
12	300	29.3	8.9	16.7	5.1	15.9	4.8	43.8	13.4	25.0	7.6	23.7	7.2
14	350	31.3	9.5	17.6	5.4	16.7	5.1	46.8	14.3	26.3	8.0	25.0	7.6
16	400	33.5	10.2	18.7	5.7	17.8	5.4	50.1	15.3	27.9	8.5	26.6	8.1

- 1) For fluid temperatures above 78°F (25°C), the span lengths decrease by 0.2 in/°F (9 mm/°C).
 2) For intermediate spans. End spans may be calculated by multiplying the single span length by 1.8.
 3) Fluid specific gravity.

Bending radius

Nominal Pipe Size		Minimum Bending Radius ¹		Maximum Deflection per 39-ft Joint		Minimum Length Required for 10° Change	
(in)	(mm)	(ft)	(m)	(deg)		(ft)	(m)
2	50	75	23	30 ²		13 ²	4
3	80	100	30	20		20	6
4	100	150	46	15		27	8
6	150	200	61	10		40	12
8	200	300	91	7 + 2 =	9 ³	57 - 13 =	44 ⁴
10	250	350	107	6 + 2 =	8	67 - 13 =	54
12	300	400	123	5 + 2 =	7	80 - 13 =	67
14	350	450	137	4 + 2 =	6	100 - 13 =	87
16	400	500	152	3 + 2 =	5	133 - 13 =	120

- 1) At rated pressure. Sharper bends may create excessive stress concentrations. **Do not** bend pipe until adhesive has cured.
 2) 2 - 6 inch: pipe only.
 3) 8 - 16 inch: pipe deflection plus 2° Pronto-Lock II coupling deflection.
 4) 8 - 16 inch: pipe minimum minus 13-ft (4 m) effect of Pronto-Lock II coupling deflection.

Bondstrand® Guide Specification

Pipe construction

Pipe—The structural wall of fiberglass pipe in 2 through 16-inch nominal pipe sizes shall be constructed of continuous glass fibers wound in a matrix of aromatic amine cured epoxy resin in a dual angle pattern that takes optimum advantage of the tensile strength of the filaments. Pipe produced by filament-winding shall have a smooth outer surface with an outside diametral tolerance not exceeding $\pm 1.0\%$. The pipe shall incorporate an integral liner with a nominal thickness of 0.010 ± 0.005 inches for 2 through 6-inch nominal sizes and 0.020 ± 0.005 inches for 8 through 16-inch nominal sizes. The pipe shall be manufactured in accordance with ASTM Standard D2996 for filament-wound reinforced thermosetting resin pipe (RTRP). When classified under ASTM Standard D2310, the pipe shall be Type 1, Grade 1, and Class F for 2 through 16-inch nominal pipe sizes.

Pipe shall be provided in standard lengths up to 40 feet, and shall be available in 60-ft lengths on special request to minimize the number of field joints for rapid installation.

Pressure rating—Pipe in 2 through 16-inch sizes shall be rated for a minimum internal pressure of 150 psig at 210°F. In 2 through 10-inch sizes the pipe shall have a full vacuum capability at 80°F when installed above ground.

Fittings construction

Fittings in 8 through 16-inch nominal sizes shall be filament wound and incorporate a resin-rich liner of equal or greater thickness than the pipe liner and shall be constructed of the same glass and resin type for corrosion and abrasion resistance equal to that of the pipe. Fittings in 2 through 6-inch nominal sizes may be compression molded from glass and resins similar to those used in the pipe. Contact-molded, sprayed-up or hand laid-up fittings shall not be permitted.

Pipe and fittings shall be joined using bell and spigot taper/taper adhesive-bonded joints or mechanical screw-on type joints with O-ring seals inside the bell for rapid installation.

Physical and mechanical requirements

Values for physical and mechanical properties shall be no less than 95% of those shown tabulated above under TYPICAL PHYSICAL PROPERTIES and TYPICAL MECHANICAL PROPERTIES.

Workmanship

The pipe and fittings shall be free from all defects, including delaminations, indentations, pinholes, foreign inclusions, bubbles and resin-starved areas which, due to their nature, degree or extent, detrimentally affect the strength and serviceability of the pipe or fittings. Pigments or dyes may be used in the resin as long as the product is sufficiently translucent to verify the structural integrity of the structural wall. The pipe and fittings shall be as uniform as commercially practicable in color, density and other physical properties.

Testing

Quality control testing—Samples of pipe and fittings shall be tested at random based on standard quality control practices to determine conformance of the materials to the following ASTM guidelines for testing fiberglass pipe products: ASTM D1599, D2105, D2925, D2992A or D2992B. Test samples may be hydrostatically tested by the manufacturer to 1.5 times the pressure rating for signs of leakage.

Marking

Each component shall be marked to show the following

- Manufacturer's name and address
- Nominal pipe size
- Hydrostatic test pressure (if so ordered)
- Date and shift of manufacture (pipe only)

Conversions

1 psi = 6895 Pa = 0.07031 kg/cm²
 1 bar = 10⁵ Pa = 14.5 psi = 1.02 kg/cm²
 1 MPa = 10⁶ Pa = 145 psi = 10.2 kg/cm²
 1 GPa = 10⁹ Pa = 145,000 psi = 10,200 kg/cm²
 1 in = 25.4 mm
 1 ft = 0.3048 m
 1 lb-in = 0.113 N-m
 1 in⁴ = 4.162 x 10⁻⁷m⁴
 °C = $\frac{5}{9}$ (°F - 32)

Important Notice

This literature and the information and recommendations it contains are based on data reasonably believed to be reliable. However, such factors as variations in environment, application or installation, changes in operating procedures, or extrapolation of data may cause different results. Ameron makes no representation or warranty, express or implied, including warranties of merchantability or fitness for purpose, as to the accuracy, adequacy or completeness of the recommendations or information contained herein. Ameron assumes no liability whatsoever in connection with this literature or the information or recommendations it contains. Product specifications are subject to change.



FIBERGLASS PIPE GROUP

GROUP HEADQUARTERS

P.O. Box 801148 • Houston, TX 77280 • Tel: (713) 690-7777 • Fax: (713) 690-2842 • <http://www.ameron.com>

Fiberglass Pipe Division

Asia
 Ameron (Pte) Ltd.
 No. 7A, Tuas Avenue 3
 Singapore 639407
 Tel: 65 861 6118
 Fax: 65 862 1302/861 7834

Fiberglass Pipe Division

Europe
 Ameron B.V.
 J.E Kennedylaan 7
 4191 MZ Geldermalsen
 The Netherlands
 Tel: +31 345 587 587
 Fax: +31 345 587 561

Fiberglass Pipe Division

Americas
 P.O. Box 878
 Burkburnett, TX 76354
 Tel: (940) 569-1471
 Fax: (940) 569-2764

Ameron Composites

P.O. Box 71370
 11 McBride Street
 Newnan, Georgia 30263
 Tel: (770) 253-2000
 Fax: (770) 253-9234

Fiberglass Pipe Division

Centron International
 P.O. Box 490
 600 FM 1195 South
 Mineral Wells, Texas 76068
 Tel: (940) 325-1341
 Fax: (940) 325-9681

APÉNDICE 3:

DISEÑO DE MEZCLA PARA EL NUCLEO DE HORMIGON DE LOS ESPECÍMENES CFFT CON DIAMETRO 89 mm

DISEÑO DE MEZCLA

Metodo PCC-ACI: Volumen Absoluto

Datos:

Modelo Experimental (CFFT Diam 89 mm)

Exposición: Ninguna, Sin incorporación de aire

Hormigón no reforzado

Resistencia especificada: $f_c' = 3000$ psi (21 Mpa)

Resistencia de diseño: $f_c'r = 4200$ psi (29 Mpa)

Asentamiento

Slump= 3-4 in

Relación Agua/Cemento

w/c = 0.53

Cemento

Tipo I	
Gravedad especifica	3.15

Información de agregados

Agregado grueso

Gravilla:	
Tamaño maximo	3/8"
Gravedad especifica	2.46
Absorción [%]	3.50
Densidad [lb/ft ³]	91.418
* Contenido de humedad [%]	0.00

Agregado fino

Arena de Playa (53%):	
Gravedad especifica	2.71
Absorción [%]	1.79
* Contenido de humedad [%]	0
Arena de Río (47%):	
Gravedad especifica	2.62
Absorción [%]	4.35
* Contenido de humedad [%]	0
Fine aggregate combination	
Modulo de finura	2.62
Gravedad especifica	2.67
Absorción [%]	3.00
* Secado en horno	

Memoria de calculo

Volumen de un cilindro 4"x8"	0.05818 ft ³ c/u
Volumen total: (9x Vol. Cil. 4"x8")	0.52 ft³
1. Agregado grueso:	
Proporción de agregado grueso	0.48
Volumen de agregado grueso	0.251 ft ³
Peso de agregado grueso	22.975 lb
2. Contenido de Aire:	
Tamaño maximo 3/8" (Sin incorporación de aire)	
Volumen de aire = $0.03 * 0.52 \text{ ft}^3 =$	0.016 ft³
3. Agua requerida:	
Tamaño maximo 3/8" y 3-4 in de asentamiento (Table 5.16)	
Peso de agua requerida = $(385 \text{ lb/yd}^3) * (1 \text{ yd}^3 / 27 \text{ ft}^3) * (.52 \text{ ft}^3) =$	7.5 lb
4. Cemento:	
Peso de cemento = $7.5 \text{ lb} / 0.53 =$	11.0 lb
5. Peso de agregado fino	
Volumen de agua = $7.5 \text{ lb} / 62.4 \text{ lb/ft}^3 =$	0.120 ft ³
Volumen de cemento = $14.1 \text{ lb} / (3.15 * 62.4 \text{ lb/ft}^3) =$	0.056 ft ³
Volumen de agregado grueso = $(22.975 \text{ lb}) / (2.46 * 62.4 \text{ lb/ft}^3) =$	0.150 ft ³
Contenido de aire =	0.016 ft ³
	Total = <u>0.341</u> ft ³
Volumen de agregado fino = $0.520 \text{ ft}^3 - 0.357 \text{ ft}^3 =$	0.182 ft ³
Peso de agregado fino = $.167 \text{ ft}^3 * 2.67 * 62.4 \text{ lb} / \text{ft}^3 =$	30.367 lb
6. Agua de saturación	
Agua de saturación = $(22.975)(3.5\%) + 27.736(3\%) =$	1.72 lb
7. Ajuste por absorción del agua requerida	
Requerimiento definitivo = Agua requerida - Agua de saturación =	9.10 lb
8. Aditivos	
<u>Glenium 3000 NS</u>	1.4 oz
Aditivo reductor de agua de alto rango (dosificación: 10 oz/cwt)	

Memoria de calculo (continuación)

9. Pesos secos (resumen) [lbs]

Agua	9.18
Cemento	10.98
Agregado grueso (Gravilla)	22.98
Agregado fino (Río)	14.27
Agregado fino (Playa)	16.09
Peso estimado	73.50

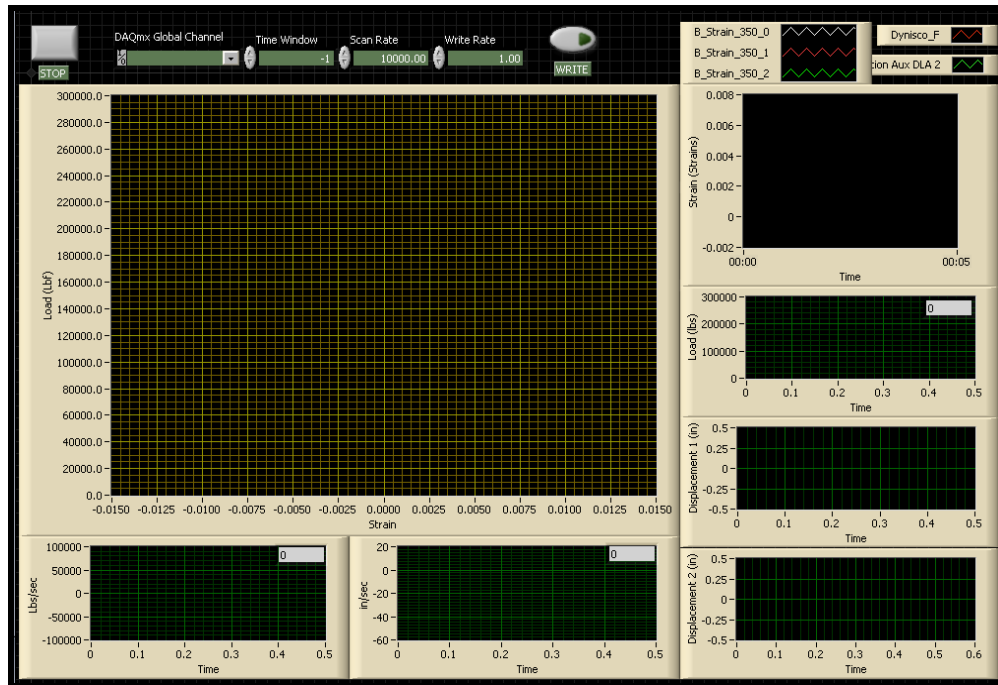
10. Numero de muestras :

Cilindros de ensayo	7 Dias	14 Dias	28 Dias	Total
No confinado 4" x 8"	0	0	4	4
Nucleo CFFT 89 mm	0	0	2	2
				7

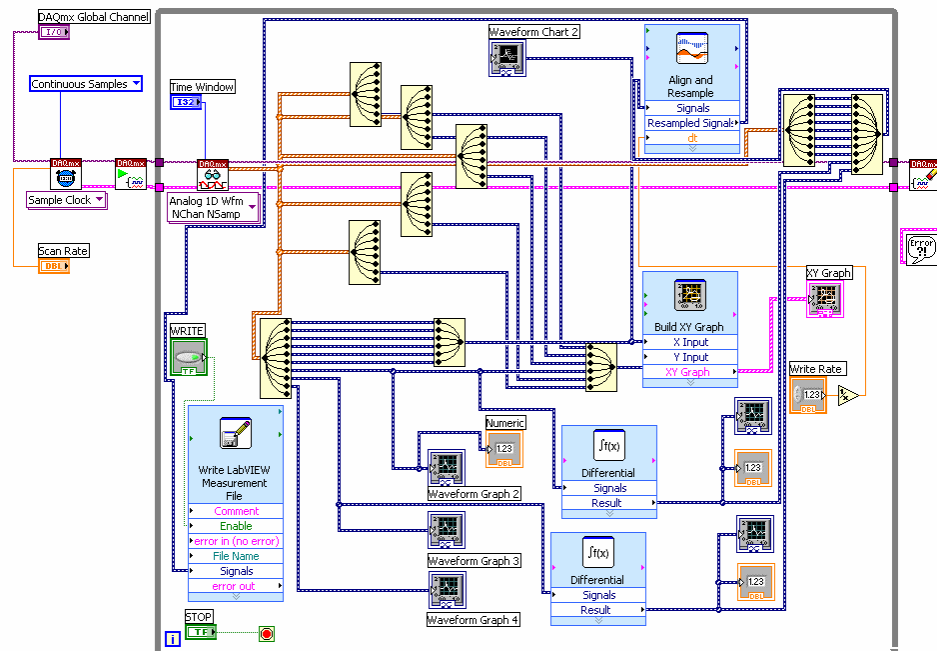
APÉNDICE 4:

FRPSTATION V.1.0 : Programa para la adquisición de datos usando LABVIEW® V. 7.1.

