



**UNIVERSIDAD DE CHILE
FACULTAD DE CIENCIAS FÍSICAS Y MATEMÁTICAS
DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA CIVIL**

**ESTUDIO NUMÉRICO – EXPERIMENTAL DE UN DISPOSITIVO
AUTOCENTRANTE BASADO EN CABLES DE ALEACIÓN DE
MEMORIA DE FORMA DE CuAlBe PARA APLICACIONES SÍSMICAS**

**TESIS PARA OPTAR AL GRADO DE DOCTOR EN
INGENIERÍA CIVIL**

CHRISTIAN DAVID MEDINA ROBALINO

**PROFESOR GUÍA:
RICARDO HERRERA MARDONES**

**PROFESOR CO-GUÍA:
JUAN BELTRÁN MORALES**

**MIEMBROS DE LA COMISIÓN:
FABIÁN ROJAS BARRALES
RAFAEL RUIZ GARCÍA
JOSÉ ALMAZÁN CAMPILAY**

**SANTIAGO DE CHILE
2023**

RESUMEN DE LA TESIS PARA OPTAR AL GRADO DE
DOCTOR EN INGENIERÍA CIVIL
POR: CHRISTIAN DAVID MEDINA ROBALINO
FECHA: 2023
PROF. GUÍA: RICARDO ANTONIO HERRERA MARDONES

ESTUDIO NUMÉRICO – EXPERIMENTAL DE UN DISPOSITIVO AUTOCENTRANTE
BASADO EN CABLES DE ALEACIÓN DE MEMORIA DE FORMA DE CuAlBe PARA
APLICACIONES SÍSMICAS

La filosofía de diseño sismo resistente de edificaciones situadas en zonas de alto peligro sísmico presente en la mayoría de los códigos de diseño, busca salvar vidas ante la ocurrencia de un terremoto severo. Para este nivel de amenaza, se espera que los elementos estructurales disipen gran cantidad de energía, lo que involucra un daño considerable y deformaciones permanentes. En trabajos recientes, se ha determinado que el control de las deformaciones residuales mejora notablemente el desempeño estructural y reduce los costos de rehabilitación. Esto es muy difícil de conseguir con los sistemas tradicionales e incluso con algunos sistemas de protección sísmica.

En este contexto, surgen los sistemas de protección autocentrantes cuyo trabajo principal consiste en devolver a la estructura a su posición original en cada ciclo de carga, reduciendo los daños por fluencia de los elementos y aportando en la disipación de energía. Las aleaciones de memoria de forma son firmes candidatas para el desarrollo de este tipo de dispositivos debido a sus propiedades superelásticas. A pesar de que los sistemas autocentrantes basados en SMA han sido estudiados, aún quedan varias interrogantes que no han sido resueltas para mejorar la confiabilidad de este sistema estructural emergente, por lo que se abordan en esta investigación.

El trabajo se divide en 4 fases en las que se estudia el material, el elemento, el dispositivo y el sistema estructural. En primer lugar, se realiza un estudio numérico y experimental en alambres de SMA de CuAlBe con el objetivo de definir el tratamiento térmico óptimo que maximiza sus propiedades superelásticas. Se caracteriza el comportamiento cíclico en ambientes de temperatura variable y se desarrolla una ley constitutiva que captura los complejos fenómenos de las SMA.

A continuación, se realiza un análisis paramétrico de cables de SMA con el objetivo de obtener mayor resistencia que en los alambres y definir las configuraciones que mejor aprovechan las propiedades del material. La variabilidad de las propiedades se analiza dentro de un esquema de actualización Bayesiana y la incertidumbre se propaga a la respuesta cíclica de los cables, con lo que se obtienen resultados robustos que se ajustan a los ensayos experimentales.

Se diseña, construye y ensaya un innovador dispositivo autocentrante configurado de manera que los cables de SMA trabajen a tracción independientemente de la fuerza. Finalmente, se evalúa la fragilidad al colapso de marcos de acero arriostrados con el dispositivo y se compara su desempeño con el sistema tradicional de arriostramientos concéntricos. En síntesis, se obtiene un sistema estructural altamente confiable con un mecanismo de agotamiento muy dúctil y menor probabilidad de colapso, en el que los daños se minimizan debido a su capacidad de autocentrado.

A mi pequeño Juli Martín, que este logro alcanzado sea una fuente de inspiración para que persiga sus sueños; pues se hacen realidad con esfuerzo, perseverancia, y el apoyo de los más queridos.

Dedicado a ti, mi príncipe azul.

A mi madre, que fue llamada a muy temprana edad a ser la flor que ilumine su jardín divino.

Dedicado a ti, mi ángel de la guarda.

A mi fiel compañero Jay, que me siguió en todas las aventuras sin importar el destino y siempre me brindó su cariño incondicional.

Dedicado a ti, mi pequeño atún.

Agradecimientos

A Dios, por darme la vida y la oportunidad de vivir esta loca experiencia enriquecedora.

Agradezco profundamente a mi compañera de vida Lidita y a nuestro Juli, que, con amor, paciencia, apoyo incondicional y gran sacrificio me impulsaron a siempre mirar hacia la meta y disfrutar del camino. Mis amores, la vida entera no me va a alcanzar para agradecerles.

A mi padre Wilson, mi mentor, mi soporte, mi guía y mi más grande fan, que siempre ha creído en mí y ha hecho que yo lo crea. Gracias padre por no dejarme caer jamás.

A mis ñaños y confidentes Santiago, Aylen; mis sobrinos Itati, Mateo, Ian y Eirinn; mi cuñado David; y Cumi; porque la familia unida y fuerte es invencible. Gracias por siempre estar ahí MEDI Squad.

A mis suegros y mi familia política que siempre me hace sentir como un hijo más.

Agradezco de manera muy especial a los profesores Ricardo Herrera y Juan Felipe Beltrán por brindarme su valioso tiempo y su guiarme desde un inicio en este proyecto. Sus enseñanzas y anécdotas han sido oportunas para alcanzar este logro. Agradezco al Departamento de Ingeniería Civil de la Universidad de Chile y a todos los profesores que aportaron a mi formación como Doctor: Rafael Ruiz, Leonardo Massone, Ruben Boroschek, Fabián Rojas, Rodrigo Retamales y Rodolfo Saragoni. Agradezco al profesor Pedro Soto y a Don Juan Donoso quienes me apoyaron en la parte experimental. Un especial agradecimiento a Jacqueline, siempre diligente solucionándonos la vida a los estudiantes.

Al profesor Yunfeng Zhang de la Universidad de Maryland por habernos donado amablemente el material para el desarrollo de esta investigación.

A mi querida amiga coterránea Betzy y mis amigos chilenos Felipe A., Felipe Y., Bastián y José que con sus locuras y ocurrencias han hecho más llevaderas las frustraciones y piedras en el camino con las que uno se encuentra en esta aventura.

Finalmente, quiero agradecer a mis pequeños de 4 patas: Jay, Laila, Negrito, Candy, Benji y Tito que son parte muy importante de la familia y de este logro.

¡Eternamente agradecido con todos ustedes!

Tabla de Contenido

Agradecimientos	iii
Tabla de Contenido	iv
Índice de Tablas	viii
Índice de Ilustraciones.....	x
Capítulo 1	1
1. Introducción.....	1
1.1 Motivación	1
1.2 Hipótesis	2
1.3 Objetivos	3
1.3.1 Objetivo General.....	3
1.3.2 Objetivos Específicos.....	3
1.4 Alcance	4
Capítulo 2	6
2. Revisión de Literatura	6
2.1 Aleaciones de Memoria de Forma SMA	6
2.1.1 Respuesta Termo – Mecánica Uniaxial	6
2.1.2 SMA de CuAlBe	9
2.1.3 Ley Constitutiva.....	11
2.2 Modelación numérica de cables	16
2.2.1 Estructura y parametrización de un cable	16
2.2.2 Relaciones de Deformación	18
2.2.3 Modelos de Cables.....	22
2.3 Estado del Arte en dispositivos basados en SMA	27
2.4 Respuesta de estructuras con dispositivos basados en SMA.....	32
2.5 Evaluación del desempeño de sistemas estructurales: FEMA P695	35
2.5.1 Información requerida.....	36
2.5.2 Caracterización del comportamiento	36
2.5.3 Desarrollo de Modelos No Lineales	37
2.5.4 Análisis No Lineal	37
2.5.5 Evaluación del desempeño.....	38

Capítulo 3	39
3. Caracterización Alambres SMA CuAlBe.....	39
3.1 Generalidades	39
3.2 Tratamiento térmico	39
3.3 Composición química de la aleación.....	40
3.4 Análisis Metalográfico	43
3.5 Ensayos de Tracción.....	46
3.5.1 Montaje Experimental.....	46
3.5.2 Medición y adquisición de datos.....	49
3.5.3 Calibración de sensores.....	50
3.5.4 Protocolo de ensayo	52
3.5.5 Influencia del tiempo de tratamiento	54
3.5.6 Influencia de la temperatura.....	62
3.5.7 Fatiga de Bajos ciclos	69
3.5.8 Entrenamiento	71
3.5.9 Envejecimiento	74
3.6 Ley Constitutiva Propuesta.....	76
3.6.1 Cuantificación de la Degradación de EA.....	76
3.6.2 Cuantificación de la Deformación Residual	82
3.6.3 Cuantificación de la degradación de resistencia	86
3.6.4 Ley constitutiva propuesta	90
3.7 Contribución al estado del arte	100
Capítulo 4	101
4. Análisis paramétrico de Cables de SMA CuAlBe	101
4.1 Estabilidad de los Modelos de Cable.....	101
4.2 Análisis numérico de cables de SMA de CuAlBe.....	105
4.2.1 Extremos empotrados.....	106
4.2.2 Extremos libres	115
4.2.3 Deformación inicial por trenzado	126
4.2.4 Configuraciones óptimas de cables.....	127
4.3 Estudio experimental de cables de SMA de CuAlBe.....	129
4.3.1 Proceso de manufactura	129
4.3.2 Montaje experimental	133

4.3.3	Protocolo de carga.....	135
4.3.4	Calibración de sensores.....	136
4.3.5	Respuesta experimental	138
4.4	Análisis Bayesiano en cables SMA CuAlBe.....	148
4.4.1	Fundamentos de la Actualización Bayesiana.....	148
4.4.2	Método de Monte Carlo mediante Cadenas de Markov Transitorias	150
4.4.3	Definición del modelo probabilístico.....	151
4.4.4	Incertidumbre en el experimento	154
4.4.5	Incertidumbre en el Lote.....	162
4.4.6	Propagación de la incertidumbre en cables de SMA de CuAlBe	164
4.5	Contribución al estado del arte	169
	Capítulo 5	170
5.	Dispositivo Autocentrante de SMA de CuAlBe.....	170
5.1	Mecánica de funcionamiento.....	170
5.2	Diseño del dispositivo	172
5.2.1	Cables de SMA de CuAlBe	172
5.2.2	Geometría del prototipo	174
5.2.3	Diseño de los componentes.....	176
5.2.4	Modelo de Elementos Finitos	181
5.3	Estudio experimental del SECB	185
5.3.1	Manufactura del SECB	185
5.3.2	Montaje experimental	187
5.3.3	Protocolo de Carga.....	188
5.3.4	Respuesta Experimental.....	189
5.4	Validación numérica.....	194
5.4.1	Ley constitutiva del SECB.....	194
5.4.2	Factores de modificación de las propiedades.....	198
5.4.3	Diseño de dispositivos estándar	201
5.4.4	Aplicación del Modelo en OpenSEES.....	204
5.5	Contribución al estado del arte	212
	Capítulo 6	214
6.	Desempeño de marcos de acero arriostrados con el SECB	214
6.1	Diseño de Arquetipos	214

6.1.1	Geometría.....	215
6.1.2	Materiales.....	216
6.1.3	Carga Gravitacional	216
6.1.4	Demanda Sísmica.....	216
6.1.5	Diseño Estructural.....	219
6.1.6	Criterios de aceptación.....	224
6.2	Modelo matemático en OpenSEES	227
6.2.1	Materiales.....	228
6.2.2	Riostras	229
6.2.3	Vigas y Columnas	231
6.2.4	Conexiones.....	231
6.2.5	Dispositivo autocentrante.....	232
6.2.6	Modelo matemático	232
6.3	Análisis lineal elástico.....	233
6.4	Registros sísmicos para IDA	236
6.4.1	Selección de registros	236
6.4.2	Escalamiento de registros	239
6.5	Análisis estático no lineal NSP.....	242
6.6	Análisis dinámico incremental IDA	247
6.7	Evaluación del desempeño estructural del sistema propuesto.....	255
6.7.1	Criterios de aceptación del sistema.....	257
6.7.2	Curvas de fragilidad al colapso.....	261
6.8	Factores de diseño para SECBF	263
6.8.1	Factor de sobre resistencia Ω_0 del sistema.....	263
6.8.2	Factor de reducción de respuesta R del sistema.....	264
6.8.3	Factor de amplificación de desplazamientos Cd	265
6.9	Contribución al estado del arte	268
	Capítulo 7	269
	7. Conclusiones.....	269
	Publicaciones.....	278
	Bibliografía.....	279

Índice de Tablas

Tabla 3-1. Porcentajes elementales en peso de la aleación CuAlBe	42
Tabla 3-2. Combinaciones de discos y amplitudes de deformación utilizadas.	48
Tabla 3-3. Calibración de la temperatura de ensayo	52
Tabla 3-4. Deformaciones en el límite superelástico	55
Tabla 3-5. Módulo Austenítico para el 1er ciclo	58
Tabla 3-6. Influencia de la temperatura en la deformación de rotura.....	63
Tabla 3-7. Factor de amortiguamiento equivalente para una deformación del 5.5%	69
Tabla 3-8. Coeficientes de Coffin – Manson para modelo de fatiga	70
Tabla 3-9. Factor de daño <i>DEA</i> para cada deformación.....	77
Tabla 3-10. Propiedades mecánicas iniciales para la validación del modelo	94
Tabla 4-1. Propiedades nominales para la modelación numérica de cables de SMA de CuAlBe	106
Tabla 4-2. Paso y número de vueltas para los ángulos de trenzado utilizados.....	132
Tabla 4-3. Propiedades nominales de un alambre de SMA de CuAlBe (Prior)	152
Tabla 4-4. Propiedades actualizadas de un alambre de SMA de CuAlBe (Posterior).....	160
Tabla 4-5. Propiedades actualizadas para el diseño determinista de cables de SMA de CuAlBe	168
Tabla 5-1. Fuerzas de fluencia y fractura proyectadas para 1 cable de SMA de CuAlBe con $\theta = 2.5^\circ$	174
Tabla 5-2. Propiedades nominales de la ley constitutiva del SECB con 2 cables 1x7, $\theta = 2.5^\circ$.	196
Tabla 5-3. Factores de modificación de las propiedades a causa de la variación en el ensayo ...	200
Tabla 5-4. Parámetros de diseño para dispositivos SECB estándar	202
Tabla 5-5. Parámetros para modelar el SECB con 2 cables 1x7 $\theta = 2.5^\circ$ en OpenSEES.....	211
Tabla 6-1. Propiedades del acero estructural.....	216
Tabla 6-2. Cargas gravitacionales consideradas.....	216
Tabla 6-3. Parámetros de NCh433 para la demanda sísmica de diseño	217
Tabla 6-4. Coeficientes sísmicos de los arquetipos.....	218
Tabla 6-5. Parámetros de NCh433 para la demanda sísmica de diseño	219
Tabla 6-6. Fuerzas laterales en los pisos.	220
Tabla 6-7. Diseño de las riostras en los arquetipos del SCBF.....	221
Tabla 6-8. Secciones de diseño para los arquetipos de SCBF y SECBF.....	223

Tabla 6-9. Parámetros en OpenSEES del material Steel02 que definen el comportamiento del acero.	229
Tabla 6-10. Período de vibración fundamental de los arquetipos.	233
Tabla 6-11. Registros sísmicos seleccionados para análisis dinámico no lineal.	238
Tabla 6-12. Factores de escala de los registros sísmicos para el IDA.	241
Tabla 6-13. Índices de margen al colapso de los arquetipos.	249
Tabla 6-14. Índices de margen al colapso de los arquetipos.	257
Tabla 6-15. Índices ajustados de margen al colapso de los arquetipos.	258
Tabla 6-16. Incertidumbre de los sistemas estructurales.	260
Tabla 6-17. <i>ACMR</i> de los arquetipos comparados con los criterios de aceptación.	260
Tabla 6-18. Factor de sobre resistencia del sistema Ω_0	263
Tabla 6-19. Factor de reducción de respuesta estructural R	265
Tabla 6-20. Factor de amortiguamiento B_1	267

Índice de Ilustraciones

Figura 2-1. a) Efecto de super elasticidad SE y b) de memoria de forma SME de un material SMA [22].....	6
Figura 2-2. Influencia de la temperatura en la respuesta uniaxial de una SMA [21]	7
Figura 2-3. Degradación de los ciclos de histéresis en alambres de NiTi a) Torra et al. [26] b) Yang et al. [28]......	8
Figura 2-4. Tamaño de grano según tratamiento térmico en alambres de aleación Cu-11.8wt.%Al-0.5wt.%Be. a) Sin tratar b) 20s @ 700°C c) 30s @ 700°C @ d) 180s @ 700°C [17]	9
Figura 2-5. Influencia de la frecuencia de ciclado en la respuesta de alambres de SMA de CuAlBe [35].....	10
Figura 2-6. Influencia de la temperatura ambiente en la respuesta de alambres de SMA de CuAlBe a) 20min @ 750°C b) 30min @ 750°C [7], [36].....	11
Figura 2-7. Modelos continuos de la respuesta uniaxial de SMA a) Graesser & Cozzarelli [38] b) Wilde et al. [42]	12
Figura 2-8. Modelo de ley constitutiva multilineal para SMA Motahari y Ghassemieh [45] a) SE b) SME.....	13
Figura 2-9. Escenarios de descarga considerando deformación residual a) $\epsilon_R = 0$ b) Escen.1 c) Escen.2 d) Escen.3 e) Ej. alambre 0.5mm SMA CuAlBe [15].....	16
Figura 2-10. Elementos, parámetros y configuraciones típicas de un cable. (Basado en [47]–[49])	17
Figura 2-11. Deformación y rotación en un alambre helicoidal [50]	19
Figura 2-12. Influencia del ángulo de trenzado en los componentes de la matriz de rigidez del cable [59].....	27
Figura 2-13. Relación fuerza - desplazamiento idealizada de un disipador autocentrante [21]. ...	28
Figura 2-14 Disipador propuesto por Carboni et. al. [39]	29
Figura 2-15. Disipador propuesto por Qiu et. al.[64]	29
Figura 2-16. Configuración del dispositivo BPS [48].	30
Figura 2-17. Configuración del dispositivo SSMAFD [49].	31
Figura 2-18 Disipador SMA-SCEB [69].	31
Figura 2-19 Dispositivo propuesto por Falahian et al. [70].....	32
Figura 2-20 Distribución del daño en un marco de acero convencional (izquierda) y con conexiones de SMA (derecha) [71]	33
Figura 2-21 Sistemas estructurales analizados y curvas de fragilidad para un daño extenso. [73]	33

Figura 2-22 Comparación de la respuesta de un marco de acero convencional con un marco arriostrado con SMA[74].	34
Figura 2-23 Comparación de la respuesta de un marco de acero convencional con un marco arriostrado con SMA[75].	35
Figura 2-24 Análisis dinámico incremental [76].	38
Figura 3-1. Alambre de 1.4mm de SMA de CuAlBe	39
Figura 3-2. Tratamiento térmico aplicado	40
Figura 3-3. Imágenes SEM-EDX de alambres SMA de CuAlBe a) ST b) A	41
Figura 3-4. Espectro EDX de las muestras analizadas	42
Figura 3-5. Muestras pulidas para el análisis metalográfico	43
Figura 3-6. Metalografía a) ST b) A c) B d) C e) D; 1) longitudinal 2) transversal	45
Figura 3-7. Influencia del tiempo de tratamiento térmico a 750°C en el tamaño de grano.	46
Figura 3-8. Montaje experimental del ensayo a tracción de alambres de SMA de CuAlBe	47
Figura 3-9. Montaje experimental del ensayo a tracción de alambres de SMA de CuAlBe.	47
Figura 3-10. Sistema de sujeción de los alambres.	48
Figura 3-11. Instrumentación: a) Celda de carga b) Dial digital c) Termoresistores LM35DZ d) Extensómetro	49
Figura 3-12. Sistema de medición y adquisición de datos.	50
Figura 3-13. Curva de calibración del extensómetro.	51
Figura 3-14. Respuesta cíclica a una deformación del 3%.	54
Figura 3-15. Respuesta cíclica a una deformación en el límite superelástico.	54
Figura 3-16. Efecto del primer ciclo a distintas deformaciones	56
Figura 3-17. Deformación residual en el primer ciclo.	57
Figura 3-18. Evolución de la deformación residual en cada ciclo.	58
Figura 3-19. Rigidez elástica en cada ciclo.	59
Figura 3-20. Energía disipada por cada ciclo.	60
Figura 3-21. Media de la energía disipada y factor de amortiguamiento.	60
Figura 3-22. Energía disipada por cada ciclo.	61
Figura 3-23. Respuesta cíclica de los lotes C y D a 0°C, 23°C y 40°C a varios niveles de deformación constante.	62
Figura 3-24. Respuesta cíclica de los lotes C y D a 0°C, 23°C y 40°C a varios niveles de deformación constante	64
Figura 3-25. a) Histéresis del lote D similar a la de una aleación monocristalina b) Respuesta teórica de una aleación monocristalina de SMA de CuAlBe	65

Figura 3-26. Variación de los esfuerzos de transformación de la martensita.....	65
Figura 3-27. Variación de la proporción de los esfuerzos de transformación de la austenita.	66
Figura 3-28. Variación de los módulos de la austenita EA y martensita EM	67
Figura 3-29. Media de la deformación residual por ciclo para el 3% y el 5.5% de deformación .	67
Figura 3-30. Media de la energía disipada por ciclo para el 3% y el 5.5% de deformación	68
Figura 3-31. Media del factor de amortiguamiento para el 3% y el 5.5% de deformación.....	69
Figura 3-32. Modelo de fatiga para alambre de SMA de CuAlBe. Lotes C y D.....	70
Figura 3-33. Comparación de la respuesta cíclica de probetas entrenadas y sin entrenar. Lote C.	72
Figura 3-34. Comparación de la respuesta cíclica de probetas entrenadas y sin entrenar. Lote D.	72
Figura 3-35. Energía disipada en el material entrenado y sin entrenar	73
Figura 3-36. Degradación del módulo elástico entrenado y sin entrenar	73
Figura 3-37. Ciclos de histéresis a los 0, 10 y 120 días para los tratamientos C y D.....	74
Figura 3-38. Deformación residual y degradación del módulo elástico a los 0, 10 y 120 días	75
Figura 3-39. Energía disipada y amortiguamiento.	75
Figura 3-40. Degradación del módulo elástico normalizado al módulo inicial. $EA/EA1$	77
Figura 3-41. Modelo de degradación del módulo elástico	78
Figura 3-42. Modelo teórico vs. resultados experimentales de la degradación del módulo elástico	79
Figura 3-43. Respuesta cíclica de una barra de NiTi ensayada por Liu et. al. [91].....	80
Figura 3-44. Modelos de degradación de rigidez para una barra de NiTi	81
Figura 3-45. Ajuste del modelo de degradación propuesto a los resultados experimentales de Cruz [49].....	82
Figura 3-46. a) Historia de deformaciones residuales $\delta\epsilon R$ b) pendiente de las curvas normalizadas $\delta\epsilon R/\delta\epsilon R1$	83
Figura 3-47. Tasa de reducción de la deformación residual $D\delta\epsilon R$ en función de la deformación máxima del ciclo ϵ_{max}	83
Figura 3-48. Estimación de la deformación residual inicial $\delta\epsilon R1$ en el material entrenado.....	84
Figura 3-49. Modelo teórico vs. resultados experimentales de la deformación residual por ciclo $\delta\epsilon R$ y acumulada ϵR	85
Figura 3-50. Ajuste de la deformación residual $\delta\epsilon R$ con el modelo de Cruz [49] y el modelo propuesto.....	86
Figura 3-51. Historia de degradación de resistencia: σMs , σAs y pendiente de las curvas.....	87
Figura 3-52. Factores de reducción de resistencia $D\sigma Ms$ y $D\sigma Af$ en función de la deformación máxima del ciclo ϵ_{max}	88

Figura 3-53. Ajuste del modelo teórico a los resultados experimentales de la historia de esfuerzos de transformación σMs y σAf	89
Figura 3-54. Ajuste del modelo de degradación de σMs a los resultados experimentales de Cruz [49]......	90
Figura 3-55. Ley constitutiva para SMA considerando degradación de rigidez y resistencia.	93
Figura 3-56. Escenarios de descarga y recarga antes de completarse las transformaciones	94
Figura 3-57. Validación de la ley constitutiva propuesta para SMA de CuAlBe: Respuesta cíclica.	95
Figura 3-58. Validación de la ley constitutiva propuesta para SMA de CuAlBe: Rigidez y deformación residual.....	96
Figura 3-59. Validación de la ley constitutiva propuesta para SMA de CuAlBe: Energía y amortiguamiento.....	96
Figura 3-60. Validación de la ley constitutiva propuesta para SMA de CuAlBe: Resistencia	97
Figura 3-61. Respuesta experimental Sameallah et. al. [92] vs modelos teóricos: Ciclos de histéresis	98
Figura 3-62. Respuesta Sameallah et. al. [92] vs modelos teóricos: Degradación de propiedades.	99
Figura 3-63. Respuesta Sameallah et. al. [92] vs modelos teóricos: Degradación de propiedades.	100
Figura 4-1. Variación de los términos de la matriz de rigidez de un cable 1x7 en función del ángulo de trenzado.....	103
Figura 4-2. Número de condición de la matriz de rigidez de un cable 1x19.....	105
Figura 4-3. Respuesta de un cable 1x7 $\theta = 10^\circ$ al 5% de deformación y con los extremos empotrados. Núcleo SMA de CuAlBe.....	107
Figura 4-4. Respuesta de un cable 1x7 $\theta = 10^\circ$ al 5.2% de deformación y con los extremos empotrados. Sin núcleo.....	108
Figura 4-5. Respuesta de cables 1x7 con los extremos empotrados. Núcleo de CuAlBe y sin núcleo.	109
Figura 4-6. Fuerza máxima de un cable 1x19 al 5% de deformación con los extremos empotrados. Núcleo de CuAlBe.....	111
Figura 4-7. Deformación máxima de un cable 1x19 con los extremos empotrados. Núcleo de CuAlBe	112
Figura 4-8. Factor de amortiguamiento de un cable 1x19 al 5% de deformación con los extremos empotrados. Núcleo de CuAlBe	112
Figura 4-9. Fuerza máxima de un cable 1x19 con los extremos empotrados. Sin núcleo.....	113
Figura 4-10. Deformación máxima de un cable 1x19 con los extremos empotrados. Sin núcleo.	114

Figura 4-11. Factor de amortiguamiento de un cable 1x19 a la máxima deformación con los extremos empotrados. Sin núcleo.	115
Figura 4-12. Respuesta de un cable 1x7 $\theta = 10^\circ$ con los extremos libres, deformado al 5%. Núcleo SMA de CuAlBe.	117
Figura 4-13. Rotación por unidad de longitud para de un cable 1x7 $\theta = 10^\circ$ con los extremos libres, deformado al 5%. Núcleo SMA de CuAlBe.	117
Figura 4-14. Respuesta de un cable 1x7 $\theta = 10^\circ$ con los extremos libres. Sin núcleo.	118
Figura 4-15. Rotación por unidad de longitud para de un cable 1x7 $\theta = 10^\circ$ con los extremos libres. Sin núcleo.	119
Figura 4-16. Respuesta de cables 1x7 con los extremos libres. Núcleo de CuAlBe y sin núcleo.	120
Figura 4-17. Fuerza máxima de un cable 1x19 al 5% de deformación con los extremos libres. Núcleo de CuAlBe.	121
Figura 4-18. Deformación máxima de un cable 1x19 con los extremos libres. Núcleo de CuAlBe.	122
Figura 4-19. Factor de amortiguamiento de un cable 1x19 al 5% de deformación con los extremos libres. Núcleo de CuAlBe.	123
Figura 4-20. Fuerza máxima de un cable 1x19 con los extremos libres. Sin núcleo.	124
Figura 4-21. Deformación máxima de un cable 1x19 con los extremos libres. Sin núcleo.	125
Figura 4-22. Factor de amortiguamiento de un cable 1x19 con los extremos libres. Sin núcleo.	126
Figura 4-23. Deformación inicial en un cable multicapa por el proceso de trenzado.	127
Figura 4-24. Metalografía de los alambres usados en los cables a) longitudinal b) transversal.	129
Figura 4-25. Metalografía de los alambres usados en los cables a) longitudinal b) transversal.	130
Figura 4-26. Montaje de alambres de SMA de CuAlBe a) unión epoxi b) anillo de aluminio c) sistema montado.	131
Figura 4-27. Manufactura de cables de SMA de CuAlBe a) unión epoxi b) anillo de aluminio c) sistema montado.	131
Figura 4-28. a) Trenzado del cable de SMA de CuAlBe b) abrazadera temporal tipo grillete c) anillo de acero definitivo d) cable con abrazaderas temporales e) cable para ensayo.	133
Figura 4-29. a) Jaula de acero: extremo superior b) extremo inferior c) montaje experimental e instrumentación.	134
Figura 4-30. Protocolos de carga para cables de SMA de CuAlBe.	136
Figura 4-31. Curva de calibración de la celda tipo Z.	137
Figura 4-32. Curva de calibración del potenciómetro.	137
Figura 4-33. Respuesta instrumental del ensayo de un cable 1x7 a 5° a) deformación b) fuerza.	138

Figura 4-34. Respuesta cíclica de cables de SMA de CuAlBe al 1er protocolo de carga. a) $\theta = 0^\circ$ b) $\theta = 2.5^\circ$ c) $\theta = 5.0^\circ$ d) $\theta = 12.5^\circ$	139
Figura 4-35. a) Deficiencia en la configuración de un cable con alambres en paralelo b) zonas de fluencia (daño) en un cable con $\theta = 12.5^\circ$ previo al ensayo	140
Figura 4-36. Respuesta cíclica de cables de SMA de CuAlBe al 2do protocolo de carga. a) $\theta = 0^\circ$ b) $\theta = 2.5^\circ$ c) $\theta = 5.0^\circ$ d) $\theta = 12.5^\circ$	141
Figura 4-37. Historia de la fuerza de fluencia de los cables en cada ciclo	142
Figura 4-38. Historia de la deformación residual en cada ciclo	143
Figura 4-39. Factor de amortiguamiento ξ para cada deformación.....	144
Figura 4-40. Deformación de los alambres de la capa exterior <i>ewire</i> a) sin incluir <i>€ini</i> b) incluyendo <i>€ini</i>	144
Figura 4-41. Función de daño acumulado Palmgren-Miner para los cables.	145
Figura 4-42. Deformación plástica acumulada en los cables	145
Figura 4-43. Deformación plástica acumulada en los cables	146
Figura 4-44. Fractografías de la superficie de falla de los cables de SMA de CuAlBe	147
Figura 4-45. Comparación de la predicción nominal y respuesta experimental de alambres de SMA de CuAlBe a distintas amplitudes de deformación.....	154
Figura 4-46. Comparación de la predicción con los valores del MAP obtenido para cada ensayo con la respuesta experimental de alambres de SMA de CuAlBe a distintas amplitudes de deformación.	158
Figura 4-47. Comparación de la predicción con los valores del MAP obtenido para cada ensayo y simultáneamente, con la respuesta experimental de alambres de SMA de CuAlBe a distintas amplitudes de deformación.....	160
Figura 4-48. Diagramas de caja de las muestras obtenidas con TMCMC para cada experimento del lote 1.	161
Figura 4-49. Comparación de la predicción de la respuesta con los valores del MAP de los lotes 1 y 2 con los resultados experimentales a deformaciones del 3% y 5%.....	162
Figura 4-50. Histogramas de las muestras obtenidas con TMCMC para los experimentos al 3% y 5% de deformación para los lotes 1 y 2.....	163
Figura 4-51. Modelos de distribución de las propiedades Θ para la estimación de la respuesta de cables 1x7: a) Todos los alambres con propiedades del experimento i. b) Todos los alambres con propiedades de la actualización simultánea de experimentos. c) Cada alambre con propiedades distintas.....	164
Figura 4-52. Propagación de la incertidumbre de las propiedades de alambres en la respuesta uniaxial de cables 1x7 de SMA de CuAlBe.	165
Figura 4-53. Comparación de la respuesta uniaxial de un cable 1x7 $\theta = 2.5^\circ$ estimada a partir de inferencias Bayesianas con la respuesta experimental	167

Figura 4-54. Predicción del amortiguamiento viscoso equivalente ξ en cables 1x7 de SMA de CuAlBe al 5.3% de deformación.....	168
Figura 5-1. Configuración del dispositivo autocentrante Superelastic Copper Brace (SECB)...	170
Figura 5-2. Disposición del SECB en marcos de acero y mecanismo de funcionamiento.....	171
Figura 5-3. Configuraciones de cables de SMA de CuAlBe para el SECB.	173
Figura 5-4. Respuesta cíclica de cables de SMA de CuAlBe para el SECB.....	173
Figura 5-5. Factor de amortiguamiento y fuerzas de fluencia y fractura proyectadas	174
Figura 5-6. Respuesta cíclica al 5% proyectada para el prototipo de SECB.....	175
Figura 5-7. Planos de taller para la construcción del prototipo del SECB	175
Figura 5-8. Modelo de elementos finitos del SECB y deformada en el desplazamiento máximo	181
Figura 5-9. Esfuerzos principales σ_{11} en las paredes de los perfiles exterior e interior	182
Figura 5-10. Máximas tensiones normalizadas en los perfiles de acero A36.....	183
Figura 5-11. Máximas tensiones normalizadas en los elementos de acero A29	184
Figura 5-12. Respuesta de los resortes que idealizan los cables de SMA de CuAlBe	184
Figura 5-13. Cables de 1x7 de SMA de CuAlBe para ensayo del SECB.....	185
Figura 5-14. Detalles constructivos del SECB	186
Figura 5-15. Despiece y armado del SECB.....	186
Figura 5-16. Montaje experimental SECB	187
Figura 5-17. Protocolos de carga para el SECB	189
Figura 5-18. Respuesta instrumental del ensayo del SECB con cables 1x7 a 2.5°: deformación y fuerza	189
Figura 5-19. Respuesta cíclica del SECB con 2 cables 1x7 $\theta = 2.5^\circ$ a, b) sin recocido, protocolo 1 c) recocido, protocolo 2.	191
Figura 5-20. Respuesta cíclica del SECB con 2 cables 1x7 a) $\theta = 5^\circ$ b) $\theta = 7.5^\circ$	192
Figura 5-21. Factor de amortiguamiento ξ para cada deformación en el SECB	193
Figura 5-22. Deformación plástica acumulada en los cables del SECB	193
Figura 5-23. Ley constitutiva de un dispositivo autocentrante a) general b) modificada para el SECB	195
Figura 5-24. Validación numérica de la ley constitutiva del SECB.....	197
Figura 5-25. Validación numérica de las propiedades del SECB.....	197
Figura 5-26. Variación de las propiedades del SECB debido al experimento	199
Figura 5-27. Respuesta nominal, máxima y mínima esperada en el SECB	201
Figura 5-28. Respuesta de los SECB estándar a) $stdis = 50mm$ b) $stdis = 75mm$	203

Figura 5-29. Ley constitutiva del SelfCentering Material de la librería de OpenSEES [19].	205
Figura 5-30. Ley constitutiva del Hysteretic Material de la librería de OpenSEES [19].	206
Figura 5-31. Ley constitutiva del ElasticMultiLinear Material de la librería de OpenSEES [19].	206
Figura 5-32. Combinación de materiales para modelar la ley constitutiva del SECB en OpenSEES.	207
Figura 5-33. Comparación de la respuesta experimental del SECB con los modelos numéricos desarrollados en Matlab y OpenSEES.	211
Figura 5-34. Comparación de las propiedades del SECB con los modelos numéricos desarrollados en Matlab y OpenSEES.	212
Figura 6-1. Geometría de los arquetipos considerados para la evaluación del desempeño sísmico.	215
Figura 6-2. Espectro elástico de aceleraciones y reducido para análisis sísmico NCh433.	218
Figura 6-3. Espectro del sismo máximo probable MCE para la categoría de diseño sísmico D NCh3411.....	219
Figura 6-4. Modelo estructural para el diseño de columnas y conexiones en un sistema SCBF	222
Figura 6-5. Modelo estructural para el diseño de vigas en un sistema SCBF	222
Figura 6-6. Respuesta cíclica del material Steel02.....	229
Figura 6-7. Esquema del modelo de la riostra	230
Figura 6-8. Validación del modelo numérico de la riostra con el experimento de Black et al. [147]	230
Figura 6-9. Modelo tipo de la sección transversal de vigas y columnas	231
Figura 6-10. Modelo tipo de la sección transversal de vigas y columnas	232
Figura 6-11. Forma modal del primer modo de vibración de los arquetipos	234
Figura 6-12. Desplazamientos máximos de piso debido a la demanda sísmica de diseño.	234
Figura 6-13. Distorsión elástica máxima de piso debido a la demanda sísmica de diseño.	235
Figura 6-14. Distorsión inelástica máxima de piso debido a la demanda sísmica de diseño.	236
Figura 6-15. Recorte de los registros sísmicos.	239
Figura 6-16. Espectros de aceleración normalizados de los registros seleccionados	240
Figura 6-17. Media de los espectros escalados al MCE según FEMA P695.	242
Figura 6-18. Curva de capacidad de los arquetipos: cortante basal normalizado vs distorsión de techo.....	243
Figura 6-19. Respuesta local de las riostras del SCBF y dispositivos autocentrantes del SECBF	245
Figura 6-20. Respuesta local de vigas y columnas.....	246

Figura 6-21. Curvas IDA de los arquetipos: aceleración espectral en el período fundamental vs. distorsión de entrepiso.	248
Figura 6-22. Respuesta de desplazamiento de techo en el tiempo para el sismo de Iquique 2014.	250
Figura 6-23. Curvas IDA de los arquetipos: S_a/S_{MT} vs. distorsión residual de entrepiso.	251
Figura 6-24. Respuesta histérica local de los elementos del arquetipo de 2 pisos ante el sismo de Iquique.	252
Figura 6-25. Balance de energía del arquetipo de 2 pisos ante el sismo de Iquique escalado a una intensidad cercana al colapso.	253
Figura 6-26. Media de la energía disipada por fluencia EY en vigas y columnas.	254
Figura 6-27. Media de la energía disipada por los dispositivos autocentrantes SECB.	255
Figura 6-28. Curva de capacidad (Pushover) idealizada [156].	256
Figura 6-29. Curvas de fragilidad al colapso de los arquetipos.	261
Figura 6-30. Curvas de fragilidad al colapso de los sistemas estructurales SCBF Y SECBF.	262
Figura 6-31. Respuesta del arquetipo 2P SECBF sometido a un ciclo de máxima deformación δ_{yeff}	267

Capítulo 1

1. Introducción

1.1 Motivación

El objetivo básico de desempeño de una estructura situada en una zona de alta sismicidad es el de salvar vidas ante la ocurrencia de un sismo severo. Para este tipo de eventos se espera daño considerable en sus elementos y contenido, aún si la edificación fue diseñada bajo los requerimientos mínimos normativos [1]. En esta línea, la configuración chilena de edificios de mediana y gran altura se caracteriza por el uso de sistemas rígidos, siendo el muro de hormigón armado el predominante [2], caracterizado por esperarse pequeñas derivas de entrepiso. Esto ha dejado de lado el uso de otros sistemas más flexibles como los marcos sismo resistentes de acero estructural.

Sin embargo, esta tendencia de diseño tradicional aplicada durante años ha ido evolucionando hacia la idea de no solo salvar vidas sino también minimizar el daño en las edificaciones, es decir diseños que persiguen la resiliencia [3], [4]. Esto difícilmente se puede lograr en estructuras diseñadas de manera convencional, por más rígidas, resistentes o dúctiles que sean; por lo que es aquí donde se abre el campo para el desarrollo de innovadores sistemas de control de respuesta sísmica y el uso de materiales no convencionales como son las aleaciones de memoria de forma (SMA).

En este contexto, el dispositivo presentado denominado Super Elastic Copper Brace (SECB) se basa en aprovechar las propiedades superelásticas de cables de SMA de cobre – aluminio – berilio (CuAlBe) trabajando axialmente, para arriostrar sistemas de marcos de acero en la búsqueda de mejoras en su desempeño. Esto hace que sea factible diseñar una estructura con la rigidez necesaria para limitar los desplazamientos, que adquiera propiedades de autocentrado y sea capaz de disipar energía aún para pequeñas deformaciones.

Aunque la aleación comercial de níquel – titanio NiTi ha sido la más estudiada debido a su superioridad en propiedades superelásticas, tiene un alto costo y complicado proceso de manufactura [5], que la hace poco atractiva para su uso a gran escala. Además, es altamente sensible a los cambios de temperatura con una variación esfuerzo – temperatura de 6-7 MPa/°C, e incluso perdiendo capacidad superelástica a bajas temperaturas (<-25°C). Por otro lado, la aleación de CuAlBe surge como una alternativa más económica, de mayor facilidad de manufactura y menor sensibilidad a la temperatura (1.5 – 2MPa/°C) [6] cubriendo un rango de trabajo entre -80°C y

100°C [7]. Asimismo, durante ensayos cíclicos de alambres de NiTi se ha observado un excesivo endurecimiento por deformación, que, si bien ayuda a limitar desplazamientos, involucra el incremento de la fuerza a los elementos de conexión [8] y aumento en aceleraciones de piso, característica que no presenta el CuAlBe [7].

Por otra parte, la ventaja principal de un dispositivo autocentrante frente a otros basados en histéresis, es que permite que las estructuras presenten una mínima deformación residual al final del ciclo de carga, lo cual minimiza el costo de reparación y reemplazo de elementos no estructurales [9]. De hecho, según FEMA P-58 [10], la reparación y realineamiento de una estructura no es práctica ni económicamente viable si la deriva residual excede el 0.5%. Esto es inviable conseguir con dispositivos friccionales o basados en fluencia de metales los cuales obligan a que los elementos estructurales sean capaces de acomodar la deformación residual. Adicionalmente, estos deben experimentar daño (fluencia) para poder disipar energía, lo que hace que necesariamente deban ser reemplazados luego de experimentar un evento sísmico. Por su parte, los dispositivos basados en SMA son capaces de disipar energía sin experimentar daño por lo que permanecen operativos luego de un evento significativo, si se controla en el diseño que la deformación no supere el límite superelástico [11].

En consecuencia, si bien se ha realizado amplia investigación de sistemas pasivos de protección sísmica a partir de componentes de SMA, aún existen interrogantes que no han sido claramente respondidas. Temas como la caracterización de la deformación residual y el proceso entrenamiento para minimizarla, el tratamiento térmico que optimiza las propiedades del SMA de CuAlBe, la consideración de la variación de propiedades por cambios de temperatura, la incertidumbre en la respuesta de cables construidos con la aleación, entre otros, se estudian a profundidad en el presente documento; orientado a la implementación de un innovador dispositivo autocentrante y su aporte al desempeño de estructuras de marcos de acero dentro del régimen sísmico chileno. Para esto, se toma de base las investigaciones realizadas en la Facultad de Ciencias Físicas y Matemáticas de la Universidad de Chile [12]–[17].

1.2 Hipótesis

La incertidumbre en el comportamiento de dispositivos de disipación de energía basados en SMA de CuAlBe para la masificación e implementación en casos prácticos, motiva al desarrollo de esta investigación, que busca vencer estos desafíos y cubrir este nicho en el campo de estudio, para lo cual se planean las siguientes hipótesis:

La aplicación de distintos tratamientos térmicos y el ensayo cíclico bajo condiciones de temperatura variable permite caracterizar el comportamiento de alambres de SMA de CuAlBe y definir el tratamiento óptimo que maximiza sus propiedades.

La aplicación de técnicas de cuantificación de incertidumbre y el análisis paramétrico de varias configuraciones de cables, permiten optimizar arreglos que balanceen capacidad de deformación, carga y amortiguamiento, para su potencial uso en una riostra autocentrante con capacidad de disipación de energía.

El diseño, construcción y ensayo de un prototipo del dispositivo autocentrante basado en SMA de CuAlBe que se propone, permite conocer sus propiedades mecánicas y su comportamiento cíclico. Esta información permite desarrollar la ley constitutiva que lo caracteriza.

La evaluación de la fragilidad al colapso de marcos de acero arriostrados con dispositivos autocentrantes basados en SMA de CuAlBe permite caracterizar el sistema estructural y definir los lineamientos para su diseño sismo resistente.

1.3 Objetivos

1.3.1 Objetivo General

Desarrollar un dispositivo autocentrante con capacidad de disipación de energía basado en cables de SMA de CuAlBe para mejorar el comportamiento sísmico de estructuras de marcos de acero.

1.3.2 Objetivos Específicos

- Caracterizar los alambres de CuAlBe para determinar sus propiedades mecánicas, e identificar el tratamiento térmico ideal que maximiza la capacidad superelástica del material.
- Definir las configuraciones óptimas de cables contruidos a partir de los alambres mediante técnicas de cuantificación de incertidumbre y un análisis paramétrico de la influencia del ángulo de trenzado en la relación carga – deformación del cable.
- Diseñar, manufacturar y ensayar un prototipo de un dispositivo autocentrante basado en cables de SMA de CuAlBe, y caracterizar su comportamiento cíclico.
- Evaluar el desempeño de sistemas estructurales de marcos de acero arriostrados con el dispositivo propuesto y definir los factores para el diseño sismo resistente del sistema estructural.

1.4 Alcance

El Capítulo 1 describe el marco de referencia en el que se desarrolla la investigación, destacando la importancia y necesidad del estudio a través de la definición de las interrogantes que aún no han sido respondidas en el campo de estudio, y el posterior planteamiento de las hipótesis de trabajo. Se trazan los objetivos a cumplir para satisfacer las interrogantes y se delinea la estructura de la tesis.

En el Capítulo 2 se realiza una extensa revisión de literatura acerca del estado del arte de la aplicación de aleaciones con memoria de forma en la ingeniería civil, detallando su fundamento y propiedades. Se presenta la evolución de la ley constitutiva del material desde el enfoque de distintos autores, remarcando su alcance y aplicaciones, y enfocándose en la aleación de CuAlBe. Se hace especial referencia a las investigaciones realizadas en la Universidad de Chile. Se describen modelos de cable linealizados para obtener la respuesta a nivel del elemento. Asimismo, se presenta el fundamento de trabajo de los dispositivos de disipación de energía autocentrantes describiendo los tipos, aplicaciones, ventajas, desventajas y experiencias de su desempeño en estructuras reales. Finalmente se realiza un resumen de las disposiciones normativas de NCh3411[18] y ASCE/SEI 7 [1] para el análisis, diseño y ensayo de estructuras con dispositivos de disipación de energía.

En el Capítulo 3 se presentan los resultados de los ensayos de caracterización a nivel de material. Se realiza un análisis exhaustivo de la influencia del tratamiento térmico y condiciones de temperatura ambiental, en las propiedades mecánicas de alambres de SMA de CuAlBe. A partir de los resultados se define el tratamiento óptimo para aplicaciones de protección sísmica. Adicionalmente, se definen modelos de degradación de la rigidez, resistencia y deformación residual; y con esto, se propone una ley constitutiva multilineal para aleaciones de memoria de forma que considera estos efectos.

El Capítulo 4 describe los resultados de un análisis paramétrico de cables de SMA. En primera instancia, se estudia la estabilidad numérica de los modelos de cable escogidos, para luego realizar un análisis numérico de cables de 1x7 y 1x9 con ángulos de trenzado que varían entre 1°-30°. Se estudian las ventajas y desventajas de considerar el núcleo de los cables del mismo material y de un material más deformable (polyester). Asimismo, se consideran que los extremos de los cables son fijos y libres a la rotación. A partir de los resultados, se manufacturan probetas de cables con las configuraciones determinadas como más idóneas y se estudia su respuesta experimental. Finalmente, se realiza un análisis estocástico de la respuesta cíclica de los cables, considerando múltiples fuentes de incertidumbre y escenarios. Se emplean técnicas de actualización Bayesiana con el método de Monte Carlo por Cadenas de Markov Transitorias.

El Capítulo 5 se centra en los resultados del análisis numérico y experimental a nivel del dispositivo. Se presenta el diseño, dimensionamiento y análisis numérico del dispositivo

autocentrante denominado SuperElastic Copper Brace SECB. Se describe el proceso de manufactura de un prototipo que posteriormente se sometió a varios ensayos cíclicos. A partir de los resultados, se modifica una ley constitutiva de doble bandera que caracteriza la respuesta del SECB. Se establecen factores de modificación de las propiedades acorde con la metodología de ASCE 7 [1]. Con ello se dimensionan dispositivos para determinados niveles resistencia y capacidad de deformación. Finalmente, se describe el proceso de modelación de la ley constitutiva del SECB en el Software de uso libre OpenSEES [19] para el posterior análisis de marcos de acero provistos del dispositivo.

En el Capítulo 6 se realiza un análisis comparativo del comportamiento de marcos de acero arriostrados convencionales y equipados con el dispositivo propuesto. Se construyen 3 arquetipos de diferentes alturas y se evalúa su desempeño mediante análisis estático no lineal y análisis dinámico incremental, basándose en la metodología de FEMA P-695. Se exponen los criterios para la selección de los registros de aceleración y condiciones de suelo. Se discute el aporte del dispositivo propuesto mediante la evaluación de la fragilidad al colapso del sistema estructural, para lo cual se construyen curvas de fragilidad. Finalmente se determinan los factores de diseño que permiten realizar el diseño sismo resistente del sistema estructural.

Finalmente, el Capítulo 7 resume las conclusiones más relevantes de toda la investigación y cómo ésta aporta al estado del arte de la ingeniería estructural. Se establecen lineamientos para el trabajo futuro.

Capítulo 2

2. Revisión de Literatura

2.1 Aleaciones de Memoria de Forma SMA

2.1.1 Respuesta Termo – Mecánica Uniaxial

Las aleaciones de memoria de forma SMA son una clase única de metales capaces de recuperar grandes deformaciones debido a la transformación reversible entre sus fases austenítica y martensítica [20], a la que se atribuyen propiedades de efecto de memoria de forma SME y superelasticidad SE. Las dos fases del material se presentan en tres estructuras cristalinas estables: martensita maclada, martensita demaclada y austenita. En general, la temperatura necesaria para que el material se encuentre en la fase austenítica A_f , es superior a la requerida para su estado martensítico M_f . De esta manera, para conseguir el efecto de memoria de forma es necesario aplicar carga al material a una temperatura inferior a M_f , lo que induce a una distorsión por corte de la martensita y completa la transformación de la fase martensítica. Sin embargo, al descargar el material este queda deformado por lo que persiste una deformación residual ϵ_r y es necesario la aplicación de calor para reducirla a valores despreciables y regresarlo a su estado original [21], [22] (ver Figura 2-1).

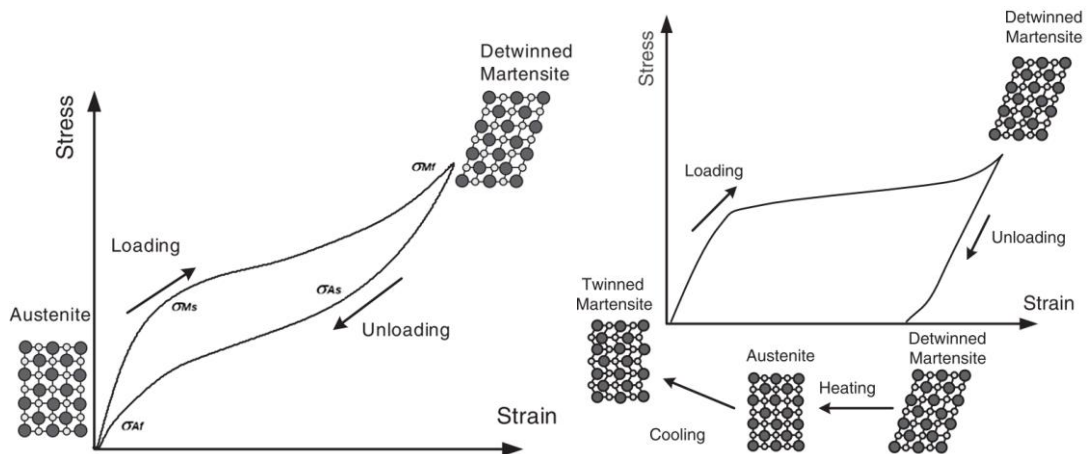


Figura 2-1. a) Efecto de super elasticidad SE y b) de memoria de forma SME de un material SMA [22]

Por otro lado, el efecto de superelasticidad se alcanza cargando al material durante su fase austenítica estable. Durante la carga, la SMA alcanza su esfuerzo de “fluencia” σ_{M_s} en el que inicia el proceso de transformación directa (austenita – martensita), hasta el punto en el que se completa σ_{M_f} . Si el material es descargado desde este punto, inicia el proceso de transformación inversa (martensita – austenita) σ_{A_s} , describiéndose un comportamiento uniaxial tipo bandera en el que la deformación residual es prácticamente nula [22].

Entonces, es evidente que la respuesta termo – mecánica es altamente dependiente de la temperatura de trabajo. En la Figura 2-2, se observa que si la temperatura de carga es muy superior a A_f se logra el efecto de superelasticidad con una histéresis banderada bien marcada mostrada en el patrón de carga 1; si la temperatura decrece a valores cercanos a A_f se mantiene el SE, pero los esfuerzos de transformación decrecen notablemente (patrón 2); mientras que si la carga se produce a una temperatura menor a A_f se pierde por completo el efecto superelástico (patrón 3) [23].

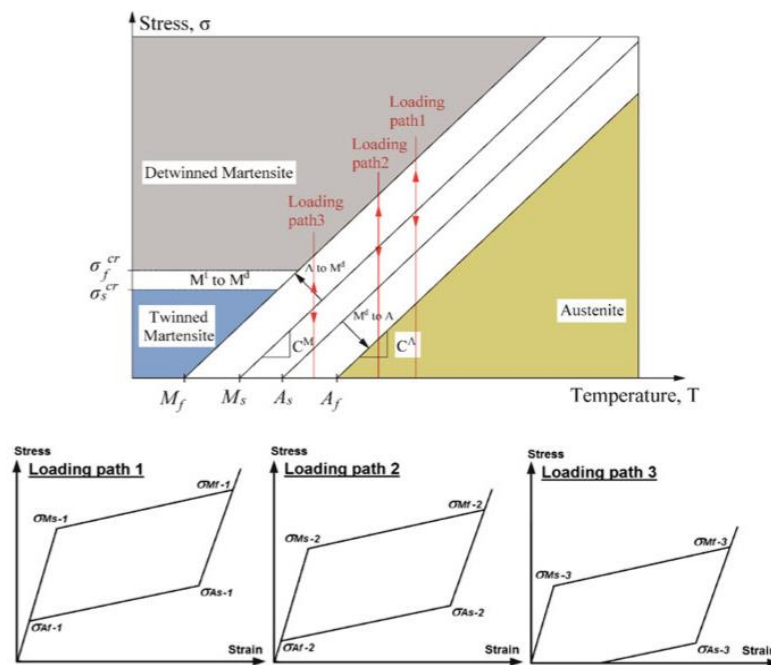


Figura 2-2. Influencia de la temperatura en la respuesta uniaxial de una SMA [21]

Esta última propiedad, ha vuelto atractivos a los SMA en aplicaciones de ingeniería civil, pues son capaces de recuperar grandes deformaciones [23], por lo que han sido empleadas en exitosos trabajos de reforzamiento.

Una de las aplicaciones más conocidas es el reforzamiento de la torre campanario de la iglesia de San Giorgio en Italia luego del sismo de Reggio Emilia de 1996 Mw 4.8 [24]. Este consiste en la inserción de cuatro barras de acero pretensadas en las esquinas internas de la torre, cada una

conectada en serie con un dispositivo conformado por 60 alambres de aleación níquel – titanio NiTi de 1mm de diámetro y 300mm de longitud, con el objetivo de mantener la fuerza aplicada en la mampostería constante y por debajo de los 20 kN. La rehabilitación culmina en noviembre de 1999 y es puesta a prueba en julio del 2000 durante un sismo superficial de similares características, después del cual no se evidenciaron daños, demostrándose el éxito de las SMA en la rehabilitación estructural.

La aleación NiTi ha sido la más estudiada con enfoque ingenieril, por su superioridad en propiedades superelásticas, pues puede desarrollar valores de amortiguamiento hasta del 6% y deformación recuperable por sobre el 8% [21]. Sin embargo, presenta limitaciones que aún no han sido resueltas. Es altamente dependiente de la temperatura por lo que un pequeño cambio hace que se pierda estabilidad en los ciclos histérisicos [25]. Por otra parte, la deformación por fluencia lenta en el NiTi es un tema que aún no se puede evitar completamente aun cuando se aplica un proceso de entrenamiento al material. En un estudio realizado por Torra et. al [26], [27] se aplica un proceso de entrenamiento en alambres de NiTi a deformación constante del 8%, luego de 100 ciclos se observa una sustancial degradación de los ciclos de histéresis hasta el punto en que cambia la forma de la curva constitutiva. De hecho, se ha observado que la curva se estabiliza cuando se alcanzan valores cercanos a los 1000 ciclos [28] (ver Figura 2-3).

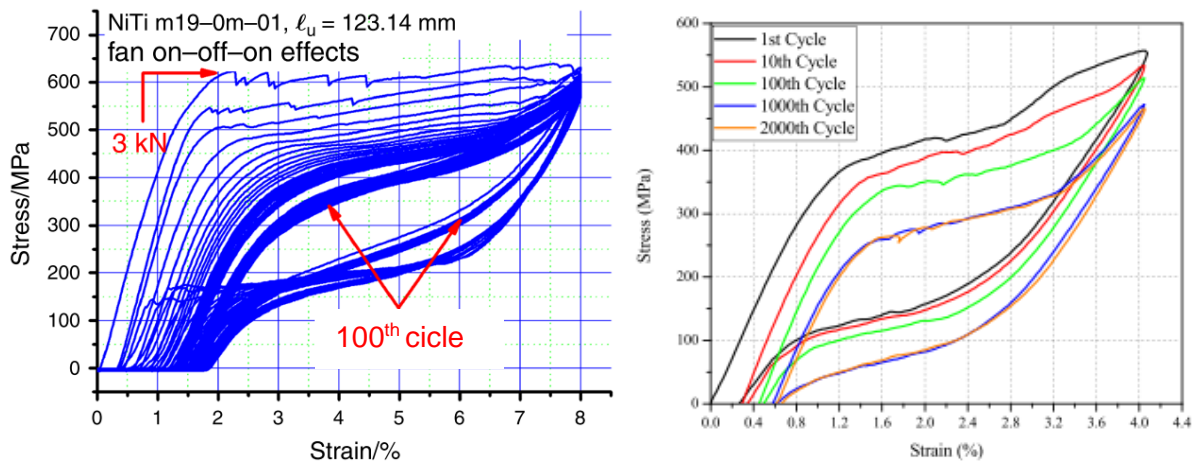


Figura 2-3. Degradación de los ciclos de histéresis en alambres de NiTi **a)** Torra et al. [26] **b)** Yang et al. [28].

Estas condiciones hacen que esta aleación no sea del todo confiable para aplicaciones en ingeniería civil y se busquen alternativas prometedoras.

2.1.2 SMA de CuAlBe

Las aleaciones de memoria de forma basadas en cobre surgen como una alternativa más económica, fácil de manufacturar y con propiedades similares al NiTi. Su alta resistencia y conductividad eléctrica y térmica la hacen atractiva en la industria. Al añadirse berilio Be a la aleación CuAl se logra bajar las temperaturas de transformación de la fase martensítica [29], [30] y del punto eutéctico, con lo que se mantiene la estabilidad térmica y se logra que el comportamiento superelástico ocurra a temperaturas más bajas [5]. Paralelamente, es deseable que el SE ocurra a temperatura ambiente, con lo que se espera que el material disipe energía a través de estables ciclos de histéresis a gran deformación y mínima degradación de propiedades; mientras que, para evitar la fractura frágil intergranular, es necesario que la estructura del material presente un tamaño de grano relativamente pequeño [16].

Esto se puede lograr mediante la aplicación de un tratamiento térmico que reordena los cristales y modifica la microestructura del material. Este consiste en calentarlo a una alta temperatura y durante un corto tiempo, y posteriormente el enfriado en agua fría o a temperatura ambiente [31]. En algunas ocasiones el tratamiento puede incluir el posterior recocido del material a una temperatura más baja y un tiempo que por lo general es mayor, con el fin de eliminar tensiones residuales producto del templado [32], [33]. Este proceso altera las temperaturas de transformación y sus propiedades mecánicas.

De acuerdo con varios estudios realizados en la Universidad de Chile [16], [17], [34], [35] en los que se analizan alambres de 0.5mm de diámetro de aleación Cu-11.8wt.%Al-0.5wt.%Be, la temperatura de tratamiento para obtener propiedades superelásticas debe estar alrededor de los 700°C durante tiempos que oscilan entre 20s, 30s, y 180s; con lo que se obtienen tamaños de grano de 60µm, 100µm y 200µm respectivamente (ver Figura 2-4). Para esta aleación, se emplea un templado en agua con hielo y el posterior recocido durante 24h a 100°C.

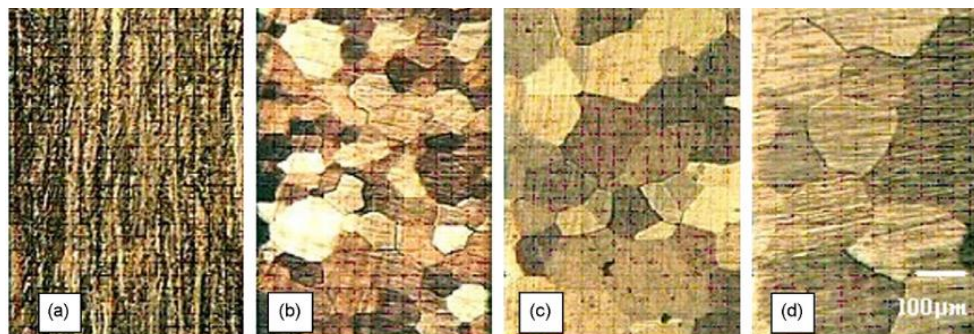


Figura 2-4. Tamaño de grano según tratamiento térmico en alambres de aleación Cu-11.8wt.%Al-0.5wt.%Be. **a)** Sin tratar **b)** 20s @ 700°C **c)** 30s @ 700°C **d)** 180s @ 700°C [17]

El ensayo se lo realiza bajo distintas condiciones de temperatura tomando en cuenta que la A_f reportada es de 2°C por lo que se espera superelasticidad a temperatura ambiente. La investigación desprende que el límite superelástico está alrededor del 3% de deformación, y se obtiene un amortiguamiento cercano al 5%. Asimismo, se concluye que el esfuerzo de transformación directa σ_{MS} crece conforme el tamaño de grano es más pequeño, sin embargo, el amortiguamiento equivalente decrece para la misma amplitud de deformación. En cuanto al efecto de la temperatura de ensayo, los esfuerzos de transformación de las fases tienden a incrementarse conforme esta aumenta, lo cual es consistente con lo mostrado en la Figura 2-5. Al haberse aplicado varias frecuencias de excitación (0.03Hz – 1Hz) los autores concluyen que esta no influye significativamente en la respuesta [35], lo cual se muestra en la Figura 2-5.

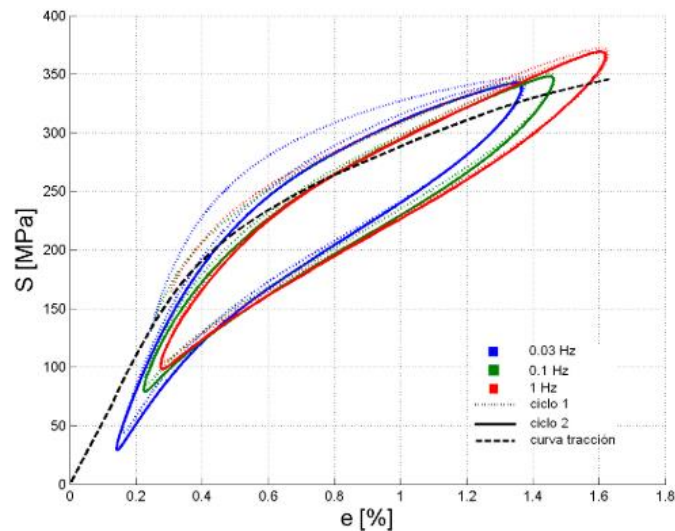


Figura 2-5. Influencia de la frecuencia de ciclado en la respuesta de alambres de SMA de CuAlBe [35]

Por otro lado, Zhang et. al [7], [36] evalúan el efecto superelástico de alambres de 1.4mm de aleación Cu-11.7wt.%Al-0.62wt.%Be (el 11.7% del peso total es aluminio, el 0.62% berilio y el 87.68% es cobre) bajo condiciones de temperatura extremas. El tratamiento térmico aplicado consiste en el calentamiento a 750°C durante 20 y 30 minutos sin proceso de recocido, obteniéndose tamaños de grano de 0.6mm y 1.1mm respectivamente. Al contener un 0.12% más de berilio en comparación con la aleación anterior, la temperatura A_f decrece considerablemente (-65°C) lo que le permite mantener la capacidad de SE hasta -85°C . De igual forma, se determina que a medida que la temperatura ambiente es mayor, los esfuerzos de transformación aumentan casi de manera lineal y la curva de histéresis se amplifica, como se muestra en la Figura 2-6. Además, se evidencia que la temperatura no varía significativamente la capacidad disipación de energía en el caso de las muestras tratadas durante 30min, contrario a lo que ocurre con el otro bloque de muestras en donde la disipación de energía disminuye significativamente a muy baja temperatura.

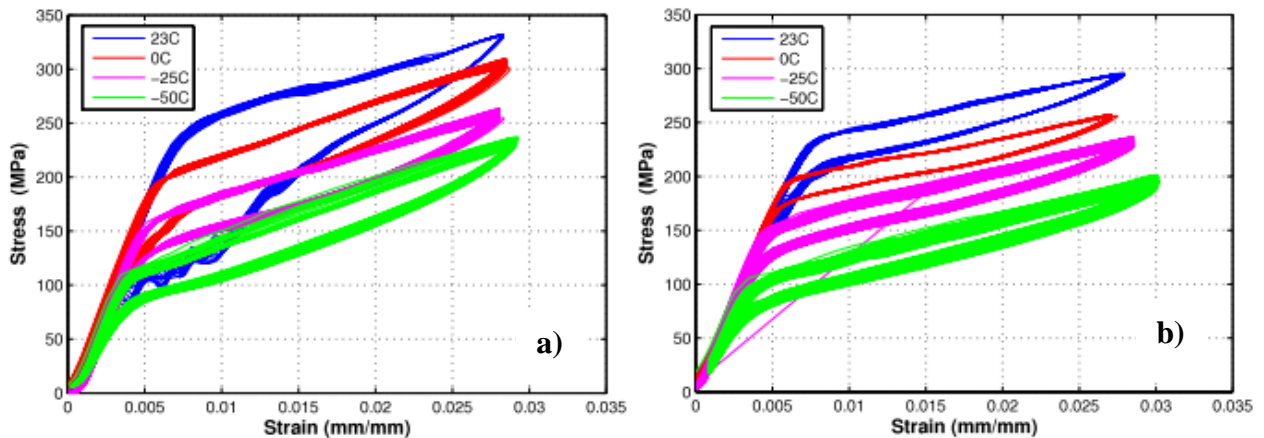


Figura 2-6. Influencia de la temperatura ambiente en la respuesta de alambres de SMA de CuAlBe a) 20min @ 750°C b) 30min @ 750°C [7], [36]

La investigación también aborda la fatiga de bajos ciclos a deformación constante del 3% a una frecuencia de carga de 1Hz. En general, se concluye que la vida útil a la fatiga decrece conforme aumenta la temperatura, aparentemente debido al incremento en el esfuerzo de transformación. De igual manera, el tratamiento térmico afecta considerablemente el número de ciclos al que el material se fatiga, así pues, los alambres que presentan un mayor tamaño de grano sobrellevan una media de 4 veces más ciclos que aquellos de menor tamaño, aun cuando el esfuerzo de transformación no difiere en gran medida.

2.1.3 Ley Constitutiva

La histéresis banderada característica de las SMA ha sido ampliamente estudiada por numerosos autores que han planteado sus propuestas de modelación. En general, pueden dividirse en dos grupos: los modelos basados en la micromecánica que plantean relaciones constitutivas para un solo grano y se extrapola su comportamiento a un elemento de volumen representativo [14]; y los modelos fenomenológicos que describen el comportamiento macroscópico del material, que por su menor complejidad son más adecuados para representar la respuesta uniaxial del material con fines ingenieriles.

De estos últimos, los que sobresalen son los modelos numéricos continuos, representados a partir del diferencial del esfuerzo respecto a la evolución de la deformación [34]–[41]. Graesser & Cozzarelli [38] (Figura 2-7a) propone un modelo que modifica la expresión del esfuerzo de descarga β de una constitutiva elastoplástica con endurecimiento, de manera que se pueda modelar el comportamiento superelástico. El modelo es relativamente simple y se ajusta razonablemente a resultados experimentales realizados con NiTi. Sin embargo, no considera el endurecimiento

martensítico de la SMA luego de que se completa la transformación directa, por lo que Wilde et al. [42] lo modifican para incluirla, así pues, conforme la carga incrementa la martensita pura persigue una respuesta elástica (Figura 2-7b).

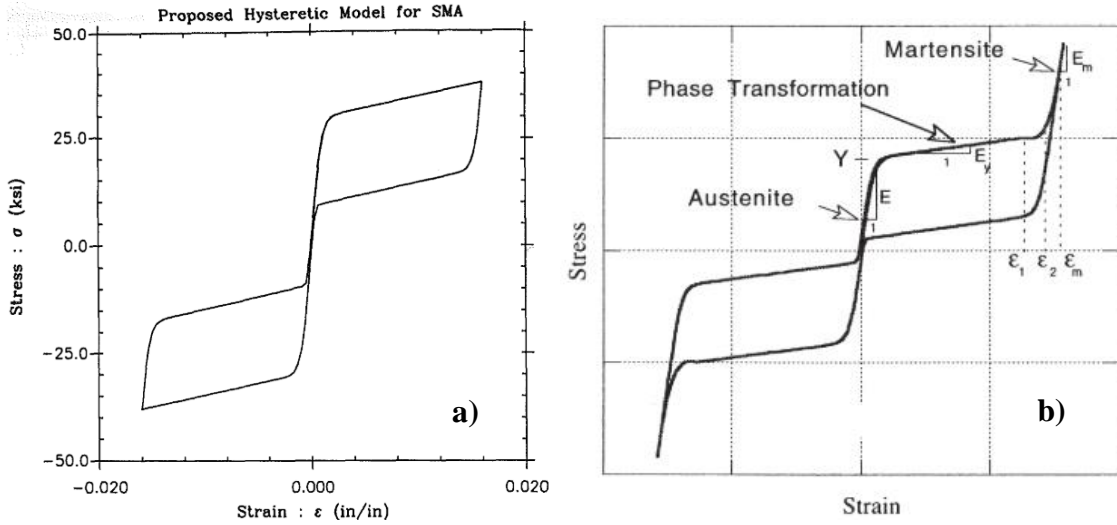


Figura 2-7. Modelos continuos de la respuesta uniaxial de SMA a) Graesser & Cozzarelli [38] b) Wilde et al. [42]

Adicionalmente, Zhang et al. [36], [43] realizan una modificación al modelo de Wilde para mejorar la estabilidad numérica y reducir el costo computacional, el cual se expresa mediante las ecuaciones:

$$\dot{\sigma} = E \cdot \left[\dot{\epsilon} - K \cdot |\dot{\epsilon}| \cdot \text{sign}(\sigma - \beta) \cdot \left(\frac{|\sigma - \beta|}{Y} \right)^n \right] \cdot u_I(\epsilon) + E_m \cdot \dot{\epsilon} \cdot u_{II}(\epsilon) + \left(E_y \frac{\epsilon_m - \epsilon}{\epsilon_m - \epsilon} + E_m \frac{\epsilon - \epsilon_1}{\epsilon_m - \epsilon} \right) \dot{\epsilon} \cdot u_{III}(\epsilon) \quad 2-1$$

$$\beta = \alpha \cdot E \{ \epsilon_{in} + f_T \cdot H(\dot{\epsilon}) \cdot \text{sign}(\epsilon) \cdot g(a \cdot \epsilon_{in} + \text{sign}(\epsilon) \cdot b) \} \quad 2-2$$

$$u_I(\epsilon) = 1 - u_{II}(\epsilon) - u_{III}(\epsilon) \quad 2-3$$

$$u_{II}(\epsilon) = \begin{cases} 1 & \forall \dot{\epsilon} > 0 \text{ y } |e| \geq \epsilon_m \\ 0 & \text{para otros valores} \end{cases} \quad 2-4$$

$$u_{III}(\epsilon) = \begin{cases} 1 & \forall \dot{\epsilon} > 0 \text{ y } \epsilon_1 \leq |e| \leq \epsilon_m \\ 0 & \text{para otros valores} \end{cases} \quad 2-5$$

$$\epsilon_{in} = \epsilon - \frac{\sigma}{E} \quad 2-6$$

$$K = \begin{cases} 1 & \forall \dot{\epsilon} > 0 \text{ Carga} \\ H(\epsilon_{in}) & \forall \dot{\epsilon} \leq 0 \text{ Descarga} \end{cases} \quad 2-7$$

$$g(t) = 1 - e^{-t^2} \quad 2-8)$$

σ y ϵ corresponden al esfuerzo y deformación unidimensional respectivamente; β es el esfuerzo de descarga; E es el módulo elástico inicial de la SMA (austenita); Y el esfuerzo de “fluencia” que marca el inicio de la fase martensítica; $\alpha = E_y/(E - E_y)$ es la constante que controla la pendiente de la curva, donde E_y es la pendiente luego de la “fluencia”; f_T, a, b son constantes del material que controlan la recuperación de la deformación inelástica al cargarlo; n es una constante que controla la nitidez de la transición entre las fases; el punto sobre las variables implica derivada ordinaria en el tiempo; E_m es el módulo elástico de la martensita; ϵ_m define la deformación a la que la transformación directa se completa; ϵ_{in} es la deformación inelástica y $sign(\dots), H(\dots)$ representan la función signo y la función de Heaviside respectivamente [36].

Por otro lado, están los modelos fenomenológicos discretos que consisten en histéresis multilineales [14], [44], [45], desarrollados con el objetivo de reducir los pasos de integración y con esto el costo computacional al implementarse en aplicaciones dinámicas, mostrando robustez en la predicción de la respuesta uniaxial de SMA. Además, pueden ser fácilmente integrados en algoritmos numéricos para el análisis de sistemas más complejos [46]. Uno de los más representativos es el de Motahari & Ghassemieh [45] que es capaz de capturar el complejo proceso de transformación con razonable aproximación y diferenciar las propiedades elásticas y la martensita superelasticidad. El modelo considera una respuesta pseudo elástica parcial a través de una deformación residual en caso de que la temperatura inicial sea menor a A_f . Por otro lado, en condiciones de superelasticidad el modelo asume que el material ha sido previamente entrenado por lo que la deformación residual es nula (ver Figura 2-8).

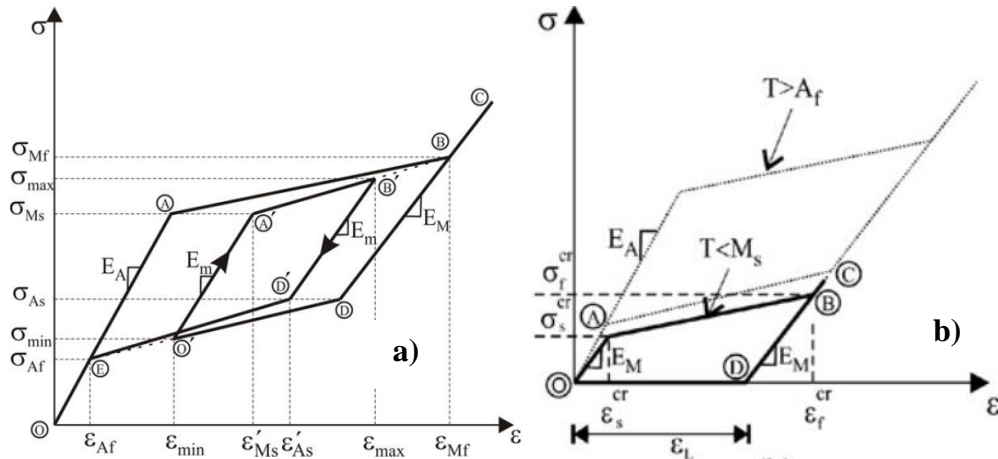


Figura 2-8. Modelo de ley constitutiva multilinear para SMA Motahari y Ghassemieh [45] a) SE b) SME.

Para condiciones de superelasticidad SE las ecuaciones que definen al modelo son las siguientes:

$$\begin{cases} \sigma = E_A \epsilon; & \forall \epsilon \leq \epsilon_{Ms} \text{ Austenita} & 2-9) \\ \sigma = \sigma_{Ms} + \frac{\sigma_{Mf} - \sigma_{Ms}}{\epsilon_{Mf} - \epsilon_{Ms}} (\epsilon - \epsilon_{Ms}); & \forall \epsilon_{Ms} \leq \epsilon \leq \epsilon_{Mf} \text{ } A \rightarrow M & 2-10) \\ \sigma = E_M \epsilon; & \forall \epsilon > \epsilon_{Mf} \text{ Martensita} & 2-11) \end{cases}$$

$$\begin{cases} \sigma = \sigma_{Mf} + E_M (\epsilon - \epsilon_{Mf}); & \forall \epsilon > \epsilon_{As} \text{ Martensita} & 2-12) \\ \sigma = \sigma_{As} + \frac{\sigma_{Af} - \sigma_{As}}{\epsilon_{Af} - \epsilon_{As}} (\epsilon_{As} - \epsilon); & \forall \epsilon_{Af} \leq \epsilon \leq \epsilon_{As} \text{ } M \rightarrow A & 2-13) \\ \sigma = E_A \epsilon; & \forall \epsilon < \epsilon_{Af} \text{ Austenita} & 2-14) \end{cases}$$

σ y ϵ corresponden al esfuerzo y deformación respectivamente; el subíndice M corresponde a la martensita y A a la austenita; el subíndice s denota el inicio de la transformación y f el final de la transformación (e. g. σ_{As} es el esfuerzo de la austenita al inicio de la transformación). Si la descarga ocurre antes de completarse la transformación directa o la recarga inicia antes de completarse la transformación inversa, la rigidez elástica es distinta de la de austenita y de la martensita que se puede calcular con la expresión:

$$E_m = \frac{E_M E_A}{x \cdot (E_A - E_M) + E_M} \quad 2-15)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} x = \frac{\epsilon_{max} - \epsilon_{Ms}}{\epsilon_{Mf} - \epsilon_{Ms}}; \text{ Descarga} \\ x = \frac{\epsilon_{min} - \epsilon_{As}}{\epsilon_{As} - \epsilon_{Af}}; \text{ Carga} \end{array} \right. \quad 2-16)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} x = \frac{\epsilon_{max} - \epsilon_{Ms}}{\epsilon_{Mf} - \epsilon_{Ms}}; \text{ Descarga} \\ x = \frac{\epsilon_{min} - \epsilon_{As}}{\epsilon_{As} - \epsilon_{Af}}; \text{ Carga} \end{array} \right. \quad 2-17)$$

Por otra parte, Beltrán et al. [15] proponen una modificación al modelo para incluir la deformación residual observada en aleaciones basadas en cobre en condiciones de superelasticidad. Así, la porción de deformación residual δ_{ϵ_i} al final de cada ciclo i se considera como una fracción η_i de la máxima amplitud ϵ_{max_i} del ciclo correspondiente: y la deformación residual en cada ciclo ϵ_{R_i} sigue la regla de la suma acumulada:

$$\delta_{\epsilon_i} = \eta_i \cdot \epsilon_{max_i} \quad 2-18)$$

$$\eta_i = A \cdot e^{-\lambda \cdot i} \quad 2-19)$$

$$\epsilon_{Ri} = \sum_{k=1}^i \delta \epsilon_k \quad 2-20)$$

A, λ son parámetros obtenidos del experimento que ajustan la relación exponencial. La deformación residual implica que toda la curva se desplace en el eje positivo de la deformación después de cada ciclo, por lo que todas las deformaciones características (i.e. $\epsilon_{Ms}, \epsilon_{Mf}, \epsilon_{As}, \epsilon_{Af}$) deben ser recalculadas para el siguiente ciclo $\epsilon'_x = \epsilon_x + \epsilon_R$.

Esta incorporación hace que se deban realizar modificaciones al módulo tangente E_m que puede presentarse en tres escenarios. El primero considera que la descarga ocurre antes de que la deformación alcance ϵ_{Ms} , por lo que no se habrán generado deformaciones residuales (Figura 2-9b). El segundo asume que la descarga ocurre a una deformación ϵ_{max} mayor a ϵ_{Ms} pero esfuerzo σ_{max} menor a σ_{Ms} , en ese caso el módulo corresponde a E_{24} que conecta a ϵ_{max} con ϵ_{AfR} . Esta última es la deformación de fin de transformación de la austenita considerando la deformación residual, por lo que el material habrá alcanzado el estado austenítico y la descarga continúa con pendiente igual a E_A (Figura 2-9c). El tercer escenario considera que la descarga ocurre a una deformación ϵ_{max} mayor a ϵ_{Ms} y esfuerzo σ_{max} mayor a σ_{Ms} , en ese caso mientras el esfuerzo σ sea mayor a σ_{As} la pendiente de la descarga será E_m . La descarga continúa con pendiente E_{34} hasta una deformación menor a ϵ_{AfR} , a partir de este punto la transformación inversa se habrá completado por lo que la descarga finaliza con rigidez E_A (Figura 2-9d). Las ecuaciones propuestas para este proceso son las siguientes:

$$E_{24} = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{Af}}{\epsilon_{max} - \epsilon_{Af}} \quad 2-21)$$

$$\epsilon_{AfR} = \frac{E_A \cdot \epsilon_R + \sigma_{Af} - E_{24} \cdot \epsilon'_{Af}}{E_A - E_{24}}; \text{Escenario 2} \quad 2-22)$$

$$\sigma_{max} = \sigma_{Mf} - E_2 \cdot (\epsilon'_{Mf} - \epsilon_{max}) \quad 2-23)$$

$$E_{34} = \frac{\sigma_{As} - \sigma_{Af}}{\epsilon_{As}^* - \epsilon'_{Af}} \quad 2-24)$$

$$\epsilon_{AfR} = \frac{E_A \cdot \epsilon_R + \sigma_{Af} - E_{34} \cdot \epsilon'_{Af}}{E_A - E_{34}}; \text{Escenario 3} \quad 2-25)$$

$$\epsilon_{As}^* = \epsilon_{max} - \frac{\sigma_{max} - \sigma_{As}}{E_m} \quad 2-26)$$

La Figura 2-9e muestra el ajuste que se alcanza con el modelo para un alambre de 0.5mm de SMA de CuAlBe, el cual ha sido validado para condiciones superelásticas únicamente.

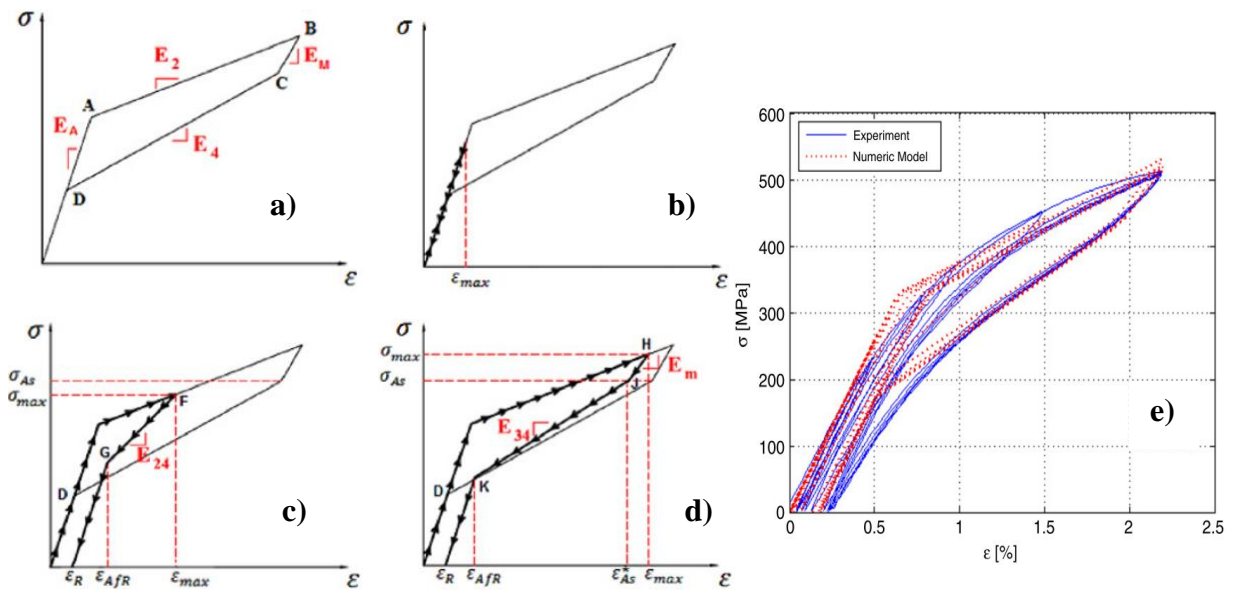


Figura 2-9. Escenarios de descarga considerando deformación residual **a)** $\epsilon_R = 0$ **b)** Escen.1 **c)** Escen.2 **d)** Escen.3 **e)** Ej. alambre 0.5mm SMA CuAlBe [15]

2.2 Modelación numérica de cables

Los alambres de actuando por sí solos alcanzan fuerzas relativamente bajas para aplicaciones en sistemas más complejos, por lo que una solución es trenzarlos formando cables que desarrollen mayor resistencia. La característica esencial de un cable es que tiene alta rigidez y resistencia axial a tracción en relación con su peso, y rigidez flexural baja. Esta combinación se logra a través de un gran número de elementos helicoidales continuos, que individualmente aportan a la resistencia global, sin embargo, su trabajo no es consistente con el de elementos desacoplados sino más bien como una estructura integral [47].

2.2.1 Estructura y parametrización de un cable

La configuración típica consiste en un conjunto de varios alambres dispuestos radialmente que describen una hélice en torno a un eje central formando una capa, a esta estructura se le denomina hebra o cordón. Un cable puede estar formado una sola hebra de varias capas, o de varias hebras trenzadas entre sí formando más de un nivel de elementos.

La modelación de la geometría de un cable sigue un enfoque jerárquico con un número definido de niveles, así un cable multinivel puede ser analizado considerando cada nivel como una hélice. En general una hélice es una curva que describe una trayectoria circular tridimensional que

puede parametrizarse en coordenadas en función de las variables geométricas: el radio de hélice r , la longitud proyectada de la componente de cable en el eje central L , la longitud de paso p , ϕ el ángulo de barrido por unidad de longitud y θ el ángulo de que forma el elemento con el eje longitudinal del cable (ver Figura 2-10).

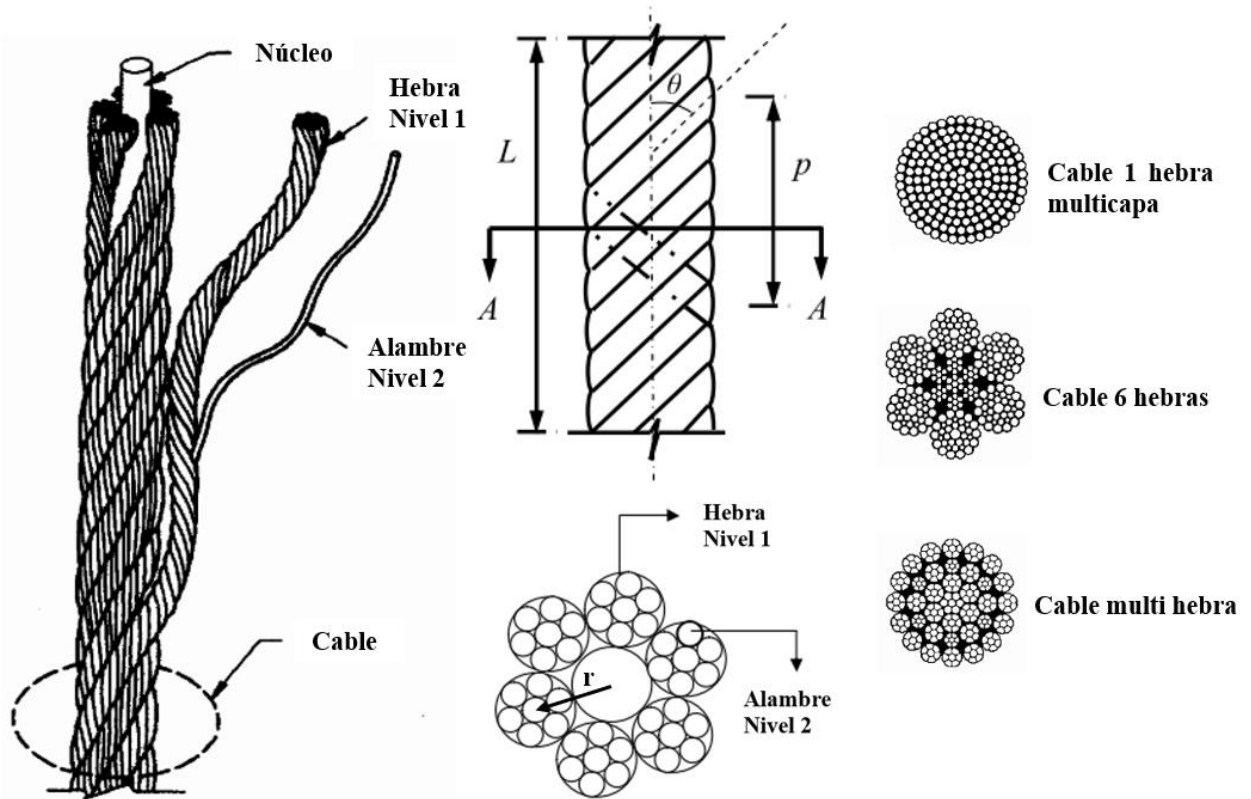


Figura 2-10. Elementos, parámetros y configuraciones típicas de un cable. (Basado en [47]–[49])

La representación paramétrica de la línea central de cada componente (alambre) de la hebra viene dada por la función $u(\phi) = (x(\phi), y(\phi), z(\phi))$, que en coordenadas cartesianas se representa como:

$$x(\phi) = r * \cos(\phi) \quad 2-27)$$

$$y(\phi) = r * \sin(\phi) \quad 2-28)$$

$$z(\phi) = \frac{p \cdot \phi}{2\pi} \quad 2-29)$$

$$\tan(\theta) = \frac{2\pi \cdot r}{p} \quad 2-30)$$

A partir de la geometría, la longitud de arco s medida desde el origen se expresa como:

$$s(\phi) = \phi \sqrt{R^2 + \left(\frac{p}{2\pi}\right)^2} \quad 2-31)$$

Por lo tanto, la función paramétrica de la hélice puede ser expresada en función de la longitud de arco como $u(s) = (x(s), y(s), z(s))$, denominada como parametrización natural:

$$x(s) = R \cdot \cos\left(\frac{s}{\sqrt{R^2 + \left(\frac{p}{2\pi}\right)^2}}\right) \quad 2-32)$$

$$y(s) = R \cdot \sin\left(\frac{s}{\sqrt{R^2 + \left(\frac{p}{2\pi}\right)^2}}\right) \quad 2-33)$$

$$z(s) = \frac{s}{2\pi \sqrt{R^2 + \left(\frac{p}{2\pi}\right)^2}} \quad 2-34)$$

2.2.2 Relaciones de Deformación

Al ser sometido a cargas axisimétricas, resulta claro que la deformación de cada capa de alambres es distinta a la deformación global del cable medida respecto a su eje central, por lo que es necesario establecer relaciones de deformación. En general, bajo condiciones de carga axisimétrica, los elementos de un cable experimentan deformaciones axiales ϵ y rotaciones por unidad de longitud ϕ . La Figura 2-11 muestra un segmento de hebra de longitud l y por tanto longitud del alambre s en su posición no deformada. Al aplicarse una deformación en la hebra δ el extremo final del alambre pasa de la posición F a F' lo que implica dos efectos: un alargamiento en el alambre por lo que su nueva longitud es s' y una rotación Δ respecto al eje central del cable [50].

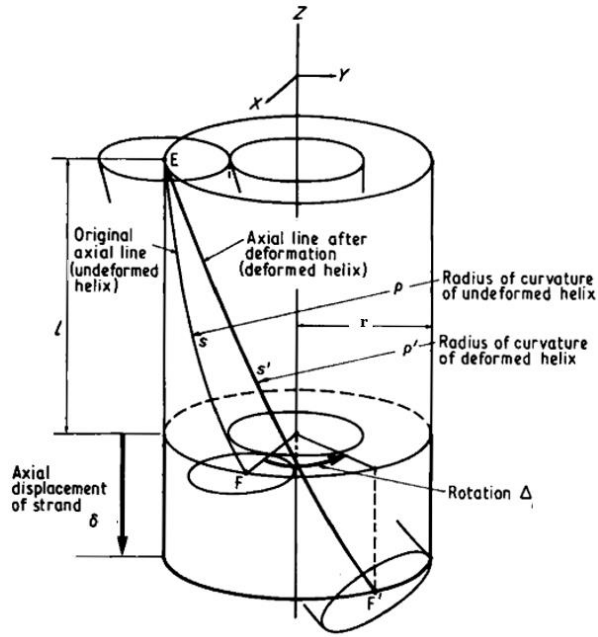


Figura 2-11. Deformación y rotación en un alambre helicoidal [50]

Así, la deformación en el cable ϵ , la rotación por unidad de longitud ϕ y la rotación normalizada γ quedan definidas por las ecuaciones:

$$\epsilon = \frac{\delta}{p_0} \quad 2-35)$$

$$\phi = \frac{\Delta}{2\pi} \quad 2-36)$$

$$\gamma = \phi \cdot r \frac{\cos(\theta)}{\sin(\theta)} \quad 2-37)$$

A partir de estas ecuaciones, se derivan las correspondientes para la estimación de deformaciones ϵ_i y rotaciones ϕ_i en cada alambre, dependiendo del tipo de esfuerzo que se esté considerando.

Deformación axial debido al Esfuerzo Axial

La deformación axial de cada elemento ϵ_i está dada por la ecuación:

$$\epsilon_i = \frac{s - s_0}{s_0} = \frac{s}{s_0} - 1 \quad 2-38)$$

donde s_0, s son la longitud del alambre antes y después de la deformación respectivamente, que al ser un arco se describen con la ecuación:

$$s(\phi) = \sqrt{r^2 + \left(\frac{p}{2\pi}\right)^2} \cdot \phi \quad 2-39)$$

Al reemplazar las ecuaciones 2-31, 2-32, 2-33, y 2-35 en la ecuación 2-34 se tiene la deformación axial en cada alambre en función de la rotación por unidad de longitud:

$$\epsilon_i(\epsilon, \phi) = \sqrt{(1 - \epsilon)^2 \cos^2 \theta_0 + \frac{r}{r_0} (\sin(\theta_0) + \phi \cdot r_0 \cos(\theta_0))^2} - 1 \quad 2-40)$$

Deformación axial debido a la Flexión

Cada alambre describe una hélice circular que se modifica al pasar a un estado de deformación, lo que hace que la sección transversal del elemento experimente un cambio de curvatura κ [47]–[49]. Esto induce un esfuerzo de flexión y por tanto un cambio en la deformación axial ϵ_{f_i} que está dada por la expresión:

$$\epsilon_{f_i} = c(\kappa - \kappa_0) \quad 2-41)$$

donde c es la distancia medida desde el eje neutro hasta un diferencial de área dA de la sección transversal, donde se evalúa la flexión. κ se determina como la variación del vector tangente $\hat{x}_1(s)$ a la curva en un punto $u(s)$:

$$\hat{x}_1(s) = \frac{du(s)}{ds} \quad 2-42)$$

Por lo tanto, κ queda expresada como la norma euclidiana del vector tangente:

$$\kappa(s) = \left\| \frac{d\hat{x}_1(s)}{ds} \right\| \quad 2-43)$$

Al realizar el reemplazo de las ecuaciones 2-32 a 2-34 se obtiene:

$$\kappa = \frac{r}{r^2 + \left(\frac{p}{2\pi}\right)^2} \quad 2-44)$$

Luego, el paso p en la posición deformada puede ser escrito en función del paso inicial p_0 y la deformación axial y rotación normalizada del cable ϵ, γ .

$$p' = (p_0 + \delta) \left(\frac{2\pi}{2\pi + \Delta} \right) = p \frac{1 + \epsilon}{1 + \gamma} \quad 2-45)$$

Finalmente, al reemplazarse en la ecuación 2-37)2-37 y usando la relación 2-33 se tiene:

$$\epsilon_{f_i}(\epsilon, \phi) = c \frac{\sin^2 \theta_0}{r_0} \cdot \left[\frac{\frac{r}{r_0} (\sin \theta_0 + \phi \cdot r_0 \cos \theta_0)^2}{\left[\left(\frac{r}{r_0} \right)^2 (\sin \theta_0 + \phi r_0 \cos \theta_0)^2 + (1 + \epsilon)^2 \cos^2 \theta_0 \right] \sin^2 \theta_0} - 1 \right] \quad 2-46)$$

Distorsión angular debido a la Torsión

De forma similar a lo previamente descrito, los elementos experimentan un momento torsor por la deformación de la hélice e induce a una variación en deformación angular γ_t :

$$\gamma_{t_i} = \hat{c}(\epsilon - \epsilon_0) \quad 2-47)$$

En este caso \hat{c} es la distancia desde el centro de la sección transversal al diferencial de área dA donde se evalúa la torsión. La expresión queda de la forma:

$$\gamma_{t_i}(\epsilon, \phi) = \hat{c} \frac{\sin \theta_0 \cdot \cos \theta_0}{r_0} \cdot \left[\frac{(\sin \theta_0 + \phi \cdot r_0 \cos \theta_0) \cdot (1 + \epsilon)}{\sin \theta_0 \left[(\sin \theta_0 + \phi \cdot r_0 \cos \theta_0)^2 \left(\frac{r_0}{r} \right)^2 + (1 + \epsilon)^2 \cos^2 \theta_0 \right]} - 1 \right] \quad 2-48)$$

2.2.3 Modelos de Cables

Debido a su geometría, la respuesta de un cable es altamente no lineal, por lo que para representar su comportamiento se han propuesto dos clases de modelos: semi continuos y discretos. Los modelos semi continuos se fundamentan en la homogenización, que consiste en agrupar todos los elementos del cable en una sola capa isotrópica continua con propiedades equivalentes y luego el cable completo es analizado como un arreglo de capas concéntricas discretas [51]. Estos modelos, aunque muy precisos, se caracterizan por su complejidad.

Por otro lado, los modelos discretos consideran a cada elemento como una unidad con propiedades reales y la respuesta global es igual a la suma de las respuestas individuales de cada capa [51], [52]; esto mediante una aproximación de ecuaciones linealizadas. Estos modelos difieren entre sí en cuanto a las consideraciones de los esfuerzos que aportan a la respuesta; así se tienen los modelos de fibra [53] que involucra tracción pura; modelos de barra que incluyen efectos por flexión y torsión [50], [54], [55]; variación en el tamaño del núcleo [56], e incluso el efecto Poisson¹ [57] en los elementos del cable [58].

De manera general la relación fuerza – deformación de estos modelos está definida por la ecuación:

$$\begin{Bmatrix} F \\ M \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} k_{\epsilon\epsilon} & k_{\epsilon\phi} \\ k_{\phi\epsilon} & k_{\phi\phi} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \epsilon \\ \phi \end{Bmatrix} \quad 2-49)$$

donde F, M son la fuerza y momento respectivamente que desarrolla el cable, $k_{\epsilon\epsilon}, k_{\epsilon\phi}, k_{\phi\epsilon}, k_{\phi\phi}$ son los términos que definen la matriz de rigidez del cable y ϵ, ϕ son la deformación y rotación por unidad de longitud en el cable. En la presente investigación se toma en cuenta un modelo representativo de cada tipo.

Modelo de fibra

Este modelo es el más simplista de todos desarrollado por Hruska [53] y considera la tracción pura del alambre, despreciando su rigidez flexural y torsional; únicamente se toma en cuenta la rigidez del núcleo. La variación del ángulo de trenzado es despreciable y la matriz de rigidez es constante. Al considerar que el radio r es constante, la deformación unitaria en cada capa de alambres derivada de la ecuación 2-36 queda:

$$\epsilon_i = \epsilon \sin^2 \alpha_i + r_i \phi \sin \alpha_i \cos \alpha_i \quad 2-50)$$

¹ Efecto Poisson: deformación de los planos transversales a la aplicación de la carga.

donde α_i es el ángulo de trenzado de la capa i de alambres medido desde el plano perpendicular al eje del cable.

Los elementos de la matriz de rigidez quedan expresados:

$$k_{\epsilon\epsilon} = (AE)_0 + \sum_{i=1}^n (AE)_i \sin^3 \alpha_i \quad 2-51)$$

$$k_{\epsilon\phi} = k_{\phi\epsilon} = \sum_{i=1}^n (AE)_i \cdot r_i \sin^2 \alpha_i \cos \alpha_i \quad 2-52)$$

$$k_{\phi\phi} = (JG)_0 + \sum_{i=1}^n (AE)_i \cdot r_i^2 \sin \alpha_i \cos^2 \alpha_i \quad 2-53)$$

donde $(AE)_i$ la rigidez axial de la capa i de alambres; y $(AE)_0, (JG)_0$ son la rigidez axial y rigidez torsional del núcleo respectivamente. A este modelo se lo identificará como HRU 57 en la parte experimental expuesta en la sección 4.

Modelo de barra: McConnell & Zemke

Los modelos de barra consideran la rigidez a flexión y a torsión de los alambres. Para obtener la deformación axial por flexión ϵ_{f_i} y rotación por torsión normalizada γ_{t_i} en cada capa de alambres, se linealizan las ecuaciones 2-39 y 2-41 respectivamente y luego se realiza una expansión de Taylor con lo que se obtiene:

$$\epsilon_{f_i}(\epsilon, \phi) = 2c \frac{\sin^2 \alpha_i \cos^2 \alpha_i}{r_0} \cdot (\phi \cdot r_0 \tan \alpha_i - \epsilon) \quad 2-54)$$

$$\gamma_{t_i}(\epsilon, \phi) = \frac{\hat{c}}{4r_0} (\phi \cdot r_0 \tan \alpha_i - \epsilon) \cos 4\alpha_i \quad 2-55)$$

A partir del estudio experimental realizado en cables eléctricos de acero y aluminio, McConnell & Zemke [54] hacen una modificación al modelo de Hruska con resultados prometedores, la que consiste añadir la rigidez torsional de los alambres $(JG)_i$ al factor de rigidez $k_{\phi\phi}$, con lo que la ecuación queda:

$$k_{\phi\phi} = \sum_{i=0}^n (JG)_i + \sum_{i=1}^n (AE)_i \cdot r_i^2 \sin \alpha_i \cos^2 \alpha_i \quad 2-56$$

A este modelo se lo identificará como MCZ 82.

Modelo de barra: reducción del núcleo

Knapp [56] hace una propuesta en la que se incluye la variación del radio del núcleo por presión de las capas externas. Este fenómeno es especialmente influyente en cables cuyo núcleo es significativamente menos rígido que sus capas de alambres. Esto tiende a decrecer los componentes de la matriz de rigidez dado que un decrecimiento en el radio tiende a reducir la tensión de tracción en los alambres. Las ecuaciones de equilibrio se derivan para incluir la no linealidad geométrica interna y posteriormente son linealizadas en una matriz de rigidez lineal:

$$k_{\epsilon\epsilon} = (AE)_0 + \sum_{i=1}^n (AE)_i \sin^3 \alpha_i \cdot \zeta_i' \quad 2-57$$

$$k_{\epsilon\phi} = \sum_{i=1}^n (AE)_i \cdot r_i \sin^2 \alpha_i \cos \alpha_i \cdot \eta_i' \quad 2-58$$

$$k_{\phi\epsilon} = (JG)_0 + \sum_{i=1}^n \left[(AE)_i \cdot r_i \sin^2 \alpha_i \cos \alpha_i \cdot \zeta_i' - 2 \frac{(IE)_i}{r_i} (\lambda_i' - \zeta_i') \sin^2 \alpha_i \cos^3 \alpha_i + \frac{(JG)_i}{r_i} (1 - 2\zeta_i' \sin^2 \alpha_i) \sin^2 \alpha_i \cos \alpha_i \right] \quad 2-59$$

$$k_{\phi\phi} = (JG)_0 + \sum_{i=1}^n \left[(AE)_i \cdot r_i^2 \sin \alpha_i \cos^2 \alpha_i \cdot \eta_i' + 2(IE)_i (1 - (\eta_i' + \mu_i') \cos^2 \alpha_i) \sin \alpha_i \cos^2 \alpha_i + (JG)_i \sin^3 \alpha_i (1 - 2\eta_i' \cos^2 \alpha_i) \right] \quad 2-60$$

$$\zeta_i' = \frac{\zeta_i}{\sin^2 \alpha} \quad \eta_i' = \frac{\eta_i}{r_i \sin \alpha_i \cos \alpha_i} \quad 2-61$$

$$\lambda_i' = \frac{\lambda_i}{2 \sin^2 \alpha_i} \quad \mu_i' = \frac{\mu_i}{2r_i \sin \alpha_i \cos \alpha_i}$$

$$\zeta_i = a_i - \frac{c_i}{e} \sum_{i=1}^n a_i d_i \quad \eta_i = b_i r_i \tan \alpha - \frac{c_i}{e} \sum_{i=1}^n b_i d_i \tan \alpha_i \quad 2-62$$

$$\begin{aligned}
\lambda_i &= \frac{f_{ci}}{2} \left[\frac{1}{e} \sum_{i=1}^n a_i d_i + \lambda_c \right] & \mu_i &= \frac{f_{ci}}{2} \left[\frac{1}{e} \sum_{i=1}^n b_i d_i r_i \tan \alpha \right] \\
\lambda_c &= \frac{\nu_c E_c}{(1 + \nu_c)(1 - 2\nu_c)} & f_{ci} &= \frac{R_c}{r_i} \frac{1 - \frac{R_{CC}^2}{R_c^2}}{\lambda_c + G_c \left(1 + \frac{R_{CC}^2}{R_c^2} \right)} \\
a_i &= \left[1 - \frac{f_{ci} \lambda_c}{2 \tan^2 \alpha_i} \right] \sin^2 \alpha_i & b_i &= \cos^2 \alpha_i & c_i &= \frac{f_{ci}}{2} \cos^2 \alpha_i \\
d_i &= \frac{(AE)_i \cos \alpha_i}{r_i \tan \alpha_i} & e &= 2\pi R_c + \sum_{i=1}^n c_i d_i
\end{aligned} \tag{2-63}$$

donde $(IE)_i$ es la rigidez flexural de la capa i de alambres; ν_c, E_c, R_c son el módulo de Poisson, el módulo elástico y el radio del núcleo respectivamente; R_{CC} es el radio del núcleo que se puede considerar como rígido (cuando es de un solo alambre igual a 0); y el resto de las variables se han definido previamente. El modelo se lo identificará como KNA 79.

Modelo de barra: efecto Poisson

A partir del estudio de un cable multicapa de núcleo metálico, Kumar & Cochran [58] desarrollan las relaciones analíticas adimensionales de fuerza y momento torsor considerando la variación del radio de los elementos del cable a causa del efecto Poisson y se desprecia la influencia de la presión o deformaciones por contacto entre capas. Otra de las hipótesis relevantes del modelo es que los cambios de curvatura y giro en cada alambre son muy pequeños por lo que los valores iniciales se toman en lugar de los valores del alambre deformado. A este modelo se lo identificará como KUM 87. Las ecuaciones a continuación describen la matriz de rigidez del cable:

$$k_{\epsilon\epsilon} = (AE)_0 + \sum_{i=1}^n (AE)_i \sin^3 \alpha_i (1 - \nu \cot^2 \alpha_i) \tag{2-64}$$

$$k_{\epsilon\phi} = \sum_{i=1}^n (AE)_i \cdot r_i \sin^2 \alpha_i \cos \alpha_i \tag{2-65}$$

$$k_{\phi\epsilon} = \sum_{i=1}^n \left[(AE)_i \cdot r_i \sin^2 \alpha_i \cos \alpha_i (1 - \nu \cot^2 \alpha_i) - \frac{(IE)_i}{r_i} \cos \alpha_i \right] \tag{2-66}$$

$$\begin{aligned}
k_{\phi\phi} &= (JG)_0 + \sum_{i=1}^n [(AE)_i \cdot r_i^2 \sin \alpha_i \cos^2 \alpha_i + (IE)_i \sin \alpha_i \\
&\quad + (JG)_i \nu \sin^5 \alpha_i (1 - 2 \sin^2 \alpha_i)]
\end{aligned} \tag{2-67}$$

donde ν es el módulo de Poisson de los alambres de cada capa y el resto de las variables han sido previamente definidas. La deformación axial en cada alambre se define como:

$$\epsilon_i = \epsilon - \Delta\alpha_i \cot \alpha_i \quad 2-68)$$

$$\Delta\alpha_i = \epsilon(1 + \nu)(1 - \nu_i) \sin \alpha_i \cos \alpha_i \left[1 - 2 \sum_{j=2}^{i-1} \left\{ \frac{r_j}{r_i} \nu_j \right\} \right] - \phi \left(\frac{r_i}{R} \right) (1 \quad 2-69)$$

$$- \nu_i) \sin^2 \alpha_i \left[-2 \cot \alpha_i \sum_{j=2}^{i-1} \left\{ \left(\frac{r_j}{r_i} \right)^2 \nu_j \tan \alpha_j \right\} \right] \nu_i = \nu \left(\frac{R_i}{r_i} \right) \cos^2 \alpha_i \quad 2-70)$$

Aplicabilidad de Modelos Linealizados

Con el fin de verificar la aplicabilidad de varios de estos modelos, Ghoreishi et. al. [59] ajustan un modelo numérico 3D de elementos finitos FEM de un cable de acero, a los resultados experimentales obtenidos por Utting & Jones [60], [61] para el mismo cable. Los autores utilizan el FEM para la validación numérica de 9 modelos linealizados, concluyendo que la rigidez axial y torsional del cable se representa adecuadamente con la mayoría de los modelos para ángulos de trenzado menores a 20° medido a partir del eje longitudinal del cable. Concluyen además que, el mejor ajuste se consigue con modelos que consideran el efecto Poisson, alcanzándose una diferencia en la respuesta menor al 10%. La Figura 2-12 muestra los resultados obtenidos por los autores que describen la influencia del ángulo de trenzado en los términos de la matriz de rigidez del cable y su comparación con el FEM.

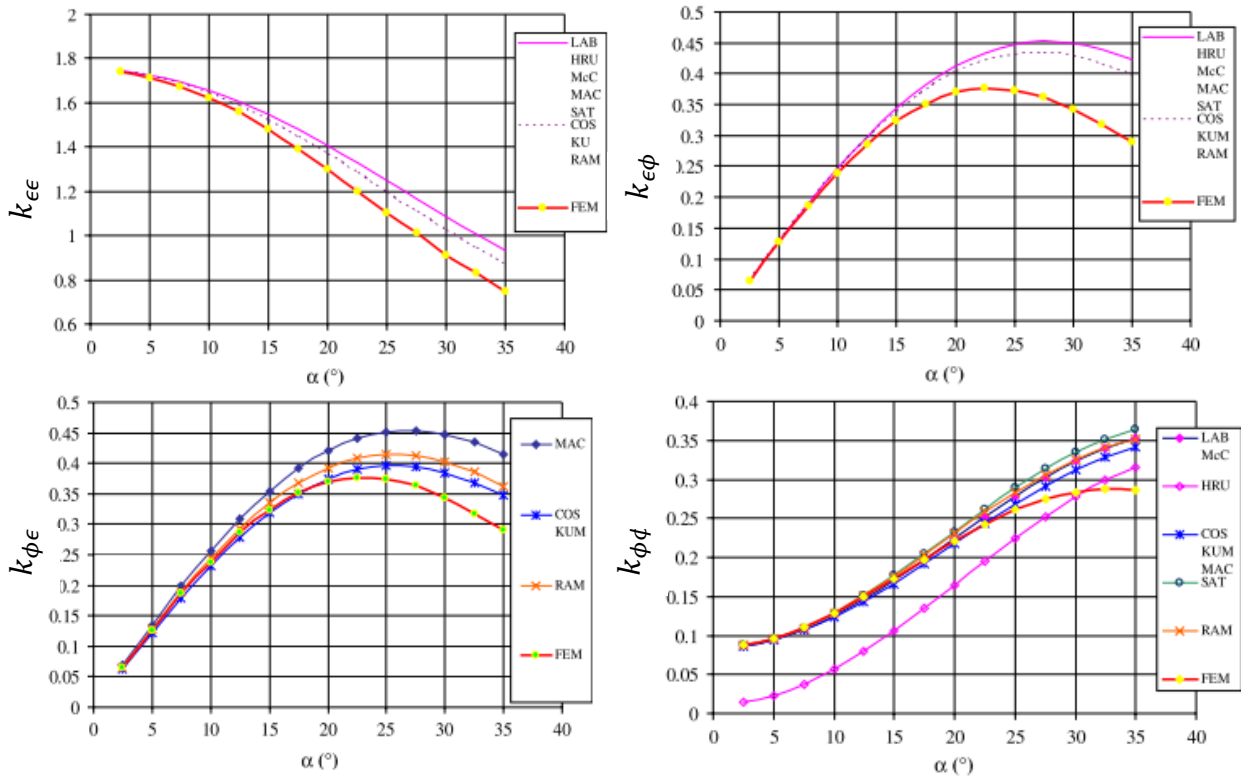


Figura 2-12. Influencia del ángulo de trenzado en los componentes de la matriz de rigidez del cable [59].

En definitiva, los modelos discretos linealizados son bastante satisfactorios para estimar la respuesta de cables bajo condiciones de carga axisimétrica con ambos extremos restringidos al giro y con bajos ángulos de hélice [48], [59].

2.3 Estado del Arte en dispositivos basados en SMA

Los dispositivos autocentrantes surgen como una alternativa de protección sísmica que minimiza las deformaciones residuales permitiendo que el sistema estructural regrese a una posición cercana a la original luego de una excitación [43]. El modelo de histéresis que la caracteriza es en forma de bandera descrito por dos parámetros característicos α, β (Figura 2-13). El coeficiente α representa la relación entre la rigidez post fluencia del disipador y su rigidez elástica k_0 ; mientras que β releja la cantidad de disipación de energía del sistema. Si $\beta = 0$ se genera un sistema bilineal, mientras que si $\beta = 1$ resulta en un sistema al límite de mantener su capacidad de autocentrado [9].

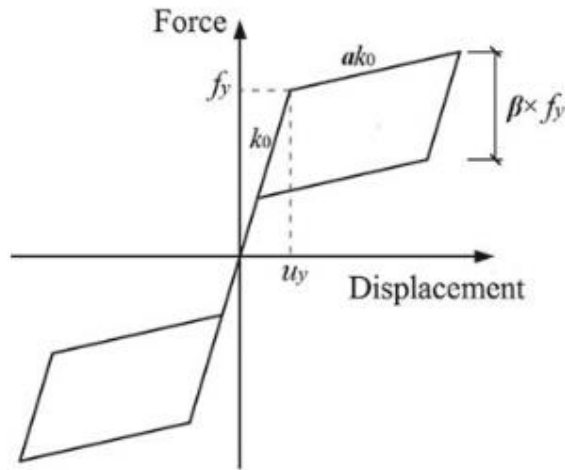


Figura 2-13. Relación fuerza - desplazamiento idealizada de un disipador autocentrante [21].

La disipación de energía inicia una vez que la fuerza aplicada excede la capacidad de fluencia del disipador f_y , y está limitada a la máxima deformación que puede desarrollar. Para los disipadores basados en cables/alambres de SMA f_y está marcada por las primeras fibras que exceden el esfuerzo de transformación directa σ_{Ms} , y su máxima carrera se define por la deformación que completa la transformación de la martensita ε_{Ms} (límite superelástico) [21]. En el caso de la aleación de cobre, las pendientes de transformación directa e inversa difieren entre sí, similar a lo que ocurre con los módulos elásticos de la austenita E_A y martensita E_M , por lo que este modelo de histéresis debe ser modificado para ajustarse a la aleación.

Dentro de este marco, varios autores han desarrollado modelos numéricos y experimentales de dispositivos basados en aleaciones de memoria de forma, predominando el uso de NiTi. En esta sección se destacan algunos de ellos y su mecanismo de funcionamiento.

Carboni et. al. [39] proponen un complejo dispositivo basado en alambres y cables de NiTi (Figura 2-14) que trabajan en una combinación de esfuerzos de tracción y flexión. El arreglo consiste en un marco cuadrado de soporte denominado F1, cuyas barras verticales contienen abrazaderas especiales para las partes terminales de dos pares de cables o alambres, que representan el grupo de rigidez principal (PSG). Los otros extremos de los cordones se sujetan a dos barras de acero gruesas denominadas b2. La barra vertical adicional b1, alineada con el eje medio vertical de los bastidores y con tres varillas circulares pasantes sujetas a ella, tiene la función de restringir las dos barras b2 para que se muevan verticalmente todas juntas. Las varillas lisas s1 y s2 permiten que las barras b2 se deslicen sin fricción sobre ellas. Por el contrario, la barra s3 es una barra roscada que está o no sujeta a b2 mediante cuatro pernos. En el primer caso, se impide el deslizamiento de b2 sobre s1 y s2. Si la barra s3 se sujeta a b2 F1 se mueve verticalmente con

respecto a F2, las barras b2 no pueden deslizarse horizontalmente sobre las barras s1 y s2 y el PSG se ve sometido a una carga de tensión de flexión.

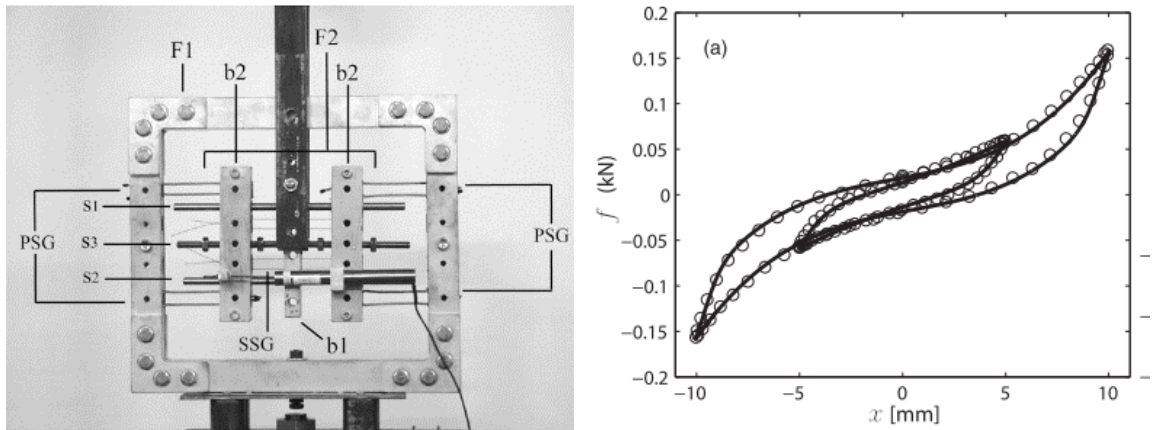


Figura 2-14 Disipador propuesto por Carboni et. al. [39]

Qiu et. al [63], [64] proponen un disipador compuesto por dos bloques deslizantes entre sí, dos barras de acero en sus extremos y dos alambres de NiTi que se disponen alrededor de las barras. El movimiento axial del disipador mueve las barras de acero lo que hace que los alambres se tensionen, indistintamente si las cargas son de tracción o compresión. Sin embargo, por su configuración se genera un desplazamiento residual causado por el deslizamiento de las barras de acero (Figura 2-15).