El pre-procesamiento de la información y la visualización en tiempo real de los resultados preliminares de cada ensayo en compresión de los especímenes CFFT fue posible con la implementación de la rutina FRPSTATION V.1.0. Esta fue desarrollada para este trabajo usando el lenguaje de programación grafica orientada a objetos LABVIEW™ V.7.1. La Figura A4.1 muestra el panel frontal de control y el diagrama de bloques para este programa, en donde se observan la interfase de usuario y las instrucciones del programa. El panel de control, Figura A4.1 (a), contiene campos para la edición de los parámetros que controlan la adquisición. Esos corresponden a la lista de canales a ser adquiridos, la razón de muestreo en la digitalización y el rango de tiempo en las ventanas de visualización. El panel de control contiene además una ventana para cada señal adquirida, un grafico tipo historial para visualizar todas las señales en una misma escala, una ventana para graficar variables con otras variables y un control para definir la razón de escritura de datos a un archivo tipo ASCII. En el diagrama de bloques, Figura A4.1 (b), se encuentran cada uno de los procesos que se ejecutan una vez por cada conjunto de datos adquiridos. Afuera de este recuadro, a la izquierda, se encuentran las estructuras que controlan los parámetros de la adquisición. En la ejecución del programa, las señales adquiridas entran en paquetes al recuadro principal, en el cual estos grupos de señales discretizadas son manipulados para conducir el remuestreo de los datos, la escritura de los mismos y su visualización. Las figuras A4.2 a A4.16 muestran los resultados gráficos obtenidos con este programa, específicamente para los ensayos en compresión de los especímenes CFFT con diámetro 168 mm y para los respectivos cilindros de hormigón no confinado para caracterizar el núcleo de estos elementos.



a) Panel frontal de control.



b) Diagrama de bloques.

Figura A4.1. Componentes del programa FRPSTATION V1.0.

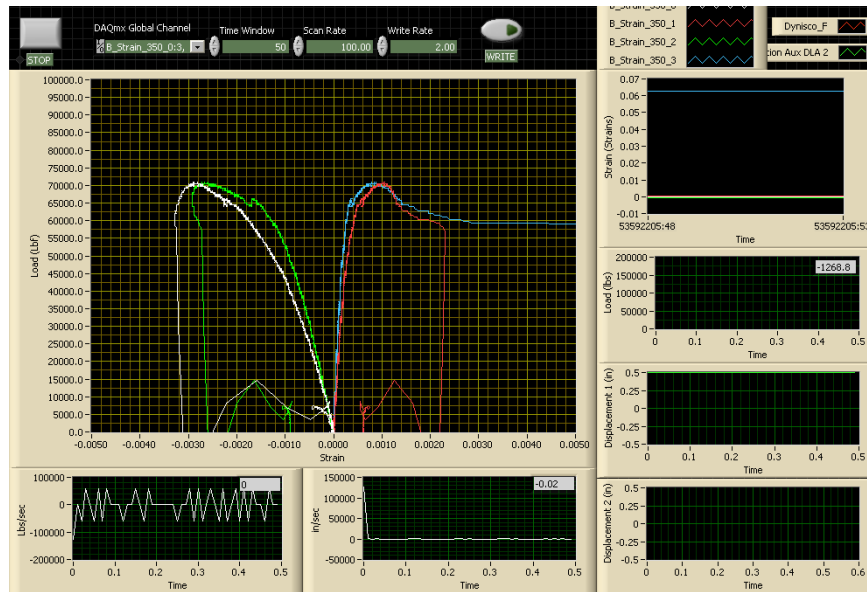


Figura A4.2. Ensayo en compresión: Espécimen de hormigón no confinado H1

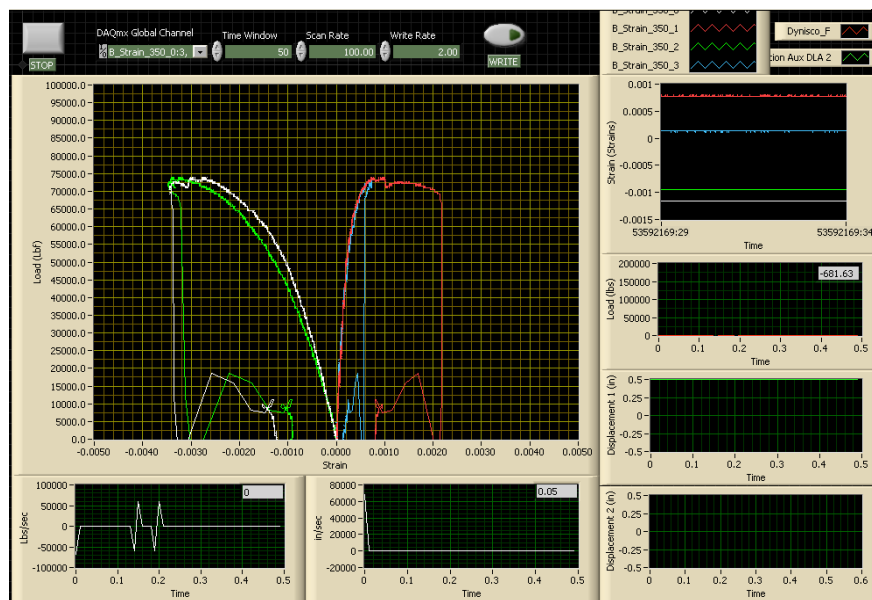


Figura A4.3. Ensayo en compresión: Espécimen de hormigón no confinado H2

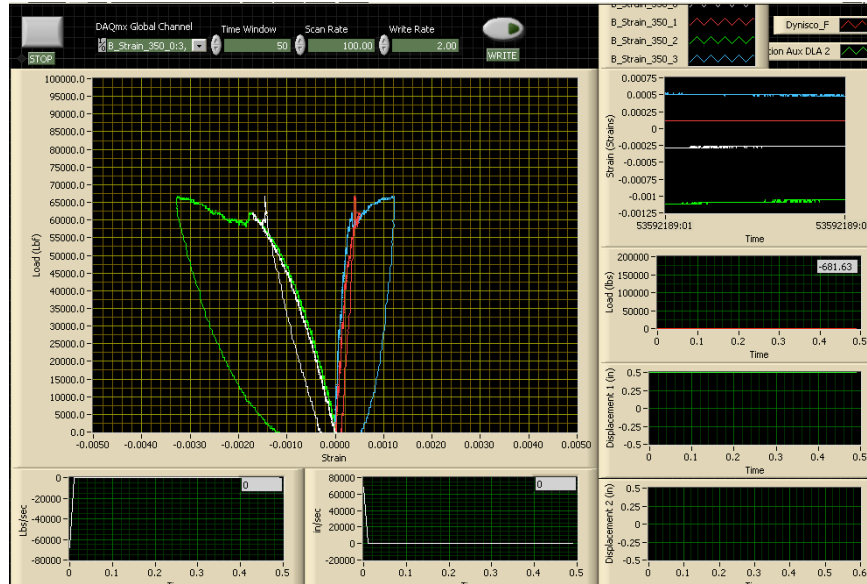


Figura A4.4. Ensayo en compresión: Espécimen de hormigón no confinado H3.

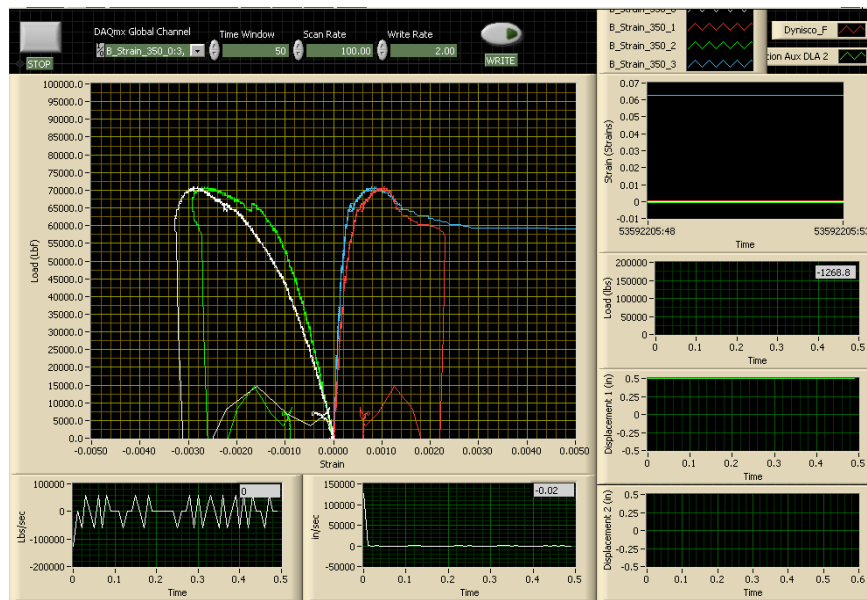


Figura A4.5. Ensayo en compresión: Espécimen de hormigón no confinado H4.

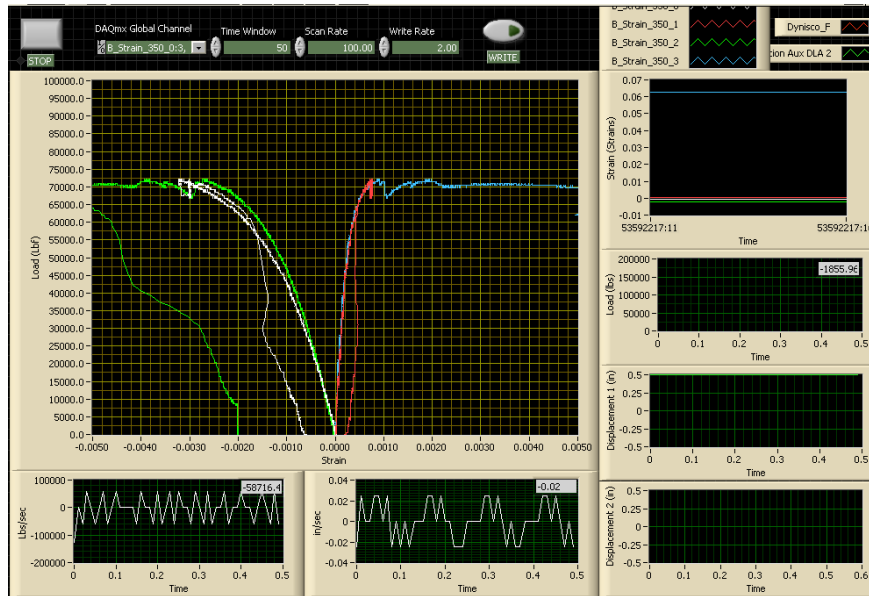


Figura A4.6. Ensayo en compresión: Espécimen de hormigón no confinado H5.

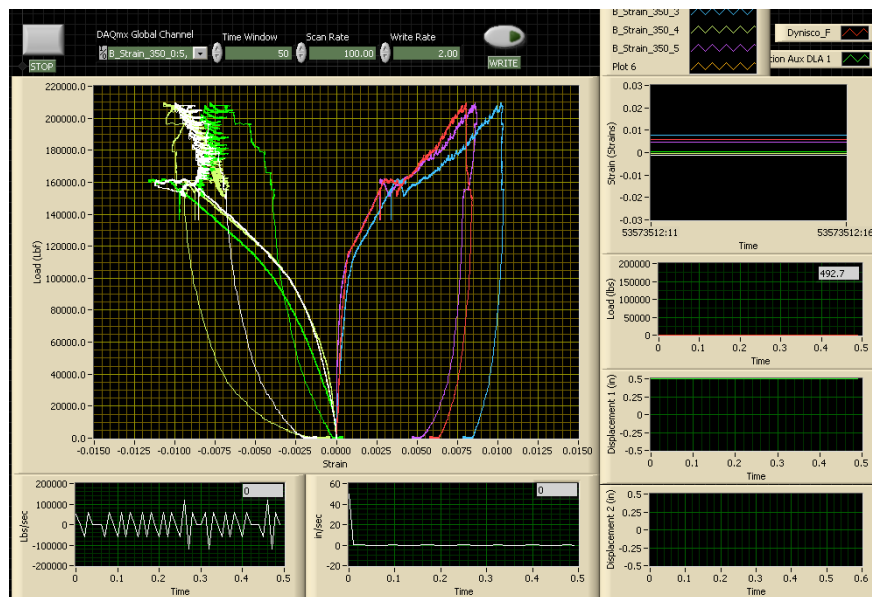


Figura A4.7. Ensayo en compresión: Espécimen CFFT 1.

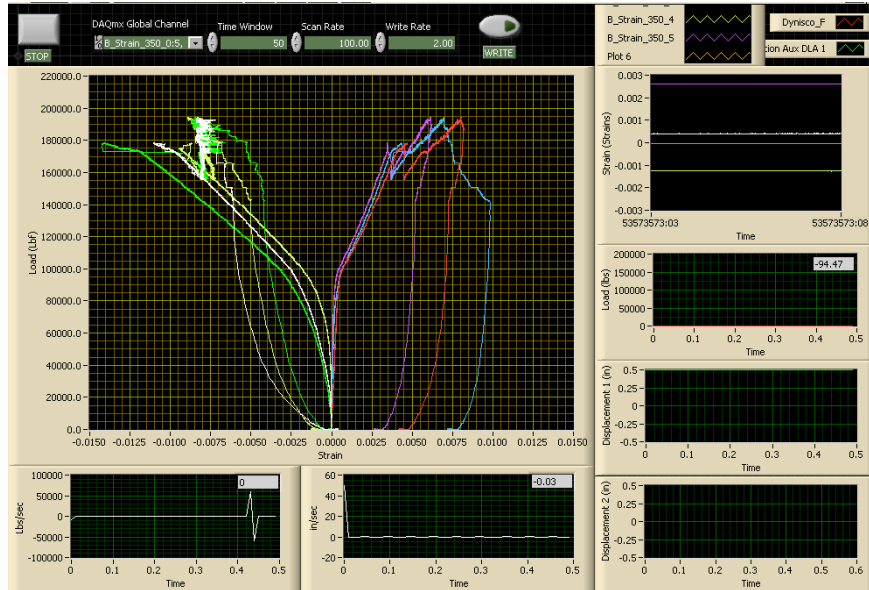


Figura A4.8. Ensayo en compresión: Espécimen CFFT 2.