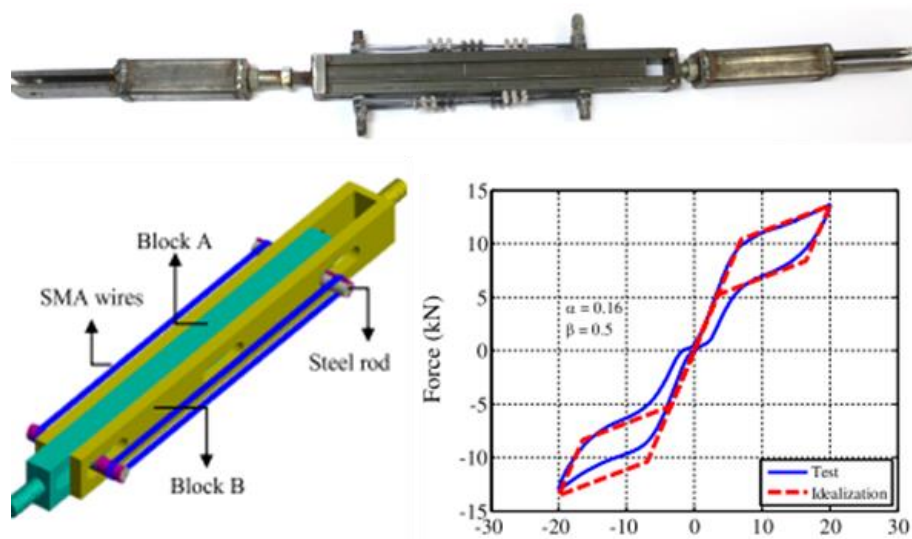


Figura 2-15. Disipador propuesto por Qiu et. al.[64]

Nespoli et al. [65] presentan un dispositivo denominado BPS (Basic Pseudoelastic Systems) modificado de Ren et. al.[66], [67] el cual se basa en una combinación de alambres de

nitinol en su fase romboédrica dispuestos en paralelo de manera que trabajen a tracción. El sistema se compone de una jaula metálica a la que se acopla un eje deslizante que es libre de desplazarse a través de dos perforaciones en los extremos de la jaula. A lo largo del eje se acoplan tres discos metálicos de los cuales el principal – ubicado en el centro – es fijado al eje mientras que la posición de los otros dos – en los extremos – puede ser ajustada. La distancia entre el disco fijo y uno de los extremos de la jaula corresponde a la longitud l_1 del primer grupo de cables G1, mientras que la distancia entre el disco ajustable y el extremo de la jaula más próximo define la longitud l_2 del segundo grupo de cables G2. La longitud l_1 es fija mientras que l_2 puede ser ajustada.

Con esta configuración, la carrera máxima del dispositivo está dada por la capacidad de deformación máxima de los alambres más cortos, en este caso los del grupo G2. Por esta razón la deformación no debe sobrepasar el límite elástico del plató de transformación directa, para evitar que el alambre plastifique y garantizar que la deformación residual sea despreciable. Sin embargo, se desaprovecha la capacidad de deformación y amortiguamiento que pueden aportar los alambres más largos. Además, se requiere de un arreglo simétrico (doble de alambres) para darle condiciones de bidireccionalidad. El esquema se muestra en la Figura 2-16.

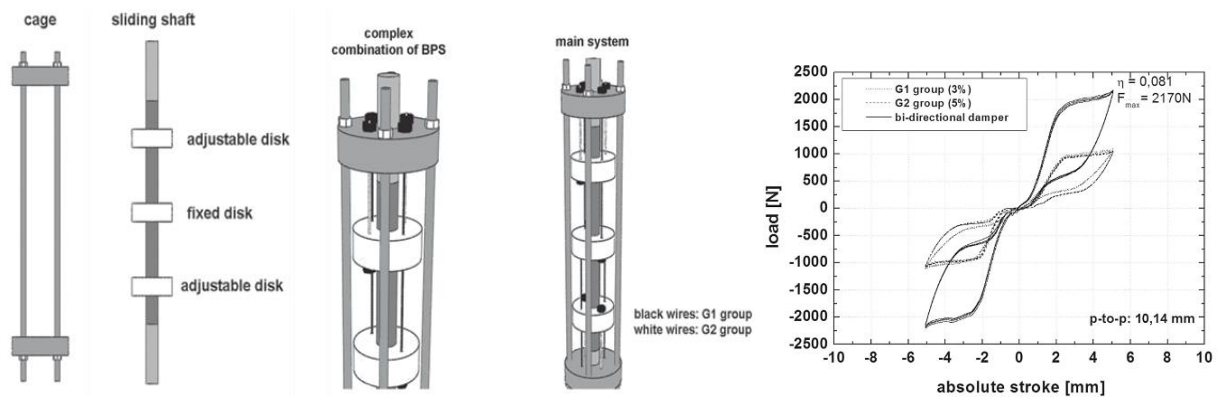


Figura 2-16. Configuración del dispositivo BPS [48].

Qian et. al. [68] desarrollan un disipador autocentrante llamado SSMAFD (Superelastic Shape Memory Alloy Friction Damper), basado en alambres de NiTi pretensados conectado en serie con un disipador friccional. Los alambres de NiTi cumplen la función de autocentrado mientras que la disipación de energía proviene de la fricción entre dos pares de placas en contacto, cuya fuerza normal puede ser ajustada mediante pernos de alta resistencia. El esquema se muestra en la Figura 2-17.

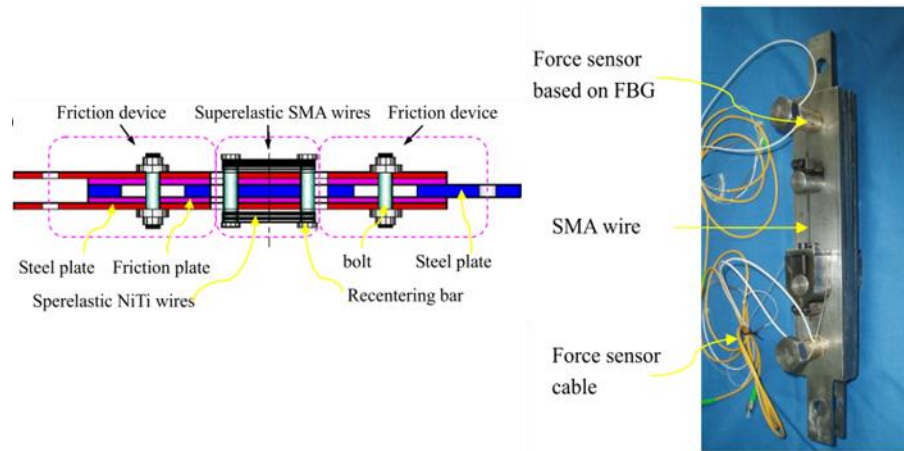


Figura 2-17. Configuración del dispositivo SSMAFD [49].

Dong et. al. [69] proponen una modificación al propuesto por Erochko et. al. [62] en el cual se emplean cables de SMA en lugar de cables de acero pretensados. El dispositivo se compone de un eje central con placas internas fijas, cubierto por un tubo exterior. A este último, se sueldan topes en los extremos. Los cables de SMA se instalan entre los topes y las placas internas. En el centro del dispositivo se ubica un disipador friccional que incluye un pistón y placas de fricción. El pistón está libre en el tubo exterior, y las placas de fricción están en la ranura del pistón, mientras que el eje central y el eje derecho están fijados en la placa del pistón. El esquema se muestra en la Figura 2-18.

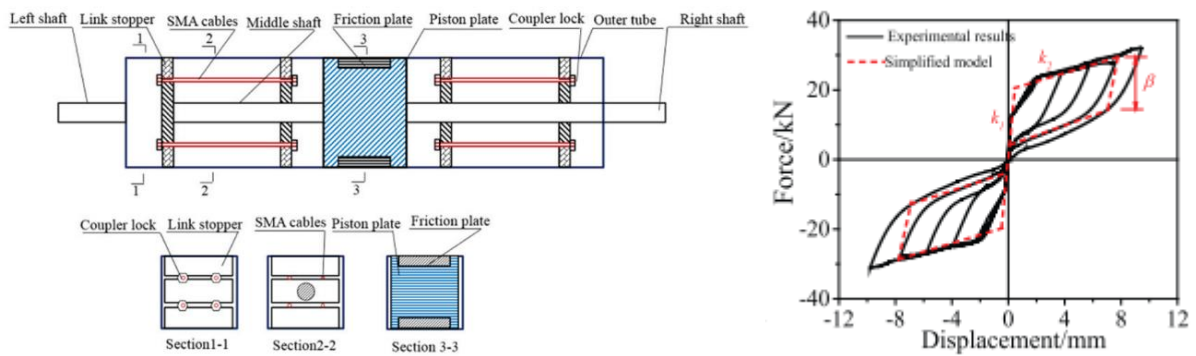


Figura 2-18 Disipador SMA-SCEB [69].

Un dispositivo de mayor complejidad se presenta en el estudio de Falahian et al. [70] que consiste en un disipador basado en alambres de Nitinol, diseñado de tal manera que siempre estén en tracción para fuerzas de compresión y de tracción. Además, el dispositivo considera el uso de alambres de acero dispuestos en paralelo con los alambres de SMA que aportan con mayor resistencia y rigidez. Los autores estudian el efecto de la frecuencia de ensayo encontrando que a mayor frecuencia los alambres de SMA tienden a calentarse y su capacidad de disipación de energía se reduce. La Figura 2-19 muestra el dispositivo propuesto y su respuesta cíclica.

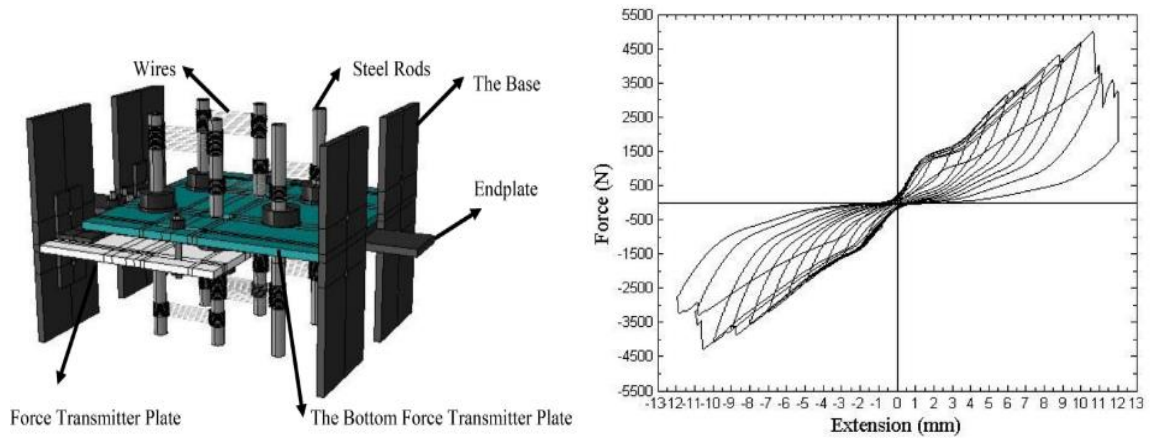


Figura 2-19 Dispositivo propuesto por Falahian et al. [70]

2.4 Respuesta de estructuras con dispositivos basados en SMA

Los trabajos descritos anteriormente analizan el comportamiento de los dispositivos por sí solos. Sin embargo, es importante entender la interacción que estos tienen con las estructuras y su aporte a la respuesta global, aportando con rigidez, resistencia y amortiguamiento. En esta sección, se discuten algunos de los trabajos que se han realizado con respecto a este tema.

En un trabajo realizado por Sultana et al. [71], se estudia el efecto de barras de NiTi utilizadas como pernos en las conexiones viga-columna de marcos de acero. En primer lugar, los autores modelan una estructura convencional de acero de 10 pisos, y realizan análisis dinámicos incrementales IDA [72] para identificar los pisos que sufren mayor daño. Con esa información, se rediseña la estructura con conexiones autocentrantes en los nudos críticos.

Los resultados muestran que el utilizar conexiones de SMA en los nudos localizados arriba y debajo de los nudos críticos ayuda a mejorar el desempeño sísmico. Además, se obtiene un mejor nivel en la distribución del daño como se observa en la Figura 2-20. A la derecha se ilustra el nivel de daño en la estructura convencional debido al sismo de El Centro 1940 en la estación Imperial Valley, mientras que la figura de la izquierda corresponde a la estructura con conexiones autocentrantes.

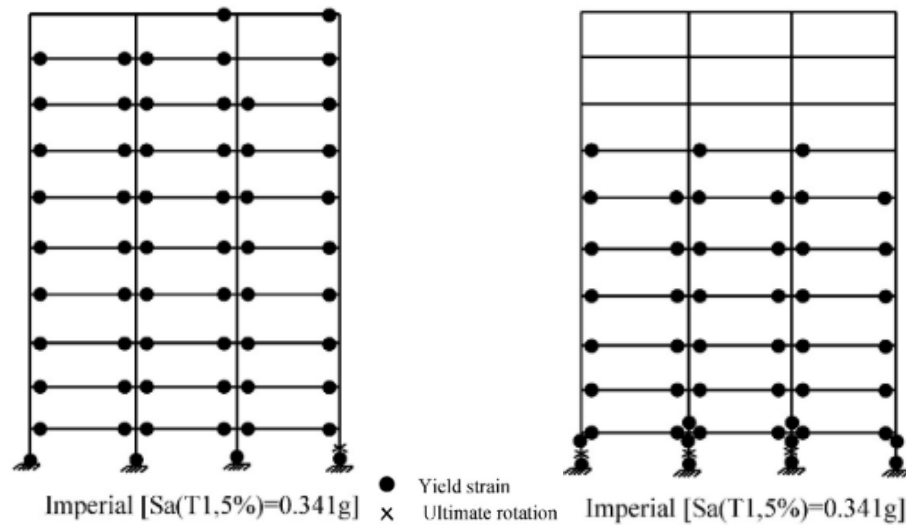


Figura 2-20 Distribución del daño en un marco de acero convencional (izquierda) y con conexiones de SMA (derecha) [71]

En un estudio realizado por Hu et al. [73] se compara la respuesta estructural de un edificio de 6 pisos utilizando tres sistemas de protección: un sistema convencional de riostras de pandeo restringido (BRBF); un sistema de núcleo basculante doble con autocentrado y absorción de energía (SEDRC) propuesto previamente por los autores; y un sistema autocentrante basado en aleaciones de memoria de forma (SMABF). Se realizan análisis IDA para investigar la fragilidad al colapso de los sistemas de los componentes estructurales y no estructurales. Los resultados indican que los sistemas SMABF y SEDRC muestran un desempeño notablemente mejor en controlar la deriva residual de entrepiso en comparación con el BRBF. Adicionalmente, se obtiene menor probabilidad de colapso tanto a nivel de elementos estructurales como no estructurales debido a las aceleraciones de piso. La Figura 2-21 ilustra el esquema de los modelos.

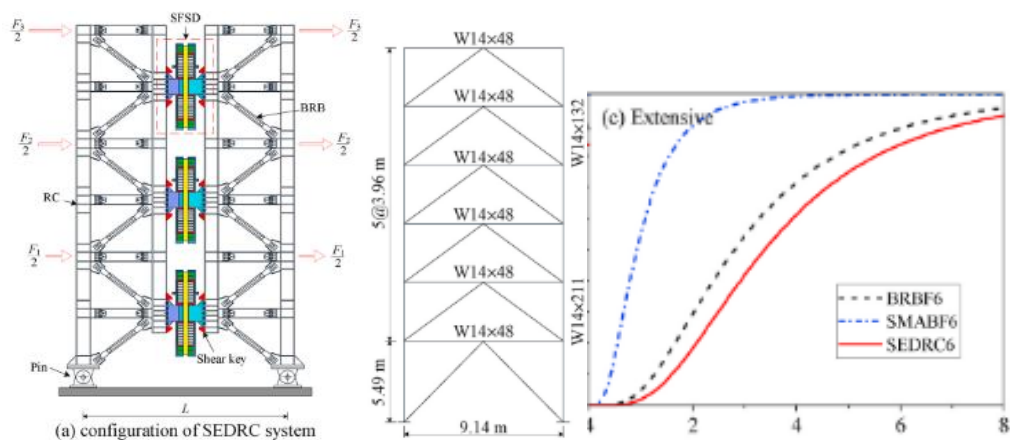


Figura 2-21 Sistemas estructurales analizados y curvas de fragilidad para un daño extenso. [73]

Por otro lado, Qiu et al. [74] presentan una propuesta para el diseño de estructuras de marcos con arriostramientos basados en SMA, en donde la deriva máxima y residual son los parámetros objetivo de desempeño. Para ello, estudian la respuesta de dos modelos de 3 y 6 pisos ante un set de registros escalados al sismo de diseño (DBE). Para evaluar el efecto de mejora en el desempeño la máxima aceleración de piso se evalúa como factor crítico, a más de los descritos anteriormente. Los resultados muestran que el desempeño se mejora en un rango del 10% al 30% cuando se añaden arriostramientos de SMA. La Figura 2-22 ilustra el esquema del modelo de 6 pisos, la respuesta media de la deriva máxima y la respuesta en el tiempo del desplazamiento máximo de techo para uno de los registros, donde se evidencia el efecto de autocentrado y la disminución de la demanda de desplazamientos.

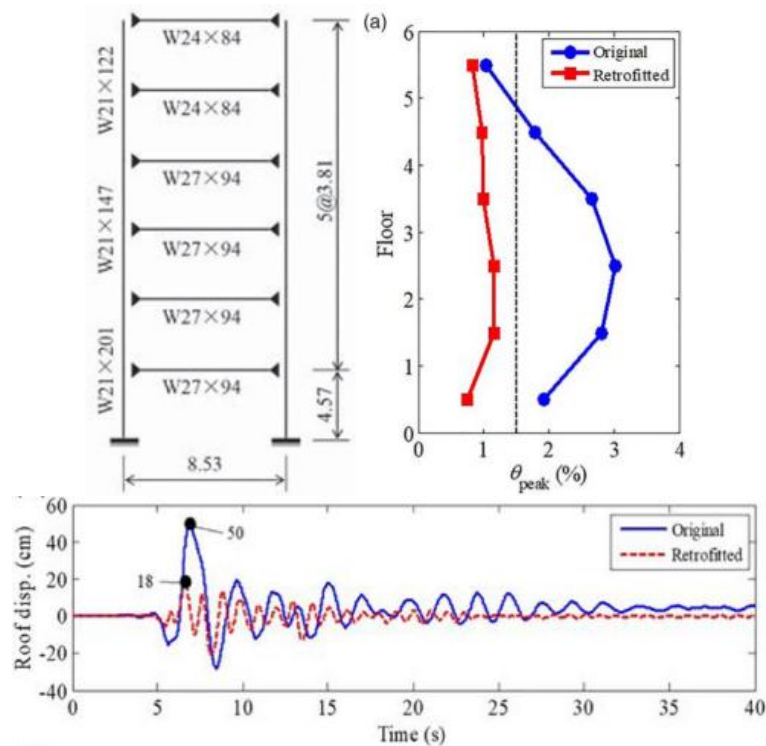


Figura 2-22 Comparación de la respuesta de un marco de acero convencional con un marco arriostrado con SMA[74].

En una reciente investigación de Fang et al. [75], se analiza el efecto de la temperatura en sistemas de marcos de acero arriostrados con aleaciones de memoria de forma. El modelo de las SMA considera tanto el efecto de superelasticidad como el efecto de memoria de forma puesto que el material puede perder sus propiedades especialmente a bajas temperaturas. El estudio se complementa con una evaluación probabilística exhaustiva de la respuesta estructural. Entre otros resultados, los autores concluyen que el decremento de la temperatura ambiente produce que aumente significativamente las derivas de entrepiso máxima y residual. Bajo una intensidad sísmica equivalente al sismo máximo probable (MCE) la probabilidad de colapso incrementa entre

2.7 y 19.7% cuando la temperatura decrece de 30°C a -15°C. Desde el punto de vista del autocentrado, la probabilidad de exceder el 0.50% de la deriva residual se eleva de despreciable a cerca del 100% para la misma variación de temperatura. La Figura 2-23 muestra las curvas de fragilidad obtenidas a diferentes temperaturas para niveles de desempeño de ocupación inmediata IO, seguridad de vida LS, y prevención de colapso CP. Se considera la deriva máxima como el índice de intensidad.

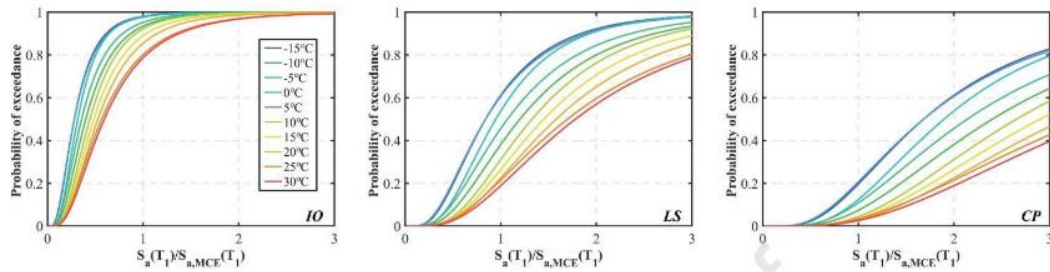


Figura 2-23 Comparación de la respuesta de un marco de acero convencional con un marco arriostrado con SMA[75].

2.5 Evaluación del desempeño de sistemas estructurales: FEMA P695

La propuesta de FEMA P695 consiste en una metodología confiable para evaluar el desempeño y cuantificar los factores de diseño y parámetros de respuesta de sistemas estructurales nuevos y existentes. Mediante esta metodología es posible determinar el factor de reducción de respuesta R , el factor de sobre resistencia Ω_0 y el factor de amplificación de deflexiones C_d con propósitos de diseño sismo resistente [76]. Involucra la generación de información de diseño detallada y la evaluación probabilística del riesgo de colapso. Para esto, se emplean técnicas de análisis no lineal, y consideraciones explícitas de las incertidumbres en el movimiento del terreno, modelamiento, diseño y ensayos de laboratorio.

La metodología es consistente con el objetivo principal de desempeño de Seguridad de Vida LS, presente en los códigos de diseño sismo resistente para estructuras correspondientes a la categoría de riesgo II. Para esto, se establecen probabilidades de colapso mínimas que los sistemas estructurales deben cumplir ante una intensidad sísmica equivalente al MCE. En síntesis, la metodología engloba las etapas enlistadas a continuación.

2.5.1 Información requerida

La información necesaria incluye los requisitos de diseño que se usan para dimensionar y detallar los componentes estructurales del sistema, y sus limitaciones. Deben abordarse los criterios para determinar la resistencia mínima y garantizar que el sistema tenga una determinada capacidad de deformación inelástica.

Se requiere contar con la información de ensayos experimentales realizados en el material, en sus componentes y en el propio sistema de ser posible. Esto es útil para caracterizar la resistencia, rigidez y la ductilidad de los materiales, miembros y conexiones. Los ensayos en el material permiten conocer el comportamiento no lineal para incluirlos en modelos estructurales y así evaluar el riesgo de colapso.

2.5.2 Caracterización del comportamiento

Consiste en el desarrollo de arquetipos que representen el comportamiento estructural del sistema propuesto, reconociendo que es prácticamente imposible cuantificar el desempeño de todas las posibles combinaciones. Para ello, es necesario primer identificar el alcance y rango de aplicación del sistema estructural y sus condiciones de borde. Consecuentemente, el reto de definir los arquetipos consiste en reducir la amplia gama de parámetros y atributos al menor número posible y a los más sencillos, sin dejar de representar las variaciones que se permitirían en las estructuras reales. Por lo tanto, a más de la categoría de diseño sísmico (SDC) se deben considerar las siguientes características:

- Altura del edificio
- Período fundamental
- Configuraciones estructurales
- Longitud de vanos
- Magnitud de cargas gravitacionales
- Conexiones

Los arquetipos se agrupan en grupos de desempeño (PG), que reflejan divisiones o cambios de comportamiento dentro del espacio de diseño del arquetipo.

2.5.3 Desarrollo de Modelos No Lineales

Los modelos no lineales deben incluir la simulación explícita de todos los mecanismos de degradación significativos, que podrían llevar al colapso estructural. Los componentes estructurales pueden ser idealizados mediante modelos fenomenológicos en dos dimensiones, y en algunos casos puede ser necesaria la generación de modelos tridimensionales basados en elementos finitos (FEM). Los modelos deben ser calibrados en base a resultados experimentales o evidencia científica del comportamiento de los materiales constitutivos, elementos, o del sistema completo.

Reconociendo que no siempre es posible simular todos los modos de colapso, la metodología permite evaluar estos modos de colapso no simulados a través de criterios de aceptación en función de ciertos límites de deformación o de fuerza.

2.5.4 Análisis No Lineal

La evaluación del colapso se evalúa a partir de análisis estáticos no lineales (NSP) y análisis dinámicos incrementales (IDA). Los NSP ayudan a validar el comportamiento de los modelos no lineales y proporcionan datos estadísticos de la sobre resistencia y ductilidad del sistema. Por otra parte, los IDA se utilizan para evaluar la capacidad media de colapso. Para ello, la metodología define un set de 22 movimientos del terreno obtenidos en campo lejano (>10km de la fuente).

Los registros sísmicos se escalan sistemáticamente para incrementar la intensidad sísmica hasta que se produce el colapso de la estructura. La capacidad media de colapso se establece como la intensidad sísmica a la que el 50% de los registros causan el colapso de la estructura. A partir de los resultados del IDA se puede definir la fragilidad al colapso mediante una función de densidad de probabilidad acumulada (CDF). La Figura 2-24 muestra las curvas obtenidas de un análisis dinámico incremental utilizando los 22 registros.

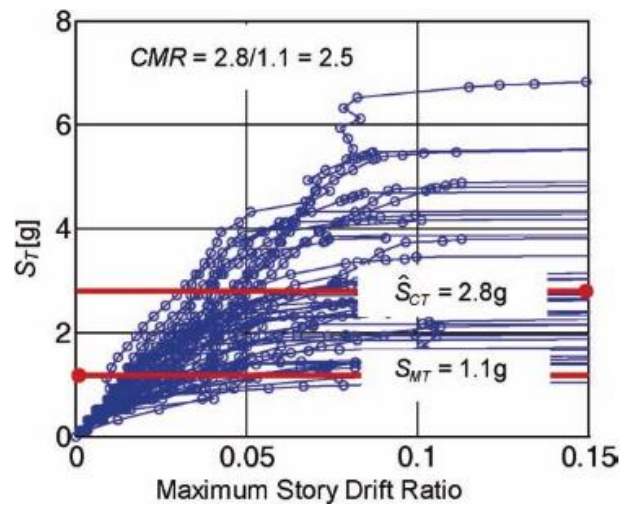


Figura 2-24 Análisis dinámico incremental [76].

2.5.5 Evaluación del desempeño

En la evaluación del desempeño se utilizan los resultados del NSP para determinar un valor apropiado para el factor de sobre resistencia del sistema Ω_0 , mientras que los resultados de los IDA para evaluar la aceptabilidad del factor de reducción de respuesta R . Los criterios de aceptación son función del índice de margen al colapso (CMR) que corresponde a la razón entre la intensidad sísmica que causa el colapso medio y la intensidad sísmica del MCE. CMR se ajusta tomando en cuenta las formas espectrales de los registros considerados y se compara con unos límites aceptables dependientes de incertidumbre y calidad de información con la que se cuenta.

El factor de amplificación de deflexiones C_d se deriva de R considerando la influencia del amortiguamiento efectivo.

Capítulo 3

3. Caracterización Alambres SMA CuAlBe

3.1 Generalidades

El material con el que se cuenta fue provisto por el profesor Yung Feng Zhang de la Universidad de Maryland [7], que consiste en alambre trefilado de 1.4mm de diámetro de aleación 87.68% wt.Cu – 11.7% wt.Al – 0.62% wt.Be declarada por el fabricante francés Trefimetaux y de estructura policristalina. Las temperaturas de transformación de la fase austenítica reportadas por el fabricante corresponden a $A_s = -105^\circ\text{C}$, $A_f = -65^\circ\text{C}$, de lo que se infiere que la superelasticidad se puede alcanzar a temperatura ambiente (ver Figura 2-1).



Figura 3-1. Alambre de 1.4mm de SMA de CuAlBe

3.2 Tratamiento térmico

El tratamiento térmico consistió en el cocido del material a una temperatura de 750°C durante tiempos específicos y el posterior templado en agua a temperatura ambiente ($\sim 20^\circ\text{C}$) durante aproximadamente 10s, descartando un posterior proceso de recocido [7], [16], [77]. En un inicio, se planificó emplear tiempos de 20 y 30 minutos. No obstante, luego de obtener los primeros resultados de los ensayos de tracción se optó por ampliar el rango de temperaturas, habiéndose aplicado los siguientes tratamientos:

- A: 20min @ 750°C
- B: 25min @ 750°C
- C: 30min @ 750°C
- D: 35min @ 750°C

Se trataron un total de 56 muestras de 80mm de largo. El proceso se lo realizó usando un horno tubular de alta temperatura Nabertherm RHTH 120-600/16 con capacidad hasta 1600°C en los laboratorios del Departamento de Ingeniería Química, Biotecnología y Materiales (DIQBM) de la Universidad de Chile. La Figura 3-2 muestra el proceso.



Figura 3-2. Tratamiento térmico aplicado

3.3 Composición química de la aleación

El análisis de la composición química se lo realizó con el fin de verificar los porcentajes en peso declarados y de detectar impurezas presentes que pudiesen reaccionar durante el tratamiento térmico y afectar la calidad del material. Para esto se utilizó un microscopio electrónico de barrido (SEM) marca Phenom Pro que además tiene incorporado un detector de energía dispersiva de rayos X (EDX) propiedad del DIQBM. El proceso consiste en impactar una pequeña muestra del alambre con un haz de electrones de alta energía, que en consecuencia genera electrones secundarios y

retrodispersados que son detectados por sensores que los convierten en una señal digital interpretada como intensidad de color y así se elabora una imagen de la muestra [78]. Por otra parte, la EDX radica en que, al ser excitada la muestra con el haz de electrones esta disipa parte de la energía expulsando un electrón del núcleo, por lo que un electrón de la capa exterior de mayor energía ocupa su posición. Esta diferencia de energía es liberada a manera de rayo X que tiene un espectro característico basado en su átomo de origen, por lo que los picos en el espectro identifican al elemento y la intensidad de la señal a la concentración del elemento [79].

Se analizaron 5 grupos de muestras de alambre de 3mm, la que corresponden a los 4 tratamientos A, B, C, D y una al material sin tratar ST. Las muestras son colocadas directamente sobre el porta muestras de manera que el eje longitudinal quede perpendicular al haz de electrones que tiene capacidad de penetración en un rango de 10 – 50 μ m. En las probetas se observan pequeñas porosidades de diámetro menor a 3 μ m que pueden deberse al proceso de fabricación de la aleación y trefilado posterior (ver Figura 3-3).

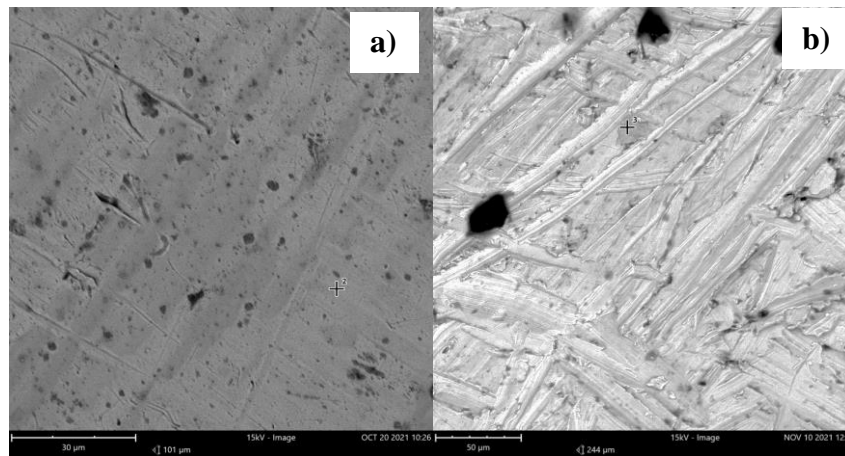


Figura 3-3. Imágenes SEM-EDX de alambres SMA de CuAlBe a) ST b) A

Es importante mencionar que, el berilio no fue posible detectarlo pues al tener núcleos tan pequeños no refleja la radiación de los rayos X, e incluso el Be es utilizado a manera de filtro del tubo de vacío de los microscopios de barrido como el empleado en esta investigación. La espectroscopía de la muestra sin tratar ST indica la presencia de oxígeno en un pequeño porcentaje además de los elementos principales Cu, Al, debido al proceso de oxidación en el tiempo, razón por la cual se monitorean las muestras tratadas para observar si éste reacciona durante el tratamiento térmico. La Tabla 3-1 muestra los porcentajes elementales en peso.

Tabla 3-1. Porcentajes elementales en peso de la aleación CuAlBe

Muestra	Cu [%wt.]	Al [%wt.]	Be [%wt.]	O [%wt.]
Reporte Fabricante	87.68	11.70	0.62	0.00
ST	87.54	11.14	NI*	1.31
A	87.15	11.90	NI*	0.95
B	87.99	11.28	NI*	0.73
C	87.41	11.75	NI*	0.84
D	86.71	12.47	NI*	0.82

*NI = no es posible identificarlo

Al analizar las muestras tratadas se observa que las proporciones de los metales principales se mantienen, al igual que el oxígeno cuya proporción es relativamente baja. De esto se infiere que la capa de óxido es superficial y no refleja que el material se oxide durante el tratamiento por lo cual no se considera necesario tratar las probetas en una atmósfera controlada. La Figura 3-4 muestra el espectro elemental de la aleación para las muestras tratadas.

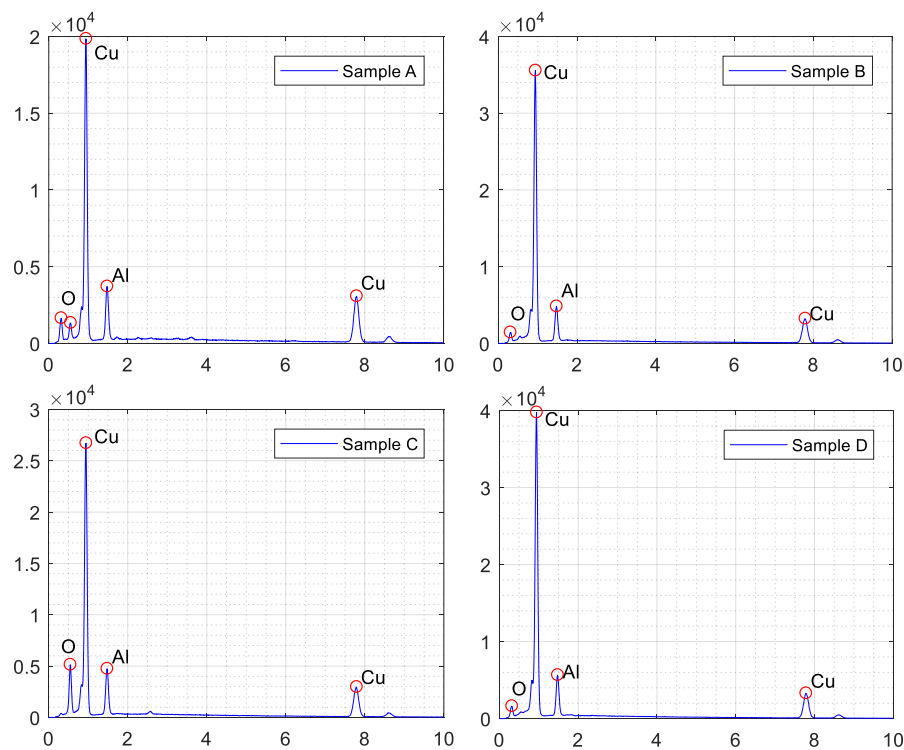


Figura 3-4. Espectro EDX de las muestras analizadas

3.4 Análisis Metalográfico

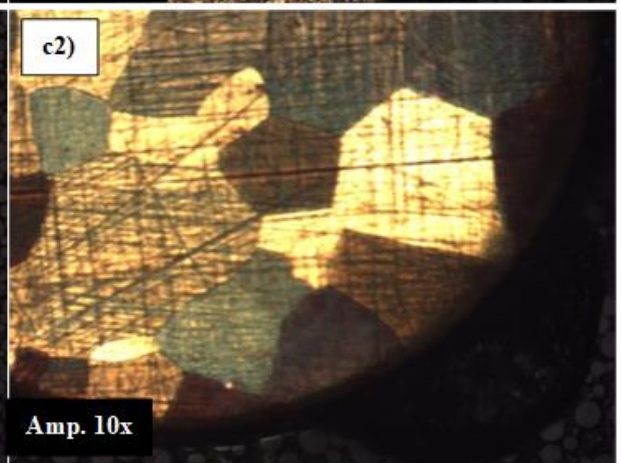
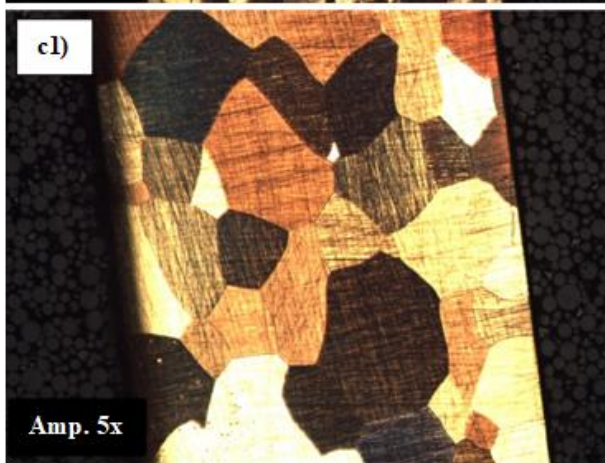
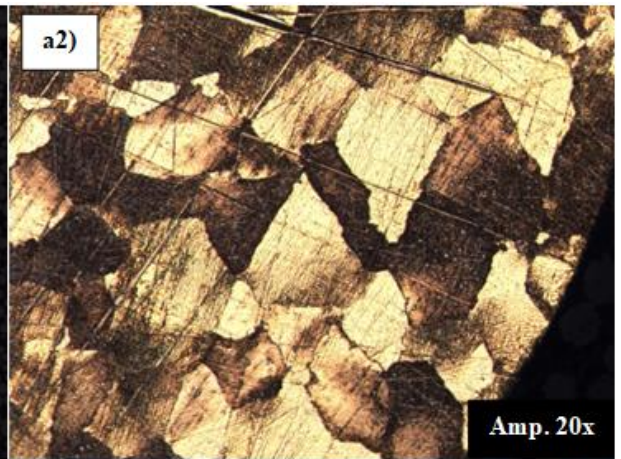
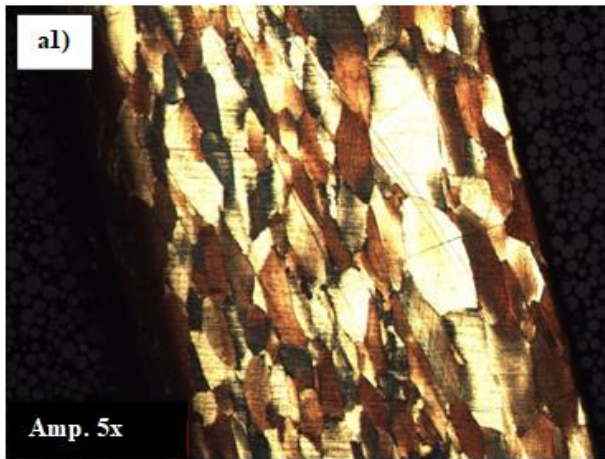
El análisis metalográfico se lo realizó en los laboratorios del DIQBM. Debido a su tamaño (~10mm) las muestras de alambre se embutieron en bakelita transparente y se las dejó endurecer durante 48h. Posteriormente, se procedió a lijarlas con lijas al agua No. 150, 320, 600, 1500 y 2500 de manera de dejar en lo posible una superficie lisa. Durante el proceso las muestras fueron rotadas a 90° cada vez para contrarrestar las líneas en dirección perpendicular. A continuación, se procedió a pulir las muestras con paños de alúmina de 0.3 μ m 0.04 μ m disuelta en agua hasta lograr un acabado espejo. Por cada tratamiento se prepararon dos muestras: una en sentido longitudinal y una en sentido transversal, obteniéndose un total de 10 muestras. En la Figura 3-5 se observa el proceso de pulido de las muestras.



Figura 3-5. Muestras pulidas para el análisis metalográfico

El ataque químico empleado para delinear los granos del material y que sean fácilmente visibles consistió en una solución de 25ml de alcohol etílico al 70%, 7ml de ácido clorhídrico y 2.5g de cloruro férrico al 0.37. Las muestras fueron sumergidas en la solución durante 2s y se neutralizó el ataque con abundante agua destilada y alcohol para eliminar los residuos del agua. Finalmente, las muestras fueron secadas con aire caliente durante 45s y analizadas en un microscopio electrónico. En la medición del tamaño de grano se empleó el método de la línea intersecada según la norma ASTM E112 [80], habiéndose tomado al menos 10 mediciones de cada muestra.

En la Figura 3-6(a – e) se observa la microestructura de las muestras según cada tratamiento térmico aplicado; las imágenes marcadas con el literal 1) corresponden a la sección longitudinal mientras que el 2) corresponde a la sección transversal del alambre.



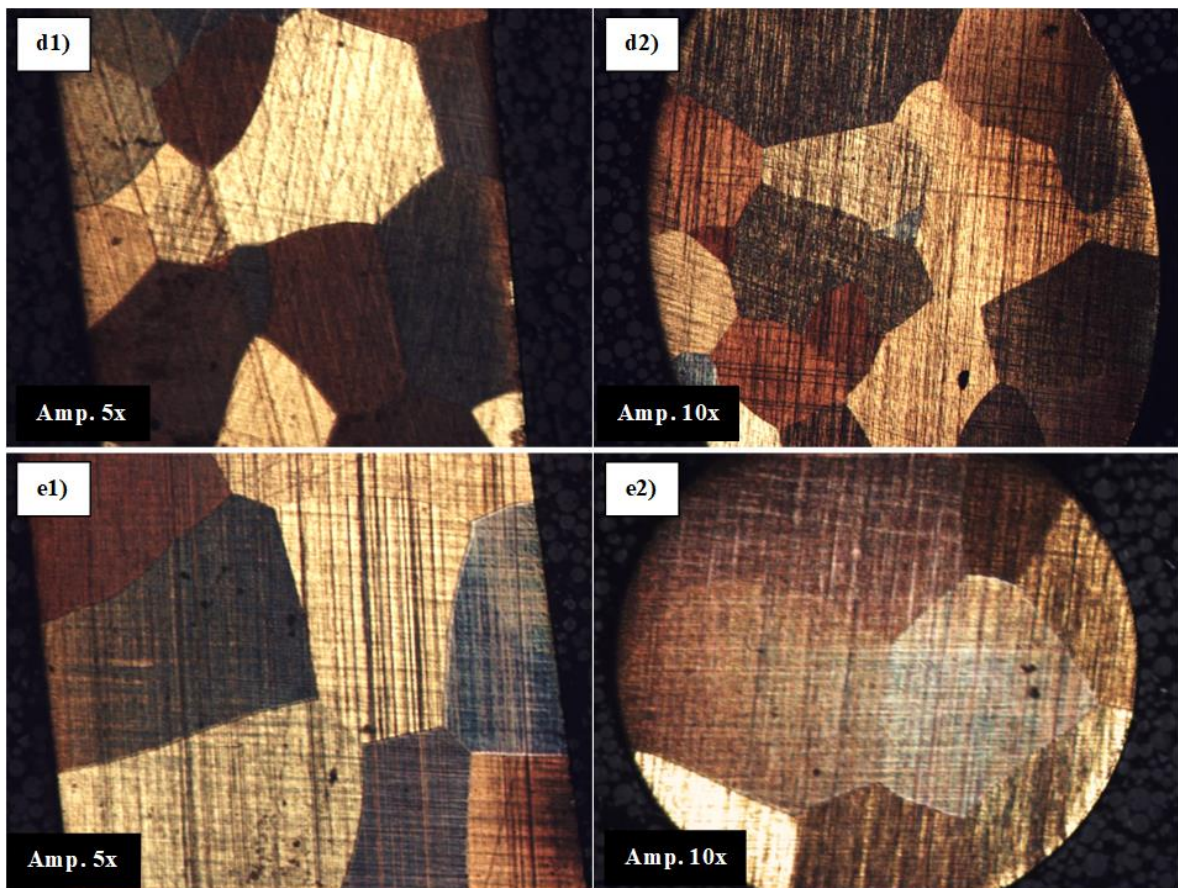


Figura 3-6. Metalografía a) ST b) A c) B d) C e) D; 1) longitudinal 2) transversal

La Figura 3-6a correspondiente al material no tratado, muestra granos irregulares alargados en sentido longitudinal con una relación largo/ancho aproximadamente de 3, lo cual se debe al proceso de trefilado del alambre. El material original presenta un tamaño de grano medio de $74\mu\text{m}$. Al tratar la muestra a 750°C durante 20min (Figura 3-6b) el grano crece ligeramente a un tamaño medio $84\mu\text{m}$ y aún se observa la predominancia del grano a mostrarse alargado, de lo que se infiere que el tiempo de tratado no es suficiente para influir significativamente en la microestructura del material. No obstante, al aumentar el tiempo de tratado a 25min (Figura 3-6c) el grano aumenta su tamaño considerablemente a $216\mu\text{m}$ además de observarse granos más uniformes con dimensiones similares en sentido longitudinal y transversal. La tendencia de crecimiento del grano se mantiene lineal, obteniéndose tamaños de grano de $319\mu\text{m}$ (Figura 3-6d) y $463\mu\text{m}$ (Figura 3-6e) para tiempos de 30min y 35min respectivamente. La Figura 3-7 muestra la tendencia observada.

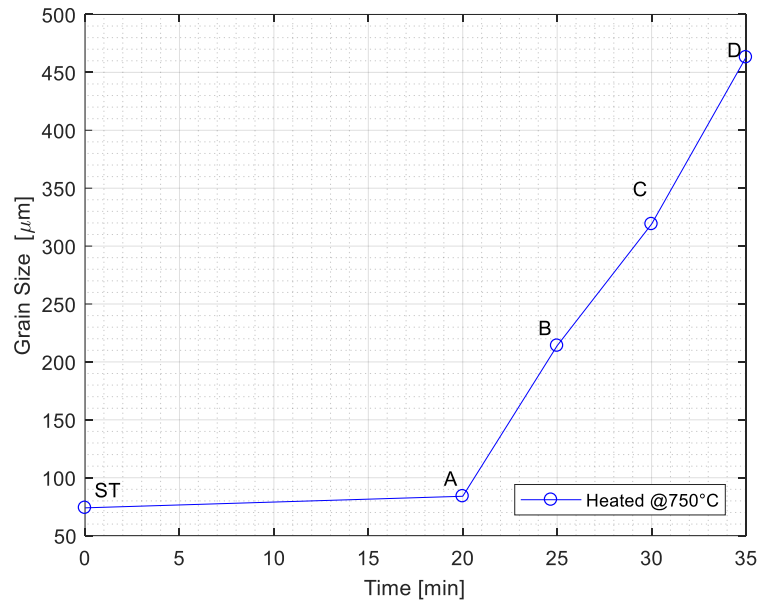


Figura 3-7. Influencia del tiempo de tratamiento térmico a 750°C en el tamaño de grano.

3.5 Ensayos de Tracción

3.5.1 Montaje Experimental

Los ensayos de tracción se realizaron en el Laboratorio de Dinámica de Estructuras del Departamento de Ingeniería Civil de la Universidad de Chile.

El equipo utilizado corresponde a una máquina de sistema electromecánico inicialmente construida para el ensayo de gomas a corte directo [81] y posteriormente modificada para el ensayo a tracción de alambres. La máquina está alimentada por una fuente DC de voltaje variable que impulsa un motor conectado a un sistema de dos discos excéntricos que, al rotar, desplazan mueven un carro deslizante hacia atrás y hacia adelante generando un movimiento oscilatorio a una determinada frecuencia que puede ajustarse entre 0.5Hz – 2Hz. El carro deslizante, está conectado a un terminal con una mordaza que sujeta uno de los extremos del alambre, mientras que el otro extremo está sujeto a una mordaza fija, lo cual permite el ensayo cíclico.

Parte del estudio contempla la caracterización de la respuesta cíclica del alambre a distintas temperaturas, por lo cual se contó con una cámara térmica provista de celdas termoeléctricas tipo Peltier de 80W, que enfrían o calientan la cámara por inversión de la polaridad de la corriente. Un sistema de ventiladores distribuye el aire dentro de la cámara la cual está recubierta de espuma de poliestireno para mantener la temperatura. Para apresurar el proceso y garantizar temperaturas bajo

0°C, se utilizó hielo seco distribuido dentro de la cámara. La Figura 3-8 muestra un esquema general del experimento.

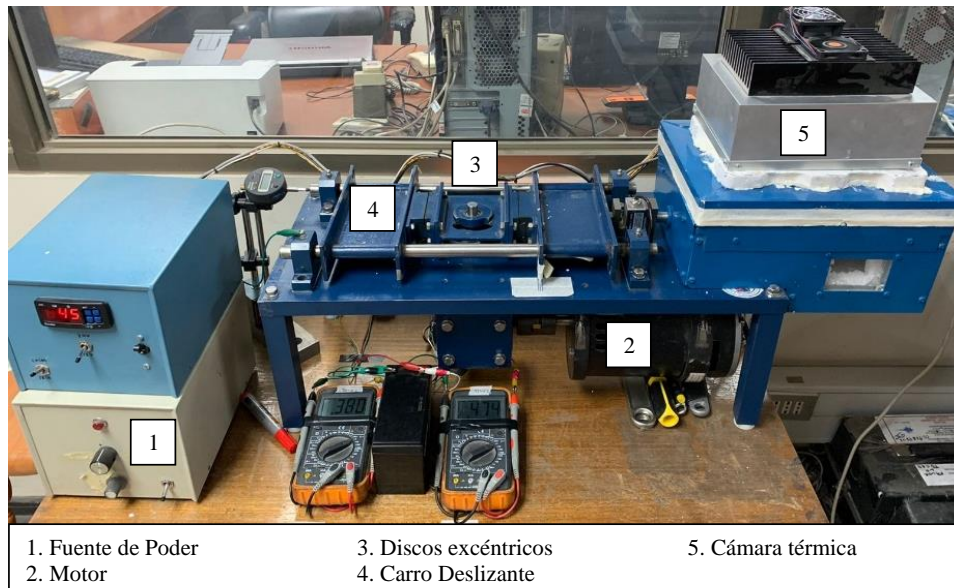


Figura 3-8. Montaje experimental del ensayo a tracción de alambres de SMA de CuAlBe .

Los discos excéntricos cuentan con un conjunto de perforaciones en su periferia diseñadas de manera que al alinear una de ellas en el disco superior e inferior, la carrera del carro deslizante se modifica, con lo que es posible ensayar a varias deformaciones. La Figura 3-9 ilustra el sistema.

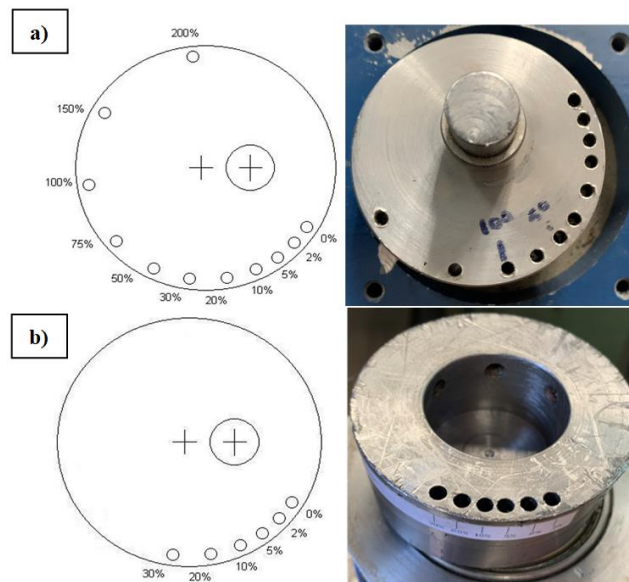


Figura 3-9. Montaje experimental del ensayo a tracción de alambres de SMA de CuAlBe.

Previo a realizar los ensayos, se definió un set de amplitudes de desplazamiento mediante la combinación de las perforaciones en ambos discos. Para esto, se midió la carrera máxima para cada combinación mediante un dial digital ubicado en el extremo de uno de los ejes del carro deslizante. La Tabla 3-2 muestra las combinaciones utilizadas en el presente estudio, con sus correspondientes amplitudes. Además, se ha calculado la deformación para probetas de 58mm medidas entre los extremos de las mordazas.

Tabla 3-2. Combinaciones de discos y amplitudes de deformación utilizadas.

Disco Superior	Disco Inferior	Lo probeta [mm]	Carrera [mm]	Deformación [%]
10%	10%	58	0.98	1.69%
2%	5%	58	1.45	2.50%
0%	2%	58	1.77	3.05%
2%	0%	58	2.08	3.59%
20%	20%	58	2.19	3.78%
5%	20%	58	2.77	4.78%
2%	10%	58	3.15	5.43%
0%	5%	58	3.7	6.38%
5%	0%	58	4.3	7.41%
2%	20%	55	5.03	9.15%
30%	0%	58	12.25	21.12%

El sistema de sujeción de las probetas consiste en dos mordazas de tracción con agarre lateral. Las mordazas aprietan lateralmente al alambre de manera que no se aplica pretensión alguna previo a realizar el ensayo, por lo que se reduce la incertidumbre en el esfuerzo y deformación inicial a causa de una posible pretensión inicial.

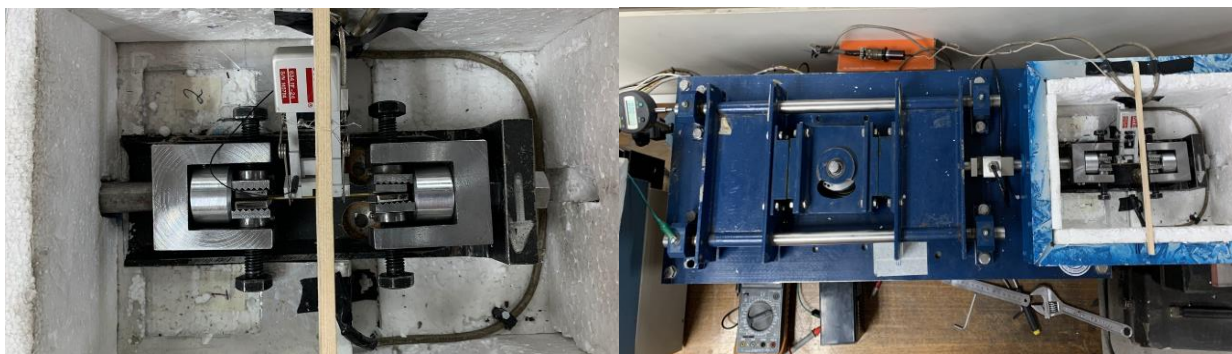


Figura 3-10. Sistema de sujeción de los alambres

3.5.2 Medición y adquisición de datos

En la medición de la deformación se contó con un extensómetro MTS de 25mm colocado directamente sobre la probeta; esta información se complementó con la obtenida del dial digital ubicado en uno de los extremos de la máquina. La carga se midió mediante una celda de carga tipo Z Revere Transducers de 2000lb (~8.9kN) de capacidad máxima. La temperatura se controló mediante una termocupla ubicada en la cercanía de las celdas termoeléctricas, y con dos termoresistores LM35DZ ubicados dentro de la cámara en la cercanía de la probeta (ver Figura 3-11).



Figura 3-11. Instrumentación: **a)** Celda de carga **b)** Dial digital **c)** Termoresistores LM35DZ **d)** Extensómetro

Para el registro de datos tanto el extensómetro como la celda de carga se conectaron a un acondicionador de señal y a una tarjeta de adquisición de datos de 16bit National Instruments la cual envía la información a un computador provisto del software LabView. La frecuencia de muestreo se estableció en 200Hz. La lectura de la temperatura se la realizó mediante multímetros digitales energizados con una batería de 12V conectados a los termoresistores LM35DZ, con lo cual se evita el problema de acoplamiento de señal que puede existir al conectar estos sensores al acondicionador de señal. Además, la duración de cada ensayo es relativamente corta por lo que la temperatura se mantiene constante y se elimina la necesidad de registrarla en cada instante de tiempo durante el ensayo.

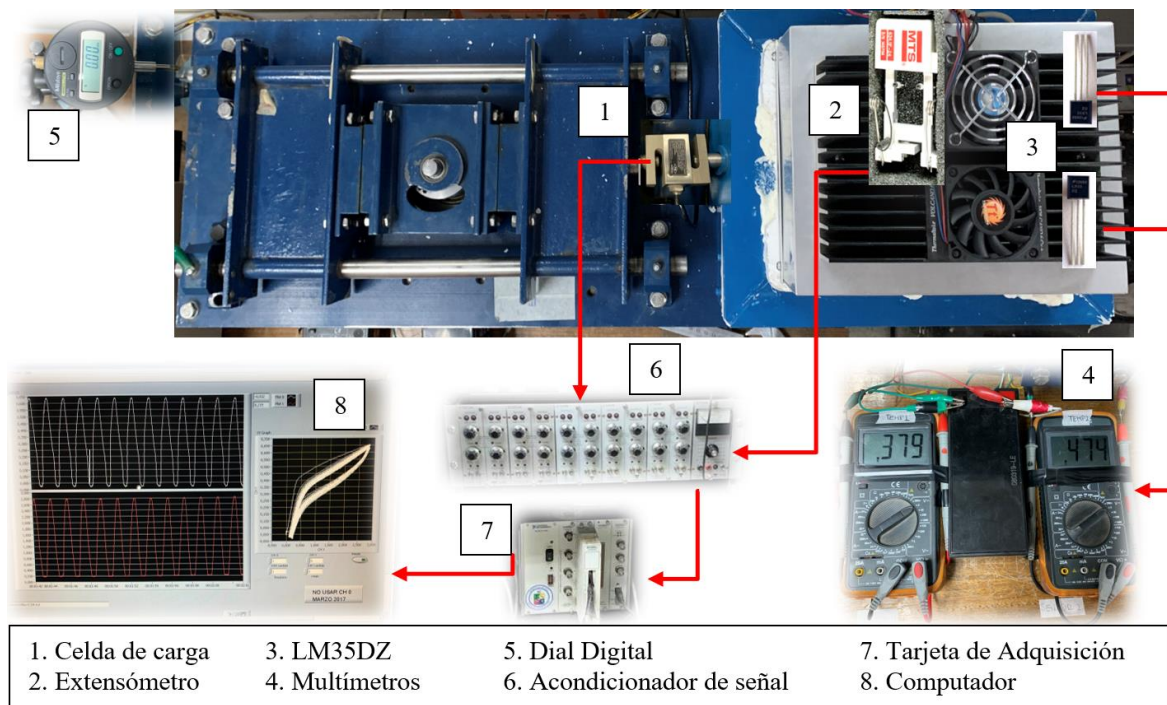


Figura 3-12. Sistema de medición y adquisición de datos.

3.5.3 Calibración de sensores

- Extensómetro

La calibración de los sensores contempla determinar los factores para transformar la respuesta de voltaje de los sensores en las unidades correspondientes al parámetro medido. Para la calibración del extensómetro se contó con 4 piezas de dimensión conocida que fueron medidas con el sensor. Las medidas de voltaje se asociaron con su dimensión en milímetros y se realizó un ajuste lineal a la dispersión, obteniéndose la ecuación respectiva con $R^2 = 0.999$. La Figura 3-13 muestra la curva de calibración para el extensómetro.

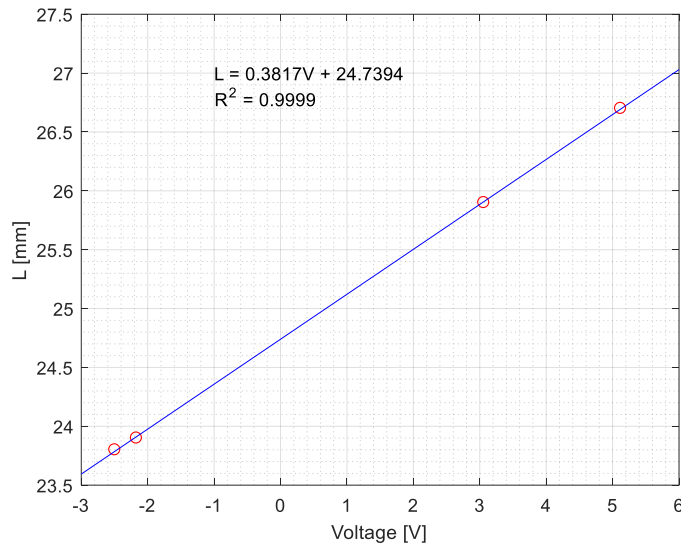


Figura 3-13. Curva de calibración del extensómetro

En consecuencia, se determinó el calibre inicial del extensómetro de 24.7394mm similar a los 25mm definidos por el fabricante. De esta forma, cada medida de voltaje corresponde a longitud inicial más un diferencial de longitud, por lo que para estimar la deformación se emplea la expresión:

$$\epsilon = \frac{L - L_0}{L_0} \quad 3-1)$$

- Celda de Carga

En cuanto a la celda de carga, esta tiene una capacidad de 2000lb excitada con un voltaje de 10V y una sensibilidad de 2.997mV/V; lo cual proporciona una ganancia teórica de 333.67B. Con esto, en el acondicionador de señal se ajustó una ganancia lo más aproximada a la teórica de 332B, lo que induce a que cuando la celda alcance su capacidad máxima de 2000lb se refleje una lectura de 9.950V. A partir de estos cálculos se determina la ecuación de transformación de unidades de fuerza:

$$F [N] = 896.30 \cdot V \quad 3-2)$$

- Termoresistores

Al estar situada cerca de las celdas termoeléctricas, la termocupla refleja la temperatura de éstas mas no la media de la cámara térmica. Además, los ventiladores que distribuyen el aire dentro

de la cámara inducen a que exista un diferencial de temperatura entre las celdas Peltier y la probeta de alambre que se sitúa a unos 20cm por debajo. Por esta razón, se realizó una serie de lecturas de los termoresistores – situados en las inmediaciones del alambre – para comprar con las lecturas de la termocupla, y definir las temperaturas que se deben ajustar en las celdas para obtener las deseadas en la cámara. Los resultados se reflejan en la Tabla 3-3 para las tres temperaturas de ensayo.

Tabla 3-3. Calibración de la temperatura de ensayo

Requerida	Termocupla	LM35 1	LM 35 2	Media Cámara
0°C	-5°C	0.1°C	0.3°C	0.2°C
23°C	23°C	22.5°C	23.1°C	22.8°C
40°C	45°C	40.1°C	40.6°C	40.4°C

3.5.4 Protocolo de ensayo

A continuación, se describe de manera general el protocolo empleado para cada ensayo a tracción: cíclico y monotónico. En total se realizaron 76 ensayos en los que se emplearon 56 probetas de alambre de SMA de CuAlBe, de largo total 80mm y largo efectivo entre mordazas de 58mm.

1. En primer lugar, se alinean las perforaciones en los discos excéntricos de acuerdo con la carrera máxima requerida.
2. En vista de que se desea que durante todo el ensayo la probeta se mantenga en tracción, se procede a desplazar el carro girando manualmente el rotor del motor de manera que la mordaza móvil se encuentre a la mínima distancia de la mordaza fija. Esto se verifica con las lecturas entregadas por el dial digital. Una vez alcanzado este punto se encera el dial.
3. Con una lija al agua fina No. 600 se reduce levemente la sección central de la probeta en todo su perímetro, con el propósito de generar un punto débil e inducir a la falla. Posteriormente, con un pie de metro se mide el diámetro de la sección reducida, cuya máxima reducción fue de 0.1mm.
4. Se monta la probeta en la mordaza móvil, tomando en cuenta el número de vueltas que se le da al perno de ajuste.
5. Ajustar la probeta en la mordaza fija cuidando que esta quede totalmente horizontal y con una mínima pretensión. Al perno de ajuste se le aplica el mismo número de vueltas que para la mordaza móvil. Inmediatamente, se toma el largo efectivo entre las mordazas que oscila en torno a los 58mm.
6. Se procede a montar el extensómetro verificando que la sección reducida se encuentre en lo posible en el centro del extensómetro, y se quita el seguro.

7. A continuación, se cierra la cámara térmica, se ajusta la temperatura de acuerdo con lo requerido (0°C, 23°C, 40°C), y se da inicio al sistema de adquisición de datos. Paralelamente se balancean tanto la celda de carga como el extensómetro.
8. Una vez que la cámara alcance la temperatura media esperada al comprobar la lectura en los multímetros, se vuelve a balancear la celda de carga y el extensómetro. Las lecturas iniciales de ambos instrumentos sirven para verificar los esfuerzos iniciales de la probeta debido al cambio de temperatura. Se da inicio al ensayo de interés.

Monotónico

9. El proceso se lo realiza de forma manual girando el eje del motor lentamente a una velocidad constante hasta que la probeta se fracture. Se verificó que el cambio brusco de voltaje que se da cuando la probeta se fractura, no supere la máxima capacidad del extensómetro, evitando cualquier daño en el sensor.
10. Finalmente se retiran las dos porciones del alambre fracturado de las mordazas y se juntan para medir la longitud final. Las probetas ensayadas se etiquetan y se almacenan.

Cíclico

9. Se establece la frecuencia de ensayo ajustando la perilla de la fuente DC de voltaje variable. Cabe mencionar que todos los ensayos cíclicos se realizaron a una frecuencia constante de 0.60Hz.
10. Se procede a activar la máquina.
 - a. En el caso de los ensayos de fatiga de bajos ciclos a deformación constante, el ensayo termina una vez que la probeta se fractura, lo cual se verifica visualmente a través de la ventana de la cámara térmica, y en el programa de adquisición de datos en tiempo real.
 - b. En el caso de los ensayos de amplitud variable, la máquina y la cámara térmica se apagan una vez que se alcanza el número de ciclos a determinada deformación. El último ciclo se lo realiza de manera manual hasta que la distancia entre las mordazas sea la mínima (inicial) y se procede a desajustar la probeta. Se cambia la amplitud de deformación con una nueva combinación de los discos y se vuelve a ensayar la misma probeta empezando desde el paso 1.

3.5.5 Influencia del tiempo de tratamiento

En esta sección se analizan los resultados de la comparación de los ensayos cíclicos de las probetas sometidas a los distintos tratamientos térmicos. Todos los ensayos se realizaron a una temperatura ambiente de 23°C a una frecuencia de 0.60Hz hasta la fractura de la probeta. Para fines comparativos se analiza la respuesta cíclica a: una deformación objetivo del 3% (Figura 3-14), y a la deformación correspondiente al límite en el que el material mantiene sus condiciones de superelasticidad (Figura 3-15).

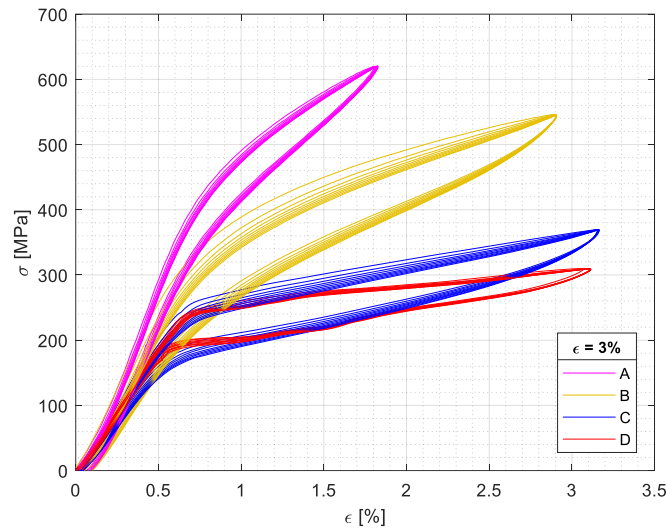


Figura 3-14. Respuesta cíclica a una deformación del 3%.

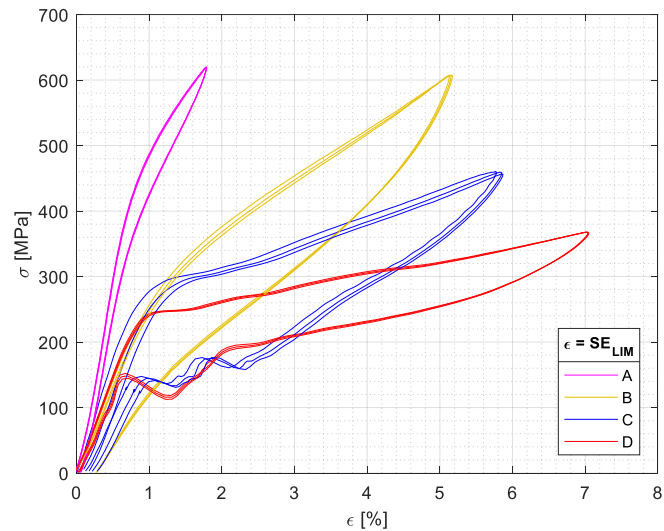


Figura 3-15. Respuesta cíclica a una deformación en el límite superelástico.

En primer lugar, se observa que con los 4 tratamientos térmicos la deformación residual es mínima, es decir, el material desarrolla superelasticidad a temperatura ambiente (23°C). Sin embargo, con el tratamiento térmico A no se alcanza la primera deformación objetivo del 3%, ni tampoco una histéresis bandreada definida, y más bien se asemeja a un comportamiento elástico. Esto corrobora el hecho de que el tratamiento durante 20min no modifica de manera significativa la microestructura del material – mostrado previamente en la metalografía – lo que implica que no se desarrolle capacidad superelástica considerable.

Además, se observa también que el esfuerzo de transformación σ_{Ms} decrece con el tiempo de tratamiento, que es consistente con el hecho de que se desarrolla mayor resistencia mientras más pequeño es el grano.

Por otro lado, el calor hace que disminuya la rigidez del material, por lo que mayor tiempo de tratamiento induce a un decrecimiento en la pendiente de transformación y a un aumento significativo en la capacidad de deformación, con lo que la histéresis tiende inclinarse hacia la horizontal. Las deformaciones en el límite superelástico para los tratamientos térmicos se expresan en la Tabla 3-4.

Tabla 3-4. Deformaciones en el límite superelástico

Tratamiento	Límite Superelástico
A	2%
B	5.5%
C	6.5%
D	7.0%

Lo anteriormente descrito es consistente con el hecho de que los materiales monocristalinos son menos resistentes, pero tienen mayor capacidad de deformación que los materiales policristalinos [82]. Esto es análogo entre las probetas D que en ciertos sectores su sección transversal se compone de uno o dos cristales, y el lote A que se compone de múltiples cristales.

Es notable, que a medida que aumenta el tiempo de tratamiento el esfuerzo en el final de la transformación inversa σ_{As} es cada vez mayor, lo que induce a que se presente una histéresis más bandreada. A priori, esto podría ser beneficioso pues se esperaría una menor deformación residual, pero por otro lado al reducirse la amplitud en el ciclo se pierde capacidad de disipación de energía. Estos dos parámetros se estudian a profundidad más adelante en el documento.

Además, se observa que cuando el material completa su fase martensítica (límite superelástico) y luego se descarga, existe fluctuación en el esfuerzo en el punto en el que se

completa la transformación inversa (martensita – austenita). Esto se debe al incremento abrupto de rigidez que el material experimenta a causa de la reconfiguración cristalina correspondiente a la transformación entre fases.

- Efecto del primer ciclo

Previo a adquirir sus condiciones de superelasticidad, en el primer ciclo de histéresis, el material responde con propiedades mecánicas distintas al resto de ciclos. Por lo general, este ciclo es más amplio alcanzando esfuerzos mayores y describiendo una envolvente, que implica que la deformación residual sea considerablemente mayor. Para el resto de los ciclos, las propiedades son similares entre sí. En la Figura 3-16 se compara el primer ciclo para deformaciones del 3% y 5.5% con el fin de tener las mismas condiciones en cuanto a deformación máxima y tasa de deformación. Se descarta el tratamiento A debido a que no alcanza ninguna de estas deformaciones.

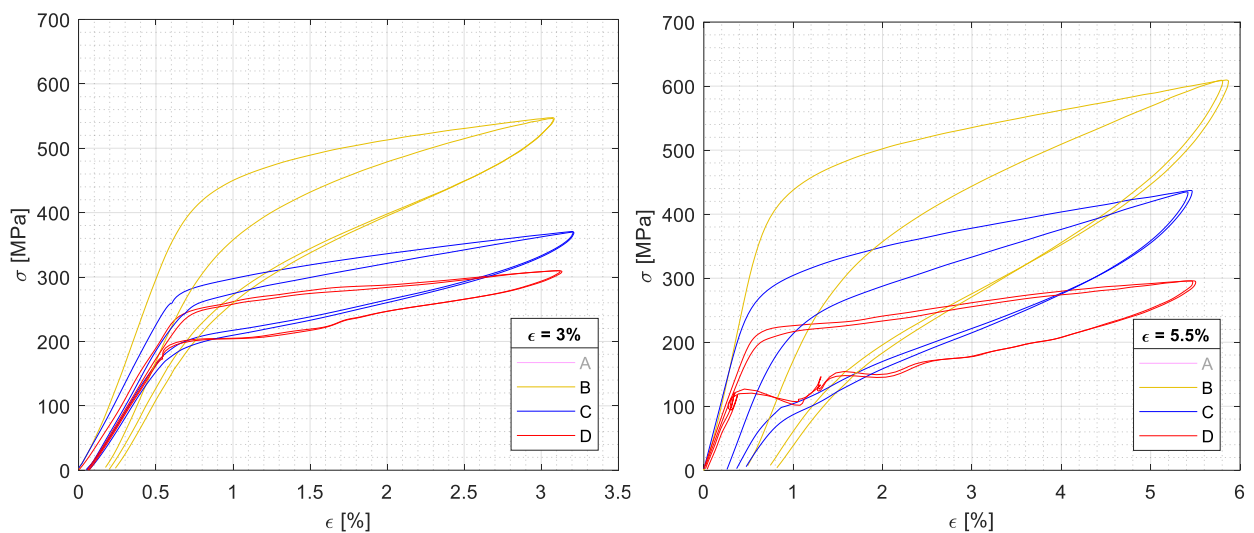


Figura 3-16. Efecto del primer ciclo a distintas deformaciones

En primera instancia se aprecia que, aunque para todos los casos el σ_{Ms} decrece notoriamente entre el primer y segundo ciclo, el esfuerzo del fin de la transformación σ_{Mf} permanece cuasi constante, por lo cual la pendiente de transformación es la que debe acrecentarse para orientar la histéresis a alcanzar el mismo esfuerzo máximo.

Asimismo, se observa que el efecto del primer ciclo es mucho más notorio en el lote B (menor tamaño de grano), puesto que existe una degradación considerable del segundo ciclo respecto al primero. En el caso de los lotes C y D el fenómeno es menos apreciable, disminuyendo a medida que el tamaño de grano es mayor.

En este contexto, la diferencia entre propiedades del primer y segundo ciclo crece mientras mayor deformación se alcanza en el primer ciclo, lo que se refleja en la deformación residual. Sin embargo, la diferencia es menos significativa mientras mayor es el tamaño de grano, lo cual se muestra en la Figura 3-17.

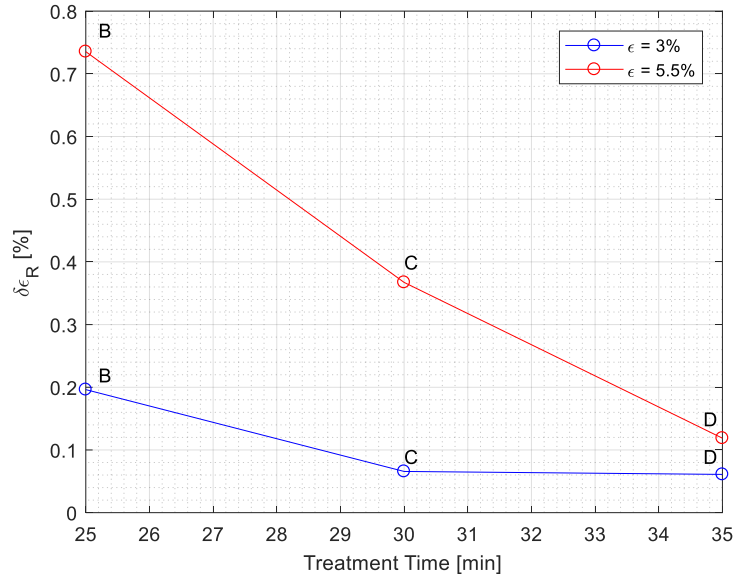


Figura 3-17. Deformación residual en el primer ciclo.

- Deformación Residual

Una de las propiedades más relevantes de las SMA es la capacidad de autocentrado, la cual está relacionada directamente con la deformación remanente $\delta\epsilon_R$ al final de cada ciclo. Por lo tanto, se analiza la evolución de $\delta\epsilon_R$ de los ensayos realizados a amplitud constante a deformaciones del 3% y 5.5% mostrado en la Figura 3-18. Al igual que en el caso anterior se descarta el lote A que no llegó a estas deformaciones.

Se corrobora que $\delta\epsilon_R$ es mayor no solo en el primer ciclo sino en todos en los que se llega a una deformación del 5.5% en comparación con el 3% de deformación, por lo que se reconoce que es proporcional a la deformación máxima independientemente del tamaño de grano. No obstante, para un mismo nivel de deformación se obtienen mejores resultados con mayor tiempo de tratamiento.

Adicionalmente, se observa que $\delta\epsilon_R$ decae rápidamente, e incluso luego de un cierto número de ciclos permanece prácticamente constante y con valores cercanos a 0 en el caso de los

lotes C y D. Esto sin duda es un indicador de que con estos tratamientos se obtiene una capacidad de autocentrado casi perfecta y que el material adquiere esta propiedad con rapidez.

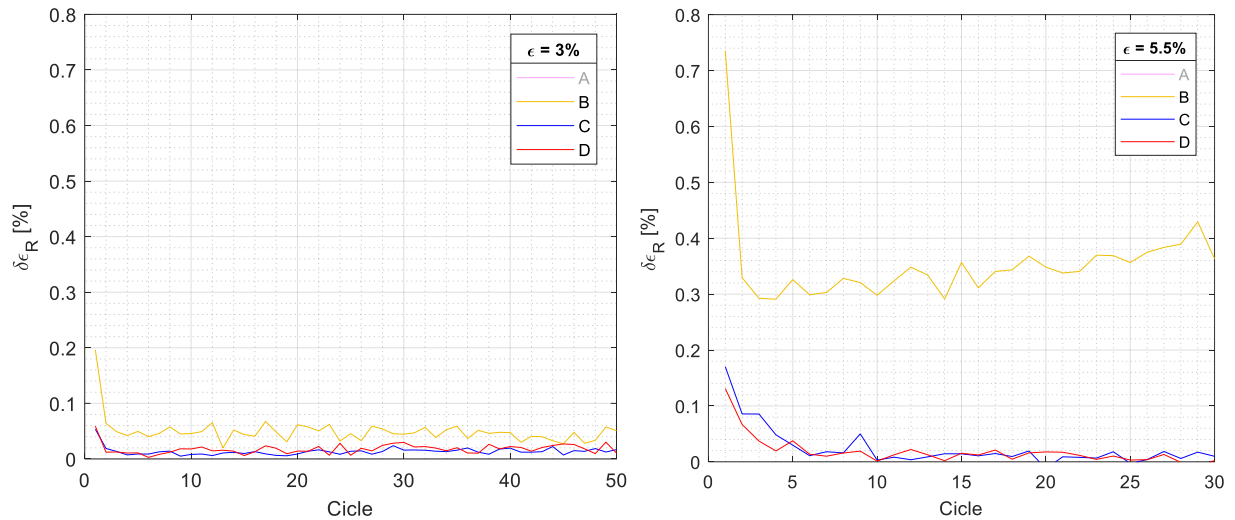


Figura 3-18. Evolución de la deformación residual en cada ciclo.

- Módulo Elástico

El módulo elástico de la fase austenítica E_A en cada ciclo, se determina a partir de una regresión lineal de la fracción elástica de la curva, previo a alcanzar el esfuerzo de transformación σ_{Ms} . En la regresión se verifica que el coeficiente de determinación sea lo más aproximado a 1. En el primer ciclo el módulo elástico es similar para ambas amplitudes de deformación máxima, marcándose una ligera diferencia debido a que la tasa de deformación es diferente: $0.018s^{-1}$ para $\epsilon = 0.003$, y $0.033s^{-1}$ para $\epsilon = 0.0055$; tomando menores valores a mayor velocidad de deformación. La Tabla 3-5 muestra los resultados.

Tabla 3-5. Módulo Austenítico para el 1er ciclo

Tratamiento	EA [MPa]	EA [MPa]
	$\dot{\epsilon} = 0.018s^{-1}$	$\dot{\epsilon} = 0.033s^{-1}$
B	52560	50140
C	43920	39800
D	38060	36760

Estos datos y la Figura 3-19 confirman a mayor tamaño de grano el material pierde rigidez por lo que su módulo elástico austenítico es menor.

Por otro lado, a medida que la probeta se cicla, el módulo elástico decrece reflejando la degradación del material, que, al principio es violenta (efecto del primer ciclo) pero después de algunos ciclos tiende a estabilizarse. Se observa que la tasa de degradación por ciclo de E_A es mayor en el lote B, llegando a tal punto que para grandes deformaciones toma valores menores que las probetas C y D de menor rigidez. Para los tratamientos C y D el nivel de degradación es similar.

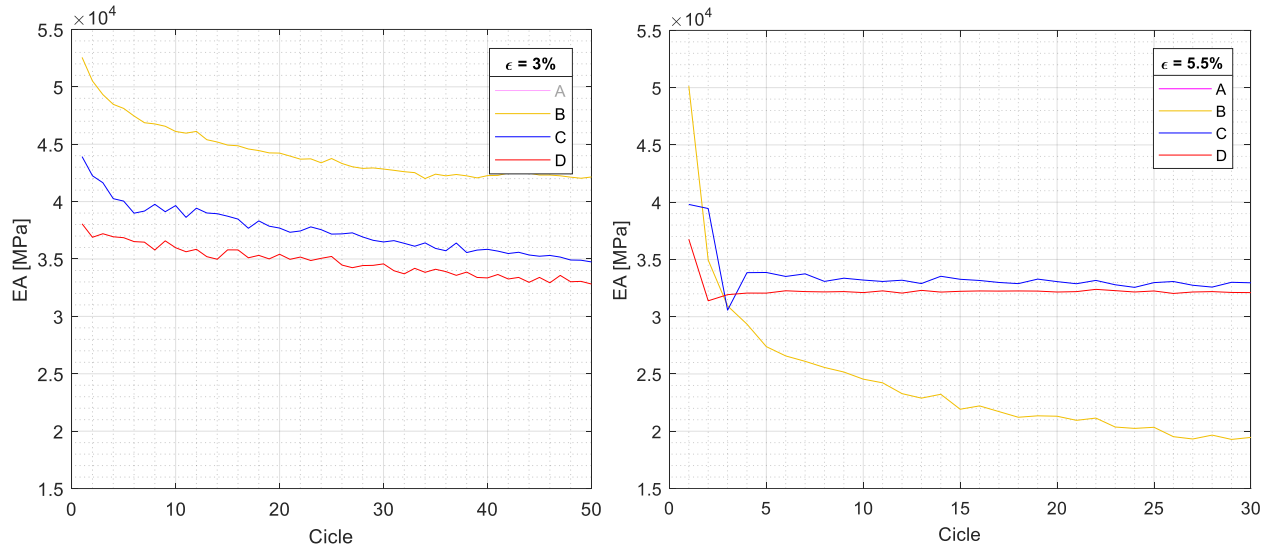


Figura 3-19. Rigidez elástica en cada ciclo.

- Energía disipada y amortiguamiento

La energía disipada por cedencia se define como la sumatoria del área que encierra cada lazo de histéresis. Para el caso, se la ha determinado mediante la regla del trapecio, que consiste en estimar el área de trapecios sucesivos que describen la trayectoria de una curva, este método es lo suficientemente aproximado siempre y cuando el diferencial de deformación sea muy pequeño.

La Figura 3-20 muestra que las probetas B disipan mayor cantidad de energía por ciclo en comparación con los lotes C y D. Esto se debe a que, por una parte, con el tratamiento B se alcanzan mayores esfuerzos; y por otro lado σ_{Af} se mantiene en un nivel más bajo describiéndose lazos de histéresis más amplios para una misma deformación. Por concepto, la energía disipada aumenta cuantiosamente con el nivel de deformación alcanzado.

Por otro lado, en los lotes C y D se observa cierta estabilidad luego del 5to ciclo especialmente a grandes deformaciones, que da un indicio de un efecto de entrenamiento del material en el que las propiedades son cuasi constantes en todos los ciclos.

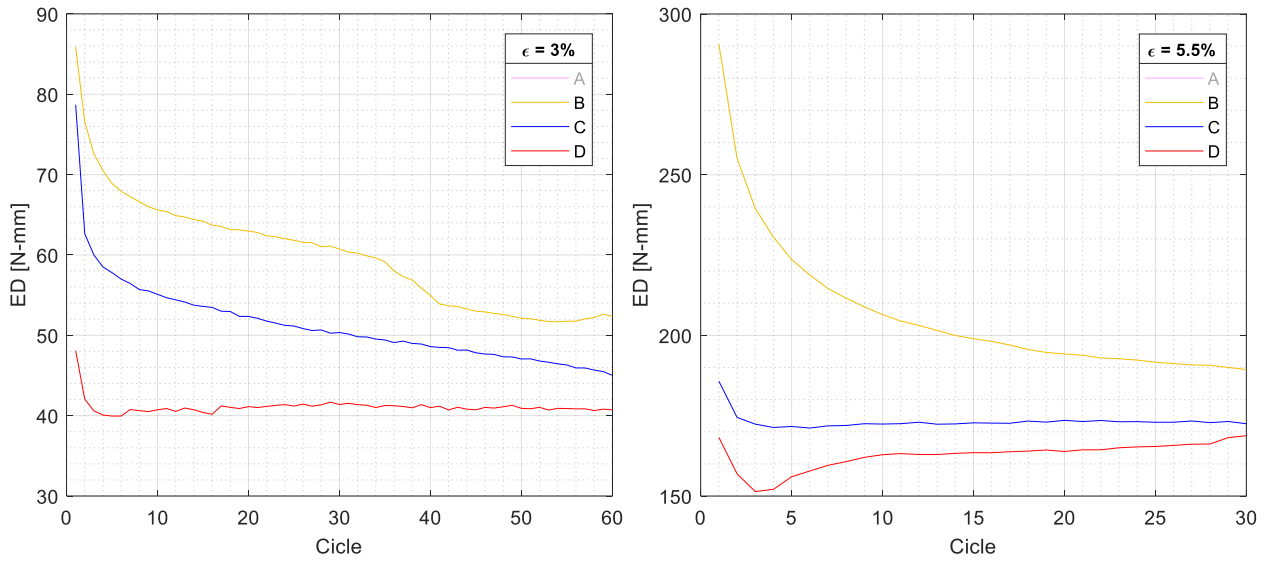


Figura 3-20. Energía disipada por cada ciclo.

Para fines ingenieriles es necesario estimar el factor de amortiguamiento viscoso equivalente ξ_{eq} que representa la cantidad de amortiguamiento que ofrece el mismo ancho de banda en la curva de respuesta en la frecuencia, que el obtenido experimentalmente para un sistema real [83], en este caso el alambre de SMA de CuAlBe. Este se determina a partir de conocer la energía disipada por ciclo E_D y la correspondiente energía de deformación elástica E_S mediante la ecuación:

$$\xi_{eq} = \frac{E_D}{4\pi E_S} \quad (3-3)$$

La Figura 3-21 relaciona la media de la energía disipada con el factor de amortiguamiento.

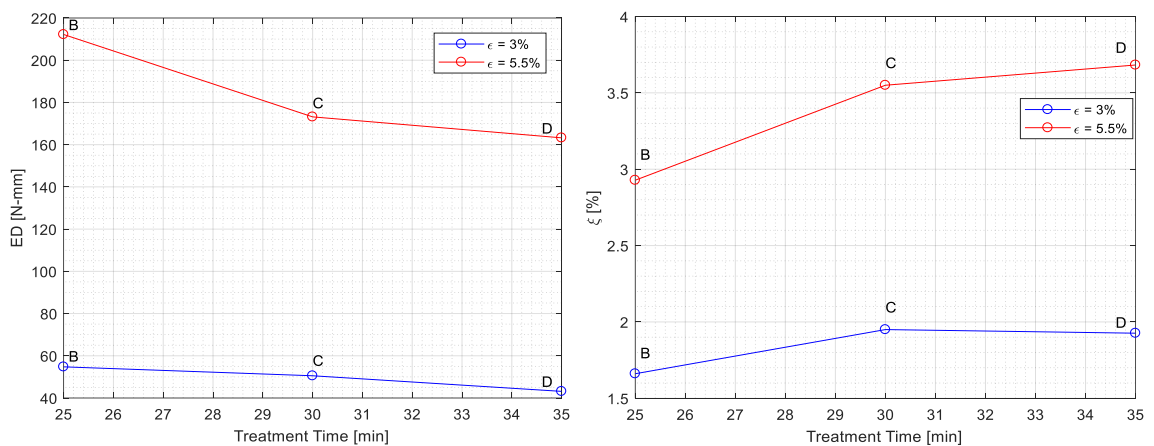


Figura 3-21. Media de la energía disipada y factor de amortiguamiento.

Al estimarse el factor de amortiguamiento, se puede observar que no es directamente proporcional a la energía disipada. Aunque el lote B aporta con más E_D por ciclo, es el que menor factor de amortiguamiento genera, lo cual se debe a la forma en la que se degrada el material. Si bien los lazos de histéresis tienden a estrecharse, el material tiende a alcanzar el mismo esfuerzo máximo del primer ciclo (ver Figura 3-22), lo cual hace que la tasa de decrecimiento de E_S sea mucho menor a la tasa de decrecimiento de E_D . En complemento, mayor esfuerzo a la misma deformación se traduce en mayor E_S . En conjunto, resulta que el lote B sea el que menor ξ_{eq} aporta.

En la Figura 3-22 se realiza una comparación entre el segundo y el sexagésimo ciclo para un nivel de deformación del 3%. Como se puede observar, el nivel de degradación de los lazos de histéresis es mayor en el lote B, por lo que se disipa cada vez menos energía a medida que se cicla el material.

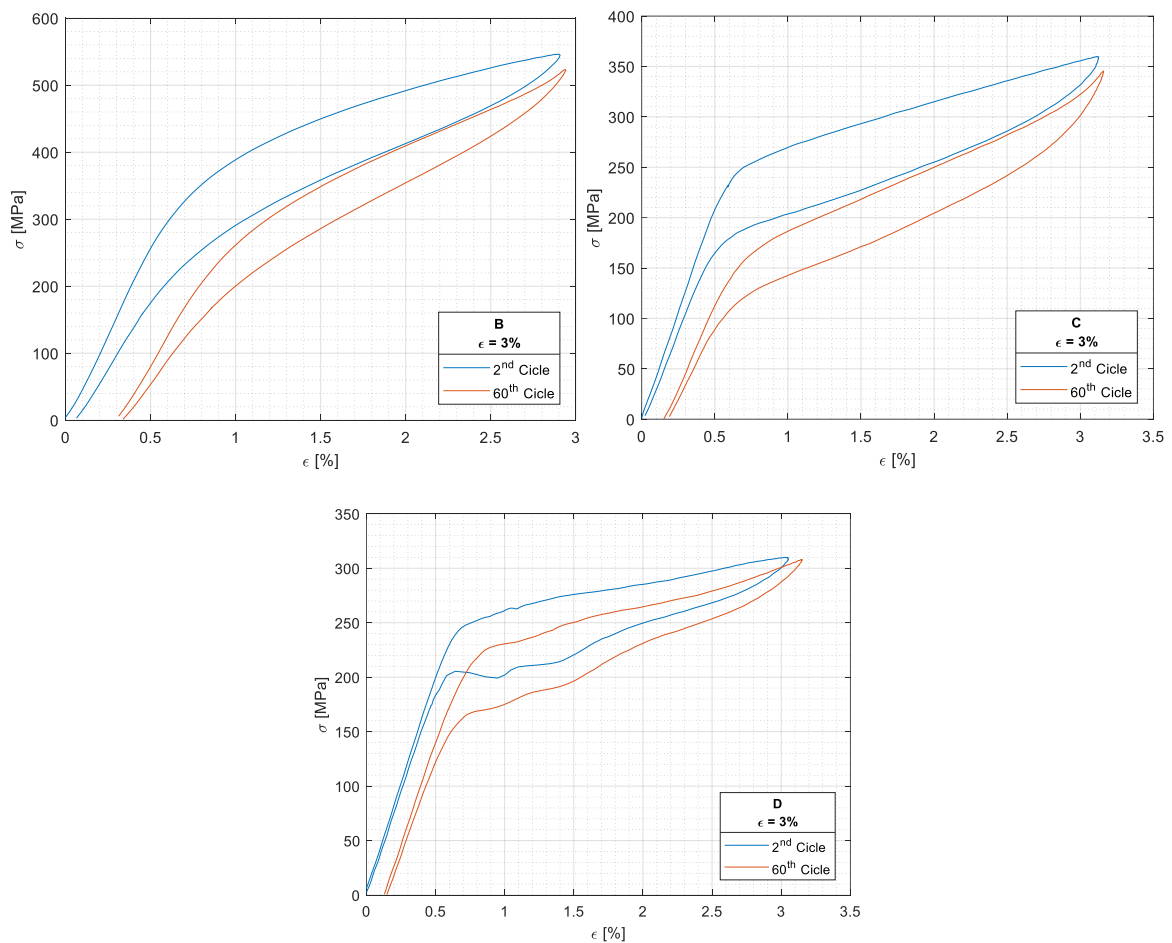


Figura 3-22. Energía disipada por cada ciclo.

3.5.6 Influencia de la temperatura

Resumiendo lo discutido en la sección anterior, se concluye que los tratamientos térmicos A y B no garantizan condiciones de superelasticidad aptas para que el material pueda emplearse en la protección sísmica de estructuras. Por esta razón son descartados, y se realiza un análisis más exhaustivo con las probetas C y D, cuyas propiedades parecen ser idóneas para los fines de esta investigación.

En este contexto, la presente sección describe los resultados de los ensayos realizados a temperaturas de 0°C, 23°C y 40°C con el fin de caracterizar la influencia de la variación de temperatura ambiente en la respuesta cíclica y monotónica del material. Los ensayos se realizaron a una frecuencia de 0.60Hz a deformación constante a hasta la rotura, mientras que los ensayos monotónicos se realizaron manualmente. El material se ensaya en al menos 3 niveles de deformación para cada combinación de tratamiento térmico y temperatura. Los resultados se muestran en la Figura 3-23.

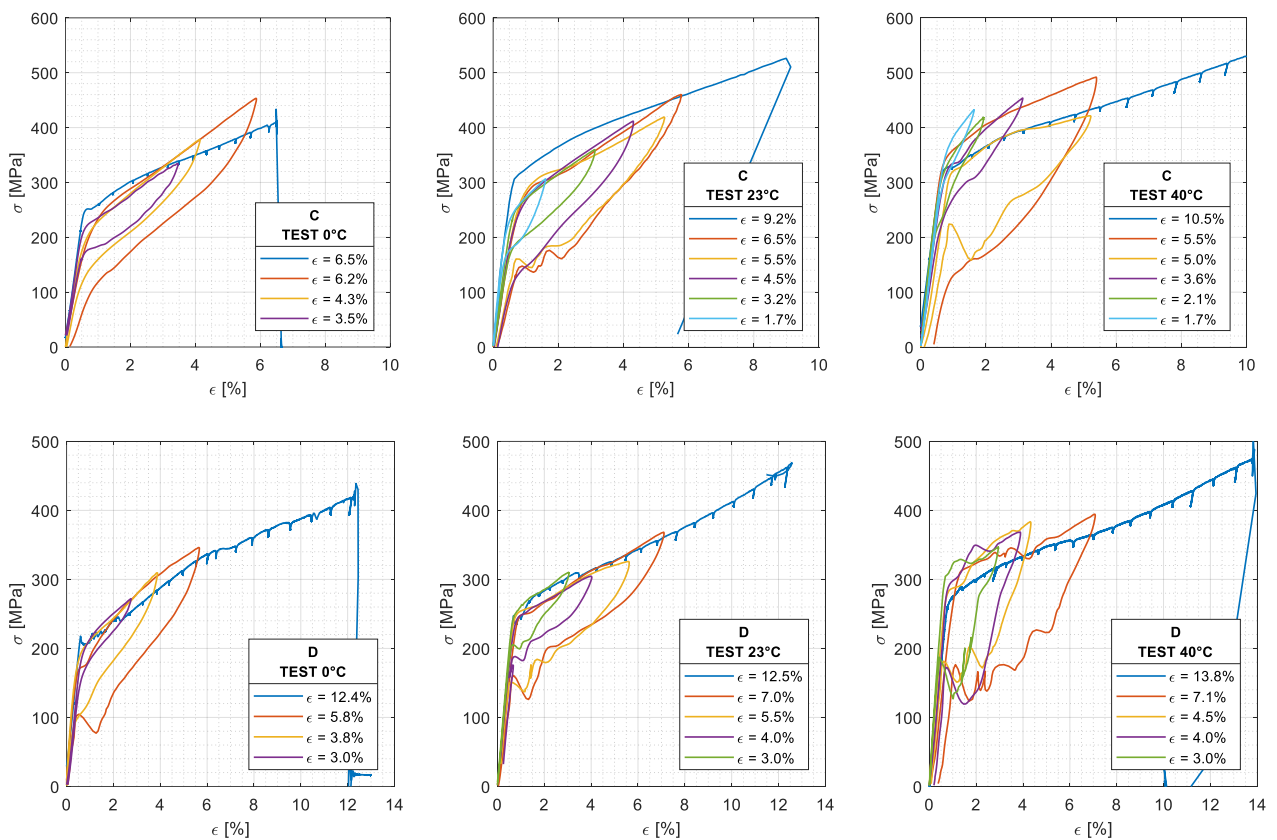


Figura 3-23. Respuesta cíclica de los lotes C y D a 0°C, 23°C y 40°C a varios niveles de deformación constante.

A primera vista, se aprecia que el esfuerzo del fin de la transformación de la austenita σ_{Af} es mayor a medida que la deformación máxima alcanzada disminuye, por lo que los ciclos de histéresis son más cerrados. Esto se debe a que a bajas deformaciones el proceso de transformación directa (austenita – martensita) no se completa y, en consecuencia, el porcentaje de martensita es bajo, por lo que en la descarga se requiere de menor cantidad de esfuerzo para que el material regrese a ser completamente austenita. Se espera que este efecto sea minimizado realizando un proceso de entrenamiento en el que inicialmente se lleve a la probeta a una deformación cercana al límite superelástico; con esto se planea mantener σ_{Af} en un nivel relativamente bajo y constante para todas las deformaciones de manera que se alcance un amortiguamiento razonable a bajas deformaciones.

En cuanto a la influencia de la temperatura, es evidente que se mantienen las propiedades de superelasticidad en todas las condiciones, en los dos lotes de probetas y para todas las deformaciones. A medida que aumenta la temperatura los lazos tienden a ser menos estables dado que se observan fluctuaciones en el esfuerzo, especialmente en la descarga. Este efecto es más crítico en el lote D cuya histéresis a 40°C es completamente inestable en todos los niveles de deformación. El incremento de temperatura hace que el alambre pueda fracturarse a deformaciones más grandes, aunque la deformación aproximada que marca el límite superelástico se mantiene constante. La Tabla 3-6 resume la deformación a la rotura de los lotes C y D.

Tabla 3-6. Influencia de la temperatura en la deformación de rotura

Tratamiento	Límite Superelástico	ϵ_u [%]		
		0°C	23°C	40°C
C	6.5%	6.5%	9.0%	10.5%
D	7.0%	12.0%	12.5%	13.8%

La Figura 3-24 muestra la comparación de la respuesta a deformaciones cercanas a 3% y 5.5% bajo las tres temperaturas de ensayo. Se denota que a medida que se incrementa la temperatura los esfuerzos aumentan para el mismo nivel de deformación, desplazando todo el lazo histerético hacia arriba, siendo más notable baja deformación. A la par, los ciclos de histéresis a 40°C tienden a ser mucho más amplios que a temperaturas más bajas y como se mencionó previamente son más inestables especialmente los correspondientes al lote D.

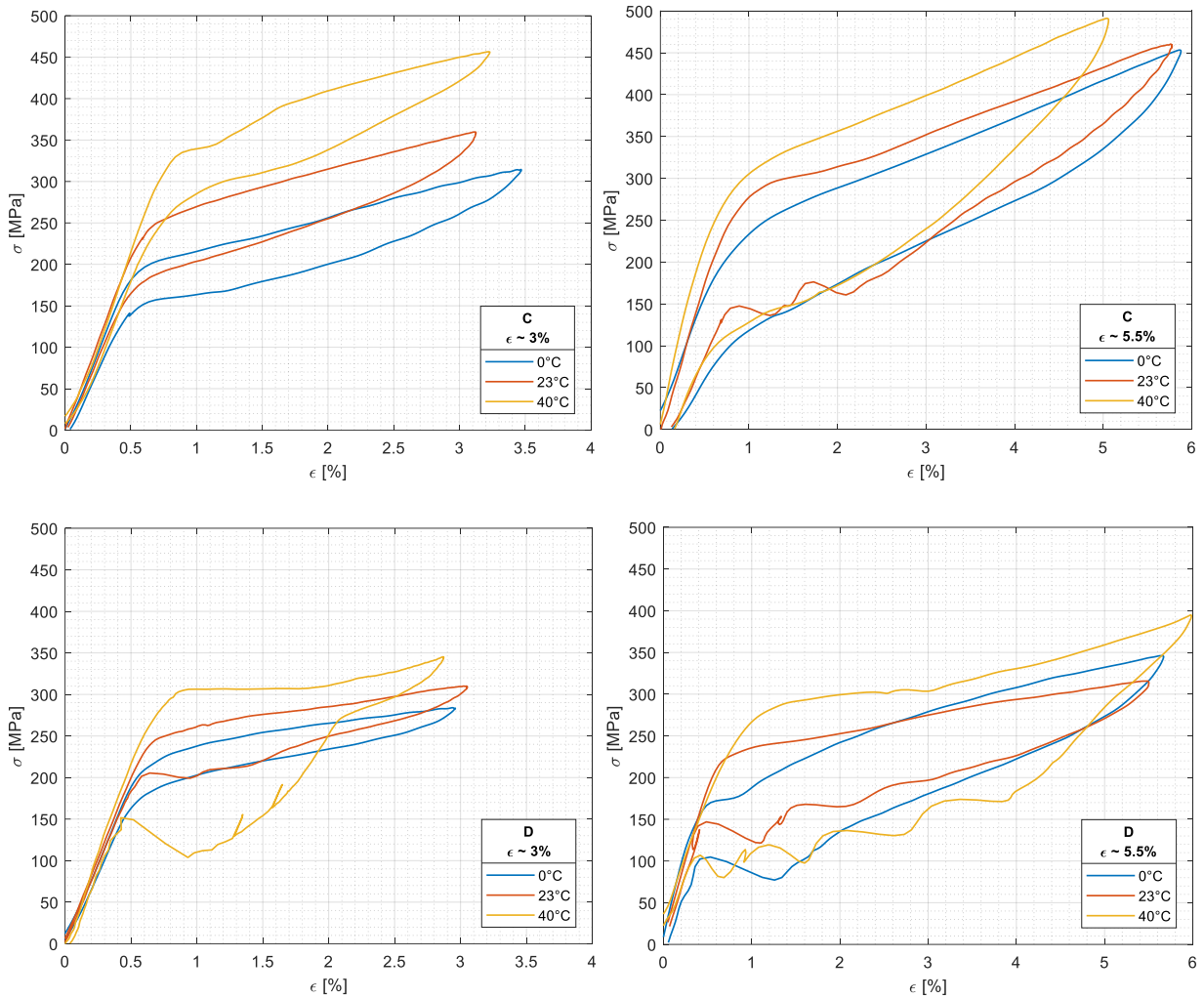


Figura 3-24. Respuesta cíclica de los lotes C y D a 0°C, 23°C y 40°C a varios niveles de deformación constante

La inestabilidad de la histéresis en el lote D puede deberse a que, en ciertas secciones del alambre el tamaño de grano es tan grande que existe un único cristal, por lo que su respuesta se asemeja a un alambre monocristalino en donde se han observado dos platós de transformación distintos tanto en la carga como en la descarga. Esto es inducido por la transformación de fase en dos etapas, única de las SMA de CuAlBe monocristalinas [8], [84]. A la izquierda de la Figura 3-25 se muestra las histéresis del lote D en los que se obtuvo una aparente respuesta de monocristal, y a la derecha la respuesta teórica de un alambre monocristalino de SMA de CuAlBe.

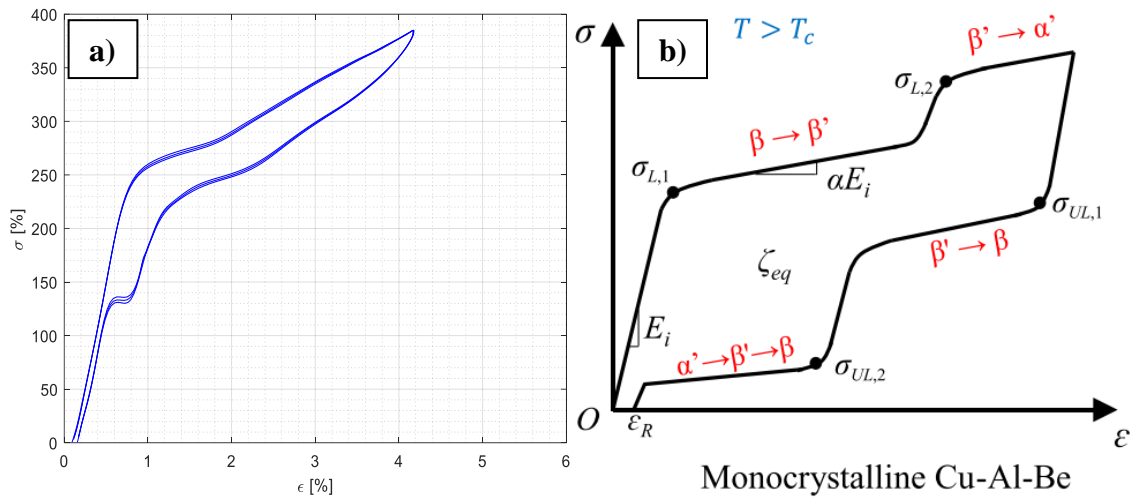


Figura 3-25. a) Histéresis del lote D similar a la de una aleación monocristalina b) Respuesta teórica de una aleación monocristalina de SMA de CuAlBe

- Esfuerzos de Transformación

La Figura 3-26 muestra la media de los esfuerzos al inicio y final de la transformación martensítica, donde se puede observar que σ_{Ms} incrementa conforme aumenta la temperatura. Para el tratamiento C este aumenta a razón de 2.3 MPa/°C, mientras que en el lote D a razón de 1.9MPa/°C. Estos valores se ajustan al límite superior reportado en la bibliografía analizada, que indica que para la aleación de CuAlBe la razón de incremento es de 1.5 – 2 MPa/°C [21]. Por su parte la variación de σ_{Mf} es más gradual, a una tasa de 1.0 MPa/°C y 1.2MPa/°C para los lotes C y D respectivamente.

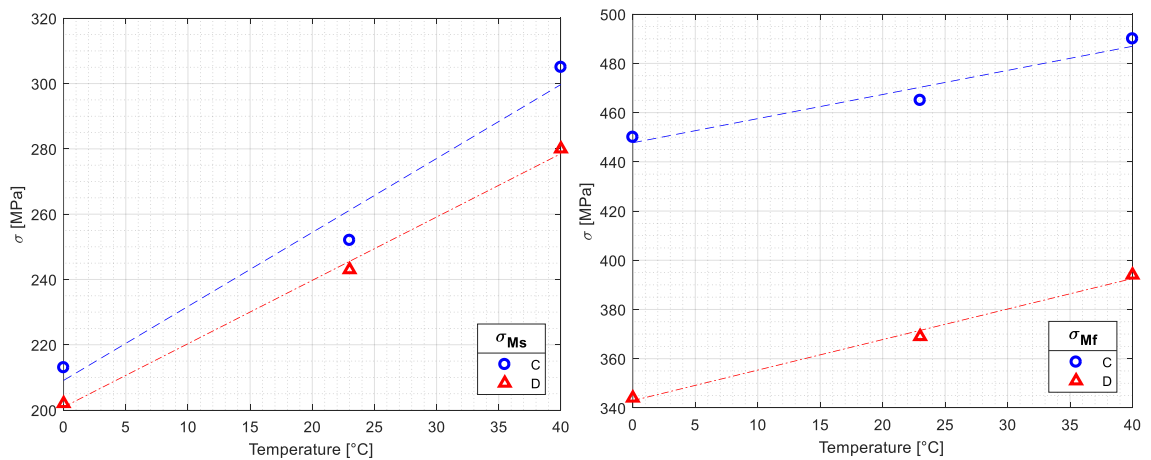


Figura 3-26. Variación de los esfuerzos de transformación de la martensita

Por otro lado, para tener un criterio de análisis objetivo en cuanto a los esfuerzos de transformación de la austenita se determinan las relaciones σ_{As}/σ_{Mf} y σ_{Af}/σ_{Ms} en vista de que las histéresis se desplazan hacia arriba en el eje de esfuerzos. Con esto, se tiene un panorama más claro de cómo varía la proporción de esfuerzos en función de la temperatura. La Figura 3-27 muestra lo mencionado, en donde se observa que la proporción de σ_{Af} tiende a mantenerse constante en el lote C, mientras que para el lote D disminuye conforme aumenta la temperatura especialmente a 40°C. En cuanto a σ_{As} , su proporción respecto a σ_{Mf} disminuye linealmente con la temperatura a razón de $0.4\% \sigma_{Mf} / ^\circ\text{C}$ para el lote C y $0.7\% \sigma_{Mf} / ^\circ\text{C}$ para el lote D. Esto hace que a mayor temperatura los lazos de histéresis tiendan a ser más amplios para un mismo nivel de deformación.

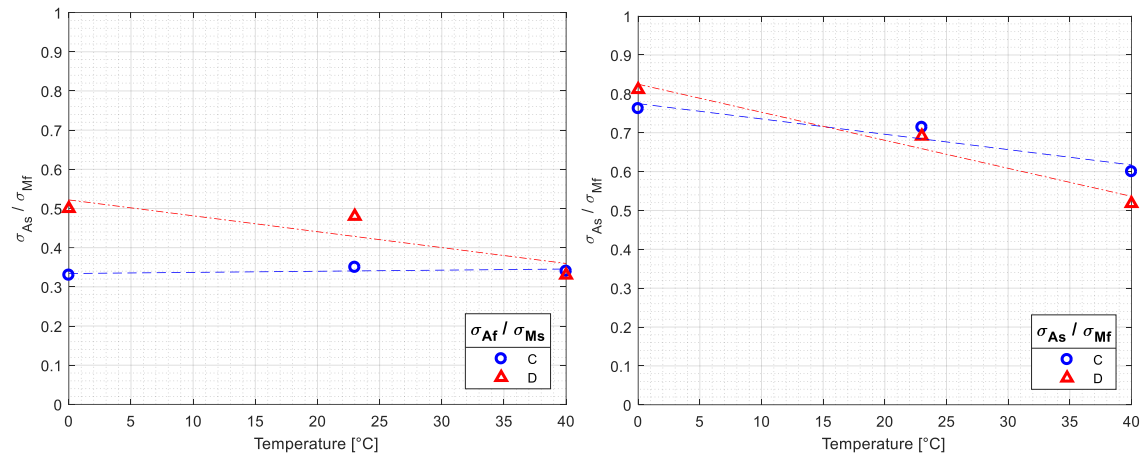


Figura 3-27. Variación de la proporción de los esfuerzos de transformación de la austenita.

De esto se concluye que el lote C es más sensible a los cambios de temperatura, sin embargo, en ambos casos se está muy por debajo a lo reportado para la aleación de NiTi.

- Módulos: Austenita y Martensita

De la mecánica de materiales se conoce que en los metales el módulo de Young disminuye a altas temperaturas de forma casi lineal mientras la temperatura aumenta. La Figura 3-28 muestra la variación de los módulos tanto de la austenita como de la martensita, en donde se aprecia la tendencia descrita. Sin embargo, esta flexibilización de los módulos a causa de la temperatura no es significativa.

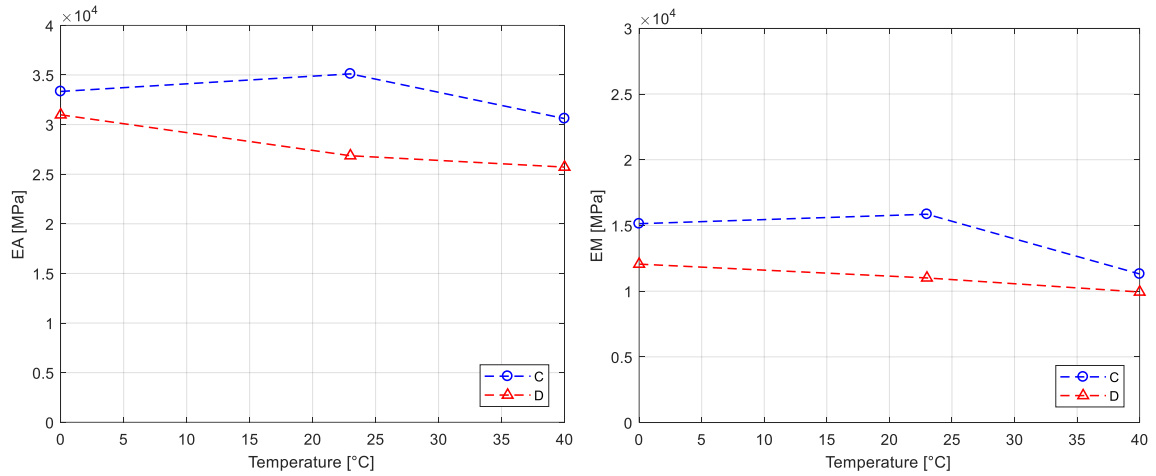


Figura 3-28. Variación de los módulos de la austenita E_A y martensita E_M

- Deformación Residual

En la sección anterior se discutió el efecto del tiempo de tratamiento sobre la deformación residual, de donde se concluyó que luego de unos pocos ciclos el material se “entrena” por lo que $\delta\epsilon_R$ toma valores muy cercanos a cero. En la Figura 3-29 se ilustra la media de la deformación residual por cada ciclo (sin tomar en cuenta el primer ciclo) para deformaciones máximas cercanas al 3% y 5.5%. Es notable que $\delta\epsilon_R$ disminuye a medida que la temperatura de ensayo aumenta, y los valores son menores para el lote D. Sin embargo, en el peor de los casos (lote C a 0°C) la deformación residual por ciclo sigue siendo casi nula 0.23%, por lo que se garantiza capacidad de autocentrado para ambos tratamientos y en el rango de temperaturas considerado.

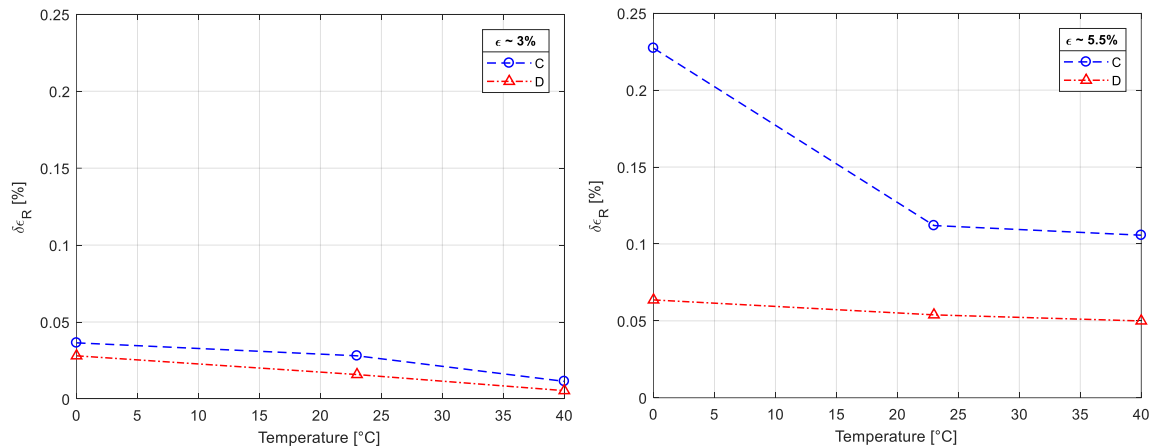


Figura 3-29. Media de la deformación residual por ciclo para el 3% y el 5.5% de deformación

- Energía Disipada y Amortiguamiento

En el análisis de los esfuerzos de transformación se determinó que σ_{AS} y σ_{Af} tienden a disminuir con el aumento de la temperatura, lo cual implica que el lazo de histéresis cubra mayor área por lo que se disipa más energía. La Figura 3-30 muestra la media de la energía disipada E_D por ciclo para deformaciones del 3% y del 5.5%. Existe un mínimo incremento entre 0°C y 23°C mientras que a 40°C es sustancial especialmente para el lote D, lo que corrobora los ciclos amplios e inestables que se observó previamente.

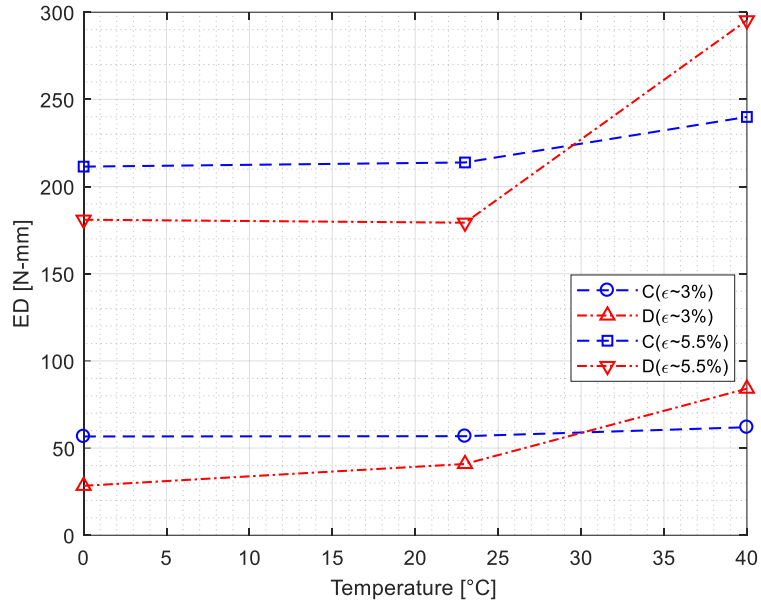


Figura 3-30. Media de la energía disipada por ciclo para el 3% y el 5.5% de deformación

Por otro lado, la energía de deformación elástica aumenta E_S linealmente con la temperatura en la misma proporción que σ_{Mf} (ver Figura 3-26). En este contexto y con base en la Ecuación 3-3), es necesario que la razón de incremento de E_D sea significativamente mayor que la razón de incremento de E_S el factor de amortiguamiento ξ_{eq} aumenta, caso contrario se reduce. Esto se observa en la Figura 3-31 en la curva del lote C al 3% de deformación, que, aunque se tiene un leve incremento de E_D , el factor de amortiguamiento tiende a disminuir.

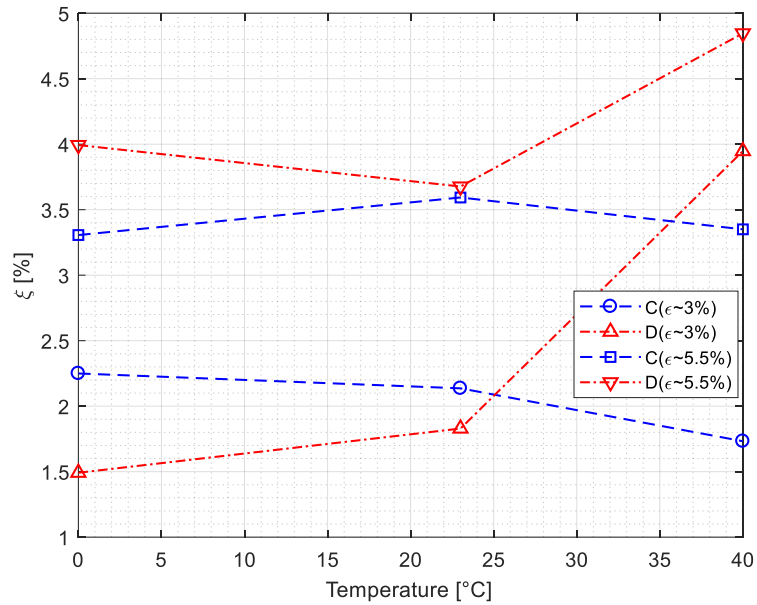


Figura 3-31. Media del factor de amortiguamiento para el 3% y el 5.5% de deformación

Finalmente, la Tabla 3-7 resume los valores de factor de amortiguamiento equivalente a una deformación aproximada del 5.5%, que a temperatura ambiente para el tratamiento C es del 3.6% y para el lote D del 3.8%.

Tabla 3-7. Factor de amortiguamiento equivalente para una deformación del 5.5%

Tratamiento	ξ_{eq} [%]		
	0°C	23°C	40°C
C	3.3%	3.6%	4.3%
D	4.0%	3.8%	4.8%

3.5.7 Fatiga de Bajos ciclos

La resistencia a la fatiga de bajo ciclado es la habilidad de los metales para soportar un número límite de ciclos de deformación por sobre su límite de fluencia [85], o en este caso por sobre el esfuerzo de transformación directa σ_{MS} . Uno de los métodos comúnmente empleados es el modelo de Coffin – Manson [86], [87] que estima la vida útil con razonable aproximación mediante la correlación entre la amplitud de deformación con el número de ciclos a la fatiga N_f a través la ecuación [88], [89]:

$$\epsilon_p = \epsilon'_f (2N_f)^c \quad 3-4)$$

Donde ϵ'_f es el coeficiente de ductilidad a la fatiga, ϵ_p es la amplitud de deformación plástica (la mitad de la deformación pico-a-pico), y c es el exponente de ductilidad a la fatiga. En el cálculo se emplearon los para los valores medios del número de ciclos a la fractura de los ensayos cíclicos para cada amplitud de deformación y temperatura. Los modelos de fatiga se obtuvieron realizando un análisis de regresión sobre los datos experimentales cuyo coeficiente de determinación sea $R^2 > 0.90$. Los resultados se muestran en la Figura 3-32 y en la Tabla 3-8.