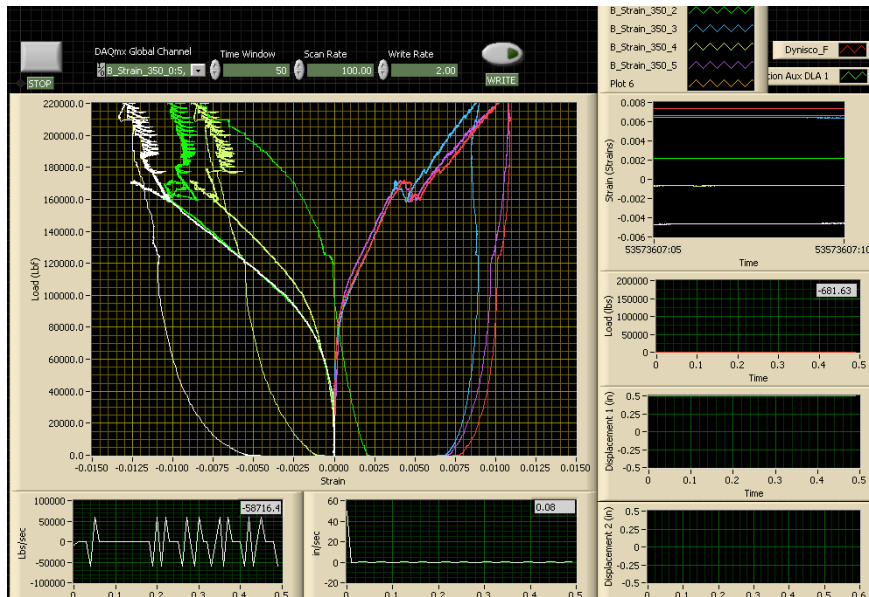


Figura A4.9. Ensayo en compresión: Espécimen CFFT 3.

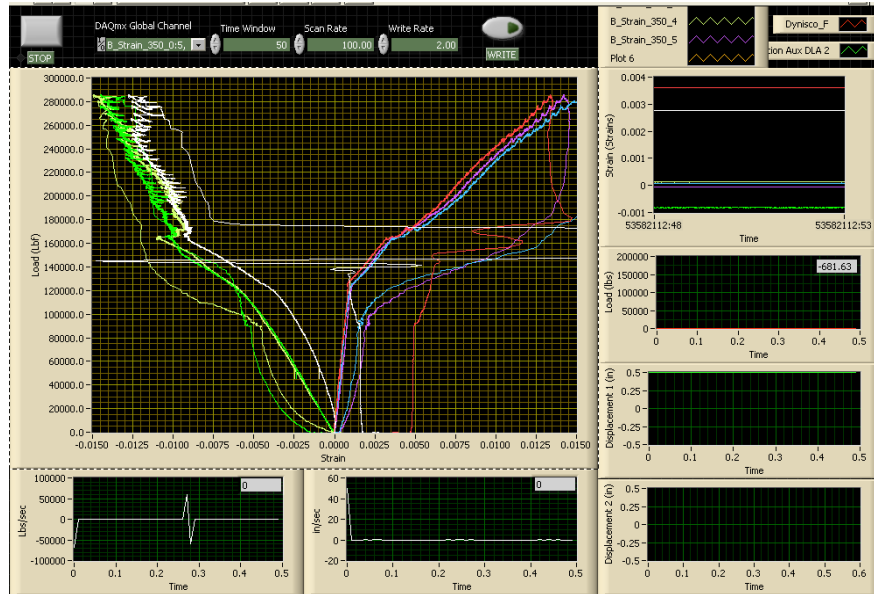


Figura A4.10. Ensayo en compresión: Especimen CFFT 4.

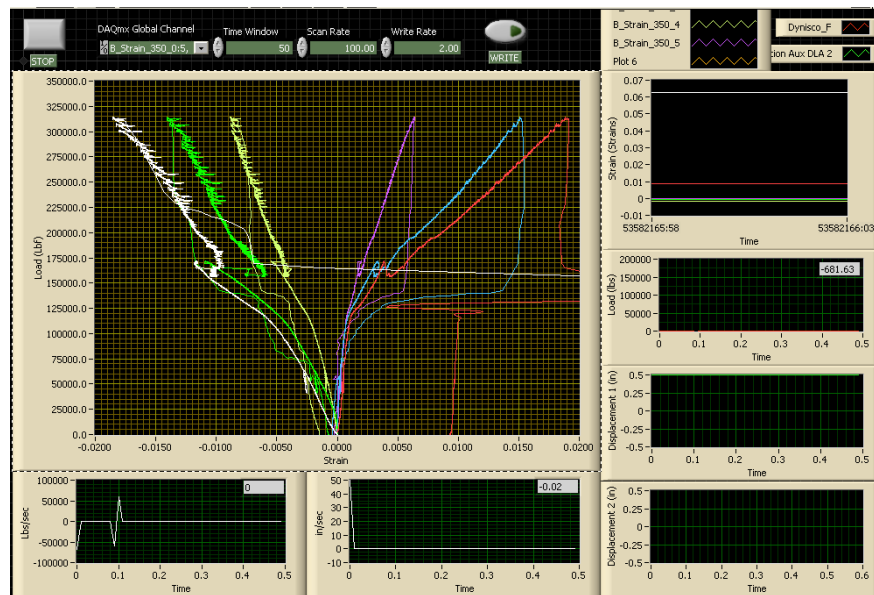


Figura A4.11. Ensayo en compresión: Especimen CFFT 5.

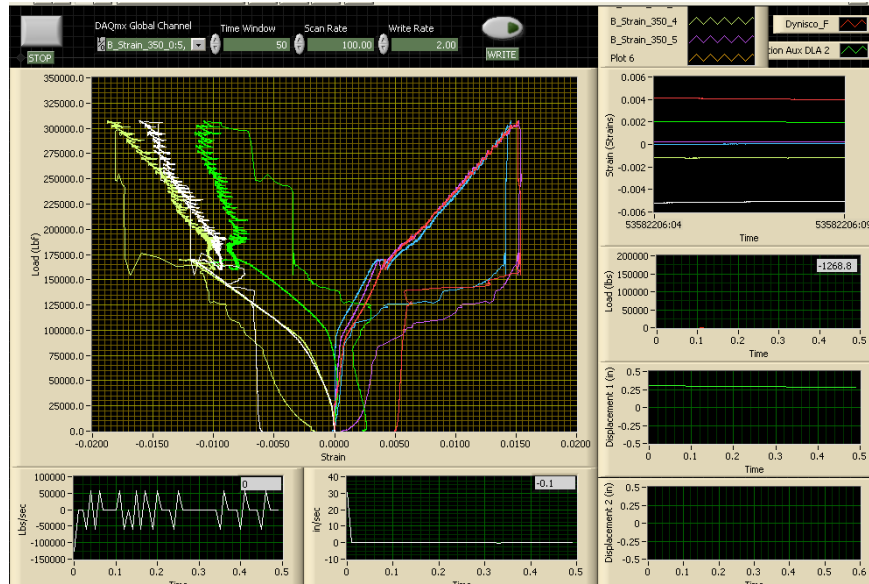


Figura A4.12. Ensayo en compresión: Espécimen CFFT 6.

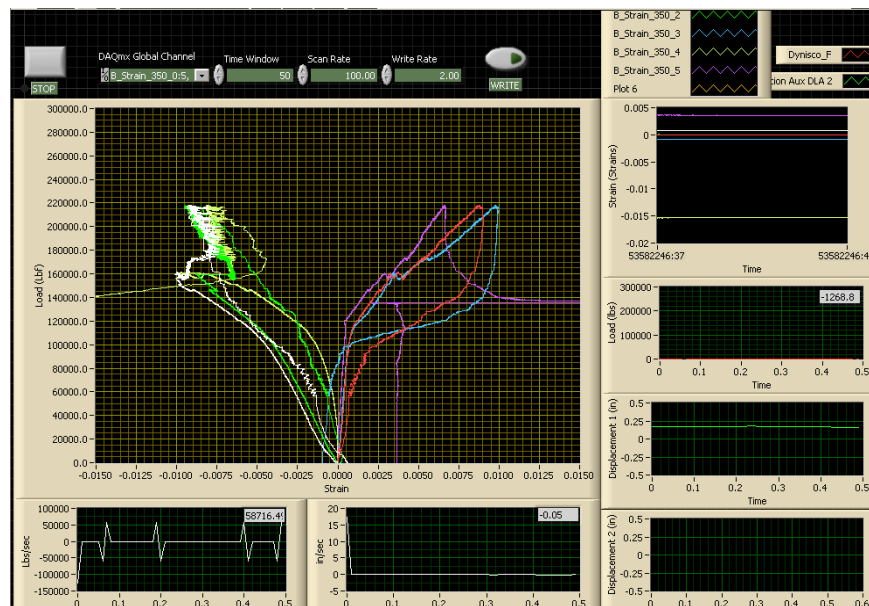


Figura A4.13. Ensayo en compresión: Espécimen CFFT 7.

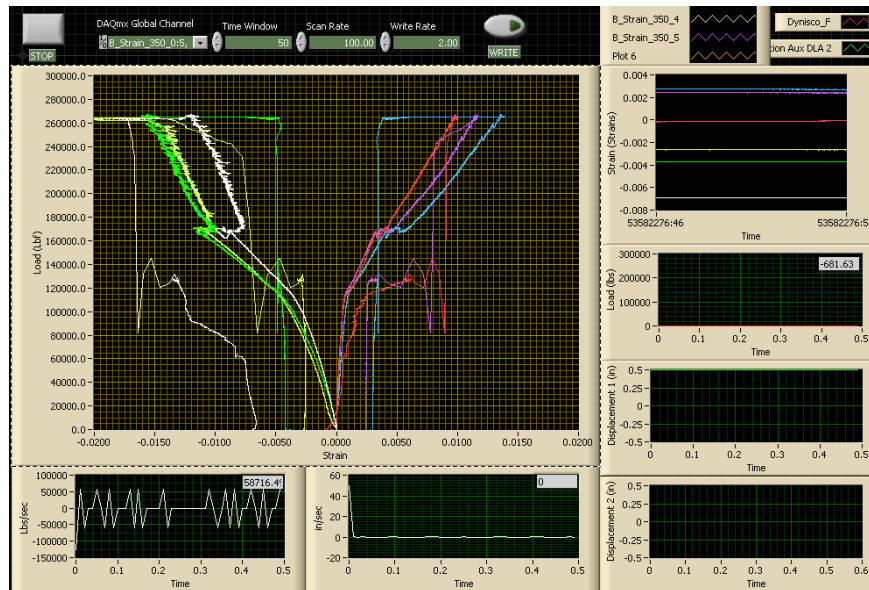


Figura A4.14. Ensayo en compresión: Espécimen CFFT 8.

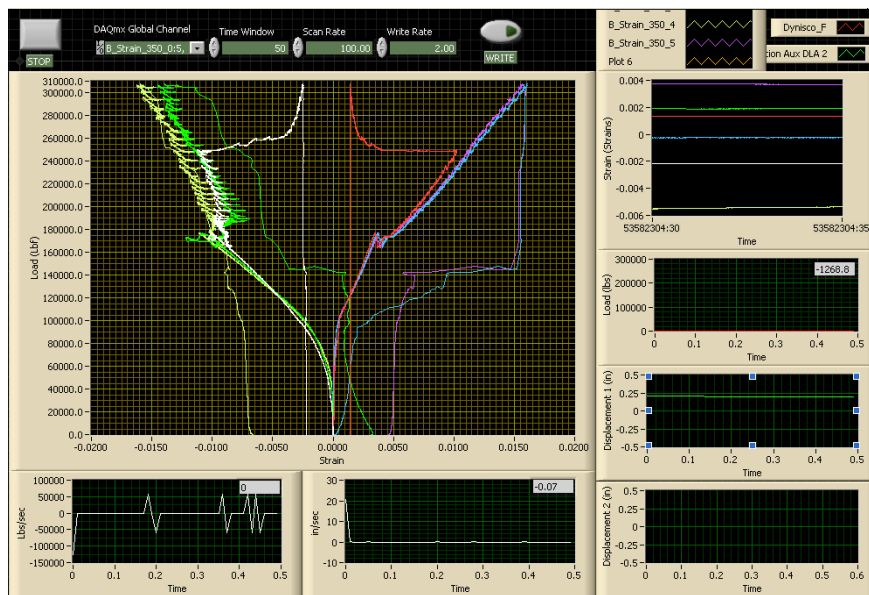


Figura A4.15. Ensayo en compresión: Espécimen CFFT 9.

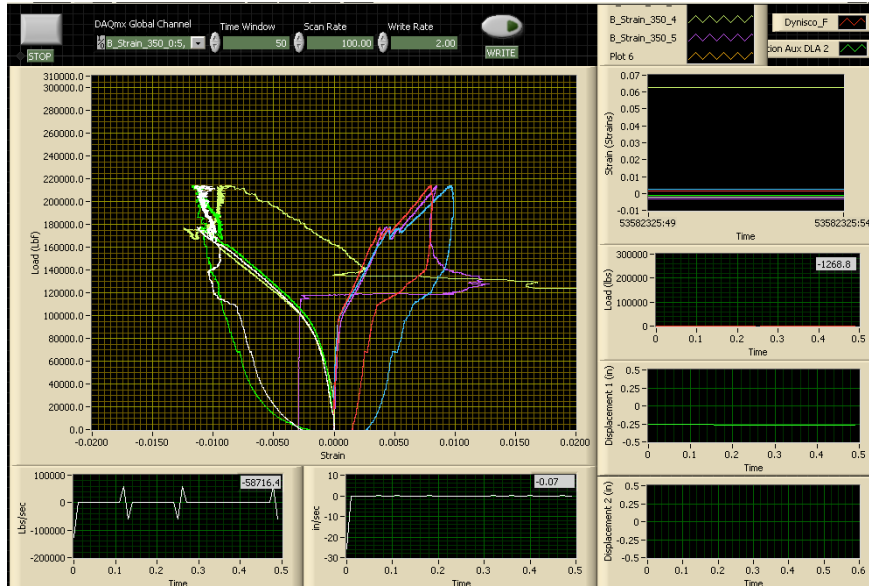


Figura A4.16. Ensayo en compresión: Espécimen CFFT 10.