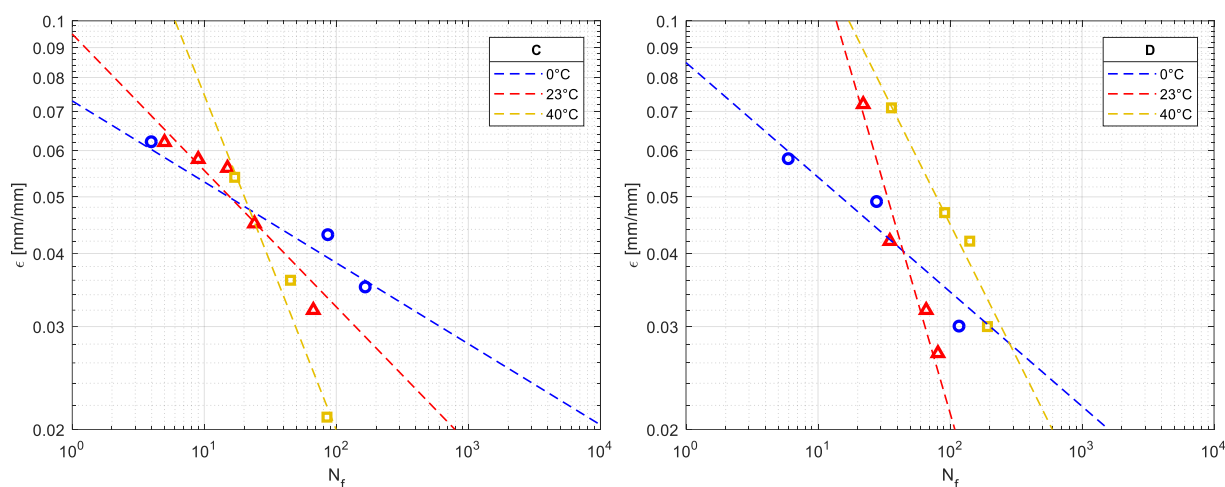


Figura 3-32. Modelo de fatiga para alambre de SMA de CuAlBe. Lotes C y D

Tabla 3-8. Coeficientes de Coffin – Manson para modelo de fatiga

Tratamiento	Coficiente	0°C	23°C	40°C
C	ϵ'_f	0.0831	0.1116	0.4160
	c	-0.1385	-0.2333	-0.5732
D	ϵ'_f	0.0972	1.3170	0.4961
	c	-0.1960	-0.7779	-0.4533

A primera vista, se observa que la vida útil disminuye a medida que aumenta la temperatura, similar a lo reportado por Zhang [7]. Sin embargo, esto es cierto hasta un cierto límite de deformación de aproximadamente el 3.5%, a partir del cual el fenómeno se invierte. Esto se da debido a que las curvas no son paralelas entre sí, por lo que se concluye es que mientras menor sea la temperatura la pendiente de degradación de la vida útil es más abrupta. El efecto se observa tanto para el lote C como para el lote D

Por otra parte, se aprecia que, para una misma deformación y temperatura, se tiene mayor vida útil en las probetas correspondientes al lote D, es decir, se tiene mayor vida útil mientras mayor es el tamaño de grano.

3.5.8 Entrenamiento

El proceso de entrenamiento del alambre consiste en aplicar unos pocos ciclos a una determinada deformación máxima esperada, con la intención de que sus propiedades mecánicas se mantengan relativamente estables para deformaciones más pequeñas. En los ensayos realizados a deformación constante no se aplicó ningún proceso de entrenamiento, por lo que se observó variabilidad en ciertos parámetros como el módulo elástico, la pendiente de transformación directa, y, especialmente en el esfuerzo σ_{AS} . Este último, toma valores más altos mientras menor es la deformación aplicada, por lo que el objetivo de este ensayo es mantenerlo relativamente constante y en bajos niveles para todas las deformaciones, y así obtener la mayor cantidad de energía disipada a baja deformación.

De los resultados anteriores se determinó que las propiedades tienden a estabilizarse luego del tercer ciclo, por lo que a cada probeta se le aplicaron 3 ciclos a una deformación objetivo del 5.5% como protocolo de entrenamiento, y posteriormente se la cicló a deformaciones más pequeñas. Todos los ensayos se realizaron a temperatura ambiente de 23°C.

La Figura 3-33 y Figura 3-34 muestran la comparación entre la respuesta cíclica de probetas entrenadas y sin entrenar para los lotes C y D respectivamente. Cabe recalcar que las curvas del material sin entrenar corresponden a probetas individuales, mientras que para el material entrenado corresponden a la misma probeta.

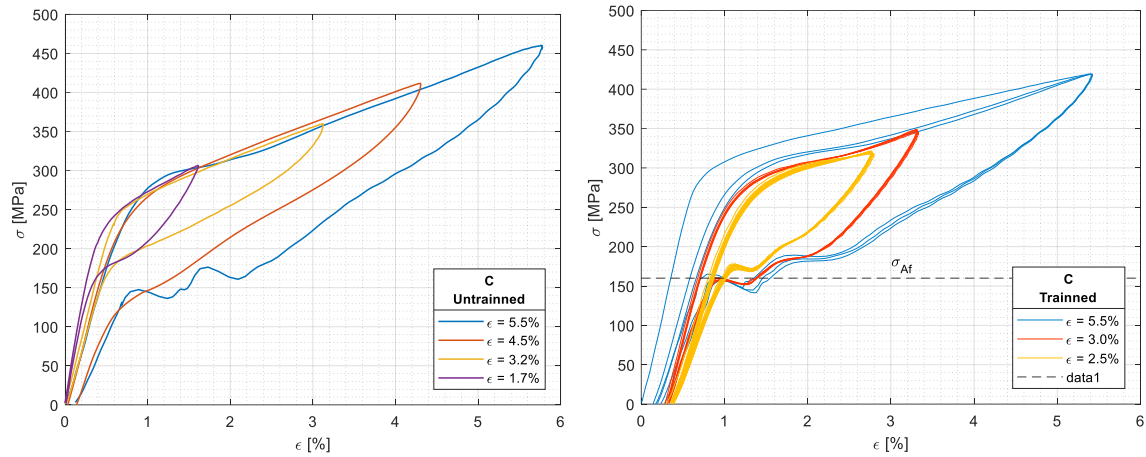


Figura 3-33. Comparación de la respuesta cíclica de probetas entrenadas y sin entrenar. Lote C.

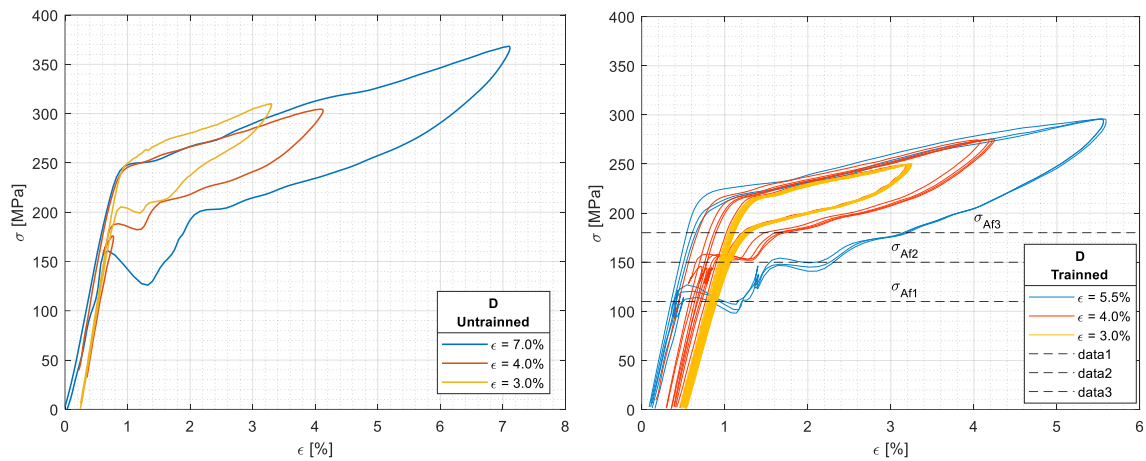


Figura 3-34. Comparación de la respuesta cíclica de probetas entrenadas y sin entrenar. Lote D.

En el caso del lote C el entrenamiento a la máxima deformación de diseño es efectivo pues se observa que la histéresis es más estable y el efecto del primer ciclo es eliminado al ciclar el material a deformaciones menores. Además, el esfuerzo σ_{Af} se mantiene casi constante para todas las amplitudes de deformación consideradas, por lo que los ciclos de histéresis son más amplios a baja deformación y se disipa más energía comparado con el material sin entrenar, como se observa en la Figura 3-35.

Lo anterior no sucede en el lote D, que a pesar de que la histéresis se estabiliza entrenando el material, σ_{Af} continúa siendo función de la deformación alcanzada en cada ciclo, por lo que el lazo histerético cubre menor área a medida que disminuye la deformación. Como resultado, se disipa casi la misma cantidad de energía en el material entrenado y sin entrenar (ver Figura 3-35).

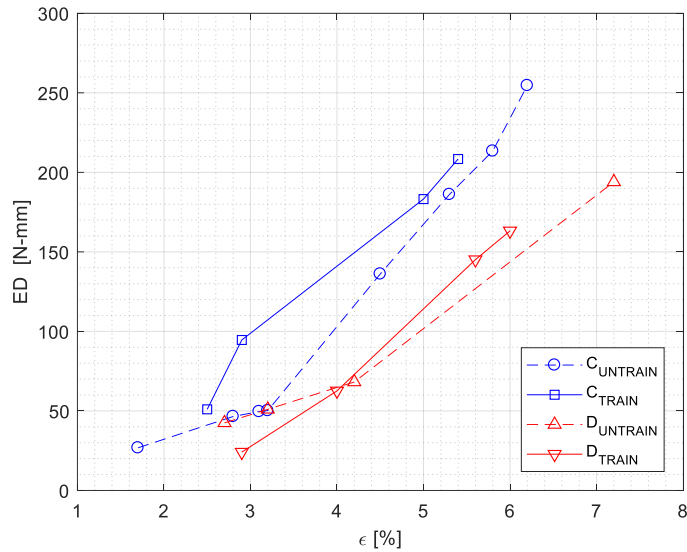


Figura 3-35. Energía disipada en el material entrenado y sin entrenar

Uno de los parámetros de mayor relevancia es la degradación del módulo elástico en cada ciclo. La Figura 3-36 muestra la comparación de este efecto en el material entrenado y sin entrenar. Resulta claro que en el material entrenado el módulo elástico es menor debido a la gran deformación inicial que degrada el material en mayor medida. No obstante, la tasa de degradación por ciclo es menor en el alambre entrenado, lo cual confirma la estabilidad en la histéresis que se logra con este proceso.

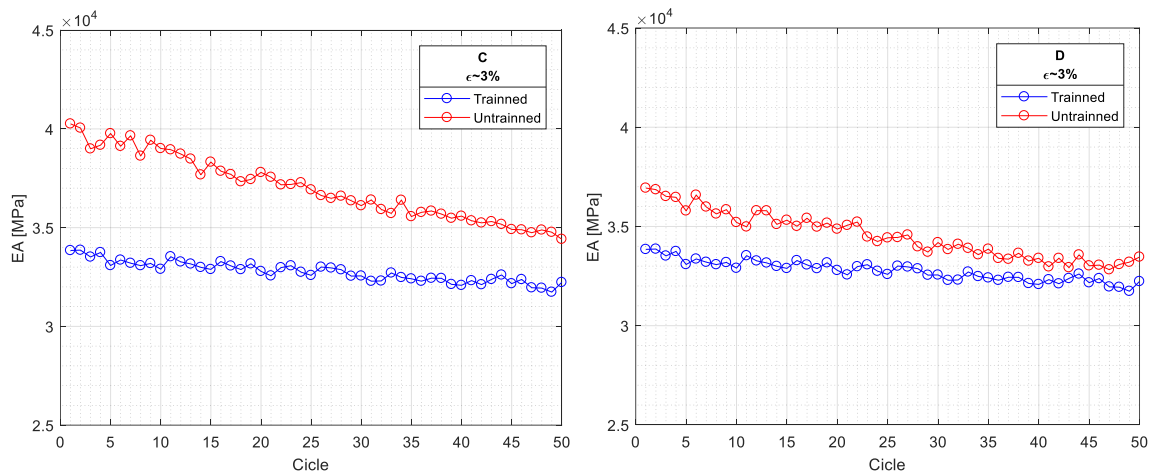


Figura 3-36. Degradación del módulo elástico entrenado y sin entrenar

De lo anteriormente analizado, se concluye que el proceso de entrenamiento aporta a la mejora de las propiedades superelásticas, por lo que será empleado en el análisis de cables y posteriormente del dispositivo autocentrante.

3.5.9 Envejecimiento

Al pretender emplearse los alambres de SMA de CuAlBe en un dispositivo para la protección sísmica de estructuras, es necesario que sus propiedades sean relativamente estables en el tiempo. Para cumplir con este propósito, en esta sección discute el efecto de envejecimiento a partir del análisis de la variación de las propiedades mecánicas de probetas de alambre ensayadas a los 0, 10 y 120 días. El protocolo de ensayo consiste en la aplicación de 3, 5 y el número de ciclos necesarios a la rotura, respectivamente. Se realizan a temperatura ambiente de 23°C para cada lote, a una amplitud de deformación constante cercana al 5%.

La Figura 3-37 ilustra los lazos de histéresis para los tratamientos C y D. A priori, se observa claramente el efecto del primer ciclo en el día 0 donde el lazo es más amplio y diferente al resto de ciclos, siendo más notable en el tratamiento C. Sin embargo, para los días 10 y 120 el efecto desaparece lo que implica el que efecto de entrenamiento perdura en el tiempo.

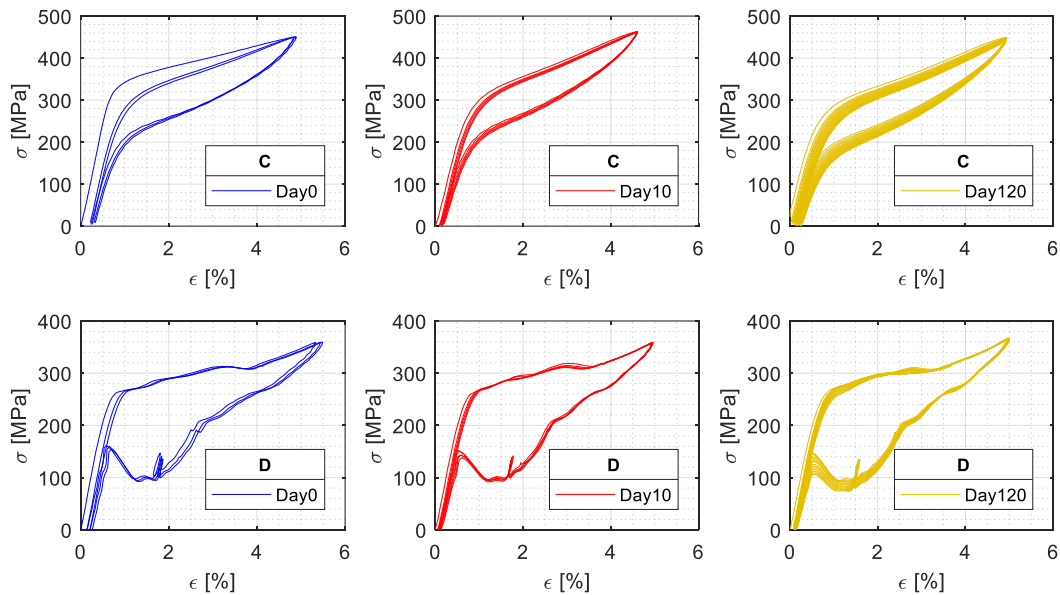


Figura 3-37. Ciclos de histéresis a los 0, 10 y 120 días para los tratamientos C y D.

Por otra parte, la Figura 3-38a muestra que la deformación residual $\delta\epsilon_R$ en ninguno de los casos vuelve a ser igual a la del primer ciclo en el día 0, lo cual corrobora que el entrenamiento se mantiene en el tiempo. Sin embargo, se observa que el material tiende a recuperar su estado inicial, especialmente en el lote D, por lo que la deformación residual en los primeros ciclos a los 10 y 120 días es mayor a la media. Este particular es menos notable en el tratamiento C.

De forma similar, la Figura 3-38b muestra la degradación del módulo elástico E_A , donde se observa que el material continúa degradándose con la misma tendencia. Sin embargo, en el lote D se aprecia que al día 120 recupera un 6% de la rigidez perdida.

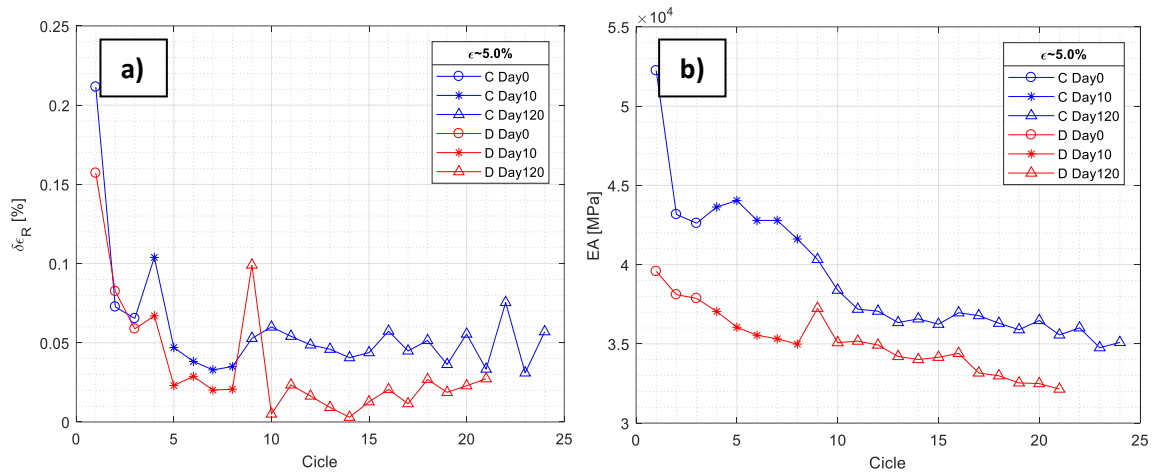


Figura 3-38. Deformación residual y degradación del módulo elástico a los 0, 10 y 120 días

En cuanto a la energía disipada y amortiguamiento efectivo se observa que se mantienen casi constantes en el tiempo una vez que el material se entrena, mostrando un mínimo aumento de disipación de energía al día 120 (ver Figura 3-39).

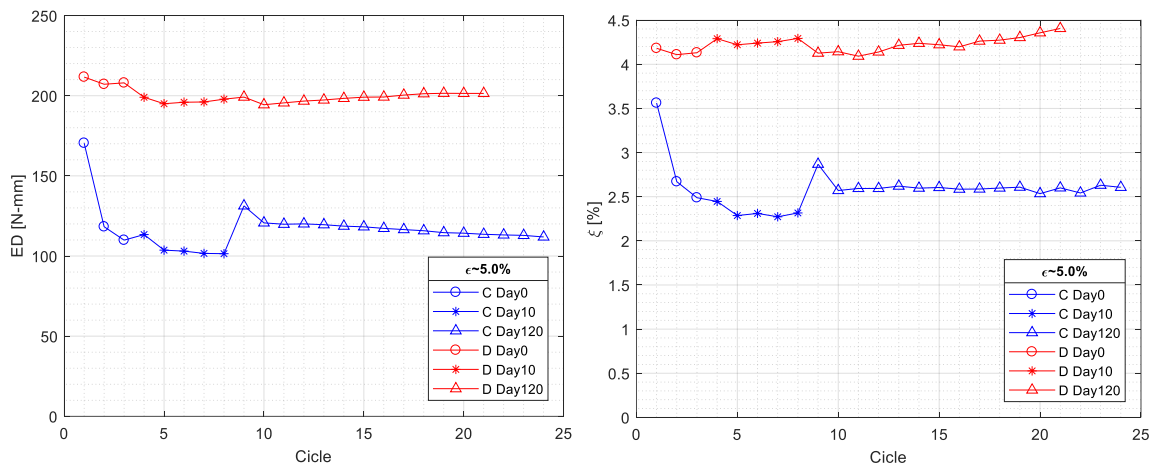


Figura 3-39. Energía disipada y amortiguamiento.

3.6 Ley Constitutiva Propuesta

Una vez analizadas las propiedades del alambre ensayado bajo varias condiciones de carga, temperaturas y tiempos de tratado, se concluye que con el tratamiento C (30min a 750°C) se obtienen las mejores condiciones de superelasticidad, disipación de energía y estabilidad de la histéresis para ser aprovechadas en una riostra autocentrante basada en cables del material.

De tal manera, en esta sección se utilizan los resultados experimentales obtenidos para el tratamiento C, con el fin de obtener una ley constitutiva que represente los fenómenos observados propios de la aleación, como la degradación del módulo elástico, la deformación residual en cada ciclo y la degradación de la resistencia.

3.6.1 Cuantificación de la Degradación de EA

Del análisis previo, se determinó que la degradación del módulo elástico es violenta al inicio debido al efecto del primer ciclo, pero que después de 3 ciclos este se estabiliza debido al efecto de entrenamiento, por lo que, si bien se degrada la pendiente es más gradual. Este cambio significativo en la rigidez inicial puede asociarse más a un reordenamiento de la estructura interna más que a la fatiga funcional del material; entendiéndose este último término como el decaimiento en las propiedades asociado al cambio gradual de la microestructura por el aumento del número de ciclos [90].

En tal sentido, para cuantificar este fenómeno se analiza la historia del módulo elástico para los primeros 30 ciclos en los ensayos a 23°C, normalizado al valor del módulo elástico inicial EA_1 . Para esto, se utilizan los datos de los ensayos a partir del 4to ciclo en el que la histéresis es más estable, pues se espera que el material esté previamente entrenado al utilizarse en un dispositivo autocentrante.

La Figura 3-40 muestra que el porcentaje de degradación por ciclo es mayor mientras más grande es la deformación alcanzada. Al observarse una tendencia lineal, cada curva se idealiza mediante una regresión lineal.

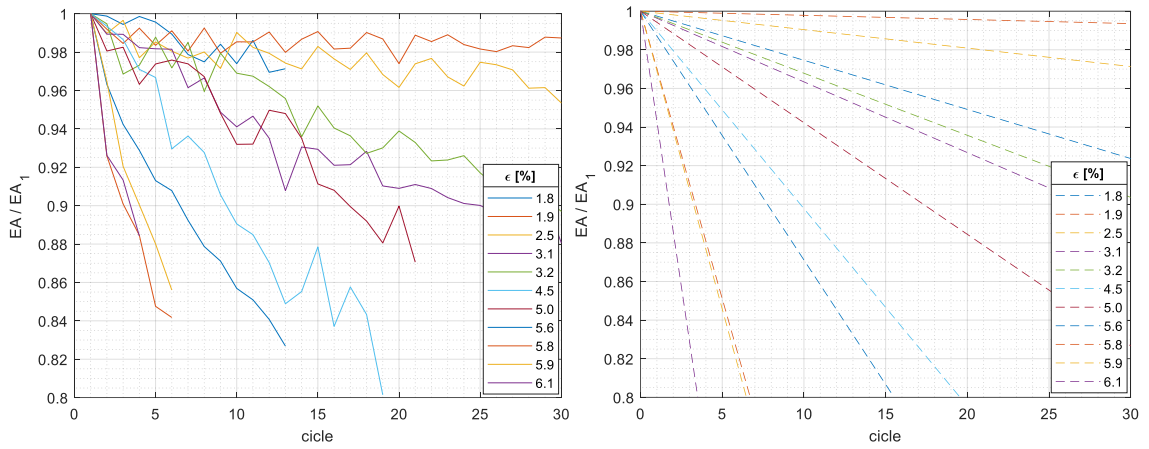


Figura 3-40. Degradación del módulo elástico normalizado al módulo inicial. E_A/E_{A_1}

La pendiente de la recta corresponde al porcentaje de degradación por ciclo, al que se le denomina factor de daño D_{EA} y que está dado por la ecuación:

$$D_{EA} = \frac{EA_{i+1} - EA_i}{EA_1} \quad (3-5)$$

La Tabla 3-9 muestra los factores de daño para cada deformación y los coeficientes de determinación que reflejan un excelente ajuste para la mayoría de las deformaciones.

Tabla 3-9. Factor de daño D_{EA} para cada deformación

ϵ [%]	D_{EA} [%]	R^2
1.80%	0.25%	0.7836
1.90%	0.02%	0.6077
2.50%	0.10%	0.6411
3.10%	0.37%	0.8969
3.20%	0.32%	0.9328
4.50%	1.02%	0.9423
5.00%	0.58%	0.9130
5.60%	1.29%	0.9638
5.80%	2.97%	0.8881
5.90%	2.70%	0.9752
6.10%	3.60%	0.8906

Los factores de daño se analizan junto con su correspondiente deformación máxima en la Figura 3-41. Se determina que se ajustan a una tendencia exponencial con una razonable aproximación ($R^2 = 0.8842$). En consecuencia, se obtienen las ecuaciones 3-6) y 3-7) para cuantificar el módulo elástico en un ciclo $i+1$ $E_{A_{i+1}}$ a partir del módulo elástico del ciclo anterior E_{A_i} . De esta manera, la degradación depende principalmente de la deformación máxima alcanzada en el ciclo i ϵ_{max_i} según lo observado experimentalmente.

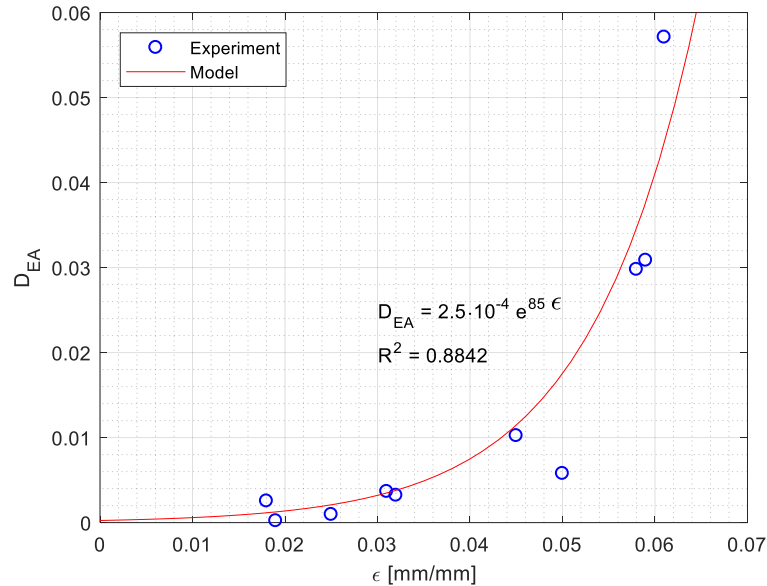


Figura 3-41. Modelo de degradación del módulo elástico

$$D_{EA_i} = 2.5 \cdot 10^{-4} \cdot \exp(85 \epsilon_{max_i}) \quad 3-6)$$

$$E_{A_{i+1}} = E_{A_i} \cdot (1 - D_{EA_i}) \quad 3-7)$$

- Validación del modelo

Para validar el modelo se realiza la comparación entre el modelo teórico desarrollado y los resultados experimentales de la degradación de E_A para distintas deformaciones. Es notable, que el modelo predice E_A con gran precisión (ver Figura 3-42).

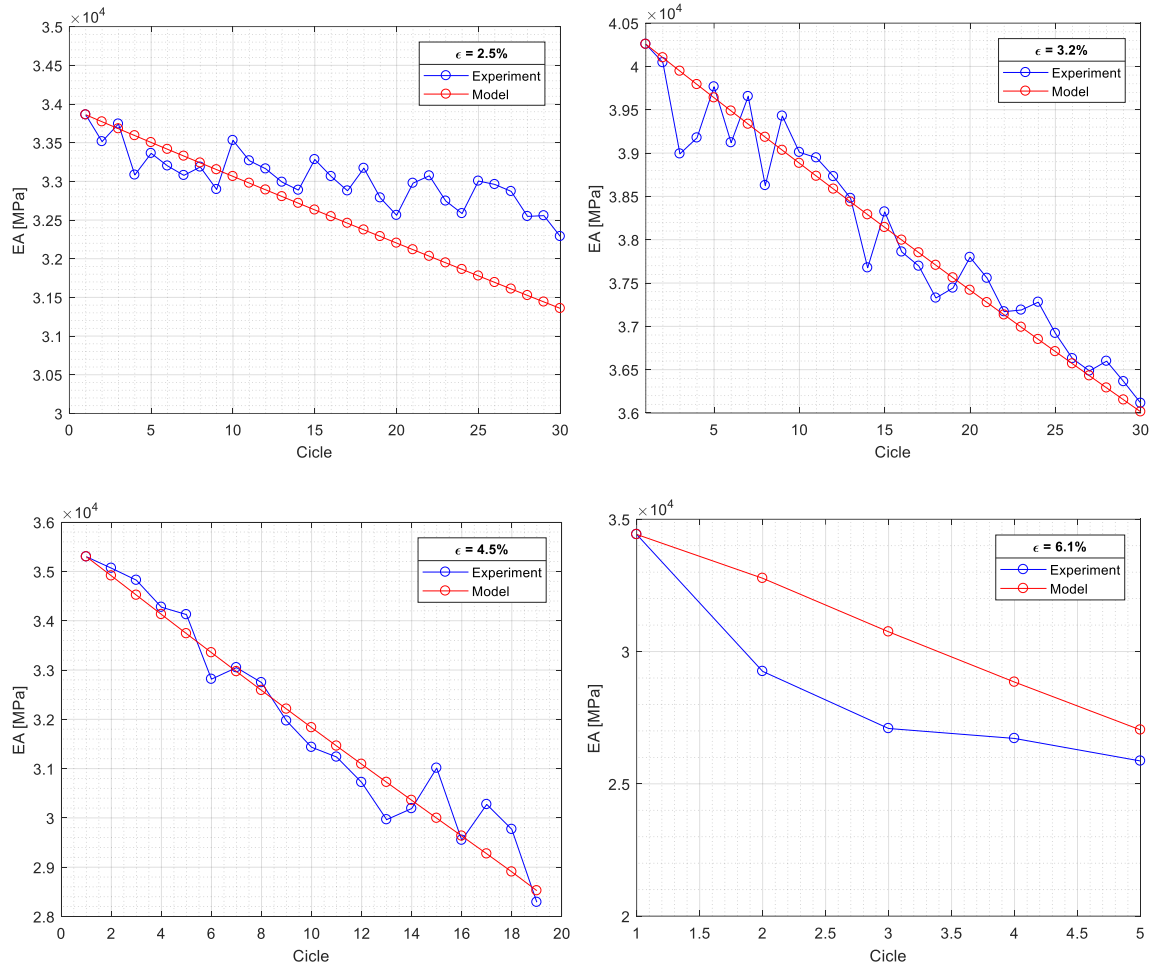


Figura 3-42. Modelo teórico vs. resultados experimentales de la degradación del módulo elástico

- Discusión

○ Modelo de Liu et. al. 2019

Con el fin de evaluar la precisión del modelo desarrollado, se realiza una comparación con el modelo de degradación de Liu [91] para la aleación de NiTi. En el estudio, se realiza un ensayo cíclico de una barra de nitinol de 18mm de diámetro, con propiedades superelásticas a una temperatura de $A_f = 28^\circ\text{C}$. El experimento se realiza a 30°C bajo esfuerzo controlado 800 MPa, de donde se obtiene la histéresis de 146 ciclos dado que la barra se fatiga en el ciclo 147. La muestra los resultados obtenidos.

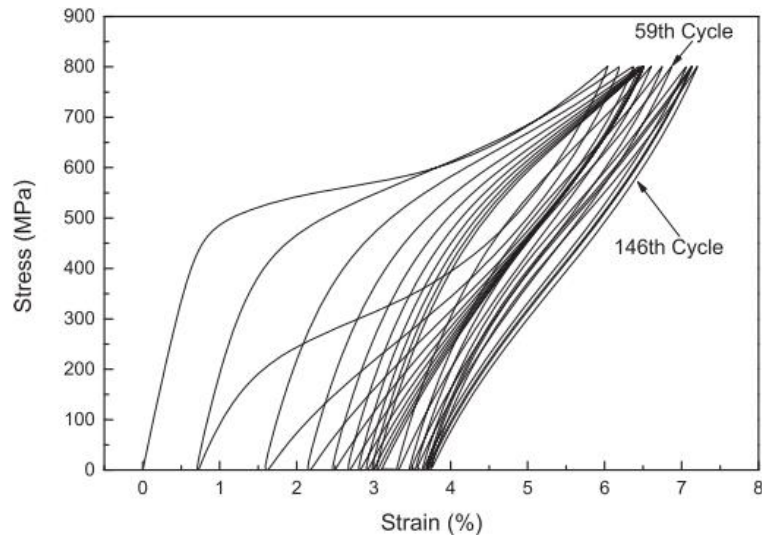


Figura 3-43. Respuesta cíclica de una barra de NiTi ensayada por Liu et. al. [91]

El modelo de degradación del módulo elástico que los autores proponen se calibra a este experimento y consiste en estimar un coeficiente de daño D que es función del número de ciclo n y está dado por la relación:

$$D = 0.18496 + 0.05358 \ln(n - 0.96882) \quad 3-8)$$

D varía entre 0 y 1, y representa el porcentaje que se daña el material a partir del módulo elástico inicial E , por lo que el módulo elástico degradado E_D es igual a:

$$E_D = E * (1 - D) \quad 3-9)$$

Por otra parte, el factor de daño D_{EA_i} que se estimó en la presente investigación ha sido calibrado para SMA de CuAlBe, por lo que se aplica el proceso antes descrito a los resultados experimentales de Liu [91] para encontrar el factor calibrado a nitinol, de donde se determina la relación:

$$D_{EA_i} = 2.75 \cdot 10^{-6} \cdot \exp(190 \epsilon_{max_i}) \quad 3-10)$$

La Figura 3-44 muestra la comparación de los resultados con ambos modelos.

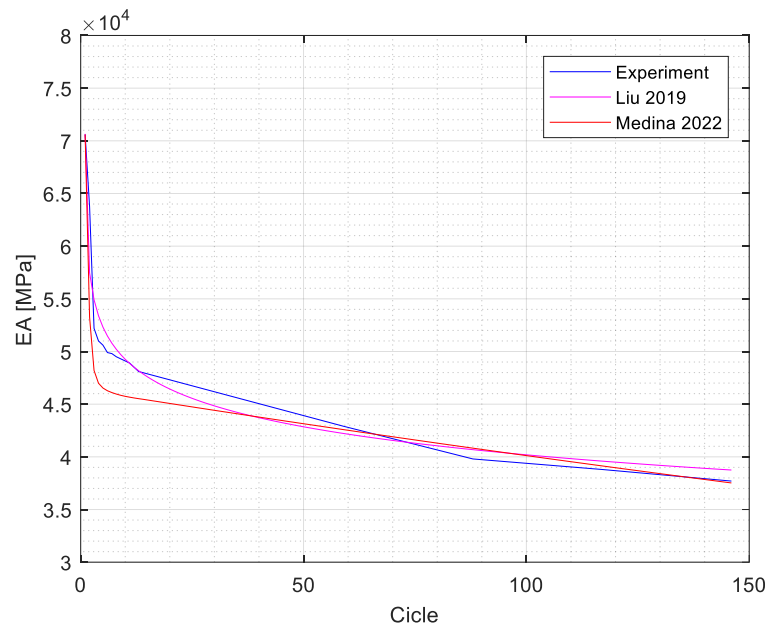


Figura 3-44. Modelos de degradación de rigidez para una barra de NiTi

Como se puede observar, la metodología propuesta para la estimación del factor de daño presenta un excelente ajuste para el nitinol, aun tomando en cuenta que fue desarrollada para SMA de CuAlBe.

○ Investigación de Cruz 2010

Por otro lado, se utilizan los resultados experimentales de la investigación en alambres de SMA de CuAlBe realizada por Cruz [49] con el fin de validar los coeficientes encontrados para la aleación. En dicho estudio se analiza la respuesta de cables de SMA de CuAlBe trenzados y en paralelo ante cargas de tracción cíclica a amplitud constante y variable. Los cables son manufacturados con alambres de 0.5mm de diámetro y de composición química ligeramente distinta.

Uno de los ensayos consiste en la aplicación de 19 ciclos a deformación constante del 2.2% y a una frecuencia de carga de 1Hz de donde se obtiene la historia de módulos elásticos, observándose la degradación del módulo en cada ciclo. Sin embargo, para el análisis numérico el autor lo considera como constante. La Figura 3-45 muestra el excelente ajuste que se logra con modelo de degradación propuesto, a los resultados experimentales de Cruz, demostrándose que funciona para la aleación pese a que se tiene un diámetro de alambre y composición química distintas.

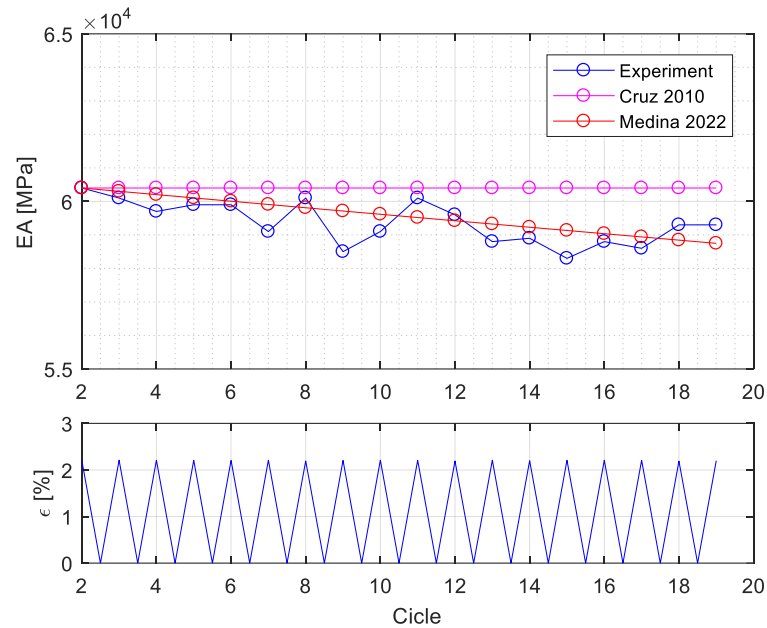


Figura 3-45. Ajuste del modelo de degradación propuesto a los resultados experimentales de Cruz [49]

3.6.2 Cuantificación de la Deformación Residual

Similar a lo que ocurre con el módulo elástico, la deformación remanente inicial es considerablemente mayor en los primeros instantes debido al efecto del primer ciclo. No obstante, mientras el módulo elástico continúa degradándose conforme se cicla el alambre, la deformación residual tiende a reducirse gradualmente con cada ciclo a una tasa similar. De tal manera, se aplica la misma metodología anteriormente descrita y se determina la tasa de reducción de $\delta\epsilon_R$ para los resultados de cada ensayo a amplitud constante ϵ_{max_i} mediante regresión lineal de las curvas; descartando el primer ciclo al considerarse que el material está previamente entrenado. A la izquierda de la Figura 3-46 se observa la historia de $\delta\epsilon_R$ de los ensayos para el tratamiento térmico C a partir del 2do ciclo, mientras que a la derecha se determina la pendiente de las curvas normalizadas a la deformación residual en el 2do ciclo $\delta\epsilon_{R1}$.

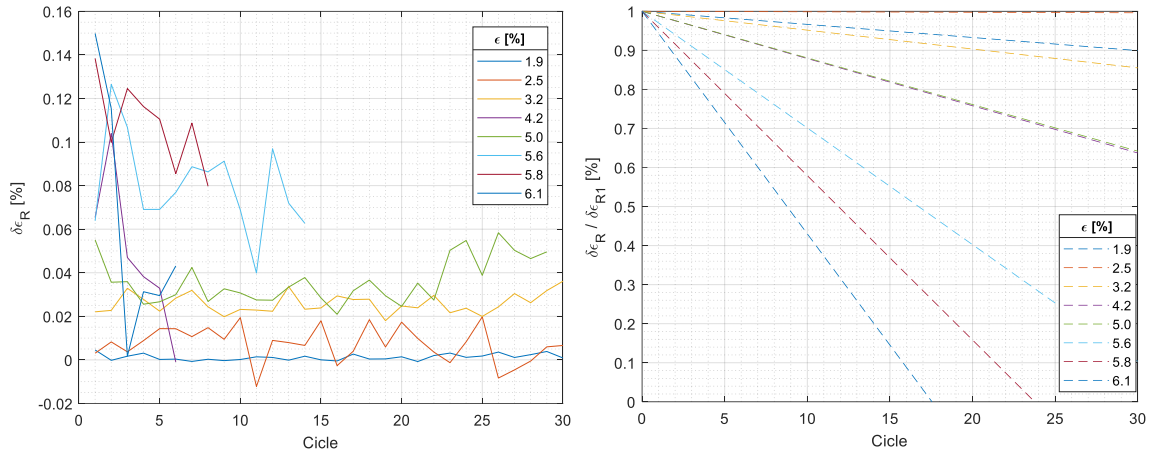


Figura 3-46. a) Historia de deformaciones residuales $\delta\epsilon_R$ b) pendiente de las curvas normalizadas $\delta\epsilon_R / \delta\epsilon_{R1}$

Si bien $\delta\epsilon_R$ aumenta conforme aumenta la deformación máxima alcanzada en el ciclo ϵ_{max} , la tasa de degradación es menor para las deformaciones más pequeñas, lo cual es análogo con lo que ocurre en el módulo elástico. En vista de que el fenómeno está correlacionado y al observarse pendientes similares, para estimar la tasa de disminución de la deformación residual $D_{\delta\epsilon_R}$, se opta por emplear la ecuación definida para D_{EA_i} y analizar el grado de ajuste (ver Figura 3-47).

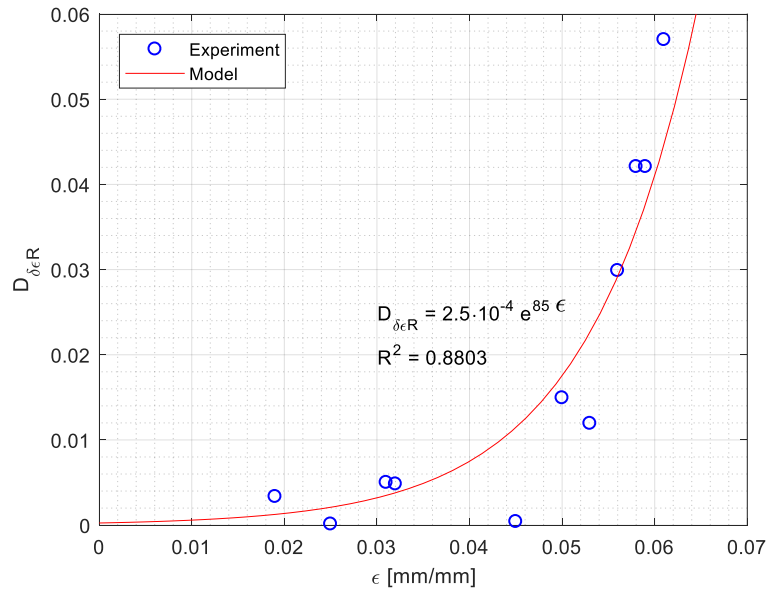


Figura 3-47. Tasa de reducción de la deformación residual $D_{\delta\epsilon_R}$ en función de la deformación máxima del ciclo ϵ_{max}

Se obtiene un coeficiente de determinación de 0.8803 lo que corrobora que el factor de reducción de la deformación residual en cada ciclo se ajusta a la ecuación:

$$D_{\delta\epsilon_R} = 2.5 \cdot 10^{-4} \cdot \exp(85 \epsilon_{max_i}) \quad 3-11)$$

Consecutivamente, es necesario establecer una relación entre la deformación residual inicial en el material entrenado (2do ciclo) y la deformación máxima en el ciclo. Luego del análisis, se determina una tendencia exponencial con una correlación de 0.8576 dada por la ecuación:

$$\delta\epsilon_{R_1} = 1.1 \cdot 10^{-5} \cdot \exp(85 \epsilon_{max_i}) \quad 3-12)$$

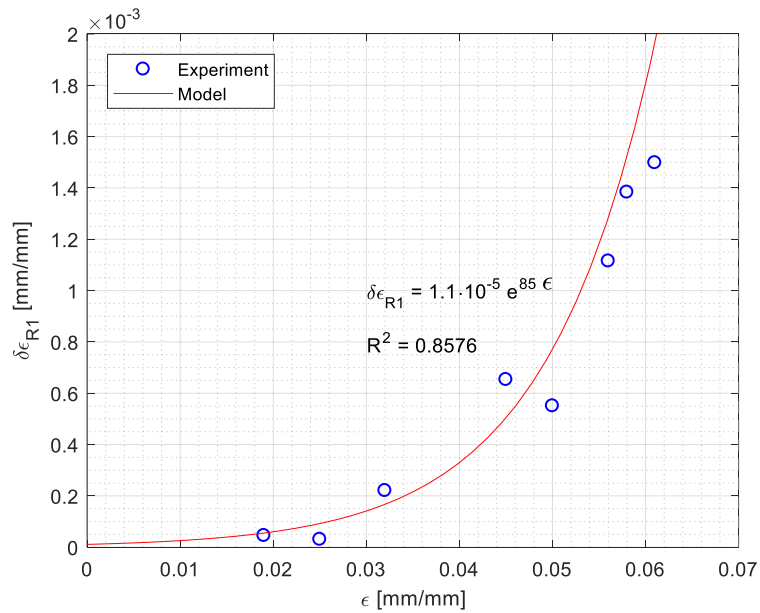


Figura 3-48. Estimación de la deformación residual inicial $\delta\epsilon_{R_1}$ en el material entrenado

Finalmente, el modelo propuesto consiste en que en cada ciclo se estime la deformación residual $\delta\epsilon_{R_i}$ con la ecuación 3-12) modificada por $D_{\delta\epsilon_R}$:

$$\delta\epsilon_{R_i} = 1.1 \cdot 10^{-5} \cdot \exp(85 \epsilon_{max_i}) \cdot (1 - D_{\delta\epsilon_R}) \quad 3-13)$$

- Validación del modelo

Para validar el modelo numérico se realiza la comparación con los resultados experimentales de la historia de deformaciones remanentes para varias amplitudes de deformación. La Figura 3-49 muestra el buen ajuste al que se llega con el modelo tanto en la deformación residual en cada ciclo, como en la acumulada al final del ensayo.

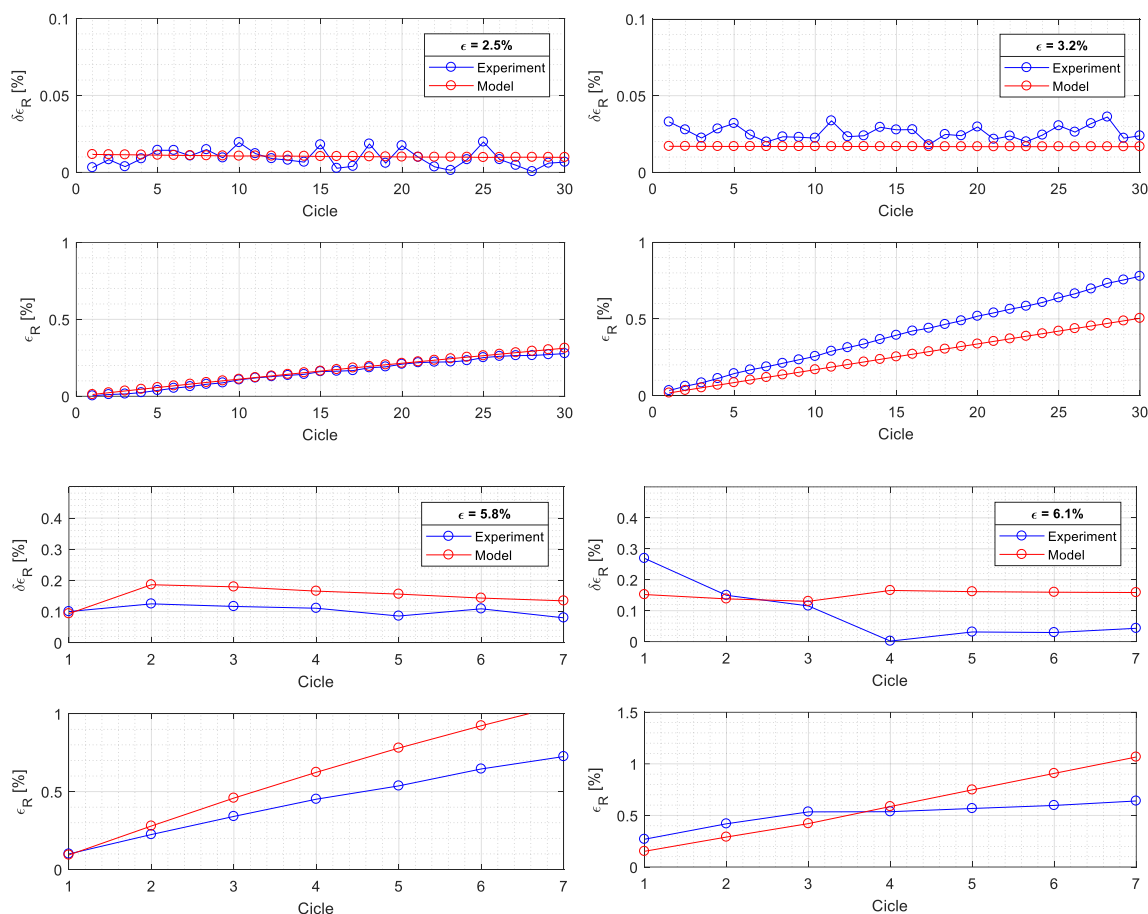


Figura 3-49. Modelo teórico vs. resultados experimentales de la deformación residual por ciclo $\delta\epsilon_R$ y acumulada ϵ_R .

- Discusión

○ Investigación de Cruz 2010

Por otro lado, se realiza una breve discusión entre el modelo propuesto y el desarrollado por Cruz [49]. El modelo que se propone para la estimación residual consiste en ajustar la historia de deformación residual a una tendencia exponencial dada por una tasa de deformación η_i , que es en función de los coeficientes A y λ obtenidos experimentalmente para cada ensayo. Luego la deformación residual en un ciclo i , se estima con la ecuación:

$$\delta\epsilon_i = \eta_i \cdot \epsilon_{max_i} \quad (3-14)$$

$$\eta_i = A \cdot e^{-\lambda \cdot i} \quad (3-15)$$

Uno de los ensayos consiste en la aplicación de 20 ciclos a deformación constante del 2% y a una frecuencia de carga de 1Hz, para el cual los autores determinan los coeficientes $A = 0.0333$ y $\lambda = 0.4474$. Luego la deformación residual acumulada en cada ciclo se la estima usando una regla de acumulación lineal. La Figura 3-50 muestra el ajuste realizado a los datos experimentales de Cruz con su modelo y con el propuesto descartando los 3 primeros ciclos (entrenamiento).

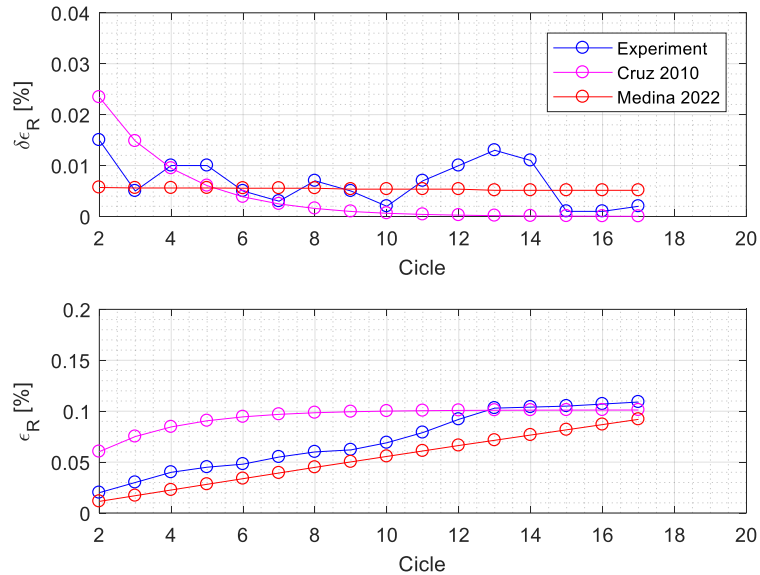


Figura 3-50. Ajuste de la deformación residual $\delta\epsilon_R$ con el modelo de Cruz [49] y el modelo propuesto.

En primer lugar, el modelo propuesto por Cruz [49] tiene la limitación de que A y λ deben ajustarse para cada experimento realizado, por lo que se tiene incertidumbre en qué valores utilizar para predecir la respuesta del alambre ante un protocolo de carga que no se ha ensayado. Adicionalmente, el modelo estima que la deformación residual cae inmediatamente a cero luego de un par de ciclos. Esto induce a que se subestime la deformación remanente acumulada.

Por otro lado, a pesar de que en este estudio se utilizó un alambre cuyo diámetro y composición química difieren, el modelo propuesto se ajusta razonablemente a los resultados experimentales de Cruz, estimando un $\delta\epsilon_i$ cercano a la media y que disminuye gradualmente lo cual resulta en una deformación remanente acumulada similar al experimento.

3.6.3 Cuantificación de la degradación de resistencia

A medida que se cicla el alambre, σ_{Ms} decrece por lo que la transformación se produce a esfuerzos cada vez menores. A su vez, se ha observado que σ_{Af} también se degrada por lo que el lazo de histéresis tiende a desplazarse hacia abajo. Sin embargo, la curva siempre se orienta a alcanzar el esfuerzo máximo del ciclo anterior, incrementándose la pendiente de transformación

directa, con lo que σ_{Mf} y σ_{As} se mantienen relativamente constantes. En consecuencia, en esta sección se cuantifica numéricamente el fenómeno a fin de considerarlo en la ley constitutiva.

Para ello, se estudia la historia de σ_{Ms} y σ_{Af} para los ensayos a 23°C a distintas deformaciones con el fin de observar su degradación y establecer relaciones que la representen. Se determina una disminución lineal en ambos esfuerzos. La Figura 3-51 ilustra lo comentado.

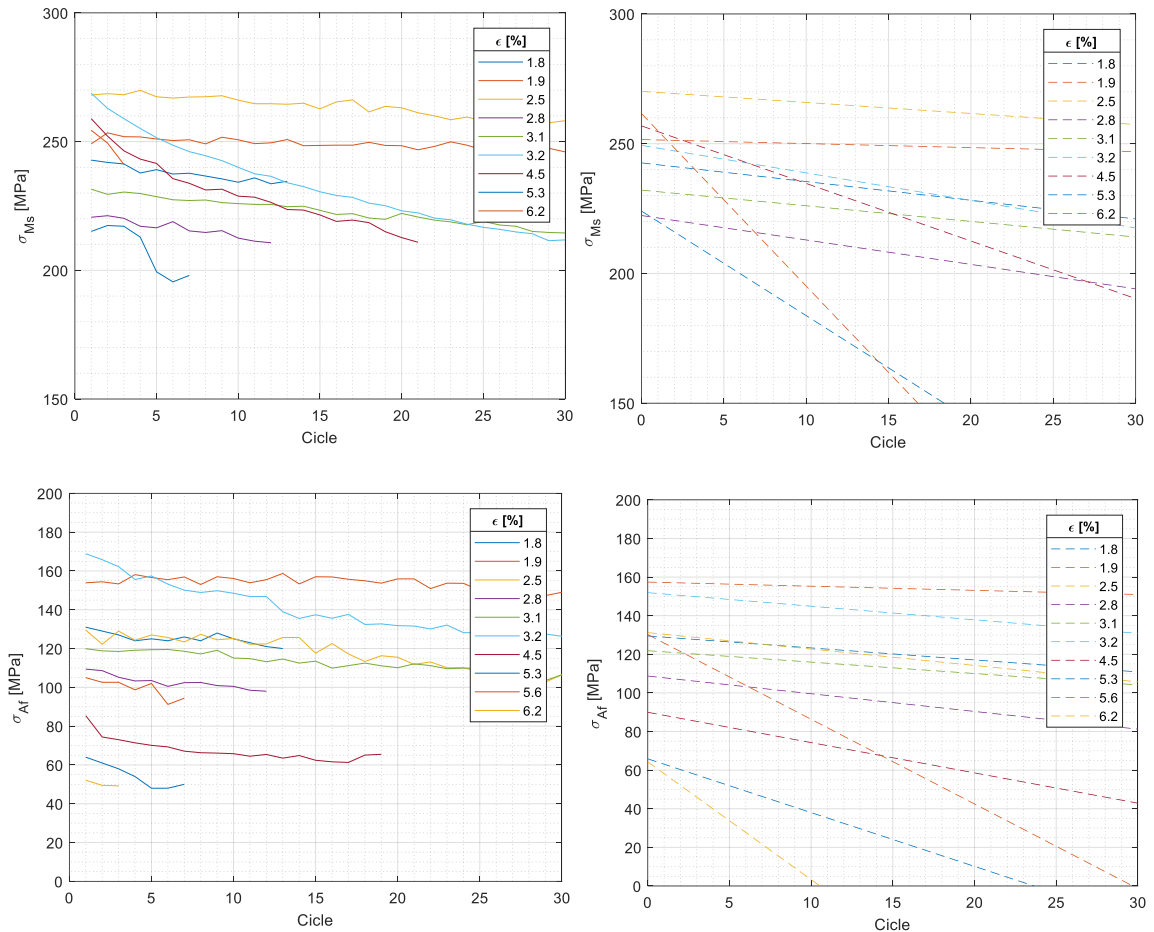


Figura 3-51. Historia de degradación de resistencia: σ_{Ms} , σ_{As} y pendiente de las curvas.

Siguiendo con la metodología anterior, se agrupan las pendientes de cada curva correspondientes a una determinada deformación y mediante ajuste estadístico se obtienen las ecuaciones que definen los factores de degradación $D_{\sigma Ms}$ y $D_{\sigma Af}$. Los resultados muestran que la tendencia es de tipo exponencial y que ambos factores pueden ser estimados con la misma ecuación, obteniéndose coeficientes de determinación de $R^2 = 0.9366$ y $R^2 = 0.8733$ respectivamente. La Figura 3-52 muestra el ajuste realizado.

$$D_{\sigma Ms} = 0.04 \cdot \exp(85 \epsilon_{max}) \quad 3-16)$$

$$D_{\sigma Af} = 0.04 \cdot \exp(85 \epsilon_{max}) \quad 3-17)$$

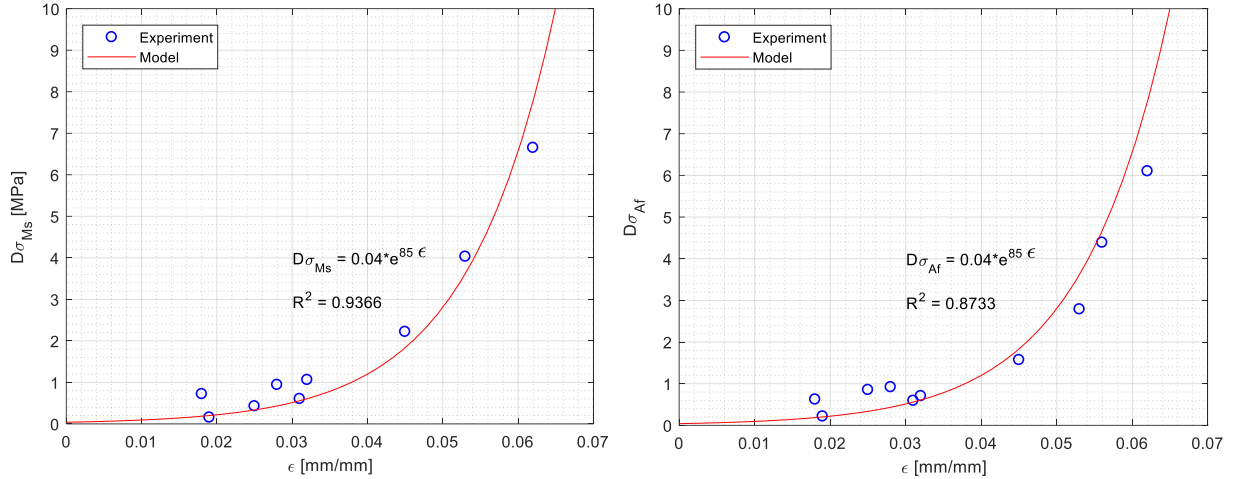


Figura 3-52. Factores de reducción de resistencia $D_{\sigma Ms}$ y $D_{\sigma Af}$ en función de la deformación máxima del ciclo ϵ_{max}

A diferencia de D_{EA} que se mide en porcentaje, $D_{\sigma Ms}$ y $D_{\sigma Af}$ están expresados directamente en unidades de esfuerzo. Esto debido a que la degradación de σMs y σAf es similar en valores de esfuerzo, pero en proporción son diferentes debido a que $\sigma Ms > \sigma Af$; por lo tanto, para mayor simplicidad se adopta el mismo factor de degradación $D_{\sigma i}$ en valores de esfuerzo. En consecuencia, los esfuerzos de transformación para el ciclo subsiguiente se pueden estimar con las ecuaciones:

$$\sigma Ms_{i+1} = \sigma Ms_i - D_{\sigma i} \quad 3-18)$$

$$\sigma Mf = Constante \quad 3-19)$$

$$\sigma As = Constante \quad 3-20)$$

$$\sigma Af_{i+1} = \sigma Af_i - D_{\sigma i} \quad 3-21)$$

- Validación del modelo

El modelo numérico se valida con los resultados experimentales de la historia de los esfuerzos de transformación σMs y σAf a distintas deformaciones. La Figura 3-53 muestra que la predicción se ajusta en gran medida a la experimentación para ambos esfuerzos.