APÉNDICE 5:

PROPIEDADES MECANICAS DEL TUBO FRP 168 mm (ANALISIS ESTADISTICO DE RESULTADOS EXPERIMENTALES)

RESULTADOS DEL ENSAYO DE TENSIÓN LONGITUDINAL

a) Módulo secante de elasticidad:

Para determinar la variabilidad del modulo secante de elasticidad con respecto a la fuente de muestreo de los especímenes de ensayo, se realizo un análisis de varianza utilizando el programa comercial MINITAB[®] V.14. Los resultados de este análisis se presentan en la Tabla A5.1. En total, se muestrearon aleatoriamente 21 especímenes a partir de 4 tubos de FRP con diámetro 168 mm. En la Figura A5.1 (a) se presentan gráficamente los resultados obtenidos para el modulo secante de elasticidad, calculado a partir de la información para todos los especímenes de ensayo. En esta figura los Boxplots utilizados permiten visualizar la dispersión de los resultados obtenidos y el intervalo de confianza de los mismos para un nivel de confianza del 95%.

A partir de los resultados del análisis de varianza se dedujo que el grupo de especímenes provenientes del tubo No.1 presento diferencias significativas en el valor promedio del modulo secante de elasticidad al ser comparado con respecto al conjunto restante de especímenes. Teniendo en cuenta esto, se decidió excluir este grupo de datos en el análisis estadístico realizado. En la Figura A5.1 (b) se muestran los resultados del modulo secante de elasticidad calculado al excluir la información de los especímenes del tubo No.1 y con esta información en la Tabla A5.2 se presentan los resultados del análisis de varianza para esta condición. Se observa, tanto en los resultados gráficos como en los

Tabla A5.2. Análisis de varianza para el modulo secante de elasticidad en tensión longitudinal (Especímenes del tubo No. 1 excluidos).

One-way ANOVA: Tube 2, Tube 3, Tube 4

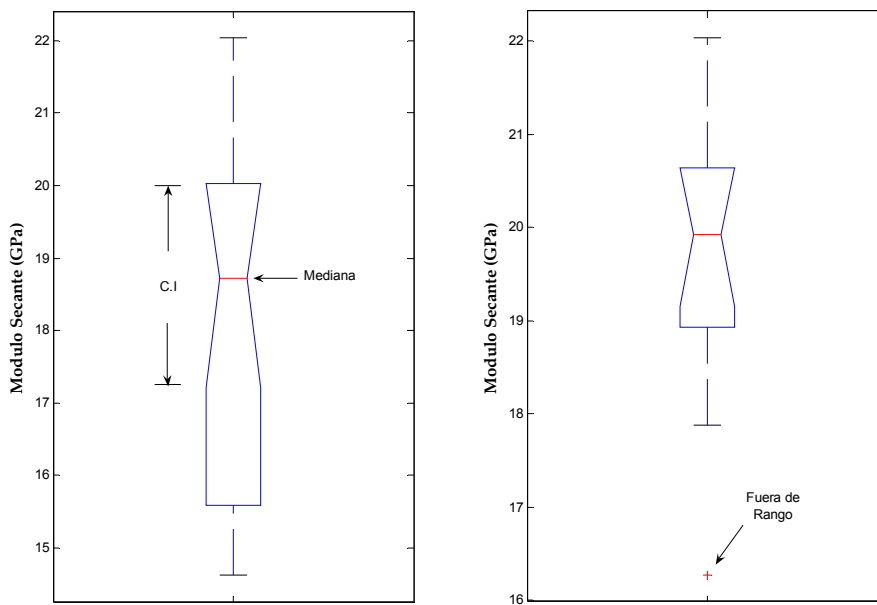
Source	DF	SS	MS	F	P
Factor	2	14.12	7.06	5.30	0.030
Error	9	12.00	1.33		
Total	11	26.13			

S = 1.155 R-Sq = 54.06% R-Sq(adj) = 43.86%

Level	N	Mean	StDev	Individual 95% CIs For Mean Based on Pooled StDev
Tube 2	3	20.633	1.185	(-----*-----)
Tube 3	6	18.550	1.314	(-----*-----)
Tube 4	3	20.800	0.529	(-----*-----)

-----+-----+-----+-----+-----
18.0 19.5 21.0 22.5

Pooled StDev = 1.155



a) Todos los especímenes

b) Especímenes del tubo 1 excluidos

Figura A5.1. Boxplots para el Modulo secante de elasticidad en tensión longitudinal.

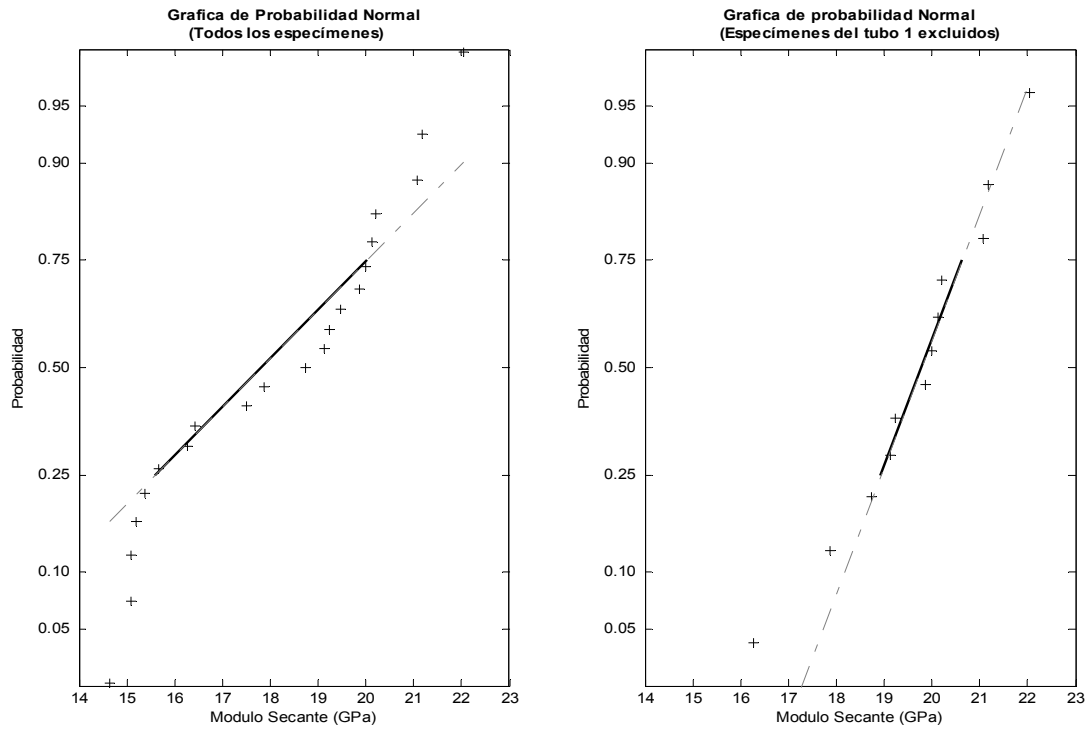


Figura A5.2. Prueba de ajuste del modelo de probabilidad Normal para el modulo secante de elasticidad en tension longitudinal.

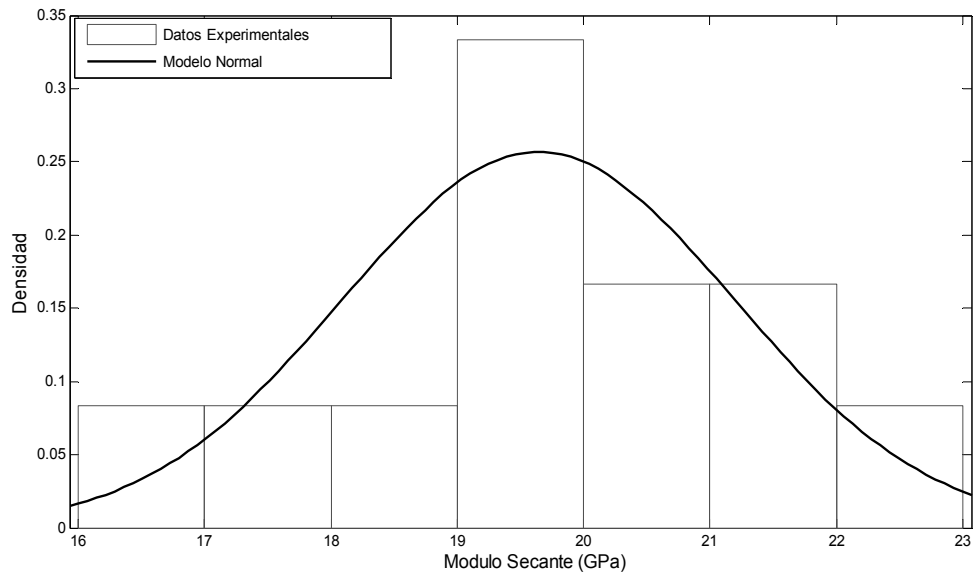


Figura A5.3. Funcion de densidad de probabilidad Normal para el modulo secante de elasticidad en tension longitudinal.

b) Esfuerzo y deformación última:

La determinación de los valores esperados para el esfuerzo y la deformación última así como también un estimado de su varianza, se realizó al ajustar un modelo de probabilidad Weibull a cada una de estas propiedades. Se observa que este modelo, al igual que el modelo Normal, presenta un ajuste apropiado a los datos experimentales, por lo cual, cualquiera de los dos podría ser escogido para efectos del análisis. Sin embargo, se decidió seleccionar el modelo Weibull por su reconocida utilidad para la modelación de variables aleatorias que varían con el tiempo, como por ejemplo las propiedades de resistencia y deformación última en un material sujeto a un estudio de durabilidad (Weibull, 1939).

A diferencia del módulo elástico, en este análisis se utilizaron los valores experimentales de esfuerzo y deformación última para los 21 especímenes analizados. Los resultados del análisis de varianza para cada una de estas dos propiedades se presentan respectivamente en las tablas A5.3 y A5.4.

Las figuras A5.4 y A5.6 presentan respectivamente las gráficas de probabilidad Normal y Weibull utilizadas para el análisis de ajuste de ambos modelos a los datos experimentales de esfuerzo y deformación última. Las gráficas A5.5 y A5.7 presentan las gráficas de densidad de probabilidad para el modelo Weibull ajustado a cada una de estas propiedades.

Tabla A5.3. Análisis de varianza para el esfuerzo último en tensión longitudinal.

One-way ANOVA: Tube 4, Tube 5, Tube 6, Tube 8

Source	DF	SS	MS	F	P
Factor	3	1473	491	1.46	0.260
Error	17	5708	336		
Total	20	7180			

S = 18.32 R-Sq = 20.51% R-Sq(adj) = 6.48%

Level	N	Mean	StDev	Individual 95% CIs For Mean Based on Pooled StDev
Tube 4	9	184.10	23.02	(-----*-----)
Tube 5	3	190.37	6.16	(-----*-----)
Tube 6	6	172.73	12.39	(-----*-----)
Tube 8	3	198.03	17.68	(-----*-----)

Pooled StDev = 18.32

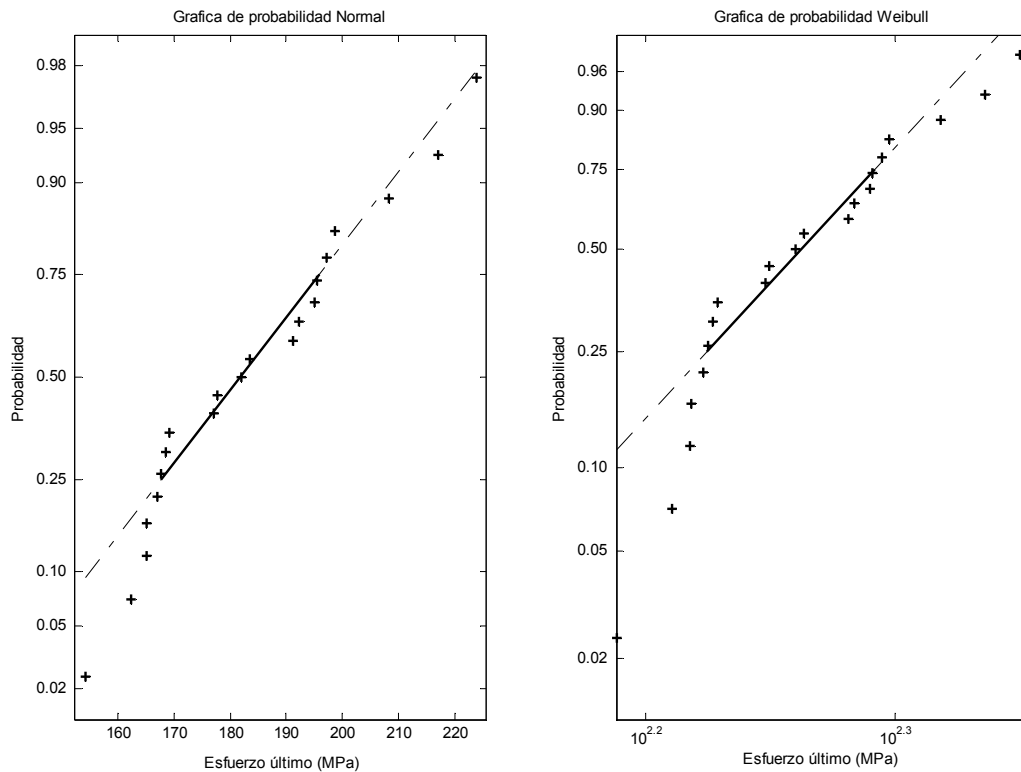


Figura A5.4. Pruebas de ajuste de los modelos de probabilidad Normal y Weibull para el esfuerzo ultimo en tensión longitudinal.

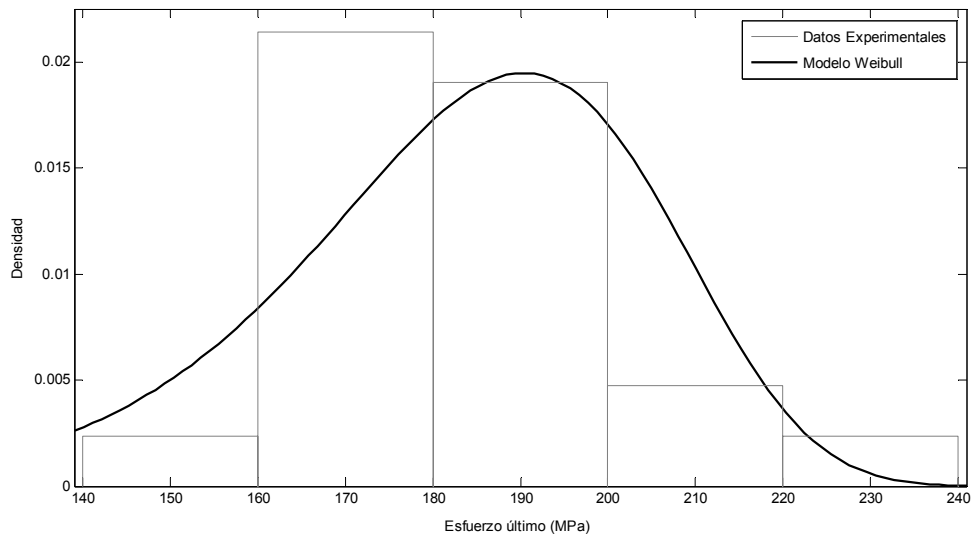


Figura A5.5. Función de densidad de probabilidad Weibull Para el esfuerzo último en tensión longitudinal.