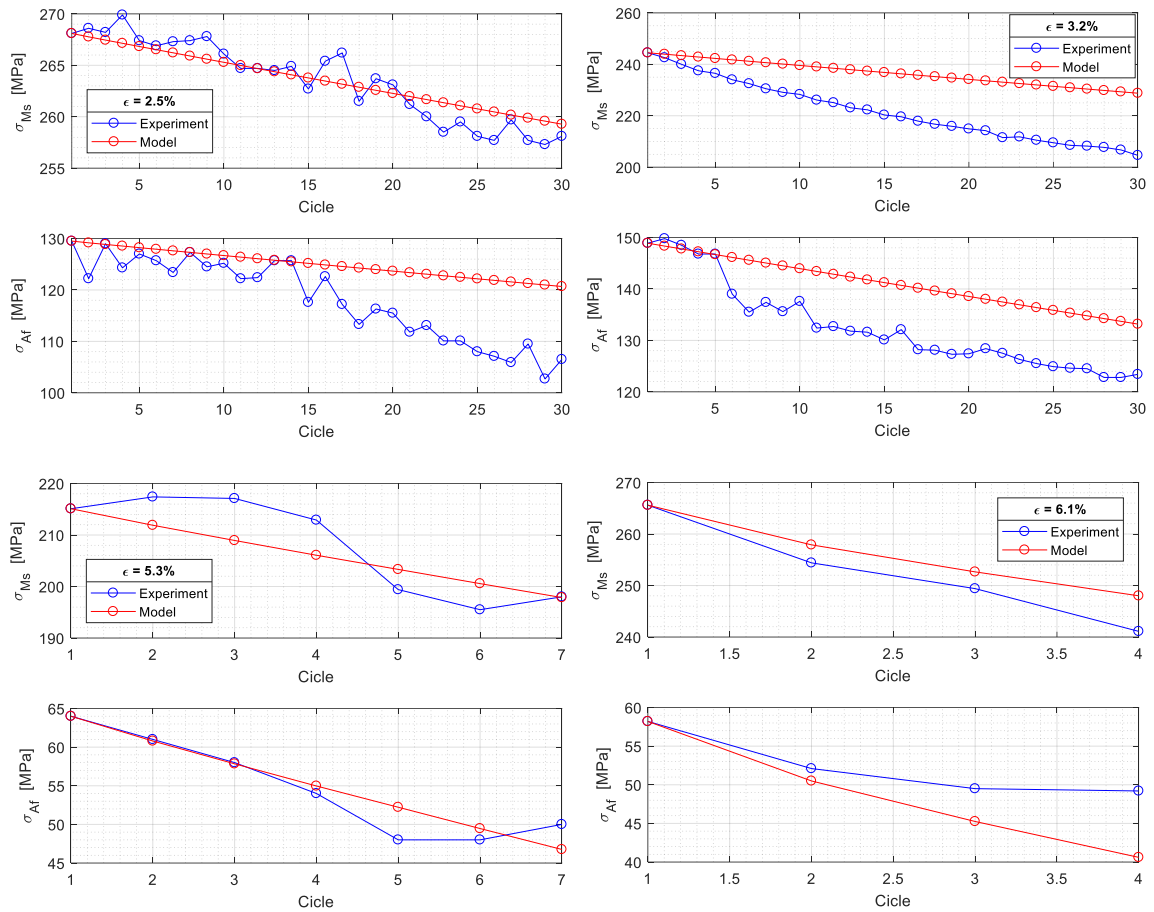


Figura 3-53. Ajuste del modelo teórico a los resultados experimentales de la historia de esfuerzos de transformación σ_{Ms} y σ_{Af}

- Discusión

○ Investigación de Cruz 2010

Asimismo, el modelo se prueba con los resultados experimentales del estudio de Cruz [49] para una probeta de alambres en paralelo de SMA de CuAlBe ciclada al 2% de deformación. En la investigación se tabulan los valores de σ_{Ms} para cada uno de los 20 ciclos aplicados. No se detalla el cálculo de σ_{Af} , en consecuencia, no se analiza este parámetro. Se toman los datos a partir del tercer ciclo con el fin de considerar el rango en el que la degradación es gradual y descartar fenómenos atípicos como el efecto del primer ciclo. Pese a que se trata de una aleación con proporciones elementales diferentes a la estudiada, la Figura 3-54 muestra que se logra gran precisión en el ajuste. Cabe anotar, que para efectos de la ley constitutiva el autor de este estudio considera a σ_{Ms} como constante.

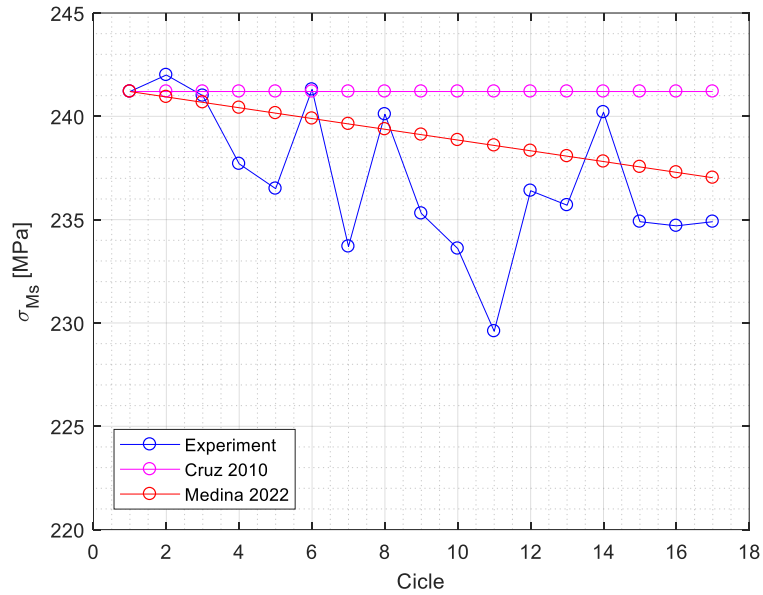


Figura 3-54. Ajuste del modelo de degradación de σ_{Ms} a los resultados experimentales de Cruz [49].

3.6.4 Ley constitutiva propuesta

El modelo propuesto se basa en la ley constitutiva multilineal de Motahari et al. [45] modificado por Beltrán et al. [14], considerando la degradación de resistencia y rigidez por ciclo además de la deformación residual. En primer lugar, se define el modelo de degradación de la siguiente manera:

La rigidez E_A disminuye en cada ciclo mediante el factor de degradación D_{EA} que depende de la máxima deformación alcanzada ϵ_{max_i} .

$$E_{A_{i+1}} = E_{A_i} \cdot (1 - D_{EA_i}) \quad 3-22$$

$$D_{EA_i} = c_1 \cdot \exp(c_2 \cdot \epsilon_{max_i}) \quad 3-23$$

Para aleaciones de memoria de forma de CuAlBe los factores c_1 y c_2 pueden tomarse como $c_1 = 2.5 \cdot 10^{-4}$ y $c_2 = 85$. Para definir los factores para otras aleaciones se recomienda seguir la metodología expuesta previamente.

La degradación de resistencia está definida por el factor D_{σ_i} aplicado a σ_{Ms} y σ_{Af} , mientras que σ_{Mf} y σ_{As} se los considera constantes. De igual manera, D_{σ_i} es función de ϵ_{max_i} .

$$\sigma_{Ms_{i+1}} = \sigma_{Ms_i} - D_{\sigma_i} \quad 3-24)$$

$$\sigma_{Af_{i+1}} = \sigma_{Af_i} - D_{\sigma_i} \quad 3-25)$$

$$D_{\sigma_i} = c_3 \cdot \exp(c_2 \cdot \epsilon_{max_i}) \quad 3-26)$$

Para SMA de CuAlBe $c_3 = 1.1 \cdot 10^{-5}$. Para definir el factor para otras aleaciones se recomienda seguir la metodología expuesta previamente.

El diferencial de deformación residual en cada ciclo $\delta\epsilon_{R_i}$ es función del número de ciclo n y del factor de degradación $D_{\delta\epsilon R}$ que al estar estrechamente relacionado con la degradación de rigidez es igual a D_{EA} . Luego la deformación residual ϵ_{R_i} es igual a la suma algebraica de $\delta\epsilon_{R_i}$.

$$\delta\epsilon_{R_i} = c_4 \cdot \exp(c_2 \cdot \epsilon_{max_i}) \cdot (1 - D_{\delta\epsilon R}) \quad 3-27)$$

$$D_{\delta\epsilon R} = c_1 \cdot \exp(c_2 \cdot \epsilon_{max_i}) \quad 3-28)$$

$$\epsilon_{R_i} = \sum_{i=1}^n \delta\epsilon_{R_i} \quad 3-29)$$

Para SMA de CuAlBe $c_4 = 2.5 \cdot 10^{-4}$. Para definir el factor para otras aleaciones se recomienda seguir la metodología expuesta previamente.

Una vez definido el modelo de degradación, un ciclo de carga y descarga cuando se completan las transformaciones está dado por las siguientes ecuaciones, donde el subíndice i significa que el parámetro varía con cada ciclo.

- Carga

$$\forall \epsilon \leq \epsilon_{Ms} \text{ Austenita: } \sigma = E_{A_i} \cdot \epsilon \quad 3-30)$$

$$\forall \epsilon_{Ms} \leq \epsilon \leq \epsilon_{Mf} \text{ } A \rightarrow M: \sigma = \sigma_{Ms_i} + \frac{\sigma_{Mf} - \sigma_{Ms_i}}{\epsilon_{Mf_i} - \epsilon_{Ms_i}} (\epsilon - \epsilon_{Ms_i}); \quad 3-31)$$

$$\forall \epsilon > \epsilon_{Mf} \text{ Martensita: } \sigma = E_M \epsilon; \quad 3-32)$$

- **Descarga**

$$\forall \epsilon > \epsilon_{As} \text{ Martensita: } \sigma = \sigma_{Mf} + E_M(\epsilon - \epsilon_{Mf_i}); \quad 3-33)$$

$$\forall \epsilon_{Af} \leq \epsilon \leq \epsilon_{As} \text{ } M \rightarrow A: \quad \sigma = \sigma_{As} + \frac{\sigma_{Af_i} - \sigma_{As}}{\epsilon_{Af_i} - \epsilon_{As_i}}(\epsilon_{As_i} - \epsilon); \quad 3-34)$$

$$\forall \epsilon \leq \epsilon_{Ms} \text{ Austenita: } \sigma = E_{A_{i+1}} \cdot \epsilon \quad 3-35)$$

La Figura 3-55a muestra la histéresis banderada en condiciones ideales donde los parámetros son constantes por lo que no existe degradación ni deformación residual. Si se consideran estos últimos la Figura 3-55b define el modelo. La carga inicia desde el origen con propiedades iniciales i hasta que se completa el proceso de transformación directa. Al descargarse se tiene una deformación residual ϵ_{R_i} . El último tramo de descarga está definido por la rigidez del siguiente ciclo $E_{A_{i+1}}$ que se interseca con la pendiente de transformación inversa a una deformación correspondiente al fin de la austenita considerando la deformación residual ϵ_{AfR_i} dada por la ecuación:

$$\epsilon_{AfR_i} = \frac{E_{A_{i+1}} \cdot \epsilon_{R_i} + \sigma_{Af_i} - E_4 \cdot \epsilon_{Af_i}}{E_{A_{i+1}} - E_4} \quad 3-36)$$

$$E_4 = \frac{\sigma_{As} - \sigma_{Af_i}}{\epsilon_{As_i} - \epsilon_{Af_i}} \quad 3-37)$$

Después de que se completa el ciclo, las deformaciones de transformación se desplazan hacia la derecha debido a la degradación y deformación residual:

$$\epsilon_{Ms_{i+1}} = \frac{\sigma_{Ms_{i+1}}}{E_{A_{i+1}}} + \epsilon_{R_{i+1}} \quad 3-38)$$

$$\epsilon_{Mf_{i+1}} = \epsilon_{Mf_i} + \delta \epsilon_{R_{i+1}} + \left(\frac{\sigma_{Ms_{i+1}}}{E_{A_{i+1}}} - \frac{\sigma_{Ms_i}}{E_{A_i}} \right) \quad 3-39)$$

$$\epsilon_{As_{i+1}} = \epsilon_{As_i} + \delta \epsilon_{R_{i+1}} + \left(\frac{\sigma_{Ms_{i+1}}}{E_{A_{i+1}}} - \frac{\sigma_{Ms_i}}{E_{A_i}} \right) \quad 3-40)$$

$$\epsilon_{Af_{i+1}} = \frac{\sigma_{Af_{i+1}}}{E_{A_{i+1}}} + \epsilon_{R_{i+1}} \quad 3-41)$$

Para el siguiente ciclo $i + 1$ los esfuerzos de transformación σ_{Ms} y σ_{Af} se calculan con las ecuaciones 3-24) y 3-25) respectivamente y la histéresis queda denotada por la Figura 3-55c.

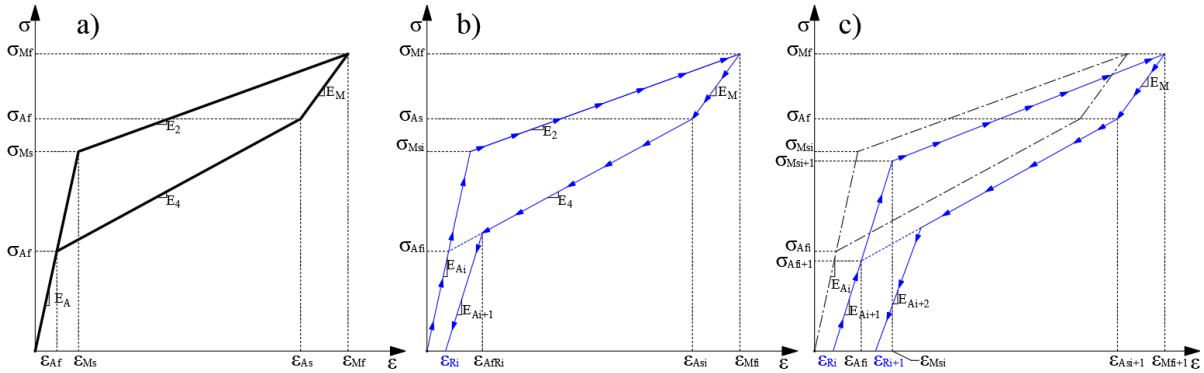


Figura 3-55. Ley constitutiva para SMA considerando degradación de rigidez y resistencia.

Por otra parte, si la descarga se produce antes de completarse la transformación directa se tienen 2 escenarios: cuando $\sigma_{max} \leq \sigma_{Ms_i}$ la rigidez de descarga corresponde a E_{24} que conecta a ϵ_{max_i} con ϵ_{AfR_i} y se determina con la ecuación:

$$E_{24_i} = \frac{\sigma_{max_i} - \sigma_{Af_i}}{\epsilon_{max_i} - \epsilon_{Af_i}} \quad 3-42)$$

En este caso, ϵ_{AfR_i} se determina con la ecuación 3-36) reemplazando E_4 por E_{24} (ver Figura 3-56a). El segundo escenario ocurre si la descarga inicia cuando $\sigma_{max} > \sigma_{Ms_i}$, en ese caso la rigidez puede determinarse a partir de una interpolación entre el módulo de la austenita y martensita [45]:

$$E_{m_i} = \frac{E_M E_{A_{i+1}}}{xD \cdot (E_{A_{i+1}} - E_M) + E_M} \quad 3-43)$$

$$xD = \frac{\epsilon_{max_i} - \epsilon_{Ms_i}}{\epsilon_{Mf_i} - \epsilon_{Ms_i}} \quad 3-44)$$

La curva se descarga con esa trayectoria hasta que $\sigma > \sigma_{Af}$ a partir de la cual continúa con una pendiente E_{42} que se calcula con la expresión:

$$E_{42_i} = \frac{\sigma_{As} - \sigma_{Af_i}}{\epsilon_{As_i} - \epsilon_{Af_i}} \quad 3-45)$$

En este caso, ϵ_{AfR_i} se determina con la ecuación 3-36) reemplazando E_4 por E_{42} (ver (Figura 3-56b)).

Finalmente, si la recarga se produce antes de que se complete la transformación inversa, la rigidez equivale a una interpolación entre los módulos de la martensita y austenita calculada con la expresión 3-43) reemplazándose x_D por x_R dado por la ecuación:

$$x_R = \frac{\epsilon_{ASi} - \epsilon_{mini}}{\epsilon_{ASi} - \epsilon_{Afi}} \quad 3-46)$$

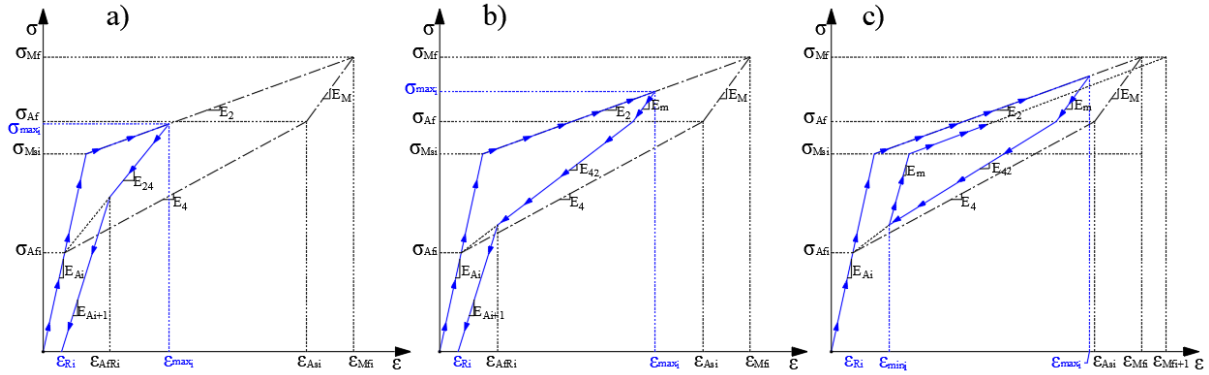


Figura 3-56. Escenarios de descarga y recarga antes de completarse las transformaciones

- Validación del modelo

La ley constitutiva se aplica a uno de los ensayos realizado a amplitud de deformación variable con la siguiente secuencia: 3 ciclos al 5.5%, 5 ciclos al 3.5% y 70 ciclos al 2.5%. Los valores de los parámetros que definen las propiedades mecánicas para este ensayo se exhiben en la Tabla 3-10.

Tabla 3-10. Propiedades mecánicas iniciales para la validación del modelo

σ_{Ms} [MPa]	E_A [MPa]	k_2	ϵ_{Mf}
285.0	35500.0	0.085	0.065
σ_{As} [MPa]	E_M [MPa]	σ_{Af} [MPa]	Degradación
240.0	8000.0	140.0	$E_A, \sigma_{Ms}, \sigma_{Af}, \epsilon_R$

La respuesta cíclica se muestra en la Figura 3-57 para los 35 primeros ciclos descartando el 1er ciclo.

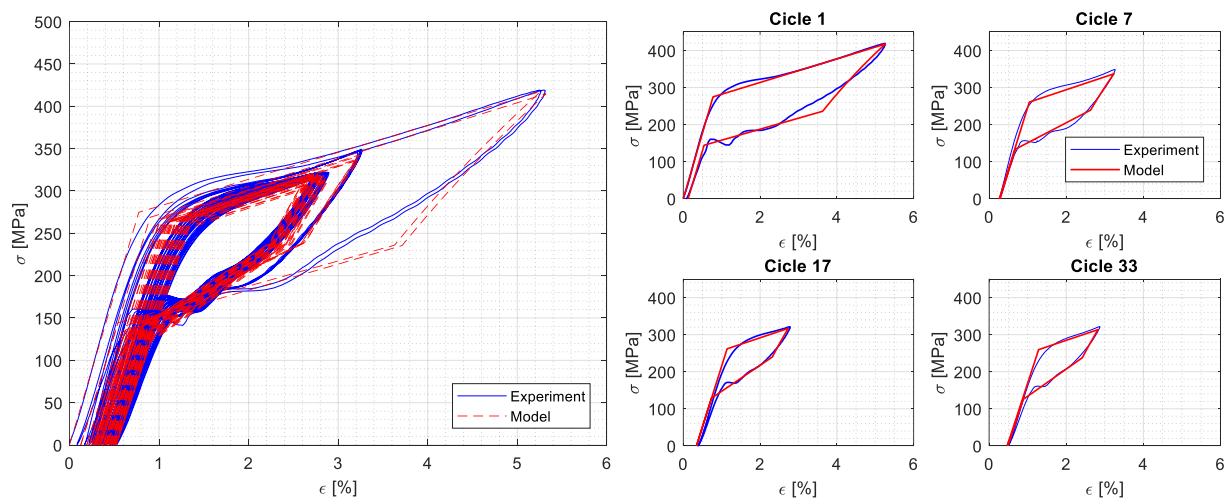


Figura 3-57. Validación de la ley constitutiva propuesta para SMA de CuAlBe: Respuesta cíclica.

Se observa el excelente ajuste al que se llega con el modelo. En la Figura 3-58 se demuestra que se logra predecir con gran precisión la degradación de la rigidez elástica, así como la evolución de la deformación residual; por lo que al final de los 35 ciclos los errores de E_A y ϵ_R son de 0.4% y 1.6% respectivamente.

Por otro lado, la Figura 3-59 ilustra la comparación de energía y amortiguamiento entre el experimento y la predicción. La energía de deformación elástica se predice con gran exactitud para todas las deformaciones. En cuanto a la energía disipada, el modelo la subestima ligeramente para los ciclos a deformación del 3.5%, lo cual ocasiona una ligera diferencia en el factor de amortiguamiento estimado. Sin embargo, el error en términos de ξ al ciclo 35 es del 4.4%.

Asimismo, al analizar la degradación de resistencia en la Figura 3-60 se demuestra que el modelo la predice correctamente. La mayor diferencia se da para la deformación del 3.5%, sin embargo, en el caso de σ_{M_s} al final del ciclo 35 se tiene un error del 2.1% mientras que para σ_{A_f} es del 1.8%.

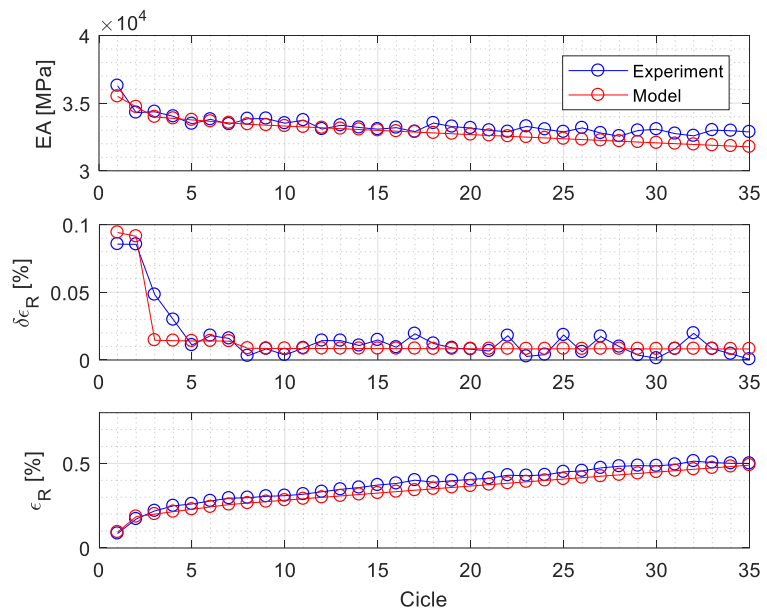


Figura 3-58. Validación de la ley constitutiva propuesta para SMA de CuAlBe: Rigidez y deformación residual

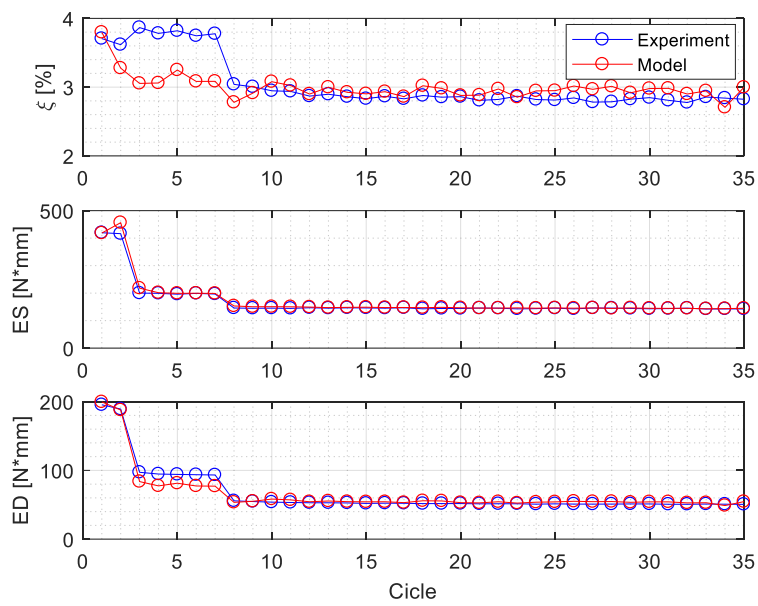


Figura 3-59. Validación de la ley constitutiva propuesta para SMA de CuAlBe: Energía y amortiguamiento

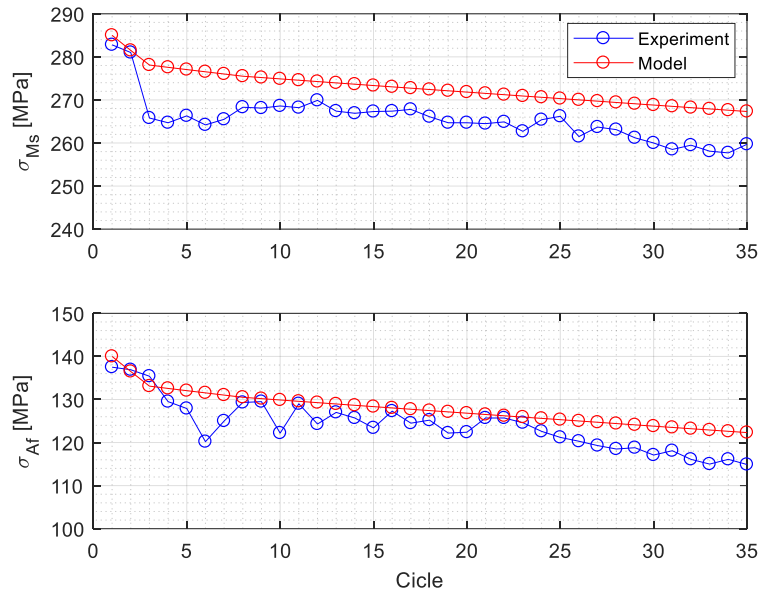


Figura 3-60. Validación de la ley constitutiva propuesta para SMA de CuAlBe: Resistencia

- Discusión

○ Investigación de Sameallah 2010

En el estudio realizado por Sameallah et al. [92] se analiza la respuesta cíclica de alambres de 2mm de SMA de 87% wt.Cu – 11% wt.Al – 2% wt.Be policristalino, con el fin de proponer una fórmula que evalúe directamente la energía disipada para valores máximos y mínimos de esfuerzos aplicados. Al material se le aplica un tratamiento térmico consistente en calentarlo a 650°C durante 20min en atmósfera controlada y un proceso de templeado en agua hirviendo durante 1h.

Uno de los ensayos consiste en la aplicación de 33 ciclos a un alambre de 60mm de longitud, a una frecuencia de carga de 3Hz. El ensayo es controlado por fuerza por lo que los esfuerzos máximos y mínimos aplicados son de 19MPa y 225MPa respectivamente. Esto induce a una deformación máxima de entre 1.4% y 1.6%. Los módulos elásticos calculados corresponden a $E_A = 60GPa$, $E_M = 19.5GPa$. Los autores reportan los ciclos 1, 10 y 33 considerados como la respuesta inicial, transiente y asintótica, respectivamente. En la evaluación numérica de la respuesta emplean un modelo termomecánico completamente acoplado propuesto por Kadkhodaei et. al. [93].

La Figura 3-61 muestra la comparación de la respuesta experimental con el modelo numérico empleado por Sameallah y el propuesto en la presente investigación. Para este último, las propiedades mecánicas han sido calibradas al primer ciclo del experimento y se han utilizado los coeficientes de degradación $c_1 - c_4$ determinados en este documento.

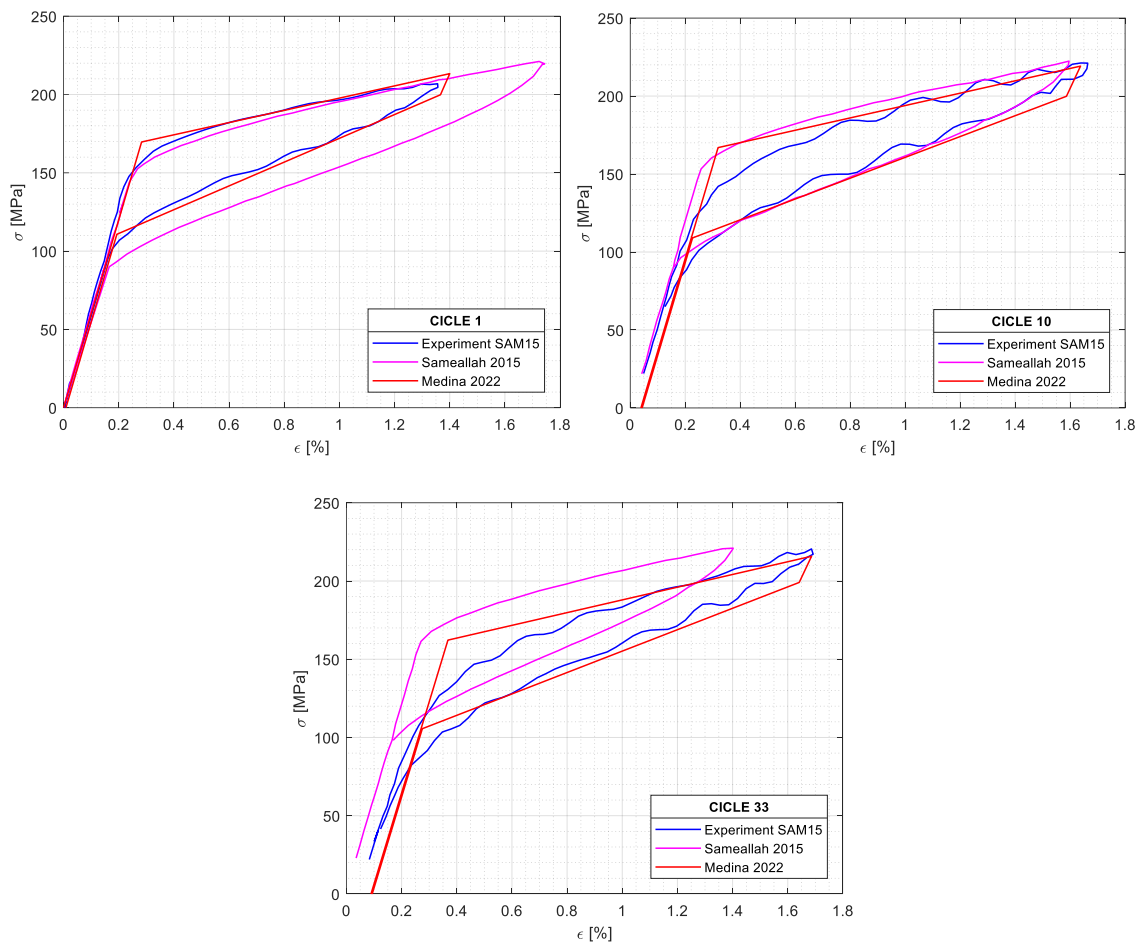


Figura 3-61. Respuesta experimental Sameallah et. al. [92] vs modelos teóricos: Ciclos de histéresis

A priori es importante recalcar que, aunque ambos modelos numéricos tienen naturaleza distinta (termomecánico y fenomenológico) presentan un ajuste aceptable a los datos experimentales. Se observa que a pesar de que el modelo aquí propuesto ha sido calibrado para una aleación de composición química ligeramente distinta a la empleada por Sameallah, predice con gran aproximación la degradación de los lazos de histéresis, a diferencia del modelo termodinámico que captura la deformación residual pero no así la degradación de propiedades.

En la Figura 3-62 se realiza un análisis comparativo de las propiedades mecánicas en los ciclos 1, 10, 33. En el caso de E_A se observa que la experimentación exhibe una degradación mayor a lo que predicen ambos modelos, sin embargo, el margen de error del 6% es aceptable. En cuanto a la deformación residual acumulada ϵ_R , se observa la estimación con el modelo propuesto está ligeramente por encima del resultado experimental. Esto puede deberse a que la aleación contiene distinto porcentaje de berilio. En este caso, se podrían recalibrar los coeficientes c_1 , c_2 y c_4 para un mejor ajuste a esta aleación.

Por otra parte, es evidente que el modelo termomecánico no es capaz de reproducir la degradación de la resistencia, por lo que σ_{Ms} y σ_{Af} permanecen constantes. Mientras tanto, el modelo propuesto si la reproduce captura con aceptable aproximación, en donde el error al ciclo 33 es de 6.8% y 4.7% respectivamente.

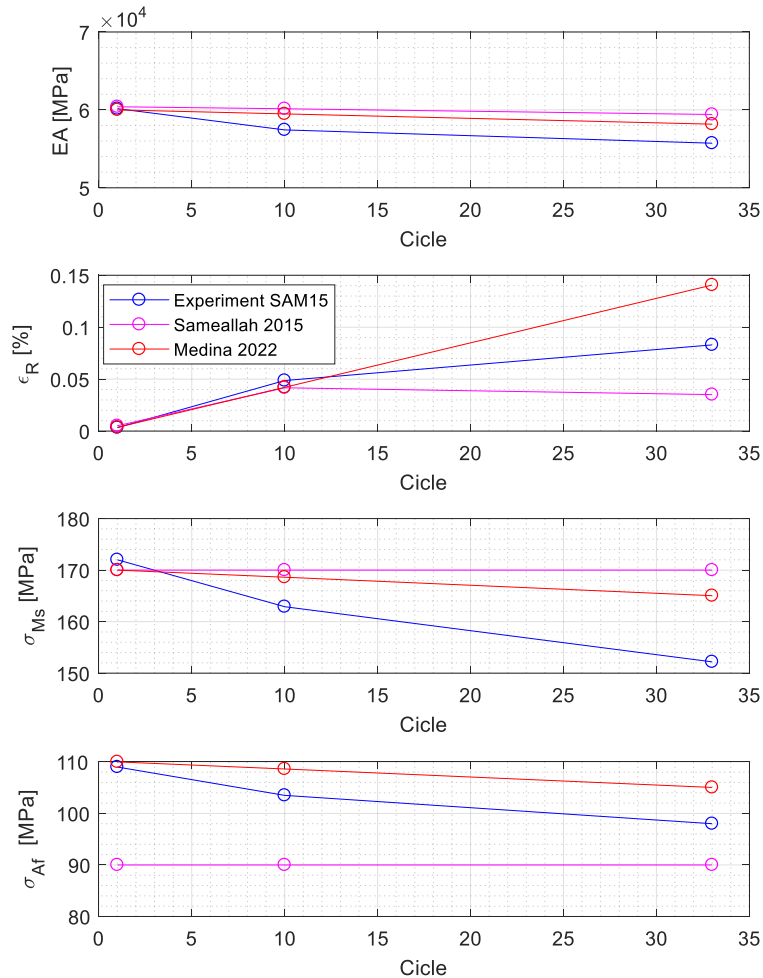


Figura 3-62. Respuesta Sameallah et. al. [92] vs modelos teóricos: Degradación de propiedades.

Finalmente, la Figura 3-63 muestra la comparación en términos de energía y amortiguamiento. El modelo termomecánico reproduce curvas de histéresis más amplias de lo observado experimentalmente, por lo que la energía disipada en general es considerablemente mayor en todos los ciclos. Asimismo, la deformación máxima ϵ_{max} alcanzada en cada ciclo no se estima correctamente con este modelo, por lo que la energía de deformación elástica es sobreestimada en el primer ciclo, y subestimada en los ciclos subsiguientes. Esto desprende en que el factor de amortiguamiento estimado es hasta 1.8 veces mayor.

Por otro lado, el modelo propuesto en este trabajo estima de manera muy precisa la energía elástica y disipada, por lo que el error en el factor de amortiguamiento al ciclo 33 es prácticamente nulo.

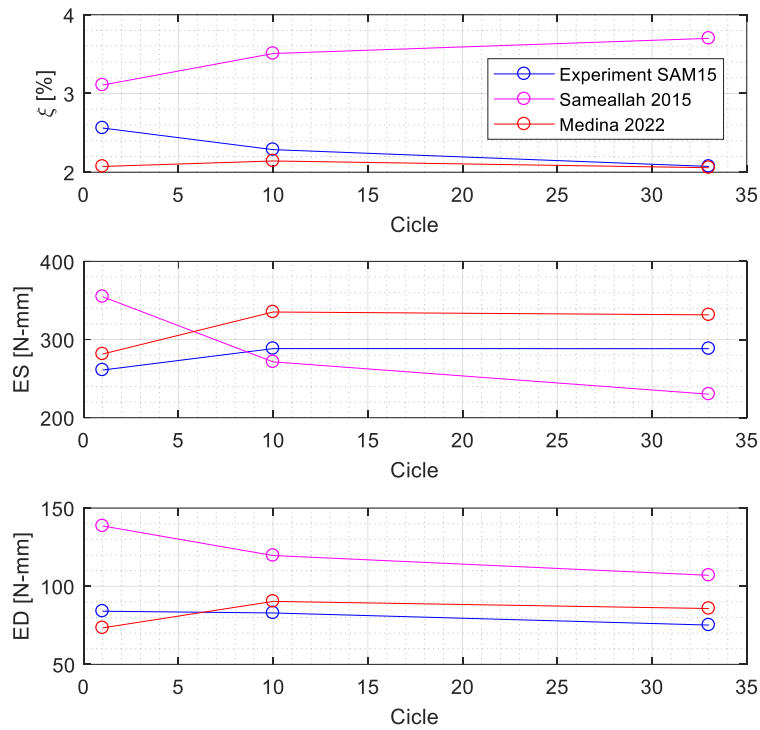


Figura 3-63. Respuesta Sameallah et. al. [92] vs modelos teóricos: Degradación de propiedades.

3.7 Contribución al estado del arte

En esta sección se determina que el tratamiento térmico óptimo que maximiza las propiedades superelásticas para un alambre de 1.4mm de SMA de CuAlBe se obtiene calentando al material a 750°C durante 30 minutos, con lo que se alcanza un tamaño de grano medio de 300µm. Dicho tratamiento permite que el material: permanezca entrenado; desarrolle ciclos de histéresis estables; mantenga la deformación residual despreciable; y, se controle la degradación para un rango de temperatura de trabajo de 0°C a 40°C. Adicionalmente, se propone un modelo de fatiga de bajos ciclos basado en la relación de Coffin – Manson para estimar la vida útil a la fatiga en el rango de temperatura mencionado. Finalmente, a partir de desarrollar modelos de degradación, se propone una ley constitutiva multilínea tipo bandera que incorpora la degradación de rigidez y resistencia, y la deformación residual obtenida en cada ciclo. Este modelo orientado a aplicaciones ingenieriles es aplicable a toda aleación, material, o elemento, cuyo comportamiento cíclico esté descrito por una histéresis banderada. En síntesis, se da cumplimiento al objetivo 1 de la investigación.

Capítulo 4

4. Análisis paramétrico de Cables de SMA CuAlBe

4.1 Estabilidad de los Modelos de Cable

En primera instancia, es necesario discutir las consideraciones de los modelos de cables descritos en la sección 2. Para estos modelos linealizados, la matriz de rigidez de un cable está definida por \mathbf{K}_C (ecuación 2-1), donde en la diagonal principal se ubican los términos: $k_{\epsilon\epsilon}$ que corresponde a la rigidez axial del cable y $k_{\phi\phi}$ que corresponde a la rigidez torsional. Los términos fuera de la diagonal $k_{\epsilon\phi}$ y $k_{\phi\epsilon}$ representan el acoplamiento entre los esfuerzos de tracción y torsión.

$$\mathbf{K}_C = \begin{bmatrix} k_{\epsilon\epsilon} & k_{\epsilon\phi} \\ k_{\phi\epsilon} & k_{\phi\phi} \end{bmatrix} \quad 4-1)$$

Por lo tanto, se inicia analizando las diferencias en los términos de la matriz de rigidez de calculados para un cable de 1 sola capa de 6 alambres con núcleo central (1x7). El cable se compone del alambre de SMA de CuAlBe de 1.4mm cuyas propiedades se discuten en la sección 3. El ángulo de trenzado medido desde el eje longitudinal del cable θ se varía desde 0° hasta 45° , lo cual guarda relación con el rango comúnmente utilizado en la manufactura de cables. Se discuten los modelos de: Hruska (HRU 57) [53], McConnell & Zemke (MCZ 82) [54], Knapp (KNA 79) [56] y Kumar & Cochran (KUM 87) [58].

A primera vista, es notable que la rigidez axial de un cable $k_{\epsilon\epsilon}$ (Figura 2-1a) decrece a medida que el ángulo de trenzado aumenta, mientras que la rigidez torsional $k_{\phi\phi}$ (Figura 2-1d) incrementa. En cuanto a la rigidez axial $k_{\epsilon\epsilon}$, los modelos arrojan valores similares en un rango de 1° - 7.5° , a partir del cual $k_{\epsilon\epsilon}$ decrece en los modelos que consideran el efecto Poisson. En el caso de KUM 87 la rigidez estimada es menor dado que considera la reducción del radio de todos los elementos que componen el cable, mientras que KNA 79 considera que solo el núcleo reduce su radio por la presión de las capas externas.

Al analizar la rigidez torsional del cable $k_{\phi\phi}$, se observa que el modelo HRU 57 tiende a subestimarla, dado que considera únicamente el aporte de la rigidez torsional del núcleo a la rigidez del cable. Este efecto es especialmente notable para ángulos de trenzado bajos. Los otros modelos

predicen valores similares para ángulos menores a 20° . En cuanto a los términos fuera de la diagonal (Figura 2-1b, c), se observa que HRU 57 y MCZ 82 estiman matrices de rigidez simétricas, lo cual significa que una fuerza aplicada en condiciones de rotación libre es igual a un momento aplicado en condiciones de desplazamiento axial libre. Cabe indicar que el acoplamiento entre fuerzas de tracción y torsión es mayor a medida que el ángulo de trenzado incrementa hasta cierto límite después del cual decrece. La diferencia sustancial entre los modelos está en el término que considera la deformación axial debida al momento $k_{\phi\epsilon}$, que para KNA 79 y KUM 87 difiere de $k_{\phi\epsilon}$ lo que genera una matriz de rigidez asimétrica. En general, el efecto Poisson hace que el acoplamiento sea menor especialmente para ángulos de trenzado menores. Estas diferencias en la consideración de la matriz de rigidez del cable hacen que la predicción de la fuerza y momento para una misma configuración sea distinta dependiendo del modelo que se aplique.

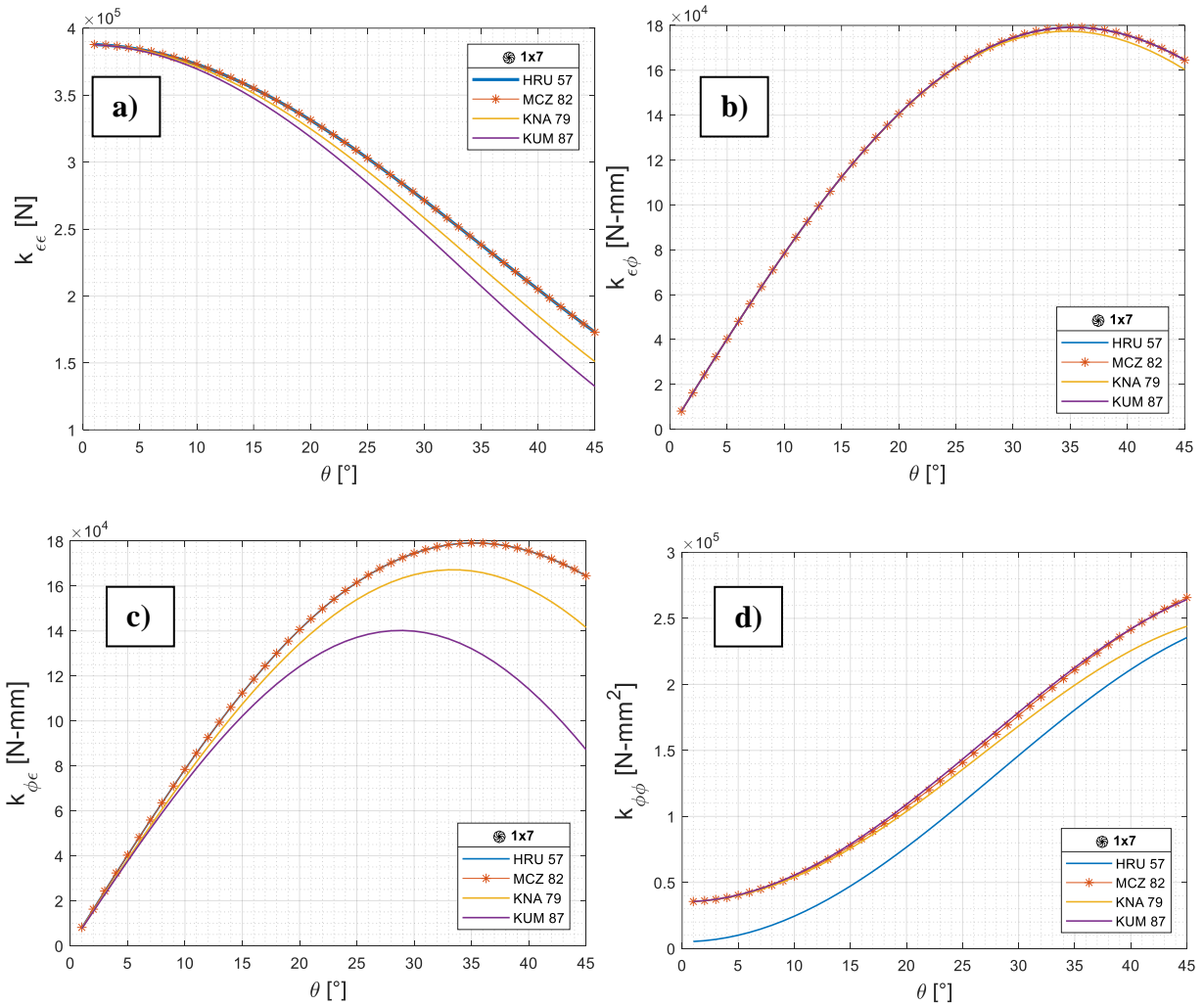


Figura 4-1. Variación de los términos de la matriz de rigidez de un cable 1x7 en función del ángulo de trenzado

Por otro lado, es importante analizar la estabilidad numérica de los modelos en vista de que algunos de ellos desprenden matrices de rigidez asimétricas. Una de las herramientas para estudiar la estabilidad numérica, es la determinación del número condición $\kappa(\mathbf{A})$ de la matriz \mathbf{A} [94]. El número de condición es un escalar mayor a la unidad, que caracteriza la sensibilidad de la solución a las perturbaciones en los datos de entrada, que pueden ocurrir debido a errores de redondeo u otros factores [95]. Para un sistema lineal $\mathbf{A} \mathbf{x} = \mathbf{b}$ con una única solución \mathbf{x} y \mathbf{A} es invertible, $\kappa(\mathbf{A})$ se lo define como [96]:

$$\kappa(\mathbf{A}) = \|\mathbf{A}\| \cdot \|\mathbf{A}^{-1}\| \quad 4-2)$$

Donde el término $\|\cdot\|$ es la norma de la matriz. Entonces, se puede afirmar que una matriz está bien condicionada cuanto $\kappa(\mathbf{A})$ más cercano a 1, es decir que un pequeño cambio en la entrada

no modifica sustancialmente la salida. En sistemas donde el $\kappa(\mathbf{A})$ es muy grande, por lo general se requiere de varias iteraciones para que la solución converja. Aun cuando se utilizan solucionadores directos, la precisión se verá afectada. Se estima que la pérdida de precisión con respecto al número de condiciones es $\log_{10} \kappa(\mathbf{A})$ [97].

De esta forma, se puede asociar el número de condición de la matriz de rigidez $\kappa(\mathbf{K}_C)$ con la relación que existe entre la rigidez axial y torsional del cable. En consecuencia, a medida que $\kappa(\mathbf{K}_C)$ crece, el balance de rigideces es más deficiente. La Figura 4-2 muestra los números de condición evaluados para un cable trenzado de doble capa 1x19 (6 alambres en la primera capa, 12 en la segunda y núcleo central), en donde los ángulos de cada capa θ_1, θ_2 varían de 0° - 45° .

En primera instancia, se observa que la superficie obtenida con el modelo de HRU 53 muestra que, para ángulos de trenzado bajos e iguales en las dos capas, el balance entre la rigidez axial y torsional del cable es deficiente. Esto se explica debido a que el modelo considera que esta última se adquiere únicamente cuando los alambres están trenzados, despreciando la propia rigidez del alambre. Es así como para un ángulo bajo el modelo la considera casi nula.

Por el contrario, los resultados obtenidos por los modelos de MCZ 82, KNA 79 y KUM 87 muestran que el balance mejora ya sea al tener ángulos de trenzado bajos e iguales en ambas capas o una configuración en que el ángulo de una de las capas sea grande, y el de la otra capa pequeño. Esto se explica debido a que a medida que el ángulo de trenzado crece, se incrementa la rigidez torsional $k_{\phi\phi}$ del cable; mientras que su rigidez axial $k_{\epsilon\epsilon}$ disminuye. Asimismo, $k_{\phi\phi}$ crece proporcionalmente con la distancia de cada capa al núcleo del cable r_i , por lo que para un mismo ángulo de trenzado θ , las capas exteriores son las que mayor rigidez torsional aportan. Esto conlleva a que la matriz de rigidez esté mejor condicionada cuando el ángulo de trenzado de la capa más cercana al núcleo θ_1 es más pequeños que el de la está más alejada $\theta_1 \leq \theta_2$.

Por otro lado, se determina que el modelo KUM 87 es el que mejor condiciona la matriz de rigidez para una misma configuración de cable, mientras que el modelo de HRU 53 es el que menor estabilidad numérica refleja.

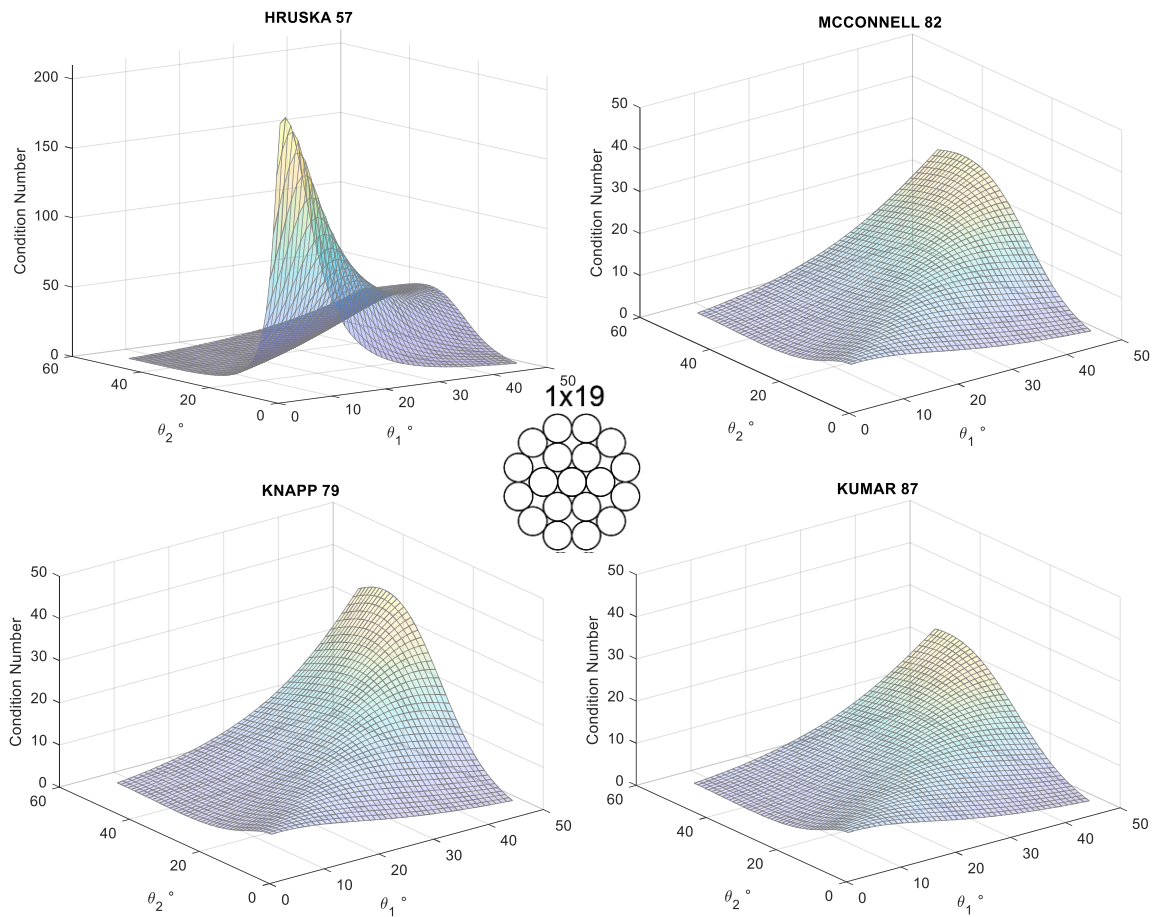


Figura 4-2. Número de condición de la matriz de rigidez de un cable 1x19

4.2 Análisis numérico de cables de SMA de CuAlBe

En esta sección se realiza el análisis de la resistencia, deformación y amortiguamiento de cables de configuración 1x7 y 1x19, con ángulos de trenzado variando entre 1° - 30° y con los extremos empotrados y libres a la rotación. El objetivo es analizar la variación de los parámetros descritos y definir las configuraciones que reflejan un mejor balance de estos.

En la modelación del material se emplea la ley constitutiva propuesta en la sección 3 y sus propiedades se obtienen de la media de los parámetros estimados para los ensayos correspondientes al tratamiento térmico C a temperatura ambiente de 23°C. El módulo de Poisson del material ν , se lo ha estimado a partir de la media ponderada de los módulos correspondientes a los componentes de la aleación: cobre, aluminio y berilio. La Tabla 4-1 muestra los parámetros utilizados en la modelación numérica.

Tabla 4-1. Propiedades nominales para la modelación numérica de cables de SMA de CuAlBe

Parámetro	Media	Desviación Estándar	Coefficiente de Variación
σ_{Ms} [MPa]	246.7	22.9	9.3%
E_A [MPa]	36657	6121.7	16.7%
E_M [MPa]	15884	6466	40.7%
k_2 [MPa]	0.1096	0.0156	14.2%
σ_{As} [MPa]	321.7	17.7	5.5%
σ_{Af} [MPa]	100.6	10.3	10.2%
r [mm]	0.70	-	-
θ_1, θ_2 [°]	1-30	-	-
ν	0.345	-	-
L[mm]	225	-	-

4.2.1 Extremos empotrados

Para la condición de extremos empotrados la rotación por unidad de longitud ϕ es nula por lo que la deformación en cada capa de alambres ϵ_i queda en función de la deformación del cable ϵ y del ángulo de trenzado θ mediante la ecuación:

$$\epsilon_i = \epsilon \cdot \cos^2(\theta) \quad 4-3)$$

Cable una capa 1x7

La Figura 4-3 muestra la respuesta de un cable de configuración 1x7 $\theta = 15^\circ$ con ambos extremos empotrados. Del análisis realizado en la sección 3 se determinó que el límite superelástico se alcanza a una deformación de 6.5%. Sin embargo, para fines de diseño se considera la deformación máxima es el $\epsilon_{SE} = 5\%$, por lo tanto, se aplica un ciclo de carga a esta deformación. A primera vista, es notable que los modelos predicen resultados similares con un error medio absoluto $\overline{Err} = 0.9\%$ para los modelos HRU 53, MCZ 82 y $\overline{Err} = 0.5\%$ para KNA 79 respecto al modelo de KUM 87.

Asimismo, se determina que la deformación de cada capa es inversamente proporcional a su ángulo de trenzado, por lo que la capa exterior desarrolla una deformación menor al 5% a diferencia del núcleo que alcanza la máxima deformación. En conclusión, la capacidad de

deformación del cable queda determinada cuando una de las capas o el núcleo alcanza el ϵ_{SE} . Esto implica que se subutilice la capacidad de resistencia y amortiguamiento de las capas que no alcanzan el ϵ_{SE} . En cuanto al factor de amortiguamiento ξ , este alcanza un valor del 3.2%, ligeramente inferior al 3.5% que se obtiene al deformar el material al 6.5%.

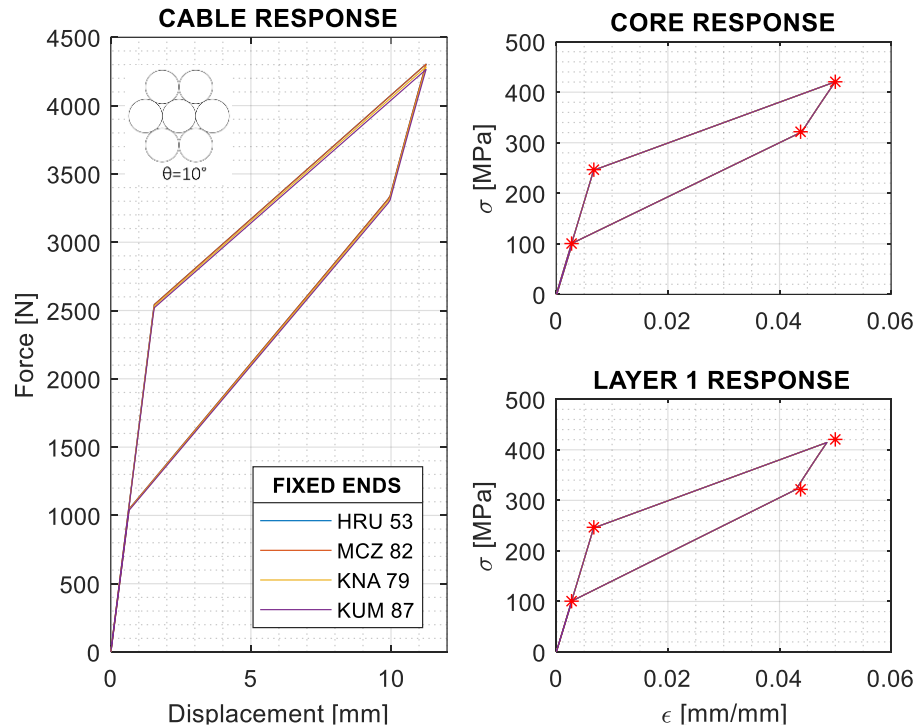


Figura 4-3. Respuesta de un cable $1 \times 7 \theta = 10^\circ$ al 5% de deformación y con los extremos empotrados. Núcleo SMA de CuAlBe

En consecuencia, para que la capacidad de deformación del cable quede determinada por la capa exterior trenzada, es necesario que el material del núcleo tenga una capacidad de deformación mayor a la de la aleación [98]. La Figura 4-12 muestra la respuesta del cable considerándose un núcleo más deformable que el CuAlBe (ej. poliéster) pero que no aporta con capacidad de carga significativa. Para fines comparativos a este modelo se lo denomina como “sin núcleo”.

Al igual que en el caso anterior, es mínima la diferencia en la estimación de la respuesta con los modelos considerados (respecto a KUM 87: $\overline{Err} = 1.1\%$ para HRU 57 y MCZ 82, y $\overline{Err} = 0.5\%$ para KNA 79). Se observa que la capa exterior trenzada a 10° alcanza el $\epsilon_{SE} = 5\%$ lo que le da una capacidad de deformación al cable de 5.2%. Sin embargo, el nulo aporte del núcleo a la resistencia hace que la capacidad de carga del cable se reduzca en un 15%. El factor de amortiguamiento alcanza el máximo de 3.2%. En conclusión, para este ángulo de trenzado el aumento en la capacidad de deformación al quitar el núcleo no se justifica dada la pérdida de resistencia.

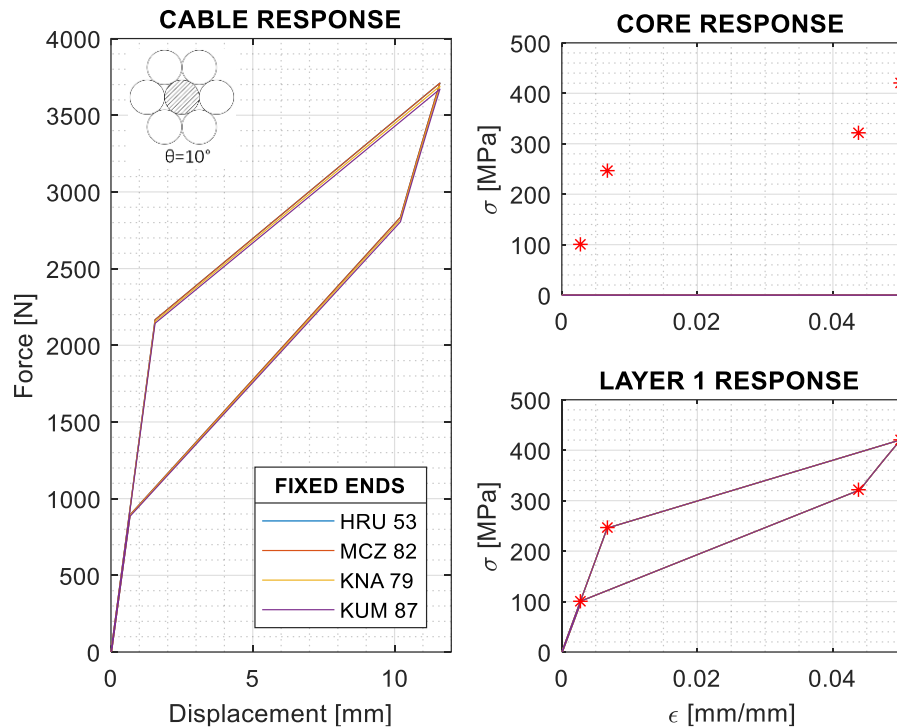


Figura 4-4. Respuesta de un cable $1 \times 7 \theta = 10^\circ$ al 5.2% de deformación y con los extremos empotrados. Sin núcleo.

El análisis se extiende a θ variable en un rango de 1° - 30° . La Figura 4-5 muestra la fuerza, deformación y factor de amortiguamiento máximos para las condiciones en la que el núcleo es de SMA de CuAlBe y “sin núcleo” (no aporta carga). Los resultados muestran que para el escenario de bordes empotrados la diferencia en la estimación de la capacidad de carga máxima no supera el 12% (para $\theta = 30^\circ$) independientemente si el núcleo aporta a la resistencia o no. La fuerza máxima se reduce a medida que θ incrementa a una tasa $\sim 80\text{N}/^\circ$ y es similar en ambos casos. En el caso más desfavorable para $\theta = 30^\circ$ la capacidad de carga se reduce en un 42% cuando el cable tiene el núcleo del mismo material (Figura 4-5a) y 51% para la condición “sin núcleo” (Figura 4-5b).

En cuanto a la capacidad de deformación, para el cable “sin núcleo” se la ha estimado de manera que la capa externa desarrolle ϵ_{SE} , mientras en el cable con núcleo de CuAlBe la deformación no puede superar la máxima deformación del núcleo igual al 5% como se muestra en la Figura 4-5c. Como resultado se tiene que para $\theta = 30^\circ$ la deformación máxima alcanza un 6.7% (Figura 4-5d), es decir se incrementa en un 30% respecto al cable que contiene núcleo.

En relación con el factor de amortiguamiento ξ , en el caso del cable con núcleo se reduce a medida que aumenta θ debido a que la capa externa no completa la histéresis hasta ϵ_{SE} por lo que se disipa menos energía. Sin embargo, para $\theta = 30^\circ$ el factor de amortiguamiento alcanza 2.97% por lo que la reducción equivale a un 7% que se puede considerar despreciable. Para el cable “sin

núcleo” el factor de amortiguamiento es constante e igual al máximo de 3.2% puesto que la capa externa desarrolla su máxima capacidad de deformación.

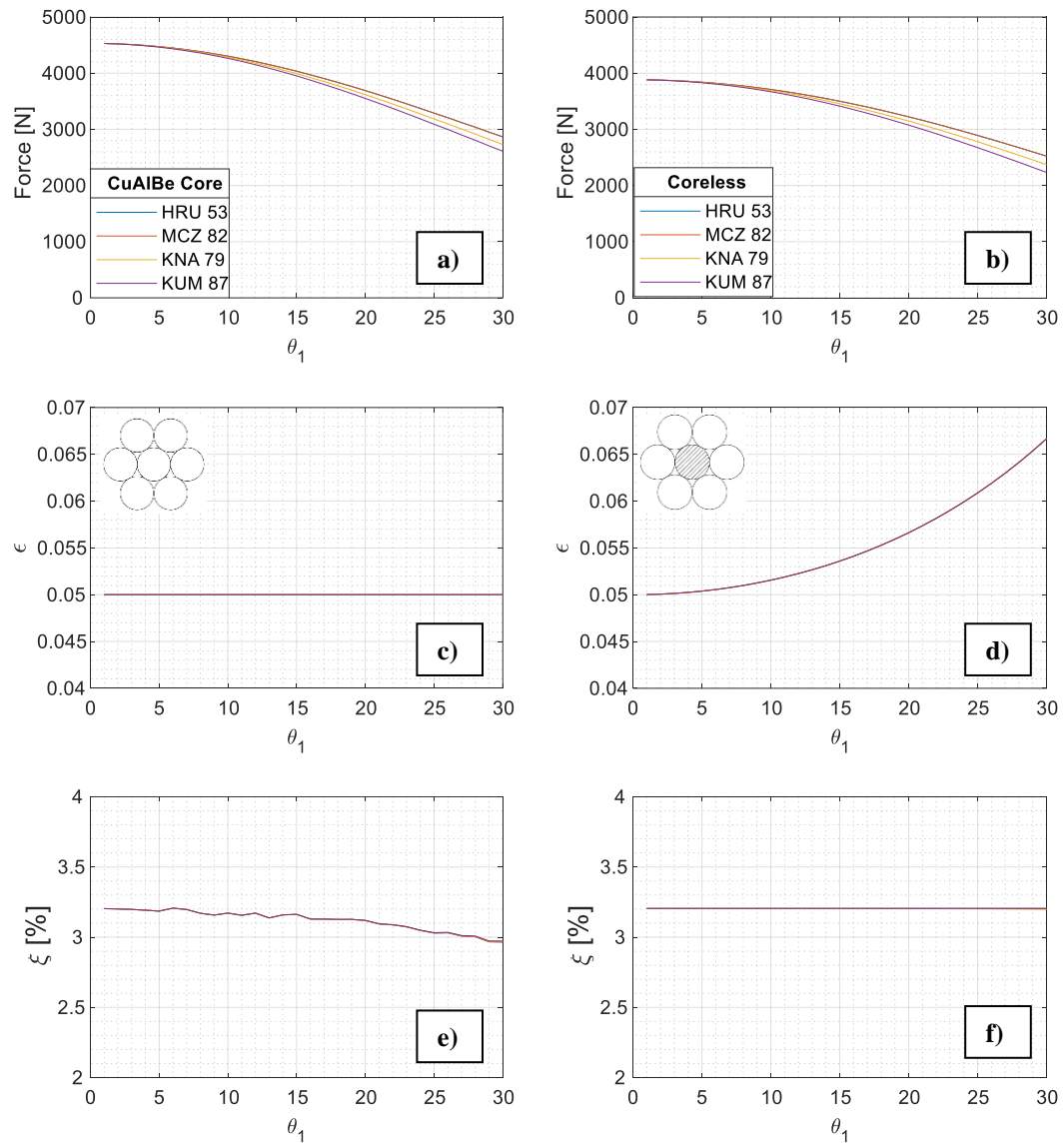


Figura 4-5. Respuesta de cables 1x7 con los extremos empotrados. Núcleo de CuAlBe y sin núcleo.

En conclusión, la remoción del núcleo para un cable de configuración 1x7 no se justifica en vista de que la capacidad de deformación y amortiguamiento adicionales que se adquieren no compensan la pérdida de la capacidad de carga.

Cable multicapa 1x19

- **Núcleo de SMA CuAlBe**

A continuación, se realiza el análisis paramétrico de un cable de doble capa 1x19 con núcleo de SMA de CuAlBe y extremos empotrados, en el que los ángulos de trenzado de ambas capas θ_1 y θ_2 varían de 1° - 30° . Los resultados se expresan a manera de una superficie de respuesta en términos de la fuerza, deformación y amortiguamiento máximos del cable, para los cuatro modelos estudiados.

La Figura 4-6 muestra la fuerza normalizada a la condición en que $\theta_1 = \theta_2 = 0^\circ$, es decir considerando que todos los alambres están en paralelo por lo que todos desarrollan la resistencia máxima del material. Al igual que para el cable monocapa, se observa que la diferencia entre modelos en la estimación de la fuerza es despreciable cuando ambos extremos están empotrados.

La superficie de respuesta tiende a formar un cuarto de elipse centrado en $\theta_1 = \theta_2 = 0^\circ$ y cuyo eje mayor se orienta en el sentido de θ_1 . La fuerza se reduce a medida que θ_1 y θ_2 incrementan. Esto refleja que para una combinación de ángulos diferentes $\theta_1 \neq \theta_2$ la mayor fuerza se produce cuando $\theta_1 > \theta_2$ (ej. un cable con $\theta_1 = 20^\circ$, $\theta_2 = 1^\circ$ tiene mayor resistencia que con $\theta_1 = 1^\circ$, $\theta_2 = 20^\circ$). Esto se explica debido a que el aporte a la resistencia es proporcional al número de alambres de la capa, por lo que para un mismo ángulo de trenzado la capa más alejada del núcleo aporta con mayor fuerza dado que tiene mayor número de alambres. Por otro lado, una condición de $\theta_1 = \theta_2$ induce a una pérdida de resistencia más gradual, sin embargo, supera el 21% cuando $\theta_1 = \theta_2 > 20^\circ$. Esta afirmación es congruente con el estudio realizado por Kumar & Botsis [99] acerca de la estimación del esfuerzo crítico de contacto en cables multicapa. Los autores concluyen que los ángulos de trenzado bajos, similares y alternados garantizan un bajo el esfuerzo crítico de contacto entre las capas, lo que conduce a un mejor desempeño y mayor vida útil del cable.

Respecto a la deformación máxima del cable, la Figura 4-7 muestra que para ninguna combinación se supera $\epsilon_{SE} = 5\%$, debido a que está gobernada por la deformación del núcleo. Similar a lo que ocurre con la fuerza, el factor de amortiguamiento ξ mostrado en la Figura 4-8, también se reduce con el incremento de θ , y para un mismo set de ángulos θ_1 y θ_2 , se obtiene el máximo cuando $\theta_1 \geq \theta_2$. Sin embargo, hasta un ángulo de trenzado de $\theta_1 = \theta_2 = 20^\circ$ la reducción puede considerarse despreciable pues equivale a un 2% menos que el inicial.

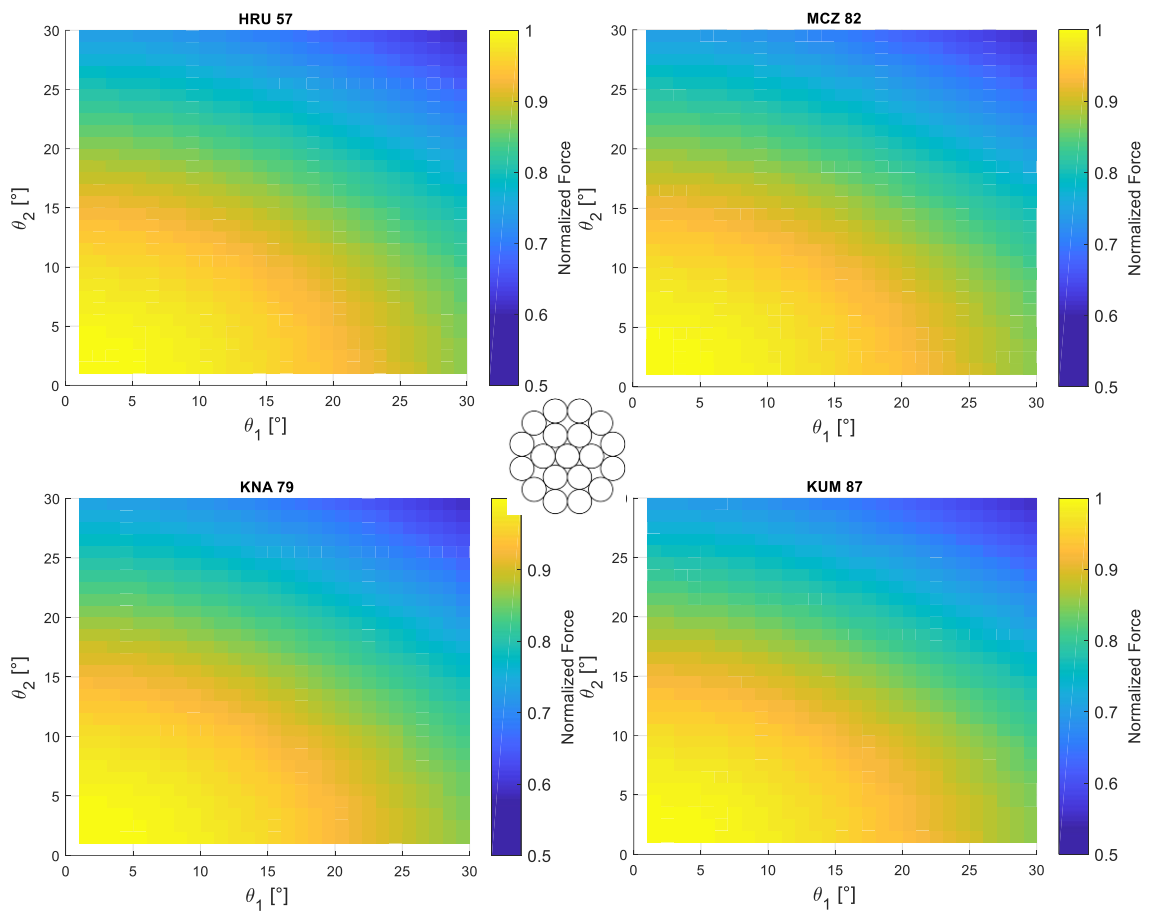
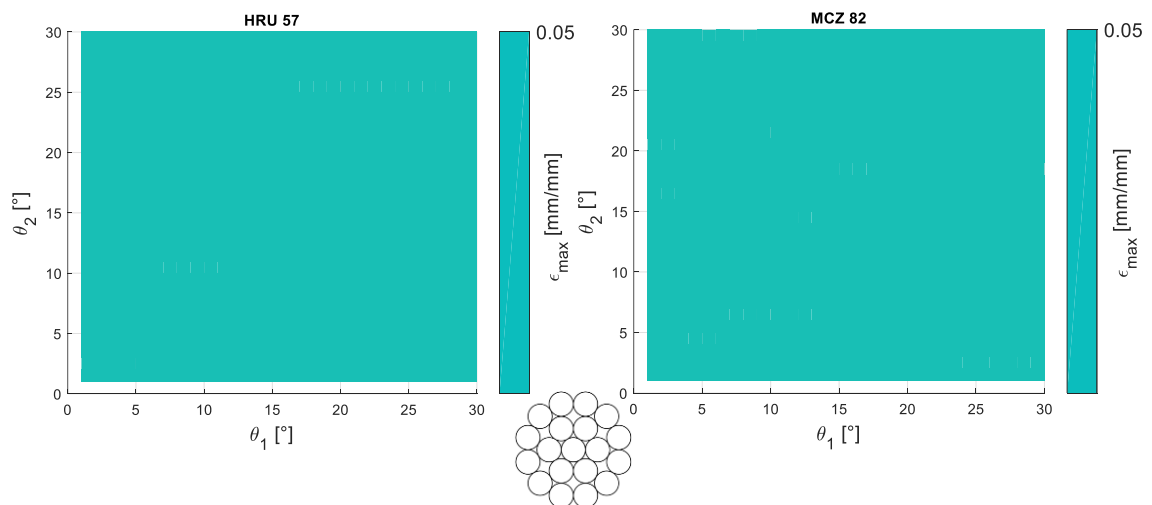


Figura 4-6. Fuerza máxima de un cable 1x19 al 5% de deformación con los extremos empotrados. Núcleo de CuAlBe



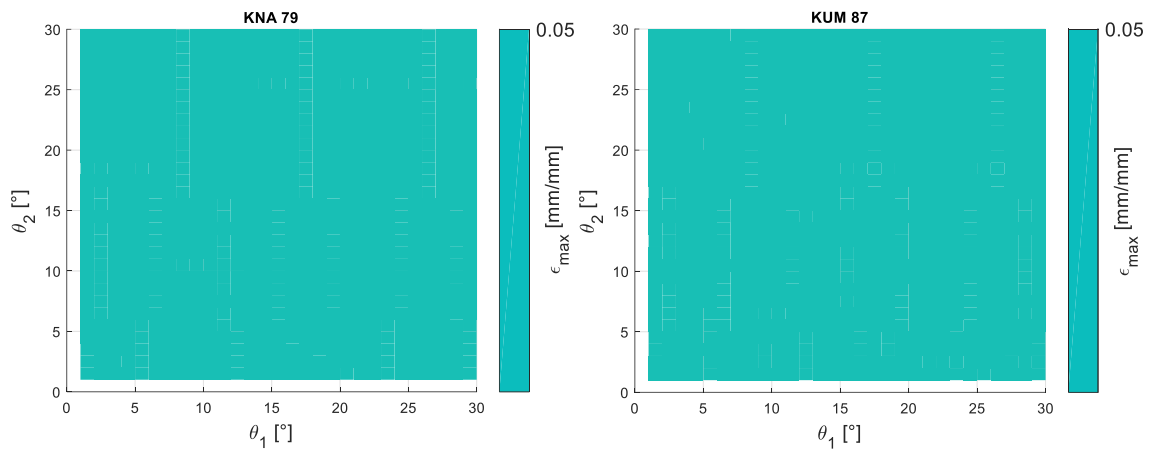


Figura 4-7. Deformación máxima de un cable 1x19 con los extremos empotrados. Núcleo de CuAlBe

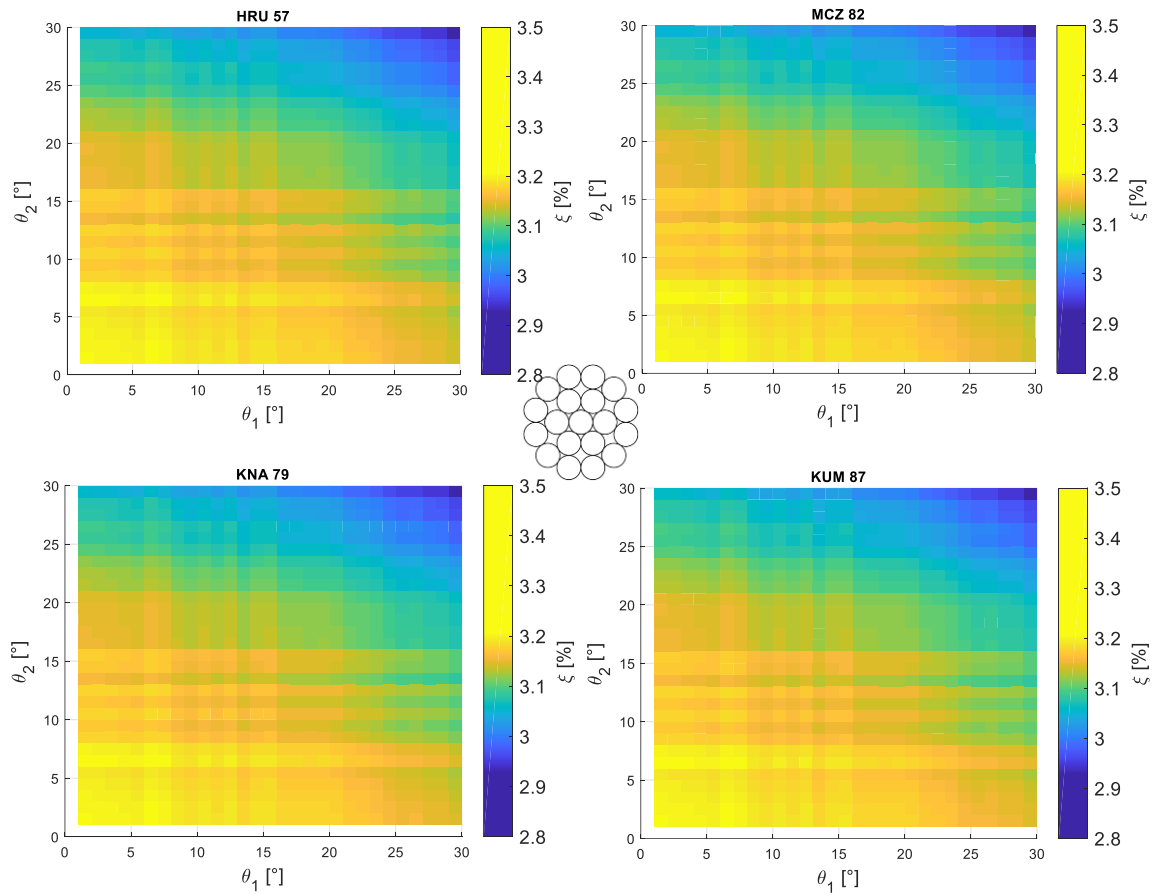


Figura 4-8. Factor de amortiguamiento de un cable 1x19 al 5% de deformación con los extremos empotrados. Núcleo de CuAlBe

- Sin núcleo

Al igual que para el cable de una sola capa, se realiza el análisis considerando que el núcleo del cable multicapa es de un material más deformable pero menos resistente que el resto de las capas, de manera que no controle la deformación del cable ni aporte a su resistencia. La Figura 4-9 muestra la respuesta de la fuerza normalizada a la máxima del cable con núcleo de SMA de CuAlBe. Se observa que la máxima resistencia del cable sin núcleo se alcanza con los alambres en paralelo y equivale a un 95% de la fuerza desarrollada por el cable con núcleo. La tendencia que se muestra es similar a la anterior en la cual la resistencia es mayor cuando $\theta_1 > \theta_2$. Asimismo, para $\theta_1 = \theta_2 > 20^\circ$ la caída de resistencia es del orden del 22%.

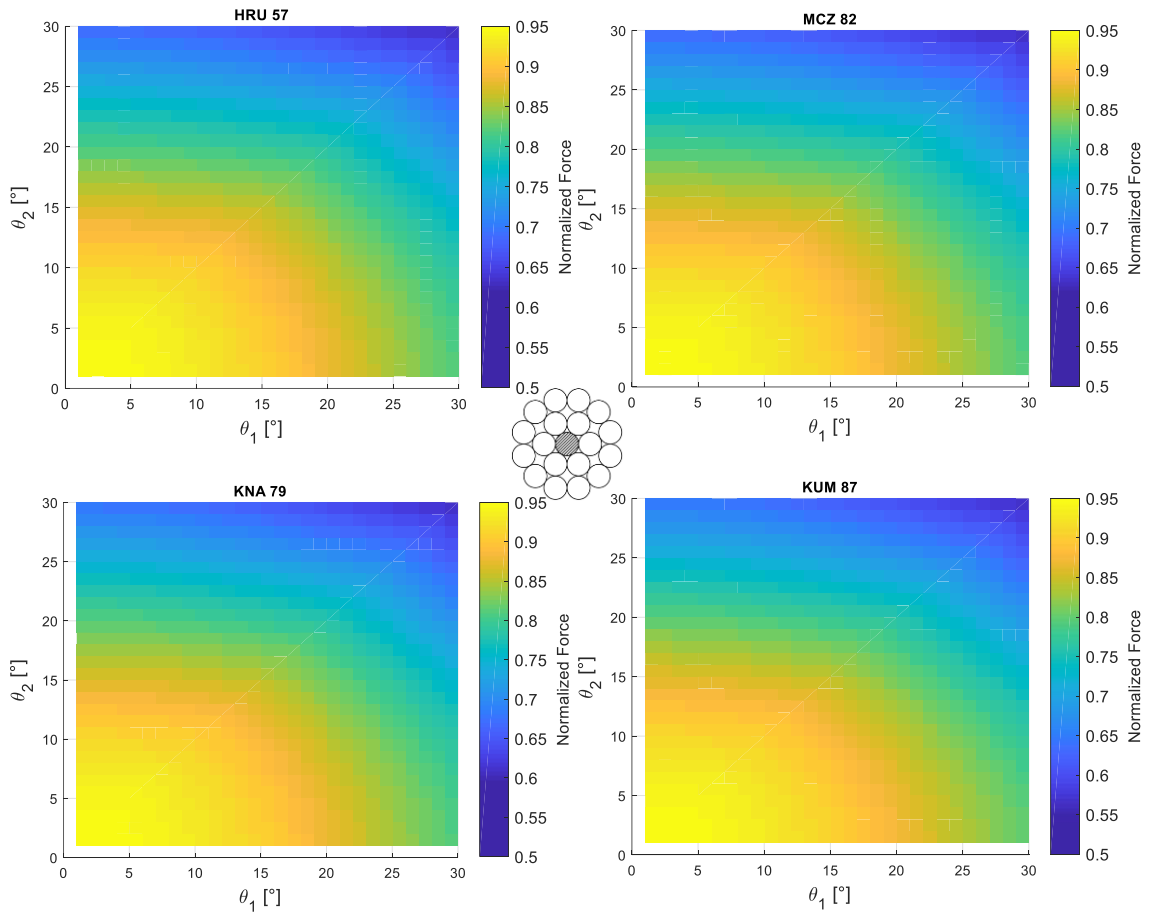


Figura 4-9. Fuerza máxima de un cable 1x19 con los extremos empotrados. Sin núcleo.

Al ser el núcleo más deformable que la capa exterior, el cable puede deformarse más del 5% hasta el punto en el que la capa menos trenzada alcanza ϵ_{SE} . En este contexto, la capacidad de deformación es máxima cuando el ángulo de ambas capas es igual, llegando a incrementarse en un 34% para $\theta_1 = \theta_2 = 30^\circ$. La Figura 4-10 ilustra lo comentado.

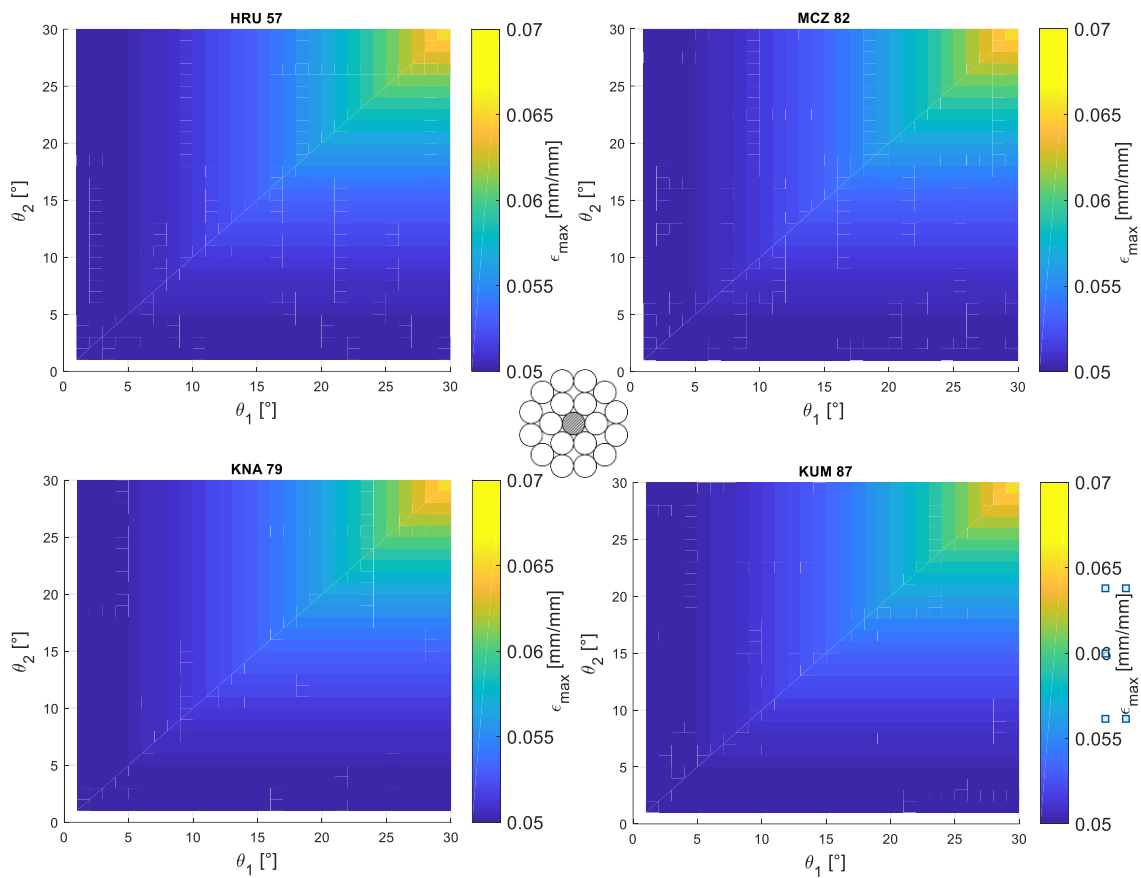


Figura 4-10. Deformación máxima de un cable 1x19 con los extremos empotrados. Sin núcleo.

En relación con el factor de amortiguamiento, se observa que es posible obtener el máximo amortiguamiento dado por el material ($\sim 3.2\%$) únicamente cuando los ángulos de trenzado son iguales $\theta_1 = \theta_2$. Esto se justifica debido a que ambas capas desarrollan ciclos de histéresis completos por lo que la disipación de energía es máxima independientemente del valor de θ y de la fuerza máxima alcanzada.

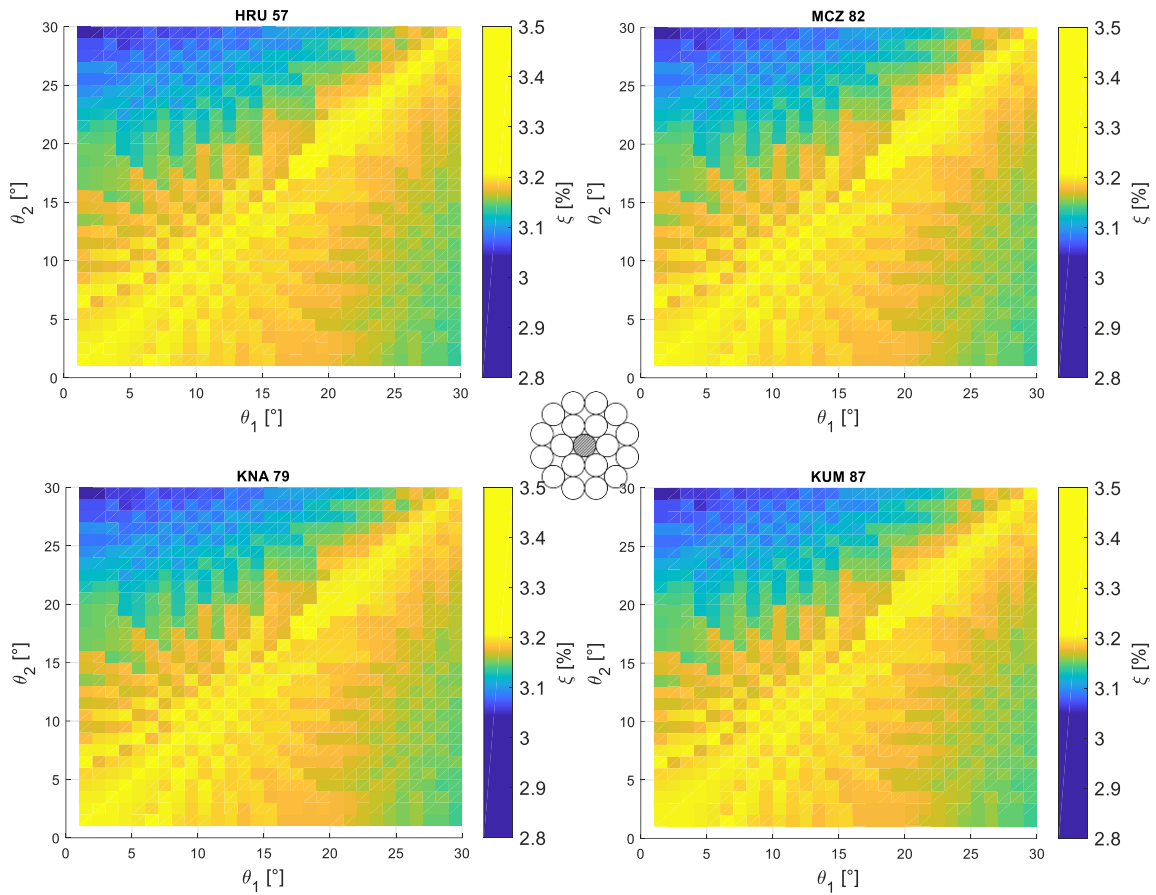


Figura 4-11. Factor de amortiguamiento de un cable 1x19 a la máxima deformación con los extremos empotrados. Sin núcleo.

4.2.2 Extremos libres

Para la condición de extremos libres a la rotación ϕ el momento debe ser igual a 0, por lo que la deformación en cada capa de alambres ϵ_i queda en función de la deformación del cable ϵ , la rotación por unidad de longitud del cable ϕ , del ángulo de trenzado de la capa θ_i y la distancia al centroide del cable r_i mediante la ecuación:

$$\epsilon_i = \epsilon \cdot \cos^2(\theta_i) + \phi \cdot r_i \cdot \cos(\theta_i) \cdot \sin(\theta_i) \quad 4-4)$$

Para satisfacer la condición de momento nulo en los bordes ϕ se puede calcular despejándolo de la ecuación 4-5):

$$\begin{Bmatrix} F \\ M \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} k_{\epsilon\epsilon} & k_{\epsilon\phi} \\ k_{\phi\epsilon} & k_{\phi\phi} \end{bmatrix} * \begin{Bmatrix} \epsilon \\ \phi \end{Bmatrix} \quad 4-5)$$

$$\phi = -\frac{k_{\phi\epsilon}}{k_{\phi\phi}} \cdot \epsilon \quad 4-6)$$

De esta manera, ϕ es dependiente del modelo de cable que se seleccione.

Cable una capa 1x7

La Figura 4-12 muestra la respuesta del cable analizado en la sección anterior con la diferencia que se considera que los extremos son libres a la rotación. En este caso, HRU 53 predice una respuesta muy diferente a la del resto de modelos, obteniéndose $\overline{Err} = 54.1\%$ respecto al KUM 87, mientras que para MCZ 82 y KNA 79 se obtiene $\overline{Err} = 3.9\%$ y $\overline{Err} = 3.1\%$ respectivamente. Esto se debe a que HRU sobre estima la rotación por unidad de longitud ϕ como se observa en la Figura 4-13, y con ello decrece la deformación ϵ_i de la capa exterior. Sin embargo, con la ligera modificación que realiza MCZ 82, los resultados son comparables a los de los modelos más complejos [52].

La resistencia del cable se reduce en un 37% en comparación al modelo de extremos empotrados debido a que la deformación en la capa exterior apenas alcanza el 66% de la deformación del núcleo por lo que aporta con menor resistencia.

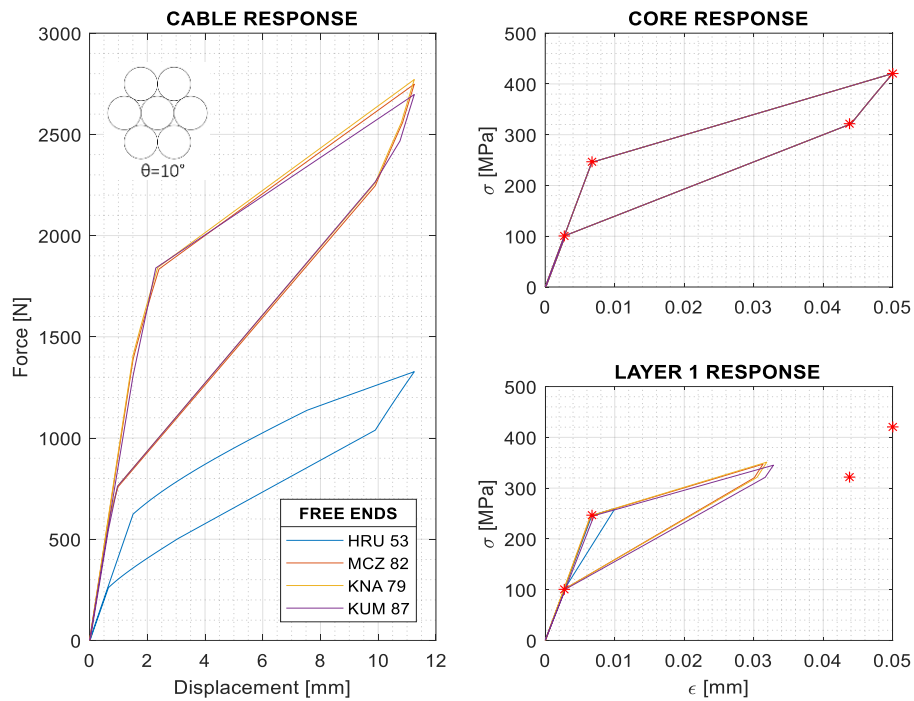


Figura 4-12. Respuesta de un cable $1 \times 7 \theta = 10^\circ$ con los extremos libres, deformado al 5%. Núcleo SMA de CuAlBe.

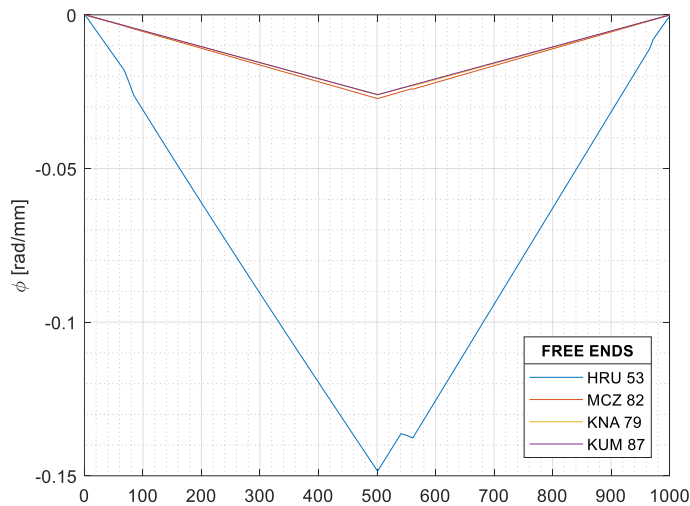


Figura 4-13. Rotación por unidad de longitud para de un cable $1 \times 7 \theta = 10^\circ$ con los extremos libres, deformado al 5%. Núcleo SMA de CuAlBe

Similar a lo realizado para el modelo con extremos empotrados, se procede a analizar la respuesta del cable considerando que el núcleo no aporta a la resistencia, pero es tan deformable que la capa exterior alcanza ϵ_{SE} . En la Figura 4-14 se observa que HRU 53 estima una fuerza cero para todas las deformaciones. Esto se debe principalmente a que el modelo considera que la rigidez torsional del cable está dada por la rigidez torsional del núcleo, por lo que al retirarlo la fuerza debida a la deformación axial es igual a la fuerza debida a la rotación por lo que se eliminan:

$$k_{\epsilon\epsilon} \cdot \epsilon \approx -k_{\epsilon\phi} \cdot \phi \quad 4-7)$$

$$F = k_{\epsilon\epsilon} \cdot \epsilon + k_{\epsilon\phi} \cdot \phi \approx 0 \quad 4-8)$$

Los otros modelos predicen una respuesta similar con un error ligeramente superior a la del modelo con núcleo de SMA de CuAlBe (MCZ 82 $\overline{Err} = 6.4\%$, KNA 79 $\overline{Err} = 3.9\%$ respecto a KUM 87). La capa exterior alcanza el límite superelástico por lo que se aprovecha toda la capacidad del material y, por lo tanto, la deformación en el cable equivale al 7.9%. En comparación con el modelo con los extremos empotrado, esto supone un incremento sustancial en la capacidad de deformación, sin embargo, la resistencia se reduce en un 38%. El modelo de KUM 87 estima la mayor fuerza para una misma deformación, dado que considera que la rotación por unidad de longitud es más pequeña mostrada en la Figura 4-15. Así mismo se observa que HRU 53 sobreestima la rotación unitaria.

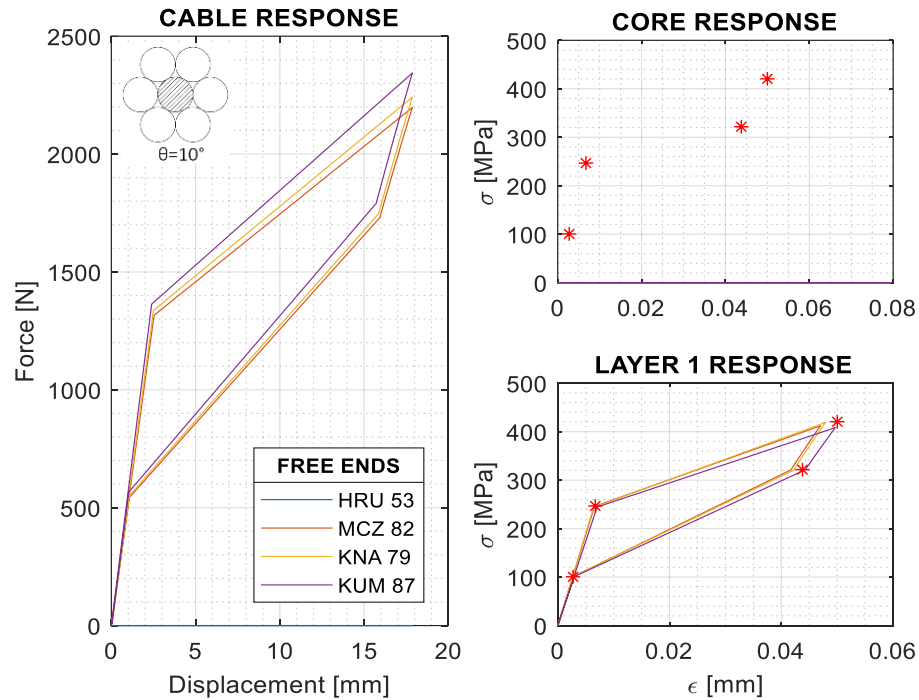


Figura 4-14. Respuesta de un cable 1x7 $\theta = 10^\circ$ con los extremos libres. Sin núcleo.

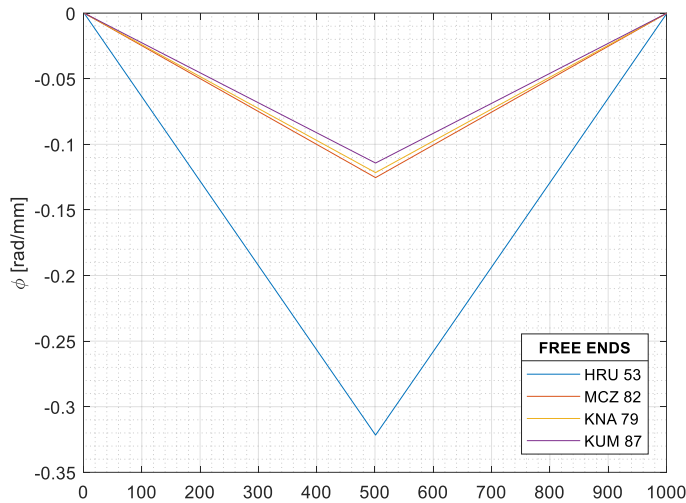


Figura 4-15. Rotación por unidad de longitud para de un cable 1x7 $\theta = 10^\circ$ con los extremos libres. Sin núcleo.

Las limitaciones del modelo HRU 53 son más evidentes al extender el análisis a un rango de θ 1° - 30° mostrado en la Figura 4-16a, b; donde la resistencia se subestima cuando el cable tiene núcleo de SMA de CuAlBe y es igual a 0 para las condiciones sin núcleo. Para los otros modelos la diferencia en la estimación de la fuerza no supera el 10% (para $\theta = 30^\circ$) independientemente si el núcleo aporta a la resistencia o no. La fuerza se reduce a una tasa de ~ 115 N/ $^\circ$ a medida que el ángulo de trenzado incrementa, lo cual revela que la pérdida de resistencia es más abrupta en condiciones de extremos libres.

La capacidad de deformación del cable con núcleo está controlada por su ϵ_{SE} , por lo que no se supera el 5% (Figura 4-16c), mientras que para la condición “sin núcleo” la deformación la controla la capa externa. En la Figura 4-16d se observa que la predicción en la capacidad de deformación del cable en el modelo “sin núcleo” es muy dependiente del modelo elegido. Es importante mencionar que el proceso para determinar la respuesta del cable “sin núcleo” es iterativo, puesto que se busca que la deformación de la capa ϵ_{layer} alcance el 5%, que al estar ligada a la rotación unitaria ϕ , se requieren de algunas iteraciones hasta lograr la convergencia.

La diferencia en la predicción de la deformación es mayor al 20% para $\theta > 15^\circ$, obteniéndose los valores más conservadores con el modelo de KUM 87. Este efecto se asocia a que MCZ 82 y KNA 79 sobrestiman la rigidez del cable $k_{\phi\epsilon}$, que induce a que ϕ disminuya y ϵ incremente. En el rango de confiabilidad de los modelos linealizados para cables con extremos libres $0^\circ < \theta < 15^\circ$ [59], la capacidad de deformación aumenta en un 120% ($\theta = 15^\circ$), sin embargo, la resistencia decae en un 61%.

En relación con el factor de amortiguamiento ξ , en el caso del cable con núcleo (Figura 4-16e) se reduce a medida que aumenta θ debido a que la capa externa no completa la histéresis

hasta ϵ_{SE} por lo que se disipa menos energía. La pendiente de disminución de ξ es mayor para la condición de extremos libres, por lo que para $\theta = 30^\circ$, ξ decae a valores de 2.4% (MCZ 82). En general, para $\theta < 15^\circ$ la predicción es similar con todos los modelos excepto para HRU 53 por las razones expuestas previamente. Para el cable “sin núcleo” (Figura 4-16f) el factor de amortiguamiento es cuasi constante e igual al máximo de 3.2% puesto que la capa externa completa el ciclo de histéresis a la máxima deformación. La oscilación que se observa en la respuesta corresponde al error numérico asociado al proceso de iteración.

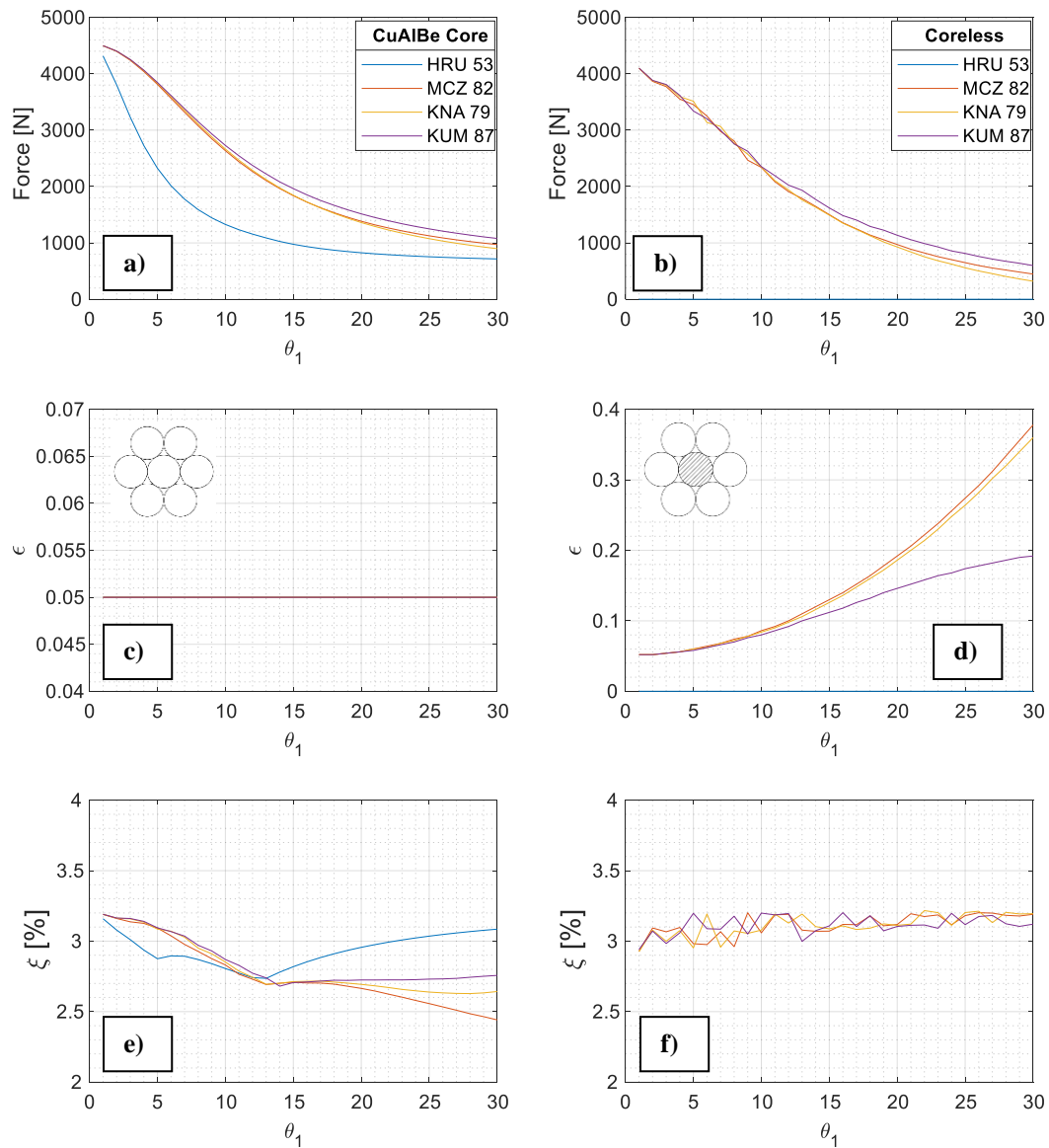


Figura 4-16. Respuesta de cables 1x7 con los extremos libres. Núcleo de CuAlBe y sin núcleo.

Cable multicapa 1x19

- Núcleo de SMA de CuAlBe

El análisis numérico se extiende a un cable de doble capa 1x19 con núcleo de SMA de CuAlBe, en el que los ángulos de trenzado de ambas capas θ_1 y θ_2 varían de 1° - 30° . Los resultados se expresan a manera de una superficie de respuesta en términos de la fuerza, deformación y amortiguamiento máximos del cable, para los cuatro modelos estudiados. En la Figura 4-17 se evidencia que la resistencia decae rápidamente para pequeños incrementos en el ángulo de trenzado de la segunda capa θ_2 , perdiéndose un 20% de la fuerza máxima cuando $\theta_2 > 3^\circ$. Por otro lado, la caída en la resistencia es menos abrupta al incrementar θ_1 , puesto que si θ_2 se mantiene inferior a los 3° y $\theta_1 < 15^\circ$ se garantiza que la pérdida de fuerza no supere el 20%.

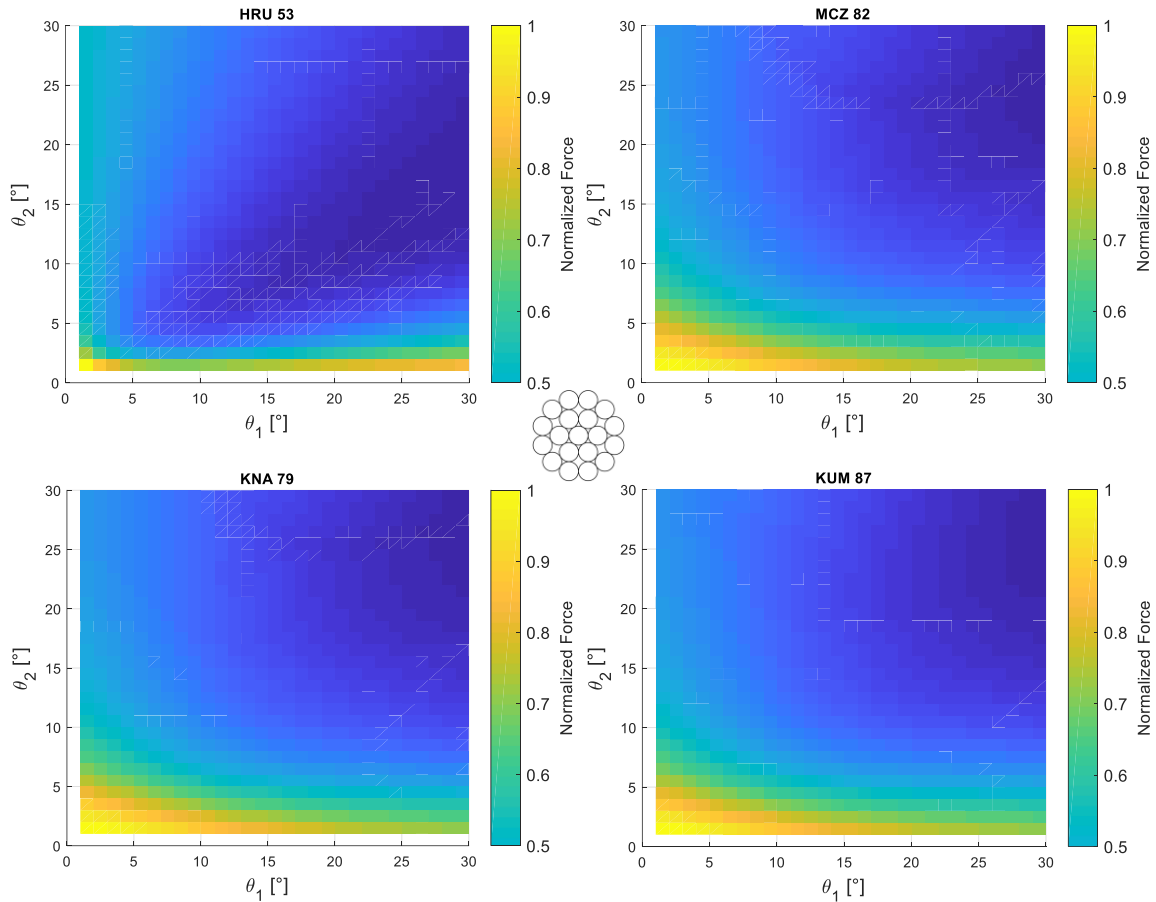


Figura 4-17. Fuerza máxima de un cable 1x19 al 5% de deformación con los extremos libres. Núcleo de CuAlBe

Este fenómeno se explica debido a que para extremos libres la deformación en la capa ϵ_{layer} disminuye a medida que ϕ aumenta, que a su vez es directamente proporcional a θ . Al ser la

segunda capa la que tiene mayor número de elementos, un pequeño decremento en la resistencia de uno de sus elementos implica una disminución significativa en la resistencia global del cable.

Respecto a la deformación máxima del cable, como se ha mencionado previamente, ϵ_{max} está controlada por la deformación del núcleo independientemente de las condiciones de borde.

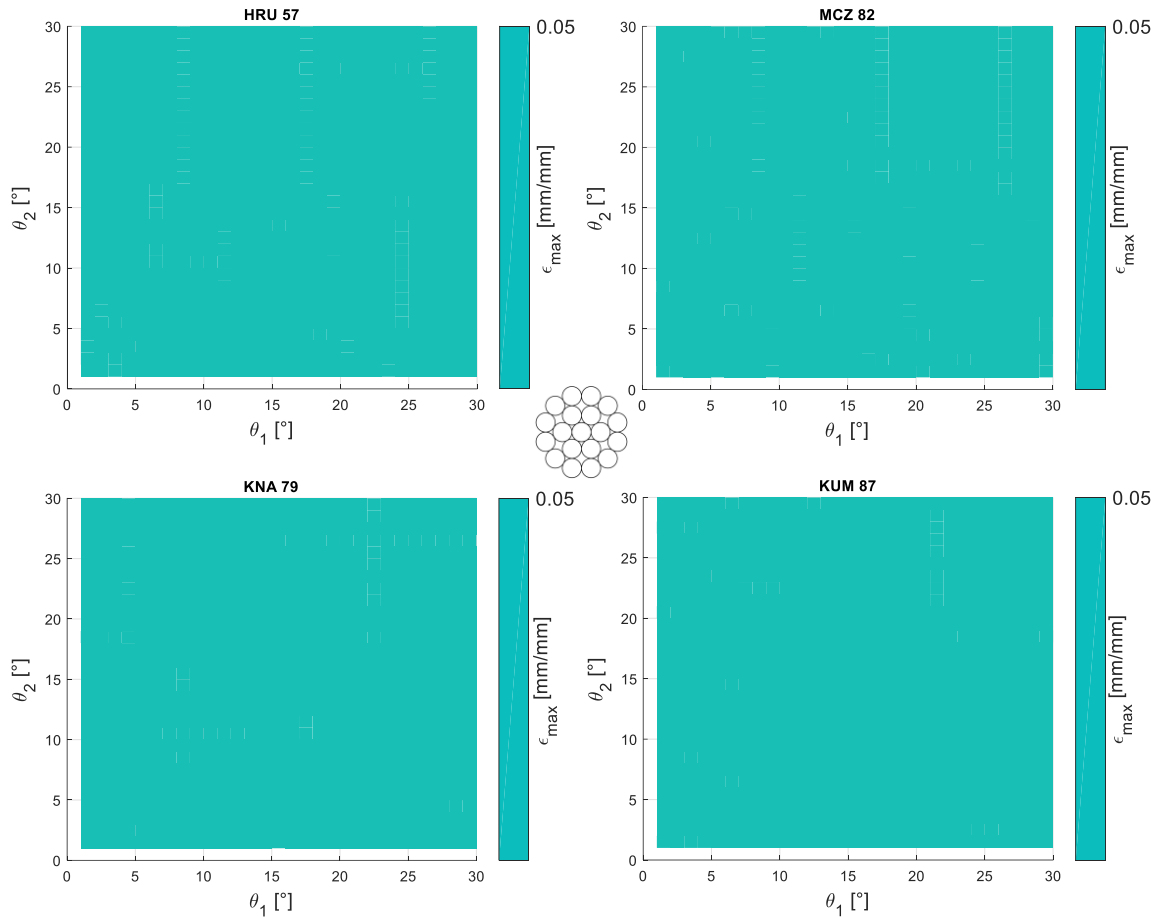


Figura 4-18. Deformación máxima de un cable 1x19 con los extremos libres. Núcleo de CuAlBe

En la Figura 4-19 se evalúa el factor de amortiguamiento ξ . En general la respuesta obtenida con los modelos es similar excepto con el modelo HRU 53 por las razones previamente expuestas. Es evidente que la mayor eficiencia en cuanto al amortiguamiento se obtiene cuando una de las capas tiene un ángulo de trenzado muy pequeño menor a 5° y la otra capa es trenzada a cualquier ángulo sin que ξ disminuya sustancialmente. Preferentemente una configuración de $\theta_1 > \theta_2$ garantiza un mayor amortiguamiento. Además, es indudable que, a diferencia de la condición de extremos empotrados, la configuración $\theta_1 = \theta_2$ hace que el cable pierda amortiguamiento rápidamente.