Tabla A5.4. Análisis de varianza para la deformación última en tensión longitudinal.

One-way ANOVA: Tube 4, Tube 5, Tube 6, Tube 8

Source	DF	SS	MS	F	P
Factor	3	0.0001757	0.0000586	4.94	0.012
Error	17	0.0002016	0.0000119		
Total	20	0.0003773			

S = 0.003444 R-Sq = 46.56% R-Sq(adj) = 37.13%

Level	N	Mean	StDev	Individual 95% CIs For Mean Based on Pooled StDev
Tube 4	9	0.022044	0.004617	(-----*-----)
Tube 5	3	0.017067	0.001644	(-----*-----)
Tube 6	6	0.015767	0.001337	(-----*-----)
Tube 8	3	0.016433	0.002892	(-----*-----)

Pooled StDev = 0.003444

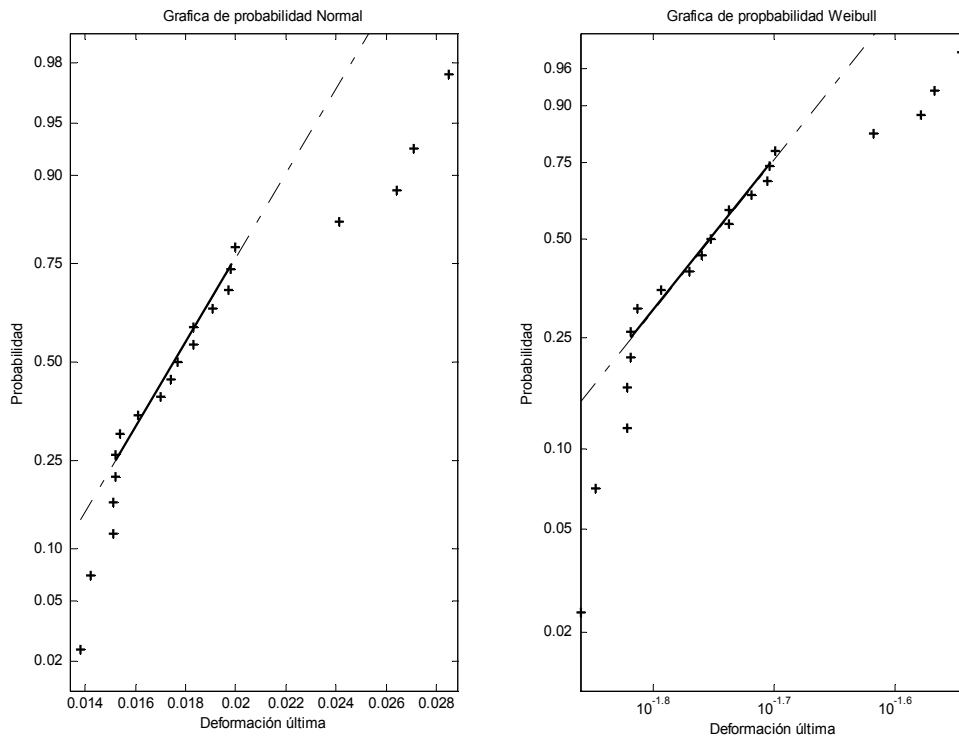


Figura A5.6. Pruebas de ajuste de los modelos de probabilidad Normal y Weibull Para la deformación última en tensión longitudinal.

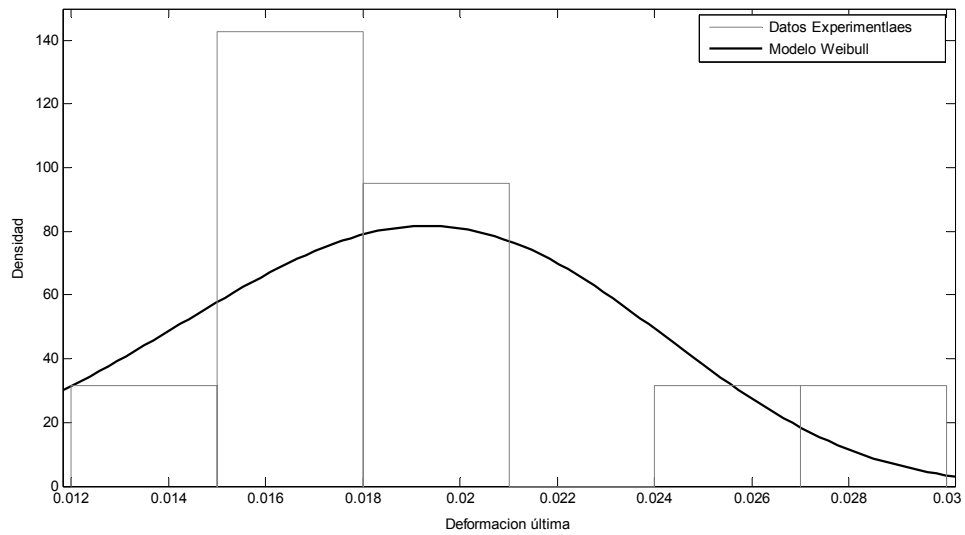


Figura A5.7. Función de densidad de probabilidad Weibull para la deformación última en tensión longitudinal.

RESULTADOS DEL ENSAYO DE COMPRESIÓN LONGITUDINAL

a) Modulo secante de elasticidad:

Siguiendo un procedimiento similar al utilizado para la determinación del modulo secante, el esfuerzo ultimo y la deformación ultima en tensión longitudinal, en esta sección se presentan los resultados del análisis estadístico realizado para a los datos experimentales de la prueba de compresión longitudinal realizada en 21 especímenes de ensayo.

Las tablas A5.5, A5.6 y A5.7 presentan respectivamente el análisis de varianza para las propiedades modulo secante de elasticidad, esfuerzo ultimo y deformación ultima en compresión longitudinal. A partir de estos resultados se concluyo que no existen diferencias significativas debidas al método de muestreo entre los grupos de especímenes seleccionados para esta prueba. Utilizando los resultados experimentales de todos los especímenes ensayados se ajusto un modelo de probabilidad Normal para el modulo secante y un modelo de probabilidad Weibull para el esfuerzo y la deformación última. Los resultados gráficos del análisis de ajuste para cada uno de estos modelos y su función de densidad de probabilidad se presentan respectivamente en las figuras A5.8 a A5.13. A partir de cada modelo de probabilidad ajustado se determino el valor esperado y la varianza de cada estimado. Estos resultados se presentan en la Tabla 4.5.

Tabla A5.5. Análisis de varianza para el modulo secante de elasticidad en compresión longitudinal.

One-way ANOVA: Tube 1, Tube 2, Tube 3, Tube 4

Source	DF	SS	MS	F	P
Factor	3	2.145	0.715	1.21	0.336
Error	18	10.662	0.592		
Total	21	12.806			

S = 0.7696 R-Sq = 16.75% R-Sq(adj) = 2.87%

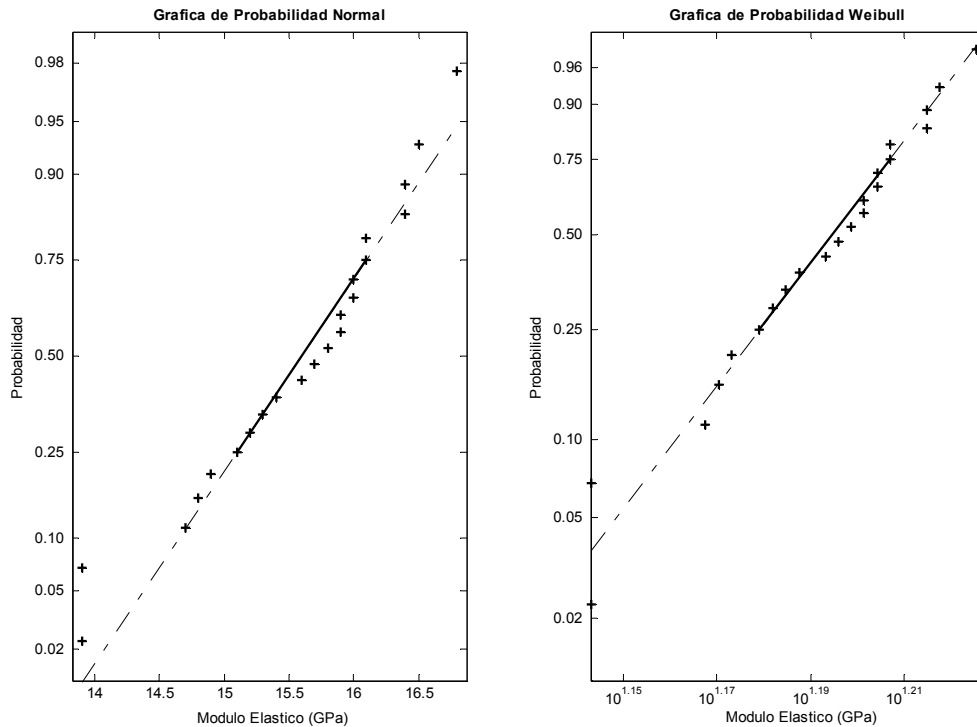
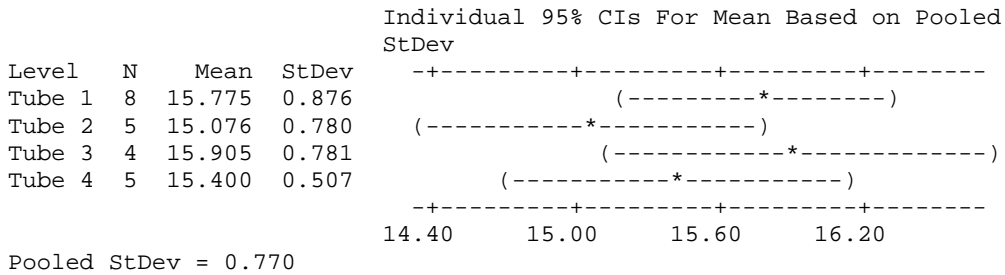


Figura A5.8. Pruebas de ajuste de los modelos de probabilidad Normal y Weibull Para el modulo secante de elasticidad en compresión longitudinal.

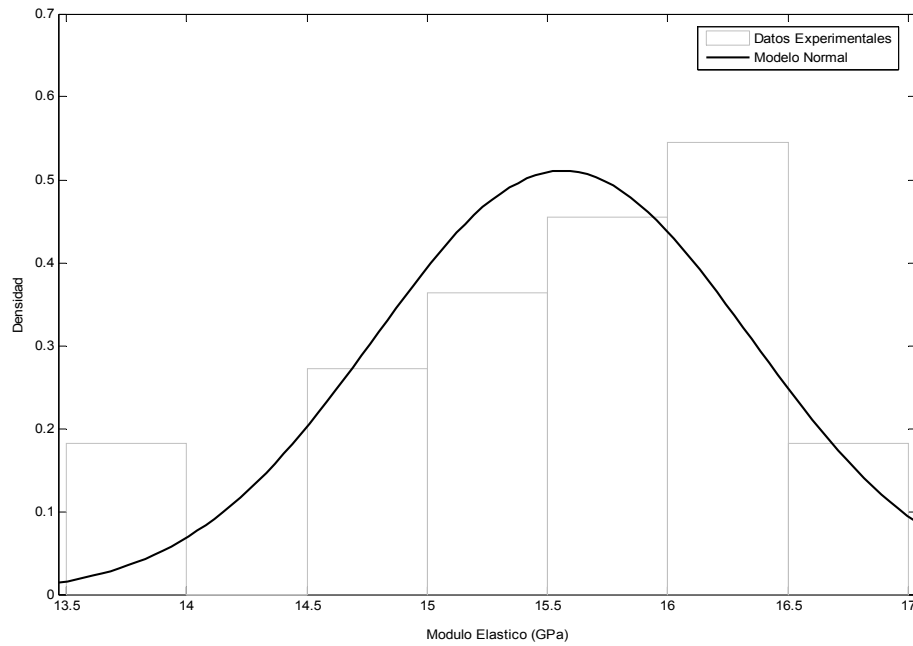


Figura A5.9. Función de densidad de probabilidad Normal para el modulo secante de elasticidad en compresión longitudinal.

b) Esfuerzo y deformación última:

Tabla A5.6. Análisis de varianza para el esfuerzo último en compresión longitudinal.

One-way ANOVA: Tube 1, Tube 2, Tube 3, Tube 4

Source	DF	SS	MS	F	P
Factor	3	405	135	0.20	0.895
Error	18	12167	676		
Total	21	12571			

S = 26.00 R-Sq = 3.22% R-Sq(adj) = 0.00%

Level	N	Mean	StDev
Tube 1	8	265.20	27.08
Tube 2	5	270.35	17.30
Tube 3	4	271.88	10.09
Tube 4	5	276.42	37.18

Individual 95% CIs For Mean Based on Pooled StDev

Pooled StDev = 26.00

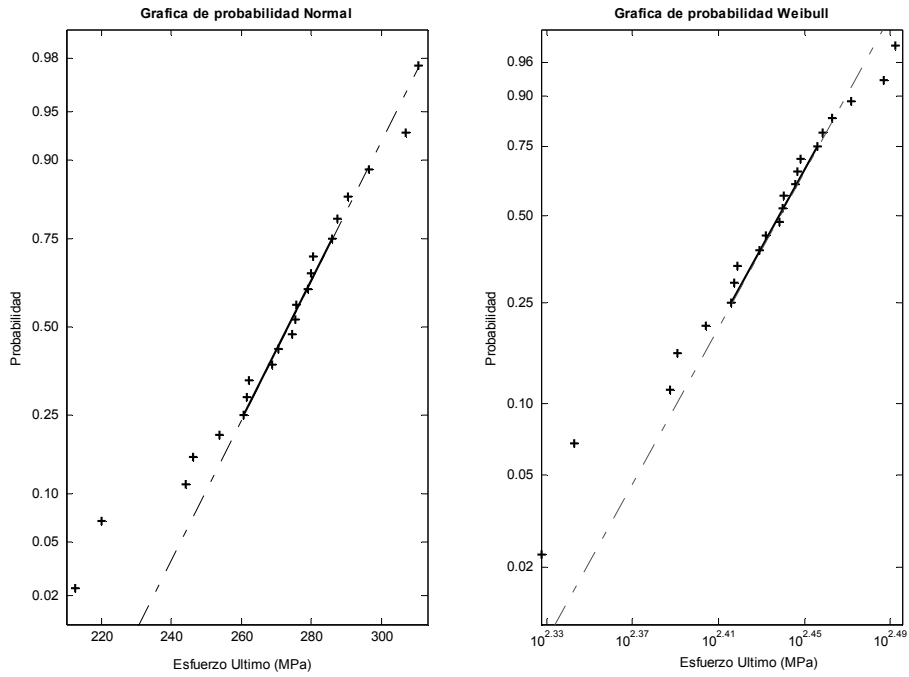


Figura A5.10. Pruebas de ajuste de los modelos de probabilidad Normal y Weibull para el esfuerzo último en compresión longitudinal.

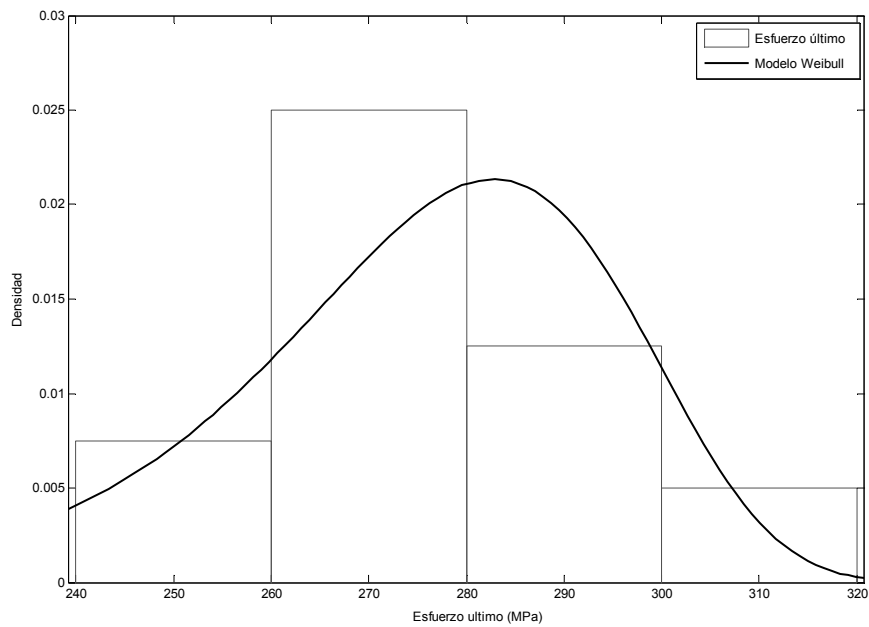


Figura A5.11. Función de densidad de probabilidad Weibull para el esfuerzo último en compresión longitudinal.

Tabla A5.7. Análisis de varianza para la deformación última en compresión longitudinal.

One-way ANOVA: Tube 1, Tube 2, Tube 3, Tube 4

Source	DF	SS	MS	F	P
Factor	3	0.0000355	0.0000118	3.07	0.054
Error	18	0.0000694	0.0000039		
Total	21	0.0001050			

S = 0.001964 R-Sq = 33.85% R-Sq(adj) = 22.83%

Individual 95% CIs For Mean Based on Pooled StDev

Level	N	Mean	StDev
Tube 1	8	0.014625	0.002326
Tube 2	5	0.016200	0.001483
Tube 3	4	0.016250	0.000500
Tube 4	5	0.018000	0.002345

Pooled StDev = 0.001964

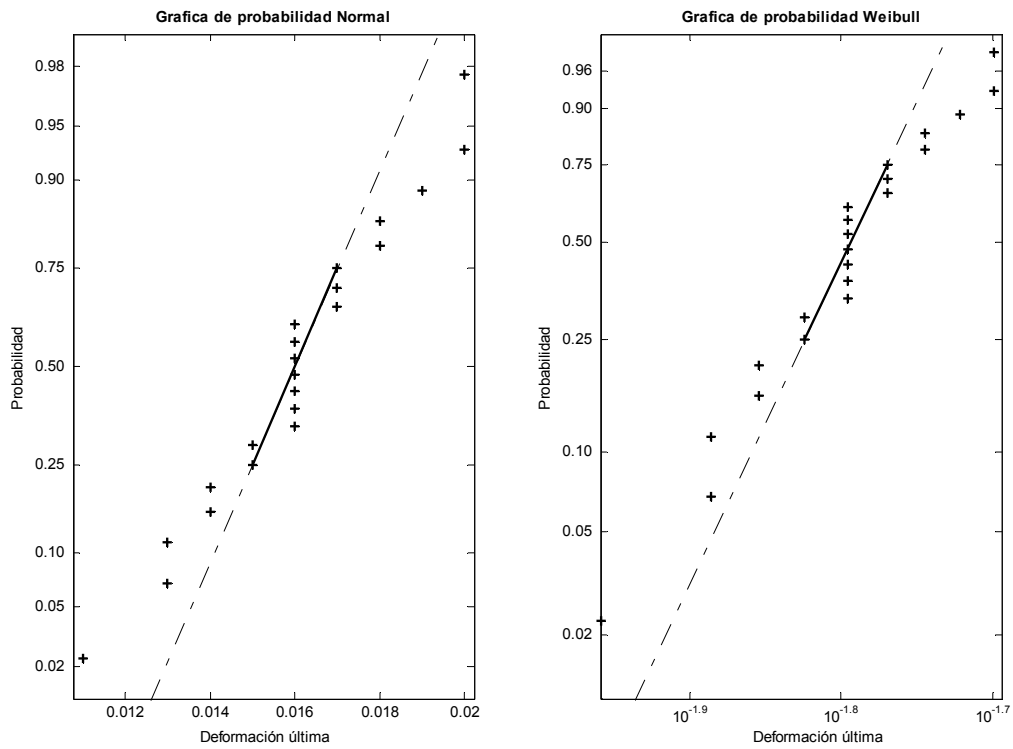


Figura A5.12. Pruebas de ajuste de los modelos de probabilidad Normal y Weibull para la deformación última en compresión longitudinal.

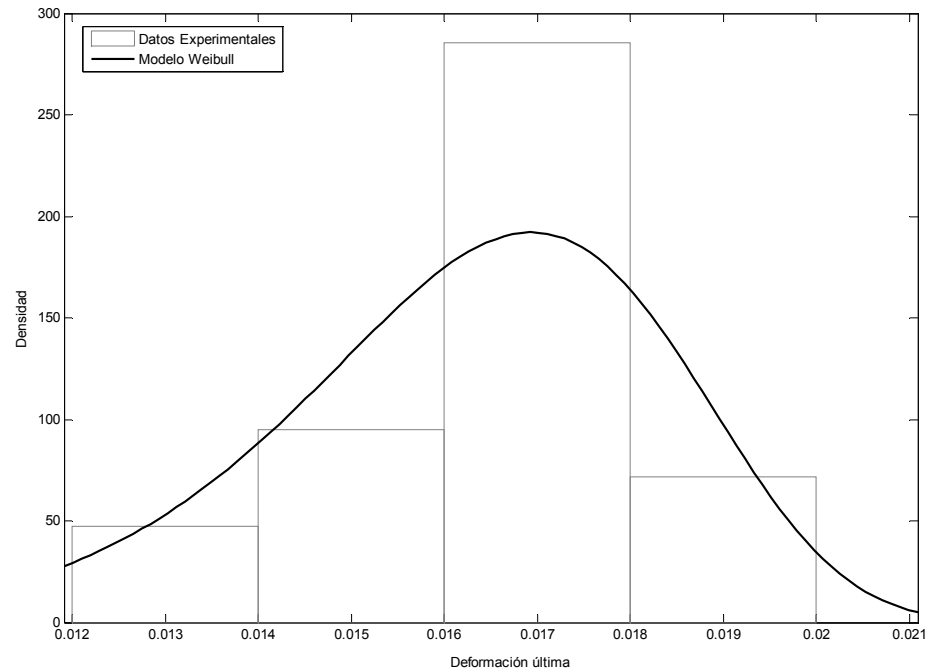


Figura A5.13. Función de densidad de probabilidad Weibull para la deformación última en compresión longitudinal.

RESULTADOS DEL ENSAYO DE TENSIÓN CIRCUNFERENCIAL

a) Módulo secante de elasticidad:

El modulo secante de elasticidad en tensión circunferencial fue estimado como el valor medio esperado para un modelo de probabilidad Normal ajustado a los resultados experimentales de 5 especímenes ensayados. La Figura A5.14 muestra una comparación grafica de la prueba de ajuste del modelo de probabilidad Normal y el modelo Weibull. La Figura A5.15 presenta la función de densidad de probabilidad del modelo Normal seleccionado para la predicción del valor medio esperado y su varianza.

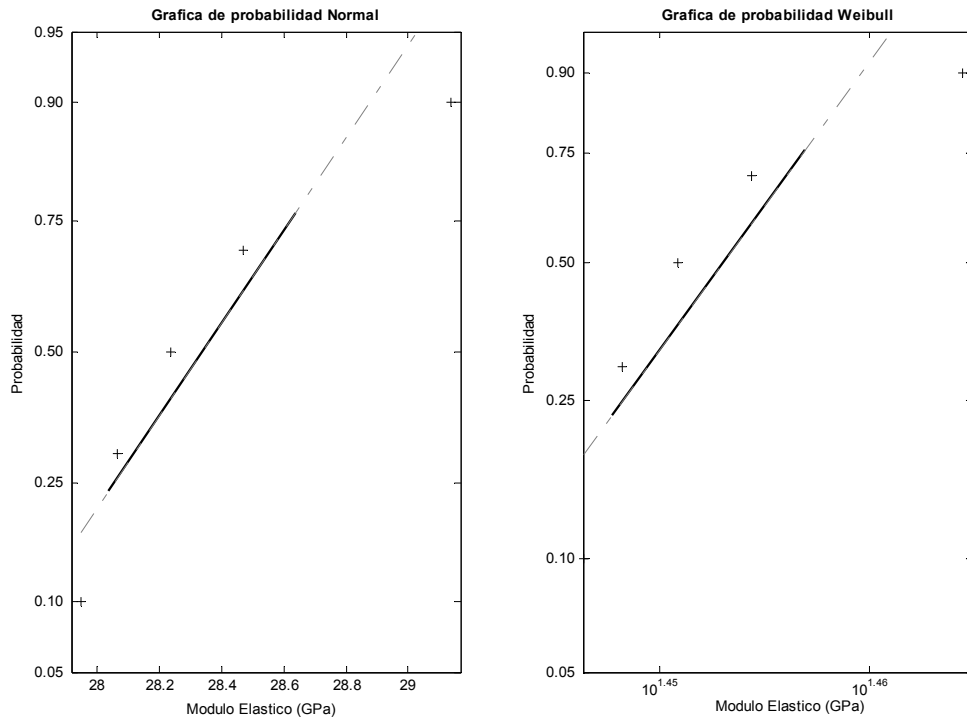


Figura A5.14. Pruebas de ajuste de los modelos de probabilidad Normal y Weibull para el modulo secante de elasticidad en tensión circunferencial.

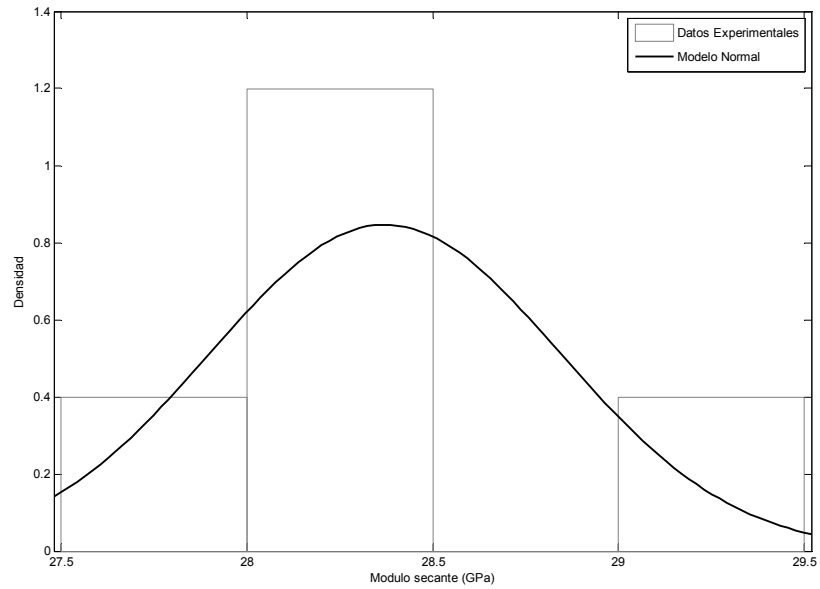


Figura A5.15. Función de densidad de probabilidad Normal para la deformación última en tensión circunferencial.

b) Esfuerzo y deformación última:

Utilizando los resultados experimentales de esfuerzo y deformación última para los 5 especímenes ensayados en tensión circunferencial, las figuras A5.16 y A5.18 presentan las pruebas de ajuste para los modelos de probabilidad Normal y Weibull a los datos experimentales de cada propiedad respectivamente. Las figuras A5.17 y A5.19 muestran respectivamente la función de densidad de probabilidad para el modelo de probabilidad Weibull seleccionado en cada caso. Los estimados para el valor medio y la varianza de cada una de estas propiedades se presentan resumidos en la Tabla 4.6.

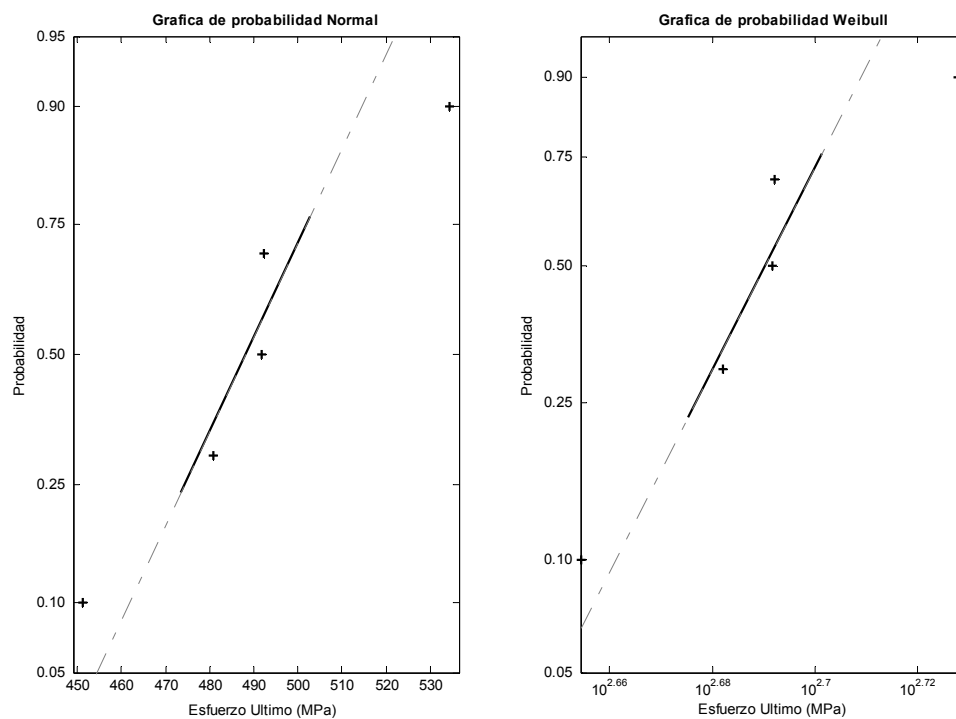


Figura A5.16. Pruebas de ajuste de los modelos de probabilidad Normal y Weibull para el esfuerzo último en tensión circunferencial.

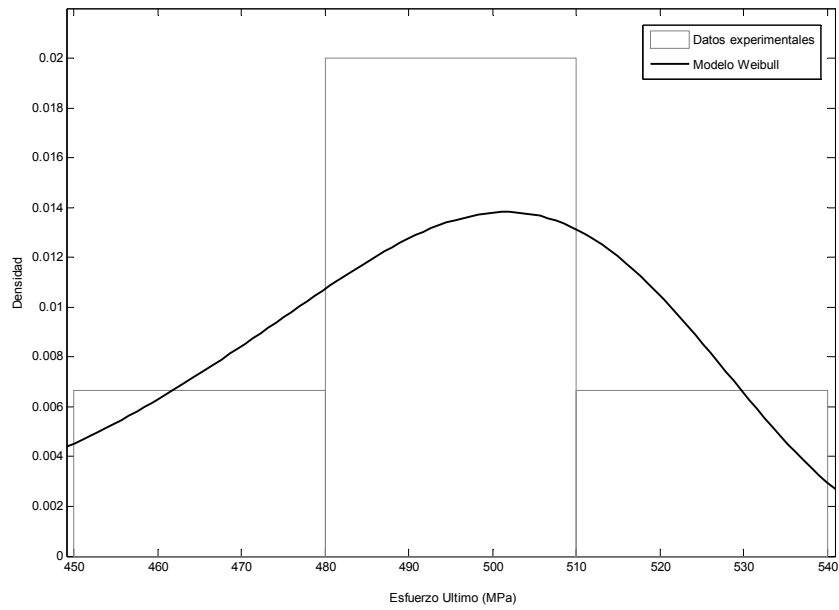


Figura A5.17. Función de densidad de probabilidad Weibull para el esfuerzo último en tensión circunferencial.

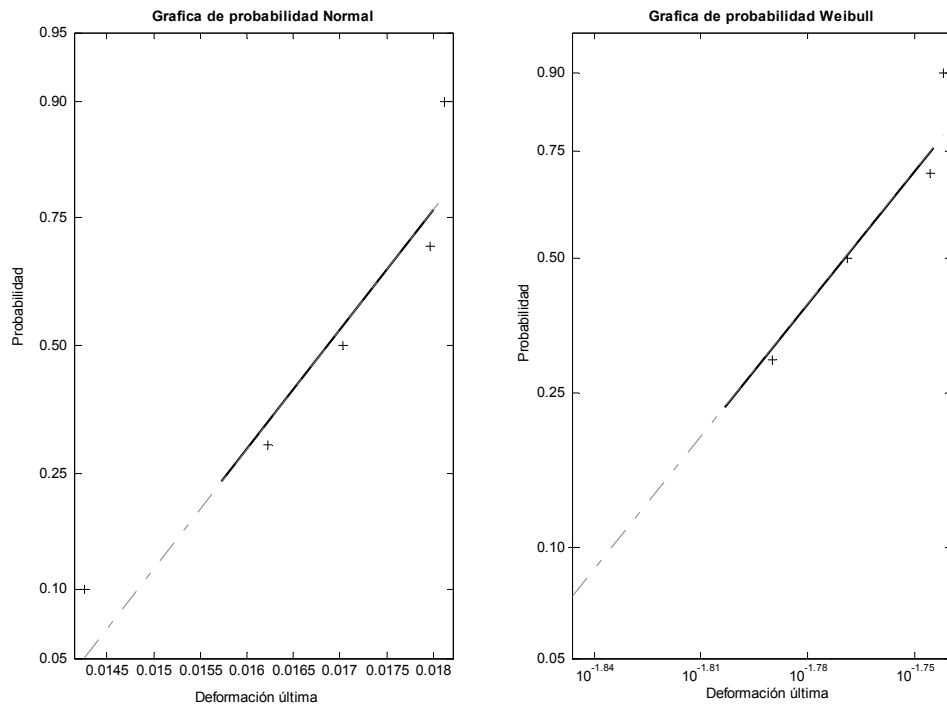


Figura A5.18. Pruebas de ajuste de los modelos de probabilidad Normal y Weibull para la deformación última en tensión circunferencial.

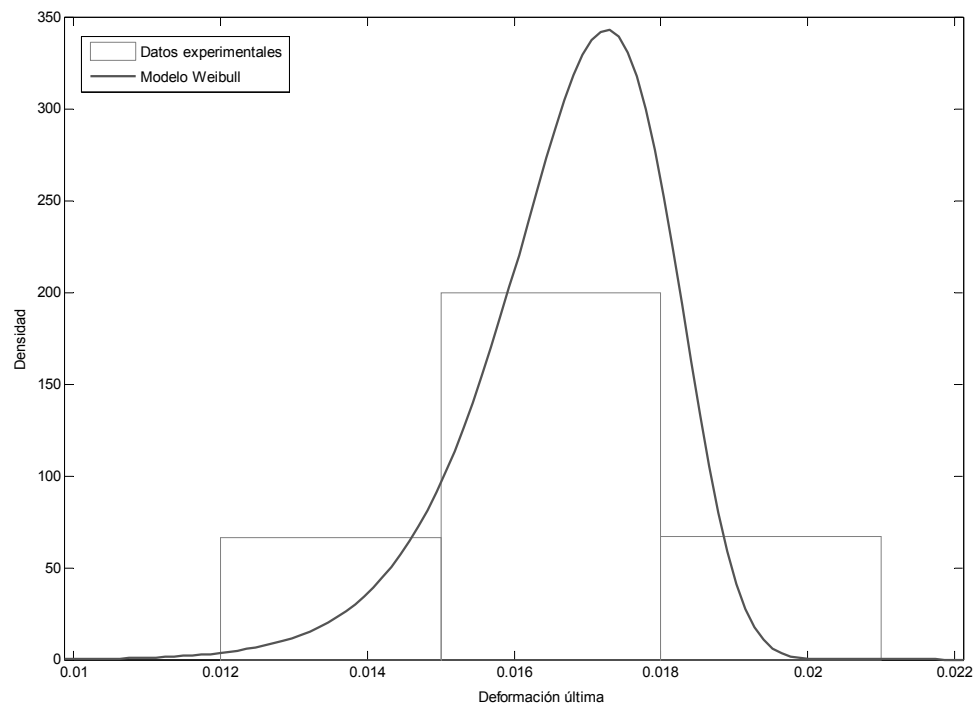


Figura A5.19. Función de densidad de probabilidad Weibull para la deformación última en tensión circunferencial.

APÉNDICE 6:

PROCESAMIENTO DIGITAL DE LOS RESULTADOS DEL ENSAYO DE TENSIÓN CIRCUNFERENCIAL

Los ensayos de tensión circunferencial fueron realizados con la utilización de una bomba hidráulica manual, la cual permitió la aplicación progresiva de una presión interna en los especímenes de ensayo hasta lograr su condición de resistencia última. Durante el procedimiento de carga, el efecto de la operación manual de bombeo imprimió un patrón periódico en las señales registradas en cada ensayo. Debido a esto, para permitir el análisis de las señales de presión hidráulica y de las deformaciones longitudinal y circunferencial, fue necesaria la remoción de dicho efecto de fluctuación en la presión aplicada. Esta actividad fue posible al aplicar a cada señal registrada un filtro digital que permitiera remover el contenido frecuencial indeseado. Específicamente se usó un filtro digital Butterworth pasa bajo, de orden dos, con frecuencia de corte ajustada de acuerdo a lo indicado en la Tabla A6.1.

Tabla A6.1. Frecuencias de corte para el filtrado digital las señales en cada espécimen del ensayo en tensión circunferencial

Especímen	Frecuencia de corte (Hz) (Filtro pasa bajo)
B1	0.40
B2	0.40
B3	0.25
B4	0.06
B5	0.06

Nota: Frecuencia de muestreo = 5 Hz.

La Figura A6.1 muestra la función de respuesta en valor absoluto del filtro digital implementado para el espécimen B1. Esta se utiliza para escalar las señales de interés en el dominio de frecuencias, de forma que puedan obtenerse las señales procesadas sin la influencia del contenido frecuencial filtrado. Para ilustrar los resultados de este

procedimiento, en las figuras A6.2 a A6.4 se presentan como ejemplo el conjunto de señales de esfuerzo circunferencial, deformación longitudinal y deformación circunferencial para el espécimen B1. Debido a que las deformaciones longitudinales y circunferenciales se obtuvieron de las lecturas de cada grupo de sensores de deformación instalado, estas señales fueron promediadas para obtener una lectura representativa de la deformación en cada dirección. Dicho promedio también se incluye para las deformaciones longitudinal y circunferencial en las figuras A6.3 y A6.4, respectivamente. En la Figura A6.5 se muestran las curvas procesadas de esfuerzo vs. deformación circunferencial. A partir de estas curvas se obtuvieron los valores experimentales del modulo secante de elasticidad, esfuerzo y deformación última en tensión circunferencial que permitieron la estimación de sus valores esperados.

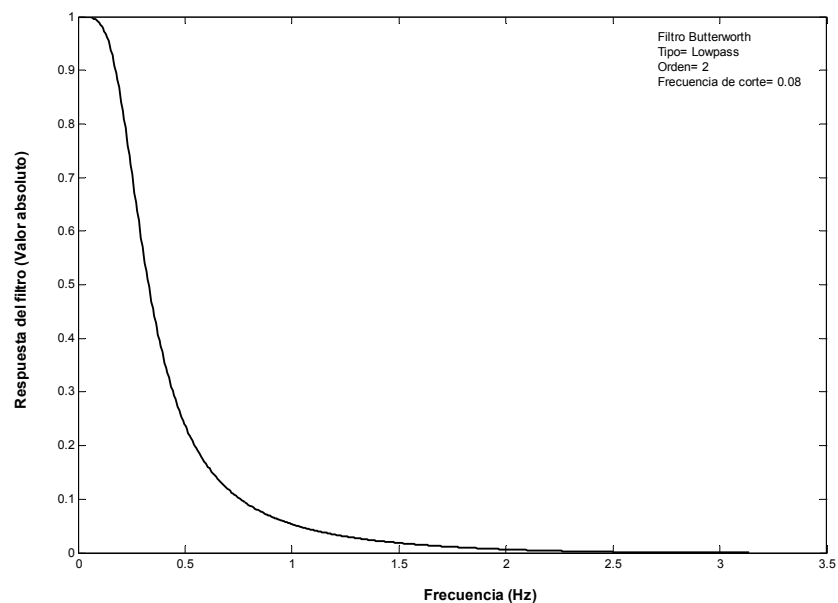


Figura A6.1. Filtro digital Butterworth: Función de Respuesta.

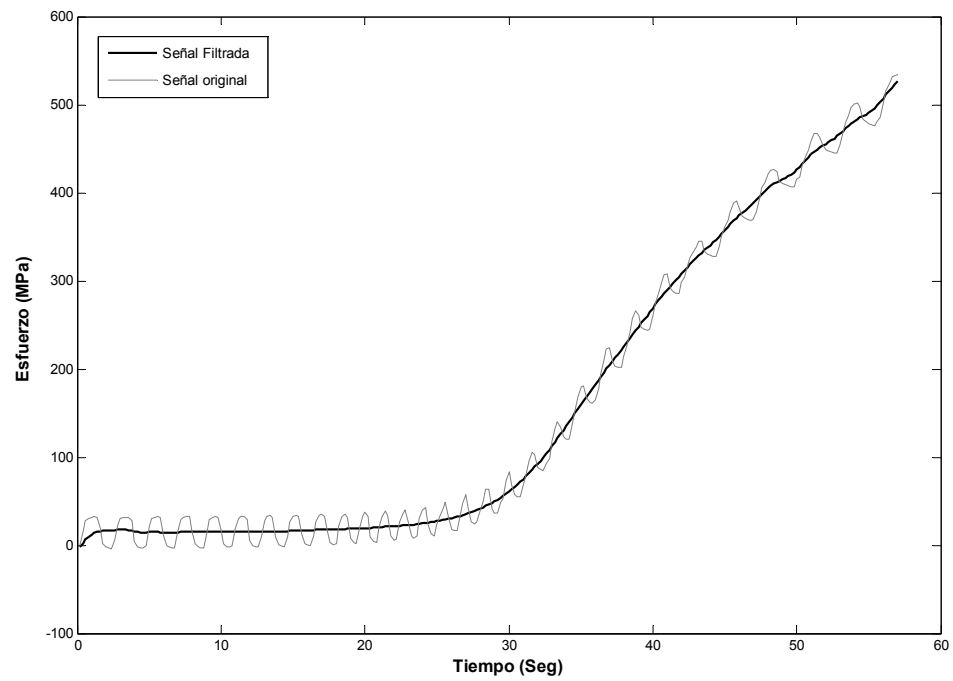


Figura A6.2. Esfuerzo circunferencial: Espécimen B1.

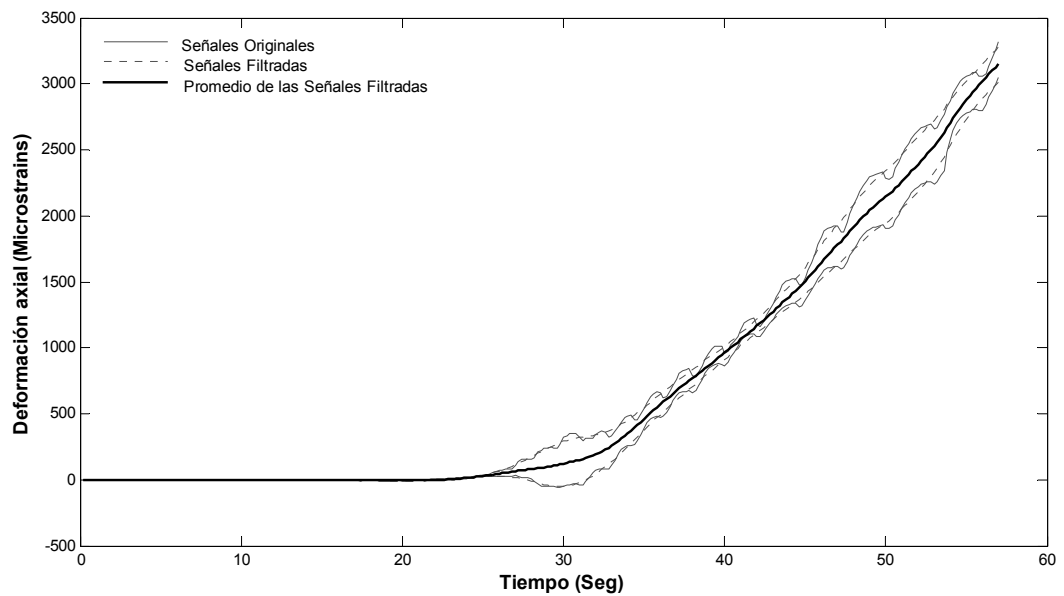


Figura A6.3. Deformación circunferencial: Espécimen B1

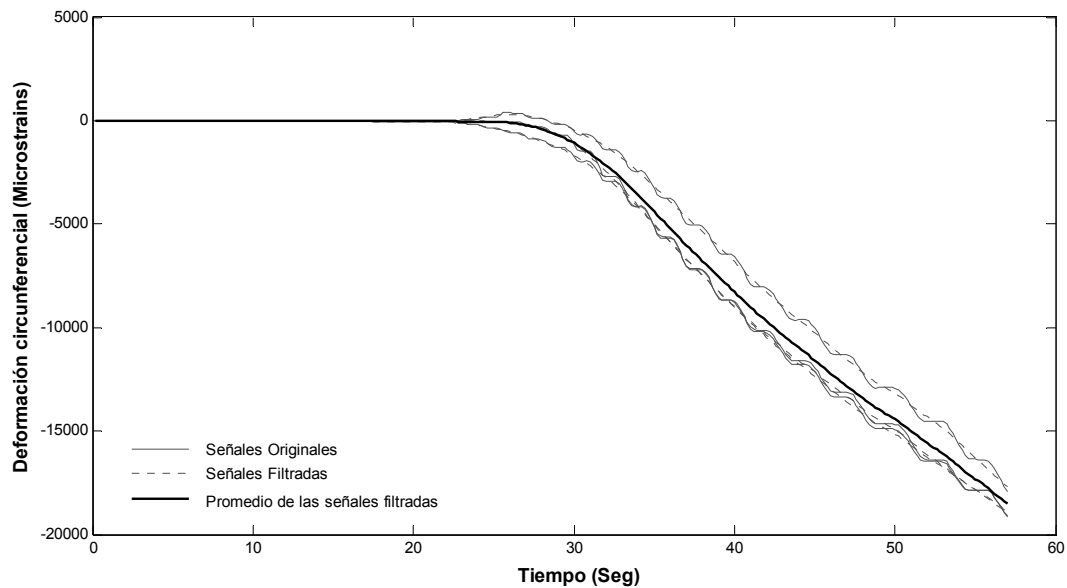


Figura A6.4. Deformación longitudinal: Espécimen B1.

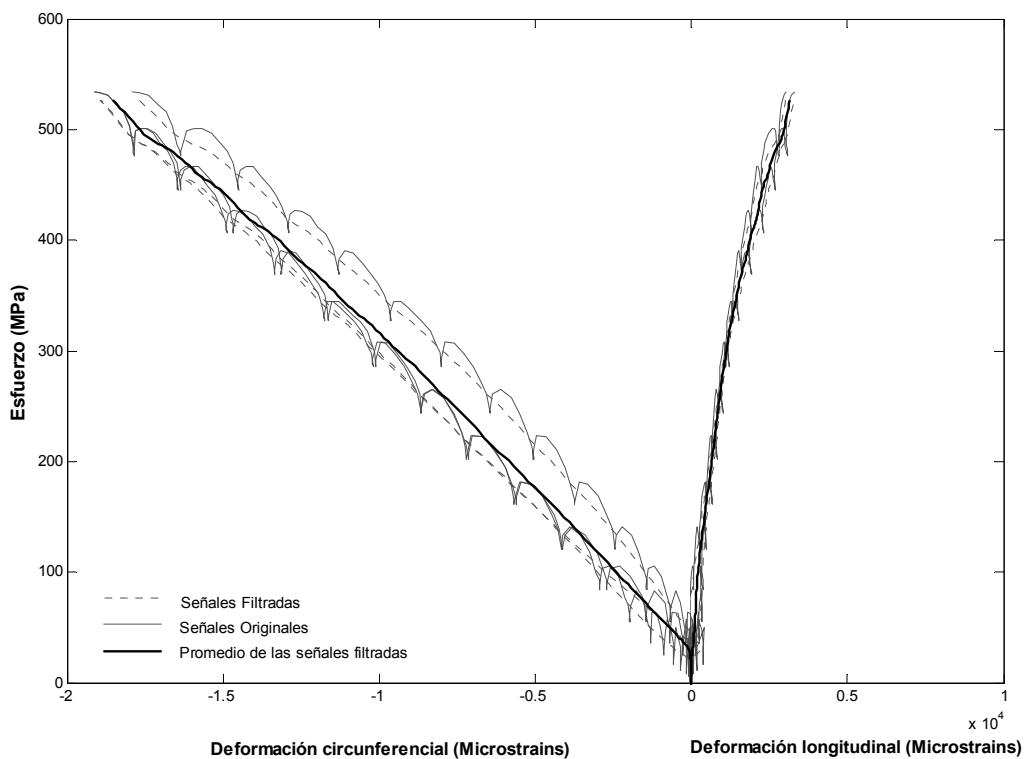


Figura A6.5. Relación Esfuerzo vs. Deformación en tensión circunferencial: Espécimen B1.

APÉNDICE 7:

**DETALLES DEL MODELO CONSTITUTIVO
DRUCKER-PRAGER**

Como se describe en el Capítulo 5, para la modelación con elementos finitos del sistema CFFT, el comportamiento inelástico del hormigón fue representado con la formulación lineal Drucker-Prager (DP). Este fue descrito como un modelo de plasticidad que se define con una superficie de fluencia isotropica y una regla de flujo plástico, la cual controla el comportamiento en el material cuando éste ha excedido el límite elástico. En este Apéndice se presentan los detalles de la formulación del modelo lineal de plasticidad Drucker-prager y se definen los parámetros requeridos para su utilización en el programa comercial ABAQUS V.6.5.

La formulación del modelo Drucker-Prager se presenta en las ecuaciones A7.1 a A7.8. En las primeras seis ecuaciones, la superficie de fluencia de este modelo se define en términos de tres invariantes de esfuerzos. La Figura A7.1 muestra una representación grafica de dicha superficie incluyendo la posibilidad de una superficie de fluencia no circular en plano desviador de esfuerzos.

La Figura A7.2 presenta la superficie de fluencia en el espacio de esfuerzos principales, lo cual permite una visualización de su proyección en el plano desviador de esfuerzos. Finalmente, la ecuación A7.8 presenta la definición de la regla de flujo de plástico para este modelo y a partir de esta se describe el significado del ángulo de dilatación δ , el cual controla las características de la deformación volumétrica inelástica en este modelo.

Superficie de fluencia:

$$F = t - p \cdot \tan \beta - d = 0 \quad (\text{A7.1})$$

donde:

$$t = \frac{1}{2} q \cdot \left[1 + \frac{1}{K} - \left(1 - \frac{1}{K} \right) \cdot \left(\frac{n}{q} \right)^3 \right] \quad (\text{A7.2})$$

β : Pendiente en el plano meridional p-t. Esta variable es comúnmente referida como el ángulo de fricción del material.

d : Cohesión del material.

K : Relación entre las superficies de fluencia en tensión y compresión triaxial.

p , q y n se definen como los tres invariantes de esfuerzos:

Presión hidrostática (I_1):

$$p = -\frac{1}{3} \cdot \text{trace}(\sigma) \quad (\text{A7.3})$$

Esfuerzos Mises equivalentes (J_2):

$$q = \sqrt{\frac{3}{2} (S : S)} \quad (\text{A7.4})$$

donde el esfuerzo desviador se define como:

$$S = \sigma + p \cdot I \quad (\text{A7.5})$$

Tercer invariante del esfuerzo desviador (J_3):

$$n = \left(\frac{9}{2} S \cdot S : S \right)^{\frac{1}{8}} \quad (\text{A7.6})$$

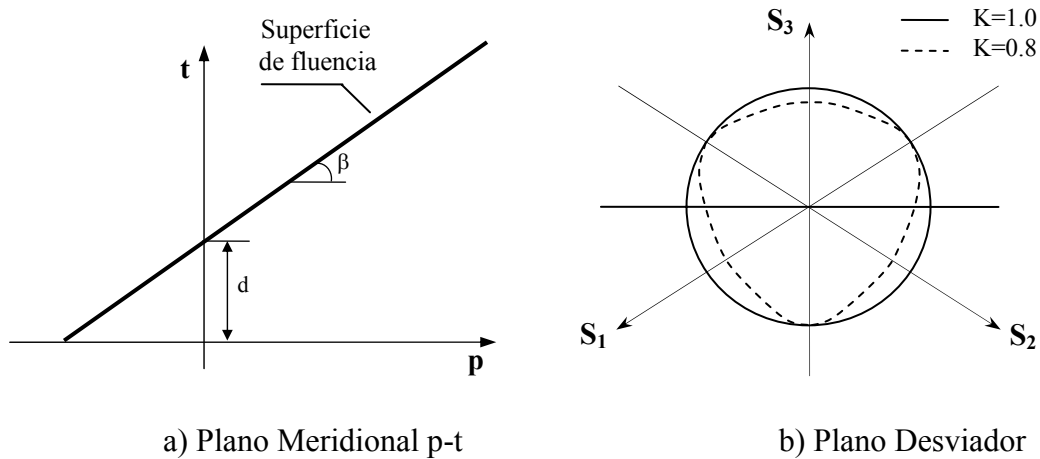


Figura A7.1. Superficie de fluencia para el modelo lineal de plasticidad Drucker-Prager.

El criterio de falla utilizado en el modelo lineal de plasticidad Drucker-Prager es definido como un criterio de fluencia isotropico. Este tipo de condición considera una dependencia simétrica de la superficie de fluencia con respecto a los esfuerzos principales σ_I ($I=1,2,3$) e implica que la superficie de falla sea definida solo para el invariante p , y los invariantes J_2 y J_3 del esfuerzo desviador principal.

Con la condición de isotropía y de dependencia con el invariante de esfuerzos p , la superficie de falla en el espacio de esfuerzos principales (espacio de Haih-Westergard) permitirá proyecciones que forman una familia de curvas cerradas en el plano de los esfuerzos desviadores principales (Plano π), como puede observarse en la Figura A7.2.

Con la definición exclusiva de la condición de compresión uniaxial, el modelo lineal Drucker-Prager incorporado en ABAQUS V.6.5 asume por defecto el mismo criterio lineal de fluencia tanto en tensión como en compresión triaxial. Esto permite una

simplificación de la superficie de fluencia, en la que esta deja de depender del tercer invariante del esfuerzo desviador, J_3 , tal como se puede deducir en la ecuación A7.2 cuando es usado un valor de $K=1$.

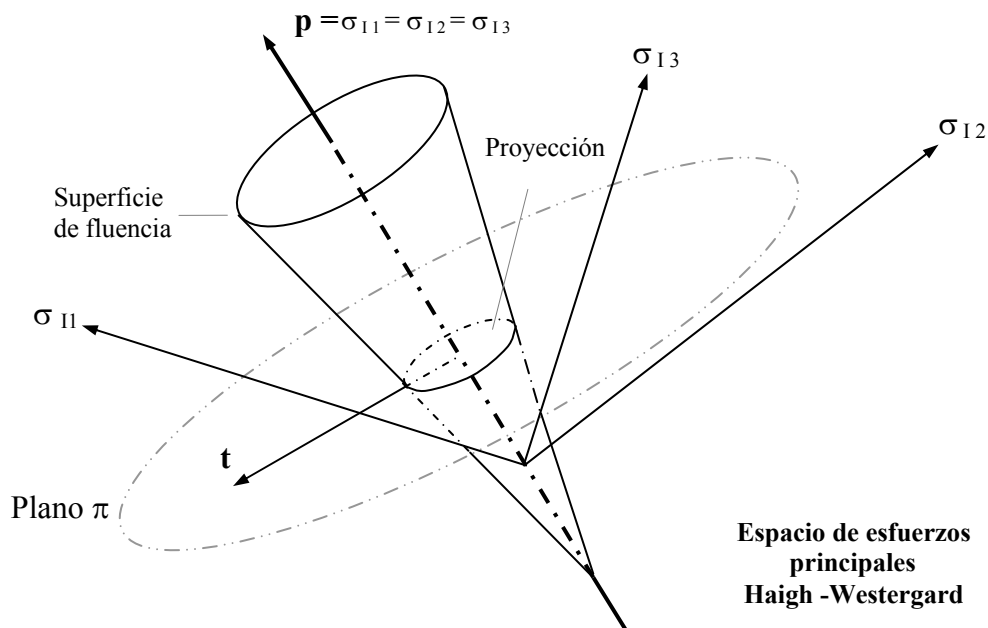


Figura A7.2. Proyección de la superficie de fluencia del modelo Drucker-Prager en el plano π .

Dadas estas restricciones, la proyección de la superficie de fluencia en el plano π encuentra la forma de una familia de curvas circulares que presenta la misma formulación que el criterio de falla de Von Mises (Godoy et al., 2000). Usando el valor de esfuerzo de fluencia en compresión, necesario para construir las curvas de endurecimiento plástico del hormigón, el parámetro para la cohesión de este material puede determinarse de acuerdo a la ecuación A7.7.

$$d = \left(1 - \frac{1}{3} \tan \beta\right) \cdot \sigma_c \quad (\text{A7.7})$$

Donde:

σ_c : Esfuerzo de fluencia en compresión uniaxial.

La regla de flujo que define el comportamiento en el rango plástico del material se determina por el ángulo de dilatación δ . Este parámetro es incluido en el modelo de plasticidad para representar el fenómeno de dilatación en un material frágil como el hormigón, el cual consiste en la tendencia inelástica de incremento volumétrico provocada por la formación de grietas y fracturas en su interior.

El ángulo de dilatación δ se mide en el plano meridional p - t como el ángulo que forma el vector de deformación plástica de^{pl} con respecto al plano desviador π . La Figura A7.3 muestra una interpretación geométrica de este concepto. Con esta definición para el ángulo de dilatación δ , el potencial de flujo plástico G puede escribirse de acuerdo a lo indicado en la Ecuación 8.

$$G = t - p \cdot \tan \delta \quad (\text{A7.8})$$