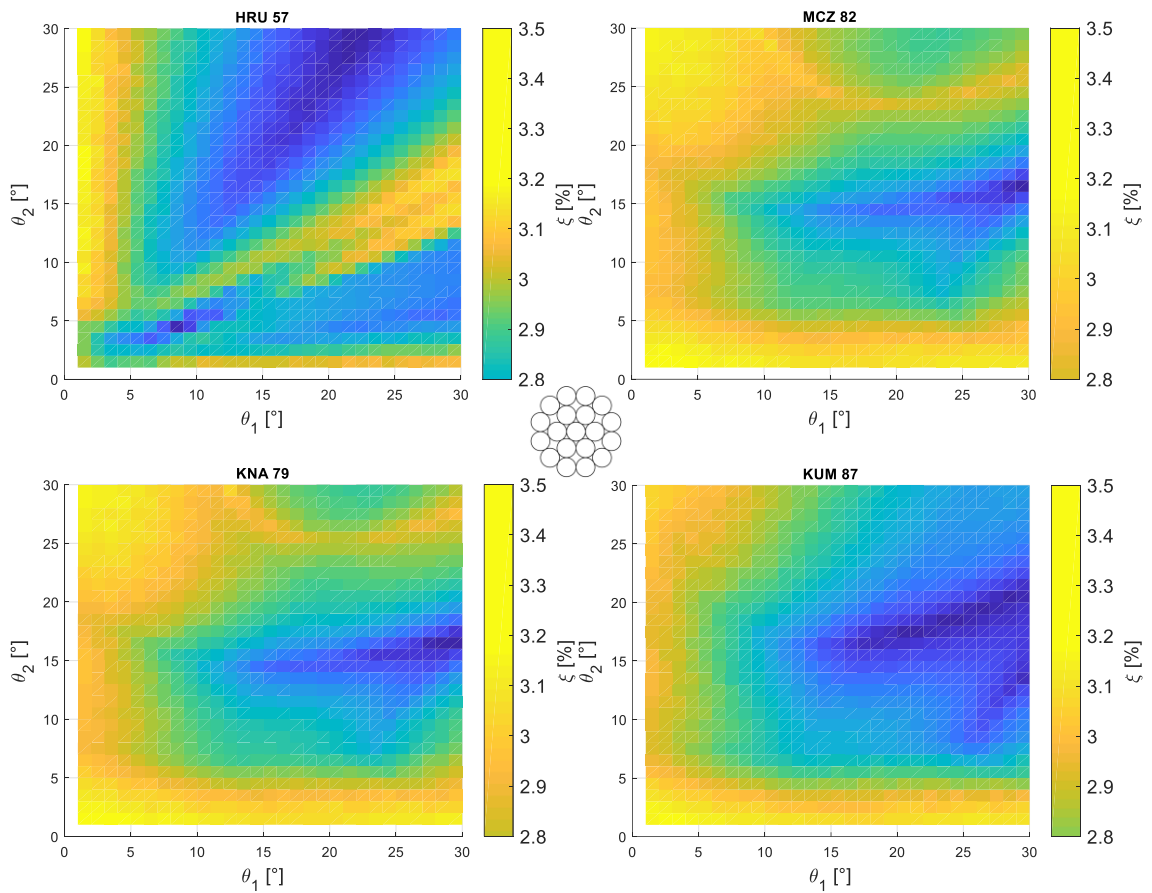


Figura 4-19. Factor de amortiguamiento de un cable 1x19 al 5% de deformación con los extremos libres. Núcleo de CuAlBe

- “Sin Núcleo”

Al igual que para el cable de una sola capa, se realiza el análisis considerando que el núcleo del cable multicapa es de un material más deformable pero menos resistente que el resto de las capas, de manera que no controle la deformación del cable ni aporte a su resistencia. La Figura 4-20 muestra la fuerza máxima estimada para los modelos MCZ 82, KNA 79 y KUM 87, debido a que el modelo de HRU 53 no es capaz de predecir la respuesta para una condición de extremos libres sin núcleo. De manera general se puede apreciar que la respuesta es similar a la del cable con núcleo, donde la disminución de la fuerza no supera el 20% si se cumple que θ_2 no exceda de 5° ni θ_1 exceda los 15° . Esto confirma que en el caso de que el objetivo de diseño del cable sea la resistencia, las condiciones de bordes libres no es una opción favorable.

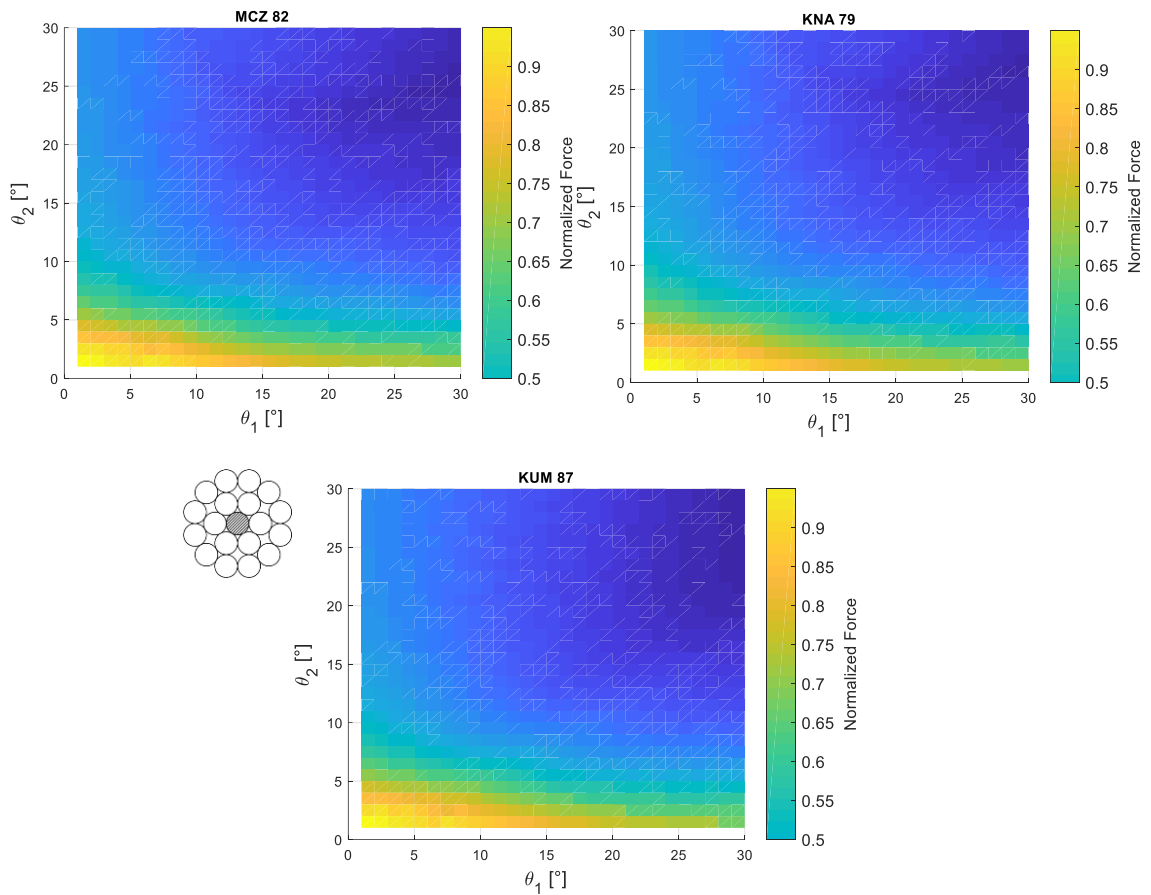


Figura 4-20. Fuerza máxima de un cable 1x19 con los extremos libres. Sin núcleo.

Por otro lado, si lo que se requiere en el diseño es conseguir la máxima capacidad de deformación posible, la condición de bordes libres sin núcleo es la opción más idónea. Tomando en cuenta que los modelos linealizados no son muy confiables en la predicción de la respuesta para $\theta > 15^\circ$, para una configuración de $\theta_1 = 8^\circ$; $\theta_2 = 15^\circ$ se consigue una deformación del 11.2%, que significa un incremento del 120% al considerar que la capacidad del material es del 5%. Adicionalmente, en la Figura 4-21 se aprecia en todos los modelos una zona lineal que marca las configuraciones que mayor deformación en el cable permiten, lo cual supone las combinaciones óptimas. Es así como para obtener las mayores prestaciones en cuanto a deformación se refiere se debe procurar que $\theta_1 \cong 2\theta_2$.

Por otra parte, en cuanto se refiere al factor de amortiguamiento, en la Figura 4-22 se evidencia que, aunque existe una diferencia en la predicción entre los modelos para una configuración de $\theta_2 > 20^\circ$, todos coinciden en la zona lineal ($\theta_1 \cong 2\theta_2$) de amortiguamientos máximos, compatible con lo observado en las deformaciones. Esta compatibilidad responde a que la deformación en ambas capas ϵ_{layer} completan todo el ciclo de histéresis disipando la máxima cantidad de energía posible. En ningún caso ξ supera el 3.2% del material.

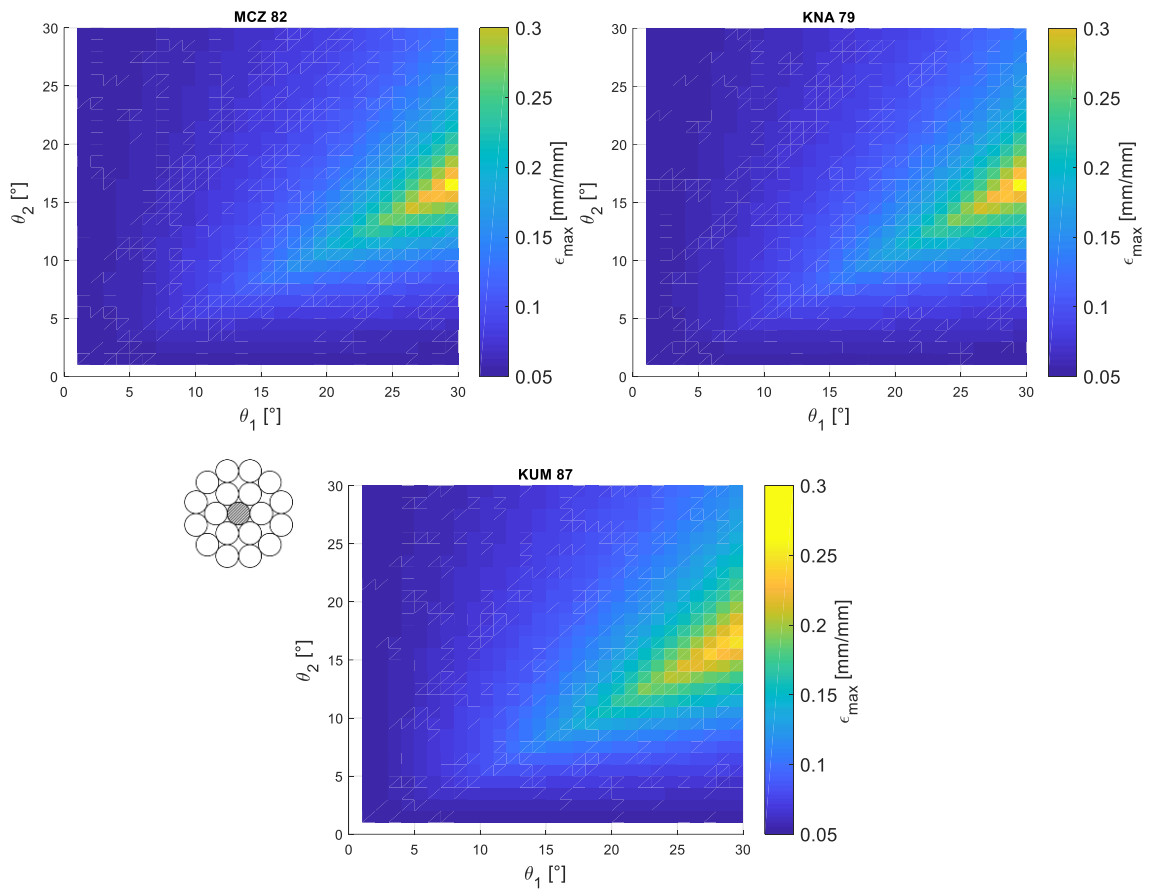
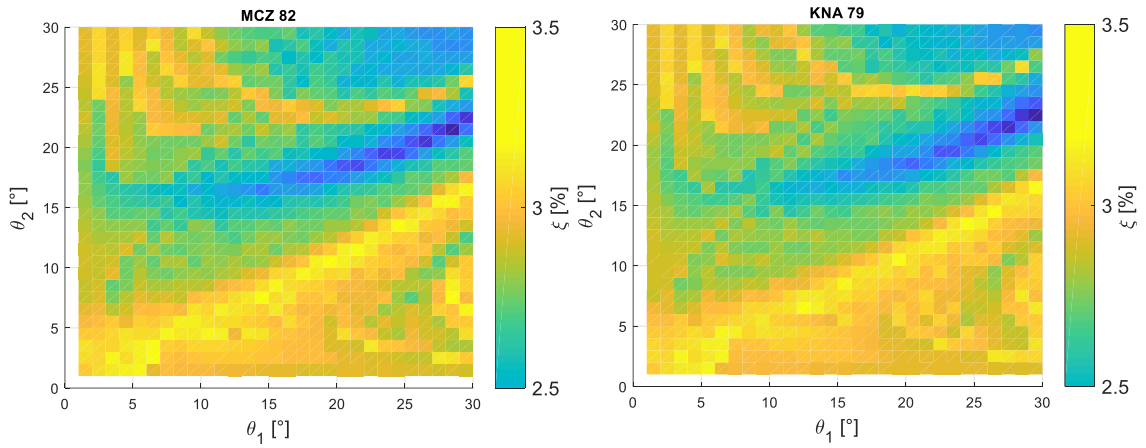


Figura 4-21. Deformación máxima de un cable 1x19 con los extremos libres. Sin núcleo.



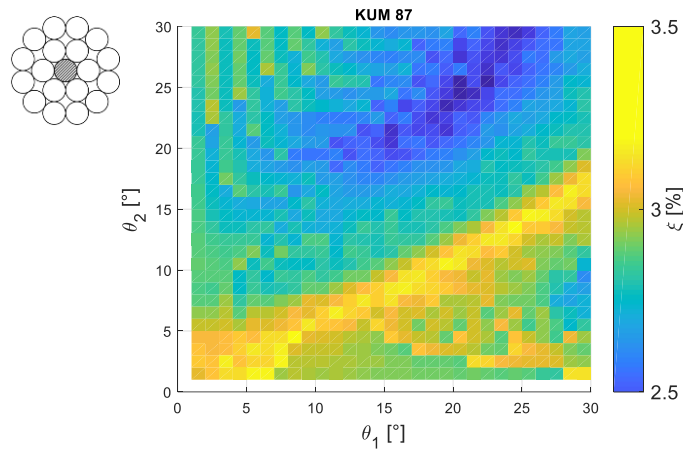


Figura 4-22. Factor de amortiguamiento de un cable 1x19 con los extremos libres. Sin núcleo.

4.2.3 Deformación inicial por trenzado

El análisis numérico precedente considera que los cables están configurados de tal manera que las propiedades del material se mantienen intactas antes y después de la construcción de los cables. Sin embargo, durante el proceso de trenzado del cable, se inducen esfuerzos de flexión permanentes en los alambres dado que el cable mantiene su forma en el tiempo. Incluso, en algunos casos se aplica un tratamiento térmico posterior a la conformación del cable para garantizar que no pierda su ángulo de trenzado [39]. En consecuencia, los alambres trabajan con una deformación inicial elástica o inelástica dependiendo de θ , que reduce la capacidad máxima del cable.

La estimación de la deformación inicial ϵ_{ini} se realiza a partir de las ecuaciones de parametrización de la hélice circular expuestas en la sección 2 de este documento, específicamente a partir de la curvatura de la capa κ_i dado el ángulo de trenzado θ , la distancia del centroide del cable al centroide de la capa r_i , y la distancia entre la fibra extrema en tracción al eje neutro de la sección transversal del alambre c :

$$\kappa_i = \frac{\sin^2(\theta)}{r_i} \quad 4-9)$$

$$\epsilon_{ini_i} = \kappa_i \cdot c \quad 4-10)$$

El análisis se lo realiza para un cable multicapa y los resultados se exhiben en la Figura 4-23.

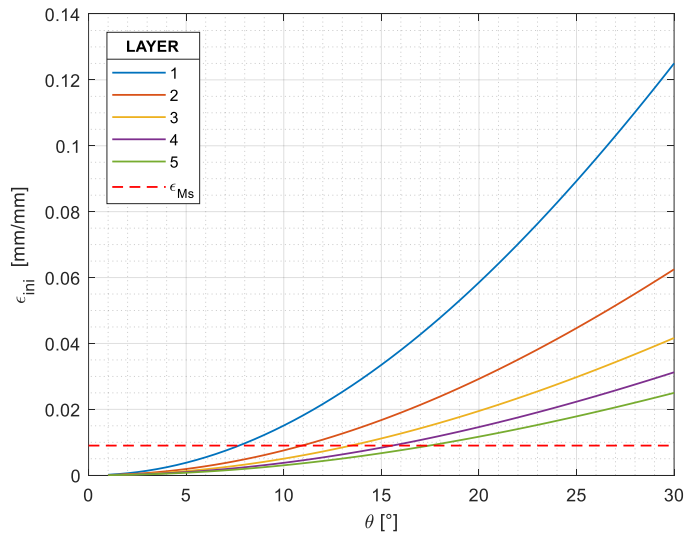


Figura 4-23. Deformación inicial en un cable multicapa por el proceso de trenzado.

A primera vista se observa que ϵ_{ini} incrementa a medida que θ crece y que el efecto es menor para las capas más alejadas del núcleo. Por otro lado, si se considera que la deformación en el inicio de la transformación directa del material (“fluencia”) es $\epsilon_{Ms} \cong 0.0085$, se infiere que a partir de un ángulo de trenzado mayor a 7.0° en la capa más próxima al núcleo, el alambre incursiona en el rango inelástico, por lo que pierde capacidad de deformación significativa. Asimismo, considerando que la deformación de rotura del material aproximada es $\epsilon_u \cong 0.09$ es probable que el alambre se fracture si la primera capa se trenza a $\theta \geq 25^\circ$.

4.2.4 Configuraciones óptimas de cables

Esta sección reúne las conclusiones más relevantes que se desprenden del análisis numérico realizado, con el fin de establecer directrices para el diseño óptimo y manufactura de cables de SMA de CuAlBe:

Generales

- El modelo de HRU 53 estima respuestas similares a los otros modelos para la condición de bordes empotrados. Sin embargo, es el que menor estabilidad numérica presenta. En condición de bordes libres a la rotación subestima la fuerza más aún si el cable no contiene núcleo pues la fuerza estimada es cercana a 0.
- En condiciones de bordes empotrados los modelos MCZ 82, KNA 79, KUM 87 estiman respuestas similares. Por otro lado, en condición de bordes libres el modelo que presenta

mayor estabilidad numérica y proporciona las estimaciones más conservadoras es KUM 87. Para $\theta > 20^\circ$ los modelos MCZ 82 y KNA 79 sobrestiman la rotación por unidad de longitud por lo que la capacidad máxima del cable puede ser erróneamente sobrestimada.

- Las condiciones óptimas de diseño: mayor fuerza, mayor deformación y mayor amortiguamiento, se obtienen cuando la mayor parte o todas las capas del cable desarrollan la máxima deformación del material, completando ciclos de histéresis amplios que permiten disipar la mayor cantidad de energía.
- La capacidad de disipación de energía y amortiguamiento del cable está gobernada por la capacidad del material, pues independientemente de la configuración de cable, no es posible exceder $\xi = 3.2\%$ dado por el alambre.

Extremos empotrados

- La condición de bordes empotrados es óptima cuando lo que se busca es obtener la máxima resistencia del cable, puesto que la deformación que se gana al aumentar el ángulo de trenzado no es significativa aún si el núcleo es más deformable.
- Para extremos empotrados las condiciones óptimas se obtienen cuando el ángulo de trenzado de todas las capas es similar y menor a los 15° $\theta_1 \cong \theta_2 \cong \theta_n$.
- El uso de un núcleo más deformable se justifica siempre y cuando la configuración del cable sea de dos o más capas, caso contrario el aumento de deformación no justifica la pérdida de resistencia.

Extremos libres

- La condición de bordes libres es óptima si lo que se requiere es obtener un aumento significativo en la capacidad de deformación en el cable, puesto que la resistencia decae rápidamente a medida que el ángulo de trenzado aumenta.
- Esta condición se justifica siempre que el núcleo sea más deformable que el resto de las capas de manera que no controle la deformación máxima.
- Para cables multicapa las condiciones óptimas se obtienen cuando el $\theta_1 \cong 2\theta_2$ y $\theta_1 \leq 20^\circ$.

Manufactura

- El proceso de manufactura induce una pretensión y deformación inicial en los alambres que hacen que el cable pierda cierta capacidad de deformación.
- Para garantizar la menor pérdida de capacidad y que la deformación inicial se mantenga elástica para cables trenzados con alambre de 1.4mm de SMA de CuAlBe se debe considerar que $\theta_1 \leq 7.5^\circ$; $\theta_2 \leq 10.5^\circ$; $\theta_3 \leq 13.5^\circ$; $\theta_4 \leq 15.5^\circ$; $\theta_5 \leq 17.5^\circ$.

4.3 Estudio experimental de cables de SMA de CuAlBe

En esta sección se describen los resultados de los ensayos experimentales realizados en probetas de cables manufacturados con alambres de SMA de CuAlBe. Las configuraciones se definieron en base a las conclusiones de la modelación numérica. Se elaboraron 5 probetas de cables de un torón de una sola capa 1x7 con núcleo de SMA y ángulos de trenzado de 0°, 2.5°, 5° y 12.5°. El diámetro de cada cable es de 4.2mm.

El tratamiento térmico corresponde al determinado como óptimo consistente en la aplicación de calor a 750°C durante 30min y templado en agua fría durante 20s. El proceso se realizó en probetas de alambre de 45cm empleando el equipo y procedimiento descrito en la sección 3. Posteriormente los alambres tratados se trenzaron para formar los cables. Se realizó la metalografía de las muestras para controlar el tamaño de grano obteniéndose una media de 330µm, ligeramente sobrepasada de los 300µm objetivo. La Figura 4-24 muestra las metalografías.

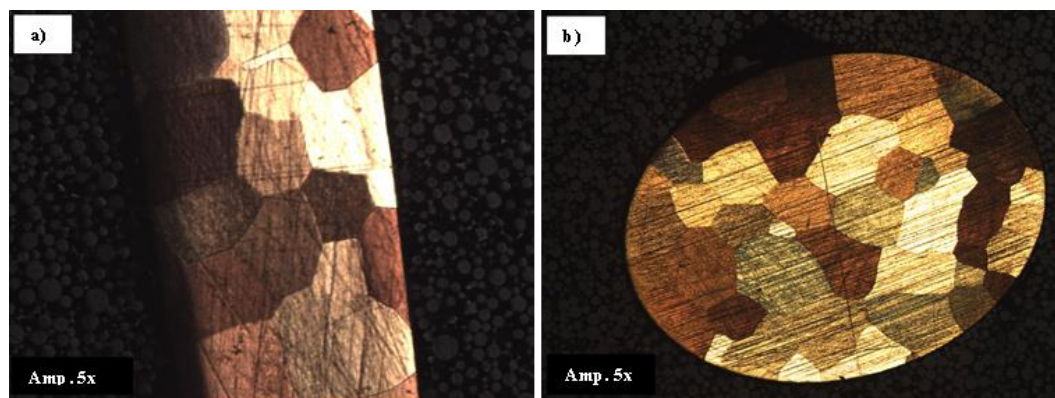


Figura 4-24. Metalografía de los alambres usados en los cables **a)** longitudinal **b)** transversal

4.3.1 Proceso de manufactura

El trenzado de los cables se lo realizó en un torno mecánico propiedad del Laboratorio de Hidráulica del Departamento de Ingeniería Civil de la Universidad de Chile. La metodología es similar a la descrita en la investigación de Cruz [49] con determinadas modificaciones. Para el proceso se emplearon tres discos iguales provistos de una perforación central y en principio 5 grupos de 6 perforaciones concéntricas distanciadas cada 10mm. El diámetro de la perforación es de 1.8mm con el fin de que exista holgura para que el alambre de 1.4mm pueda rotar sobre su eje a medida que avanza el trenzado. El objetivo de contar con varios grupos de perforaciones fue el de determinar el que menor daño causa en los alambres durante el proceso de trenzado. Luego de realizar pruebas en alambres de acero se optó por hacer un grupo de perforaciones distanciadas a

5mm del centro que fue el que se empleó en la manufactura de los cables de SMA de CuAlBe. La Figura 4-25 muestra uno de los discos y el esquema con las dimensiones correspondientes.

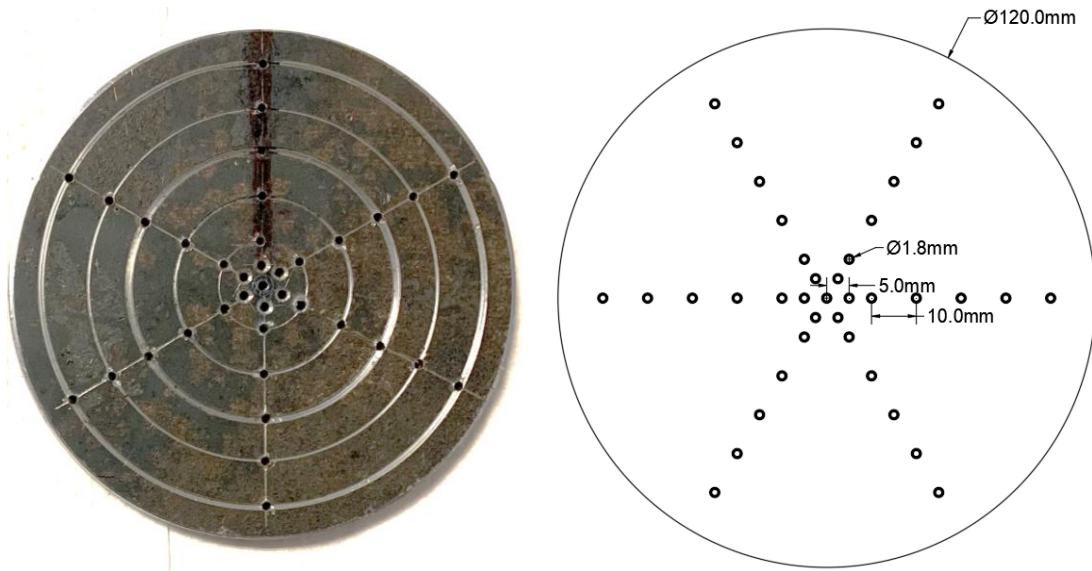


Figura 4-25. Metalografía de los alambres usados en los cables a) longitudinal b) transversal

En primer lugar, los 7 alambres de SMA de CuAlBe de 45cm se unen en una de las puntas con alambres de acero galvanizado No. 16 de 30cm utilizando una resina epoxi líquida como se muestra en la Figura 4-26a. La unión se deja reposar durante 24h para que adquiera su máxima resistencia. El objetivo de alargar los tramos de SMA con alambre de acero es el de obtener la mayor cantidad de cable de SMA con la mínima cantidad de material, dado que se dispone de una cantidad reducida de alambre. La punta de los alambres de SMA se hace pasar primero por el disco 2 y luego por el disco 1, de manera que la unión epoxi quede por detrás del disco 2. Las puntas de alambre de SMA que están por detrás del disco 1 se unen con un anillo de aluminio de 5mm prensado manualmente en el torno (Figura 4-26b). A una distancia de 15cm desde la unión, los alambres de acero se fijan a un separador que consiste en un trozo de tubo PVC de ½ pulgada.

El ensamblaje mostrado en la Figura 4-26c, se monta sobre un torno mecánico y un rotor manual que se ubica sobre el carro deslizante principal del torno. El disco 1 se sujeta al cabezal del torno mediante sus respectivas mordazas, de manera que permanezca fijo durante el trenzado. Las puntas del alambre galvanizado se pasan por el centro del rotor manual y el disco 2 se sujeta a este. El disco 2 es el que se hará rotar para trenzar el cable. Consecutivamente las puntas del alambre de acero se pasan por el disco 3. El montaje de todo el sistema se muestra en la Figura 4-27.

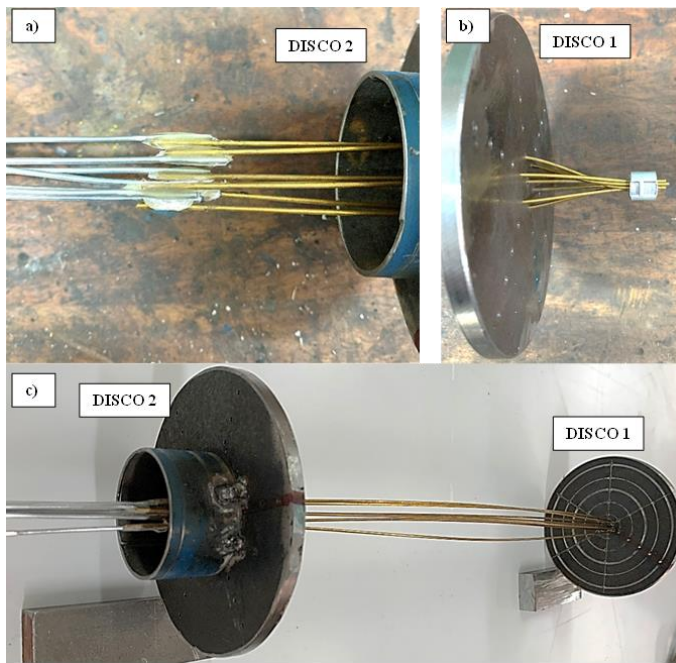


Figura 4-26. Montaje de alambres de SMA de CuAlBe a) unión epoxi b) anillo de aluminio c) sistema montado

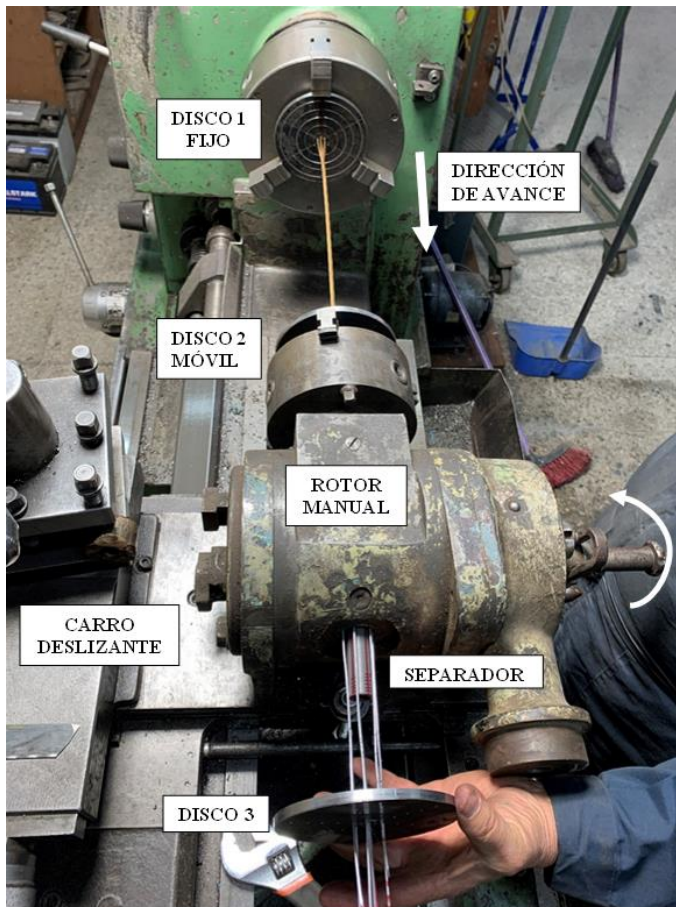


Figura 4-27. Manufactura de cables de SMA de CuAlBe a) unión epoxi b) anillo de aluminio c) sistema montado

Previo al inicio del trenzado se determinó que para que el disco 2 complete una vuelta se debe hacer girar la manija del rotor manual 40 vueltas. Es importante notar que una vuelta del disco 2 corresponde al paso del cable. Por lo tanto, se calculan el número de vueltas de la manija del rotor manual para una distancia de avance del carro deslizante δ_{torno} , dependiendo del ángulo de trenzado θ objetivo. El paso p y el número de vueltas se lo calculan de la siguiente manera:

$$p = \frac{2\pi \cdot r_i}{\tan \theta} \quad 4-11)$$

$$N_{vueltas} = \frac{40 \cdot \delta_{torno}}{p} \quad 4-12)$$

En la Tabla 3-2 se muestran las vueltas necesarias en la manija del rotor para una distancia de avance de 10mm.

Tabla 4-2. Paso y número de vueltas para los ángulos de trenzado utilizados

θ [°]	p [mm]	δ_{torno} [mm]	Vueltas Rotor
12.5	39.7	10	10
7.5	66.8	10	6
5	100.5	10	4
2.5	201.5	10	2

El proceso de trenzado se lo realiza entre dos personas: una a cargo del control de avance del carro deslizante y la sujeción del disco 3, y la otra a cargo del control del rotor manual. Se inicia posicionando el rotor manual lo más próximo al cabezal del torno, de manera que la distancia libre entre los discos 1 y 2 sea de 20mm. Se procede a girar la manija del rotor manual el número de vueltas correspondientes con el ángulo de trenzado deseado. Simultáneamente, el disco 3 se lo hace girar en el mismo sentido, de manera que los alambres por detrás del disco 2 no se enreden entre sí. A continuación, se avanza 10mm con el carro deslizante y nuevamente se procede a girar la manija del rotor manual y el disco 3. El proceso se lo repite hasta que todo el tramo de SMA queda trenzado y el cable ha sido conformado (Figura 4-28a).

Dado que el alambre tiene superelasticidad, es necesario colocar abrazaderas temporales tipo grillete en los extremos (Figura 4-28b) para asegurar que mantenga su forma una vez que se desmonte el cable de los discos. Las abrazaderas (Figura 4-28d) son reemplazadas por anillos de acero colocados (Figura 4-28c) con una prensa hidráulica de 200t de capacidad que aseguran el empotramiento en los extremos y la forma del cable. La Figura 4-28e muestra la configuración final del cable para ensayo.

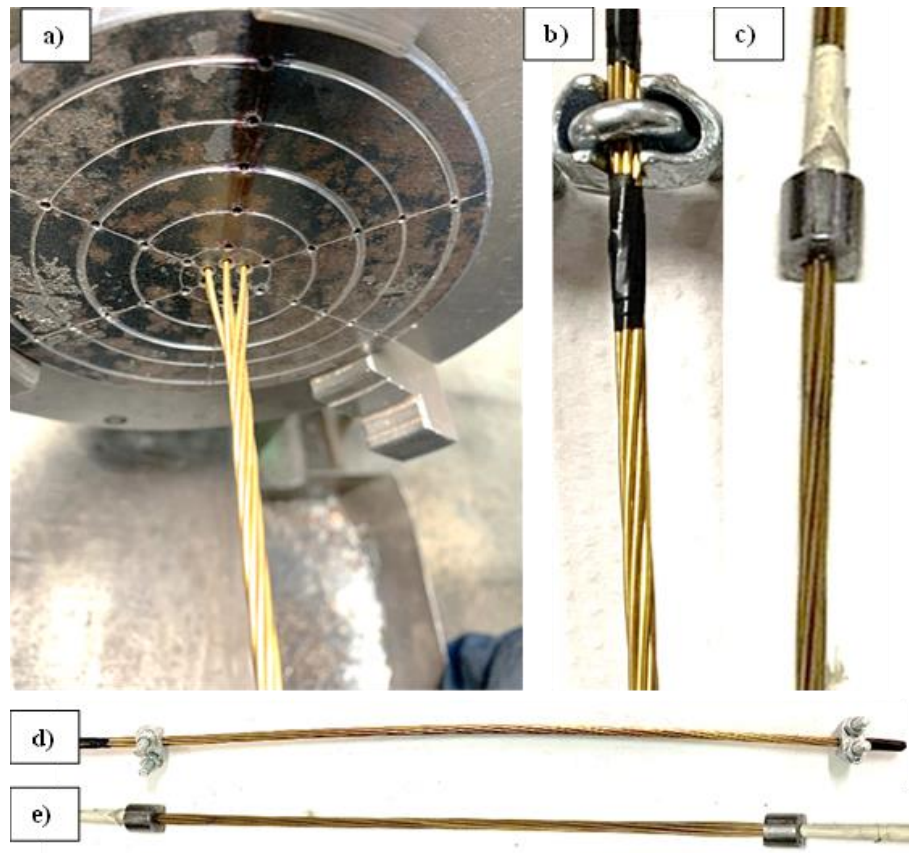


Figura 4-28. a) Trenzado del cable de SMA de CuAlBe b) abrazadera temporal tipo grillete c) anillo de acero definitivo d) cable con abrazaderas temporales e) cable para ensayo.

4.3.2 Montaje experimental

Los ensayos se realizaron utilizando una máquina de universal INSTRON propiedad del Laboratorio de Dinámica de Estructuras del Departamento de Ingeniería Civil de la Universidad de Chile. Se contempla un protocolo de carga a tracción pura controlado por deformación. Sin embargo, al aplicar el primer ciclo de carga a una determinada amplitud de deformación, se espera que la deformación residual propia del material resulte en el alargamiento del cable. En consecuencia, al aplicarse un segundo ciclo a la misma amplitud, el cable experimentará fuerzas de compresión.

Para solventar este problema y garantizar que el cable trabaje únicamente a tracción, cada extremo del cable se conecta a una jaula metálica cuya configuración permite que el cable deslice en caso de haber esfuerzos de compresión. Cada jaula está compuesta por dos discos de acero de 1.2mm conectados mediante pernos de alta resistencia, diseñados de manera que las deformaciones

en el sistema sean despreciables con relación a la deformación del cable. Uno de los discos cuenta con una perforación en el centro de 6mm de diámetro y una ranura de 5mm hacia el exterior, por la cual se hace pasar el cable de SMA hasta centrarlo (Figura 4-29a, b). De esta manera, el anillo de acero del cable es el encargado de transmitir la fuerza de tracción. El otro disco se sujeta a un vástago de acero que a su vez se conecta a las mordazas de la máquina universal. En el montaje primero se fijan las jaulas a la máquina y posteriormente el cable es colocado y pretensado con una mínima fuerza. El largo efectivo de los especímenes es de 225mm.

La medición de la fuerza se la realiza mediante la celda de carga de 60Tn (~588.4kN) de capacidad propia de la máquina universal. No obstante, en vista que se espera obtener una fuerza máxima de aproximadamente 4kN, es probable que la sensibilidad de la celda no capture la carga con suficiente resolución; por lo que adicionalmente, sobre la mordaza móvil se coloca una celda de carga tipo Z Revere Transducers de 10000lb (~44.5kN) de capacidad. El desplazamiento se lo registra mediante el LVDT interno de la máquina a más de un potenciómetro de 100mm dispuesto sobre la mordaza móvil. Adicionalmente, se coloca un extensómetro MTS de 25mm en el tercio central del cable. La Figura 4-29c ilustra el experimento.

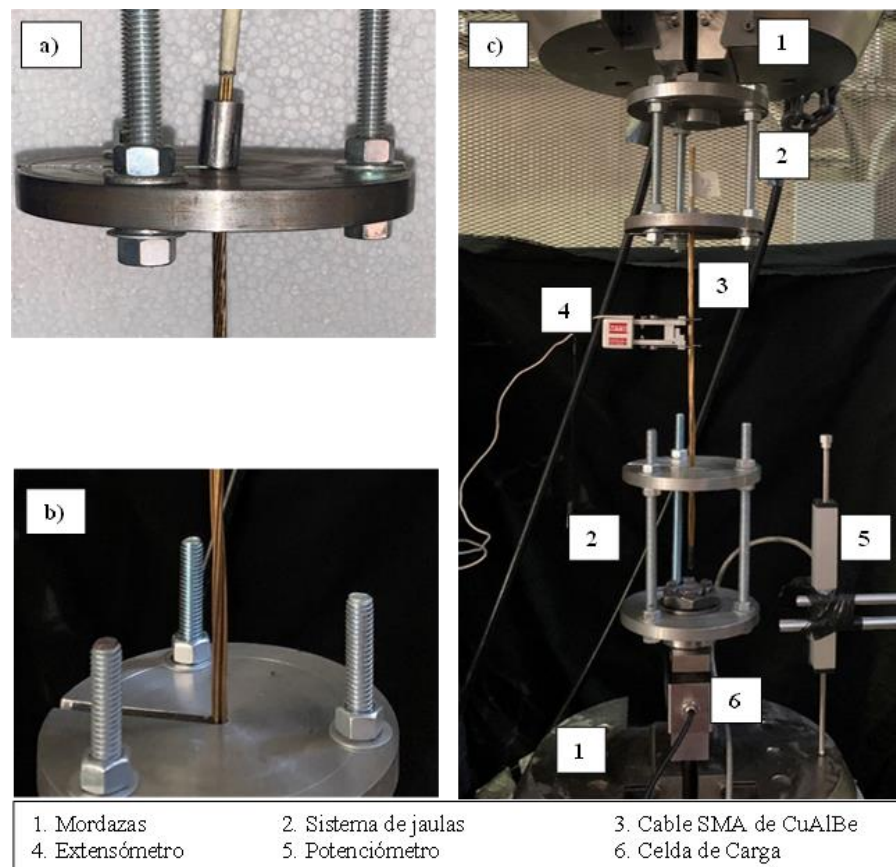


Figura 4-29. a) Jaula de acero: extremo superior b) extremo inferior c) montaje experimental e instrumentación.

4.3.3 Protocolo de carga

La historia de carga se la controla por deformación y se aplica un protocolo similar al que la normativa AISC 341-16 [100] establece en su capítulo K3 para las riostras de pandeo restringido (BRB's), con ciertas modificaciones para incluir las características propias de la SMA. Al no existir un protocolo propio para dispositivos de protección basados en SMA, el motivo de usar la mencionada norma responde a que el dispositivo que se desarrolla en esta investigación comparte ciertas similitudes con los BRB's: ambos basan su trabajo en la fluencia de un metal y se disponen a manera de arriostramientos en estructuras de marcos adicionando rigidez y resistencia.

La norma define dos desplazamientos característicos en función de los cuales se delinea la historia de carga: Δ_{by} que corresponde al desplazamiento de fluencia del espécimen, y Δ_{bm} que corresponde a la deformación correspondiente a la deriva de piso de diseño $\geq 1\%$. En este caso Δ_{bm} se define de tal manera que la deformación más grande que el protocolo exige sea igual o menor al límite superelástico de diseño determinado en el capítulo 3.

$$2\Delta_{bm} \leq \epsilon_{SE} \quad 4-13)$$

De los ensayos realizados en el material se determinó que la deformación de fluencia está alrededor del 0.9%, por lo que ese valor se toma para Δ_{by} . Para cada cable se definen 2 historias de carga donde las máximas deformaciones corresponden al 3.5% y 5.0%, por lo que $\Delta_{bm1} = 1.8\%$ y $\Delta_{bm2} = 2.5\%$ respectivamente. Es así como, el protocolo de carga aplicado es el siguiente:

- 3 ciclos de entrenamiento a una deformación $2\Delta_{bm}$
- 2 ciclos a Δ_{by}
- 2 ciclos a $0.5\Delta_{bm}$
- 2 ciclos a $1.0\Delta_{bm}$
- 2 ciclos a $1.5\Delta_{bm}$
- 2 ciclos a $2.0\Delta_{bm}$

La Figura 4-30 ilustra los protocolos de carga aplicados.

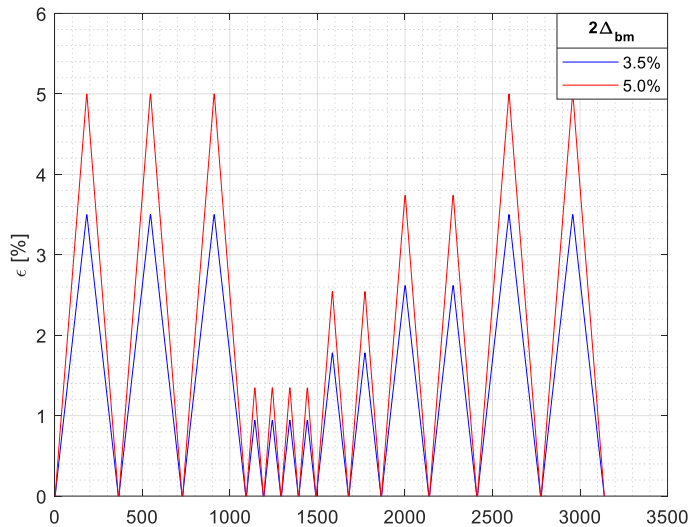


Figura 4-30. Protocolos de carga para cables de SMA de CuAlBe

4.3.4 Calibración de sensores

- Extensómetro

El extensómetro empleado en la medición del cable es el mismo que se utilizó en el estudio experimental de alambres, por cuanto la curva de calibración es la misma que se indicó en la sección 3.

- Celda de Carga tipo Z

En el caso de la celda de carga, esta tiene una capacidad de 10000lb excitada con un voltaje de 10V y una sensibilidad de 3mV/V; lo cual proporciona una ganancia teórica de 333.3B. Para mayor precisión se realizó la calibración colocando 5 masas cuyo peso exacto se conoce y tomando la lectura en voltaje que refleja la celda. La Figura 4-31 muestra la curva y la ecuación de transformación de la fuerza con $R^2 = 1.0$.

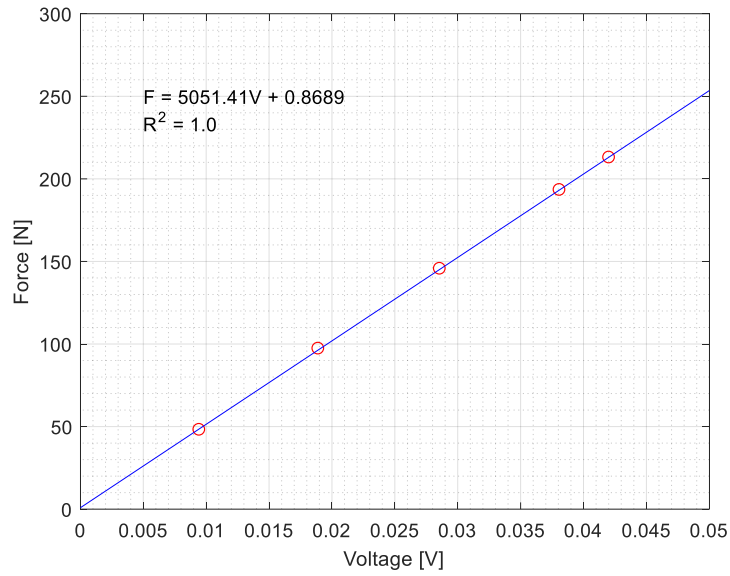


Figura 4-31. Curva de calibración de la celda tipo Z.

- **Potenciómetro**

La calibración del potenciómetro se realizó con un dial digital, en el cual se registraron distancias conocidas para compararlas con la lectura en voltaje del potenciómetro. Posteriormente, se obtuvo la ecuación mediante regresión lineal con un ajuste de $R^2 = 0.999$ (Figura 4-32).

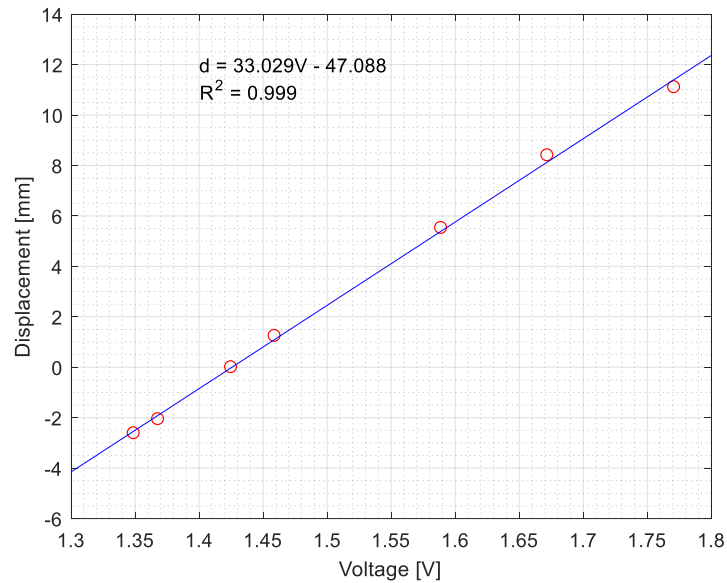


Figura 4-32. Curva de calibración del potenciómetro.

4.3.5 Respuesta experimental

En primer lugar, se compara la respuesta de los instrumentos para verificar que las lecturas y ecuaciones de calibración sean confiables. En la medición de la deformación, el extensómetro toma diferentes alambres puesto que en general para todos los cables manufacturados el paso p es mayor a la distancia de 25mm entre las uñas del sensor. Esto implica que se pierda cierta precisión en la lectura del extensómetro. En efecto, en la Figura 4-33a se observa que, si bien en los primeros ciclos de entrenamiento la lectura de deformación es similar a la de los otros instrumentos, no se logra capturar la amplitud de las deformaciones más pequeñas del protocolo formal (Δ_{by}). Adicionalmente, al exigirse deformaciones mayores ($1.5\Delta_{bm}$) el extensómetro desliza por lo que se distorsiona la lectura. Por otra parte, las lecturas de desplazamiento obtenidas del potenciómetro y del LVDT propio de la máquina son similares entre sí. Asimismo, la respuesta en fuerza de las celdas de carga utilizadas es similar, obteniéndose mejor resolución y menor ruido con la celda tipo Z, debido al nivel de carga alcanzado (Figura 4-33b).

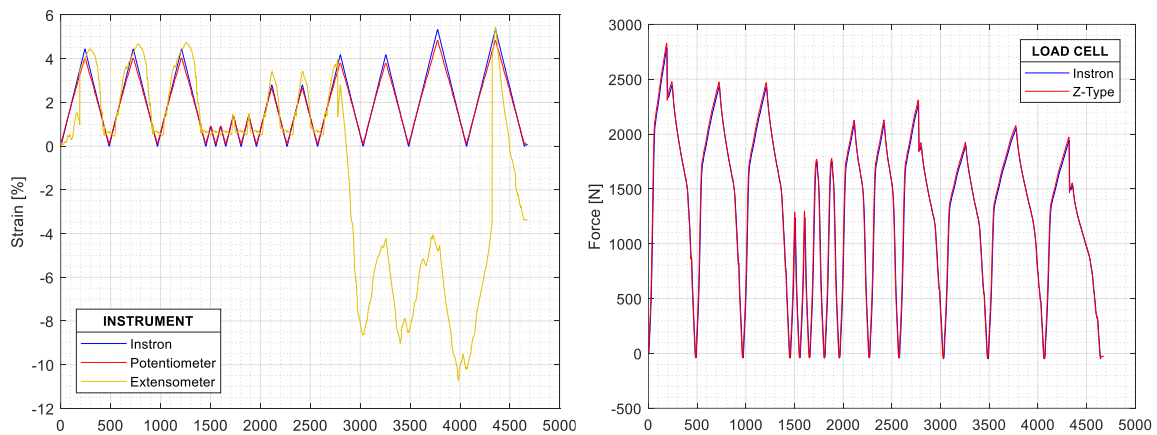


Figura 4-33. Respuesta instrumental del ensayo de un cable 1x7 a 5° a) deformación b) fuerza

La Figura 4-34 muestra la respuesta cíclica de 4 cables con distinto ángulo de trenzado para el primer protocolo de carga, en el que la máxima deformación es del 3.5%. A primera vista, para los cables de $\theta \leq 5^\circ$ se observa una respuesta banderada bien definida de ciclos histeréticos angostos. Después del primer ciclo la deformación residual decae a valores despreciables (0.04%), al igual que la fuerza asociada a σ_{Af} se mantiene constante independientemente de la amplitud de deformación. Estas dos características corroboran que el material se entrena rápidamente, y que en una configuración de cable es suficiente 1 ciclo.

Por otro lado, en el inicio de la carga se observa que el cable experimenta un aumento significativo en su rigidez luego de alcanzar una fuerza aproximada de 500N; lo cual se repite para los tres cables (Figura 4-34a, b, c). Este fenómeno denominado como “bedding-in” [101], [102] se debe a la reorganización y acomodamiento de los alambres durante el proceso de carga, y es

comúnmente observable en cables de fibras de poliéster. De acuerdo con Casey et al. [101], luego del proceso de acomodamiento la rigidez se estabiliza, y el módulo elástico efectivo puede ser medido. En el caso de los cables de este estudio, es probable que, en el proceso de cambio de las abrazaderas temporales por los anillos de acero prensados, se haya modificado accidentalmente la disposición de los alambres en el cable generando espacios intersticiales que son eliminados al aplicar carga en el cable.

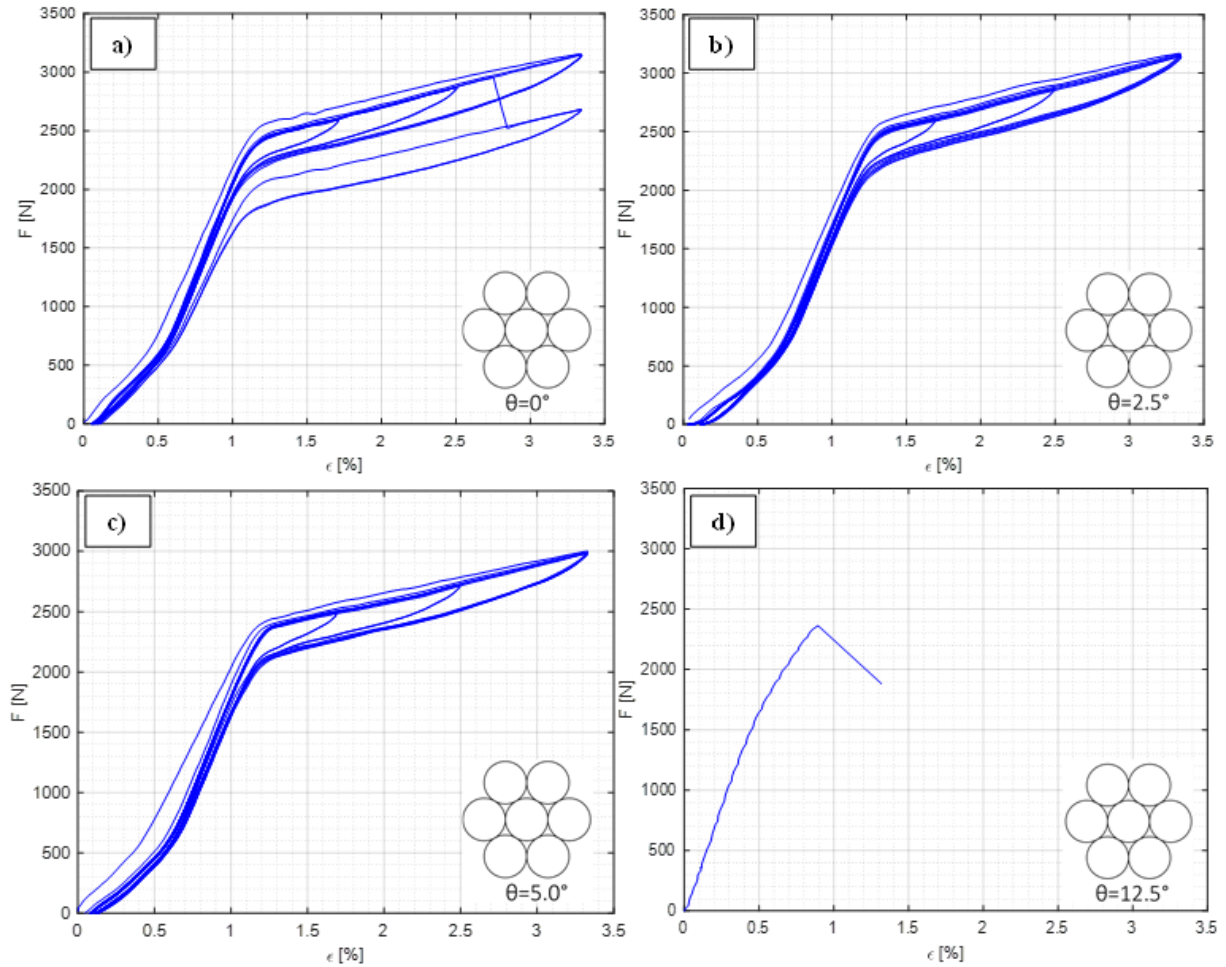


Figura 4-34. Respuesta cíclica de cables de SMA de CuAlBe al 1er protocolo de carga. **a)** $\theta = 0^\circ$ **b)** $\theta = 2.5^\circ$
c) $\theta = 5.0^\circ$ **d)** $\theta = 12.5^\circ$

En la Figura 4-34a que corresponde a la respuesta del cable con alambres dispuestos en paralelo, se observa una notable caída en la resistencia (430N) que sucede en el décimo segundo ciclo a una deformación del 2.8%. Esto se asocia a la rotura de la hebra central. La razón por la cual se fractura a una deformación mucho menor a la esperada recae en que los alambres exteriores no quedan efectivamente tensados durante el proceso de prensado de los anillos de acero, siendo la hebra central la única pretensada como se muestra en la Figura 4-35a. Esto implica que tome mayor carga y experimente mayores deformaciones que cualquier hebra de la capa exterior,

resultando en la fractura temprana. Lo descrito anteriormente, corrobora lo observado por Cruz [49], por lo que, desde un punto de vista funcional, la disposición de alambres en paralelo no garantiza el trabajo en conjunto del cable. Por otro lado, los cables con ángulo de trenzado de 2.5° y 5° completan el protocolo de carga sin la rotura en ninguna de sus hebras, como se muestra en las Figura 4-34b, c.

El cable con ángulo de trenzado de 12.5° , fue construido con el propósito de estudiar el efecto del daño por deformación inicial durante el trenzado, descrito en la sección 4.2.3. La Figura 4-34d muestra que el cable alcanza una deformación de apenas el 0.90% cuando 4 de sus hebras se fracturan simultáneamente. De acuerdo con las ecuaciones 4-9 y 4-10 para un cable de una sola capa con $\theta = 12.5^\circ$ la deformación inicial es del 2.5% que sobrepasa la deformación de fluencia del material. En consecuencia, el cable mantiene una pretensión considerable en el tiempo previo al ensayo que reduce su capacidad de deformación. La Figura 4-35b muestra el cable previo al ensayo, en cuyas hebras se observan múltiples zonas de coloración marrón que delimitan zonas de fluencia, exponiendo que el cable presentaba daño previo al ensayo.

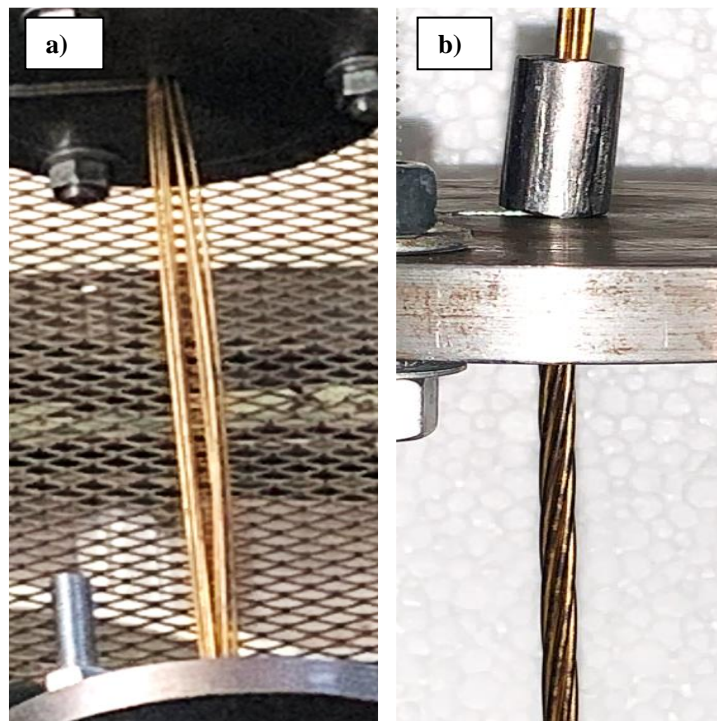


Figura 4-35. a) Deficiencia en la configuración de un cable con alambres en paralelo b) zonas de fluencia (daño) en un cable con $\theta = 12.5^\circ$ previo al ensayo

Lo anterior corrobora que la deformación inicial por trenzado no debe superar el límite de fluencia para garantizar el buen comportamiento del cable, orientando a mantener un bajo ángulo de trenzado.

La Figura 4-36 muestra la respuesta de los cables previamente ensayados, ante el segundo protocolo de carga. En este segundo protocolo la deformación máxima del 5.3%, mayor al 3.5% obtenido en el primer ensayo. A pesar de ello, no se observa con claridad el efecto del primer ciclo, pues la deformación residual inicial se pierde entre los ciclos subsiguientes especialmente para el cable de $\theta = 2.5^\circ$. Por otro lado, la fuerza asociada a σ_{Af} es variable para amplitudes de deformación mayores a 3.5%, similar a lo observado en el estudio del material descrito en la sección 3 para el tratamiento térmico D. Este particular coincide con que el tamaño de grano obtenido se sobrepasó ligeramente del objetivo, según lo descrito en la metalografía.

A diferencia de lo observado en cuerdas de poliéster [102], el efecto de “bedding-in” persiste en los cables de SMA de CuAlBe a pesar de que previamente se aplicó un protocolo de carga.

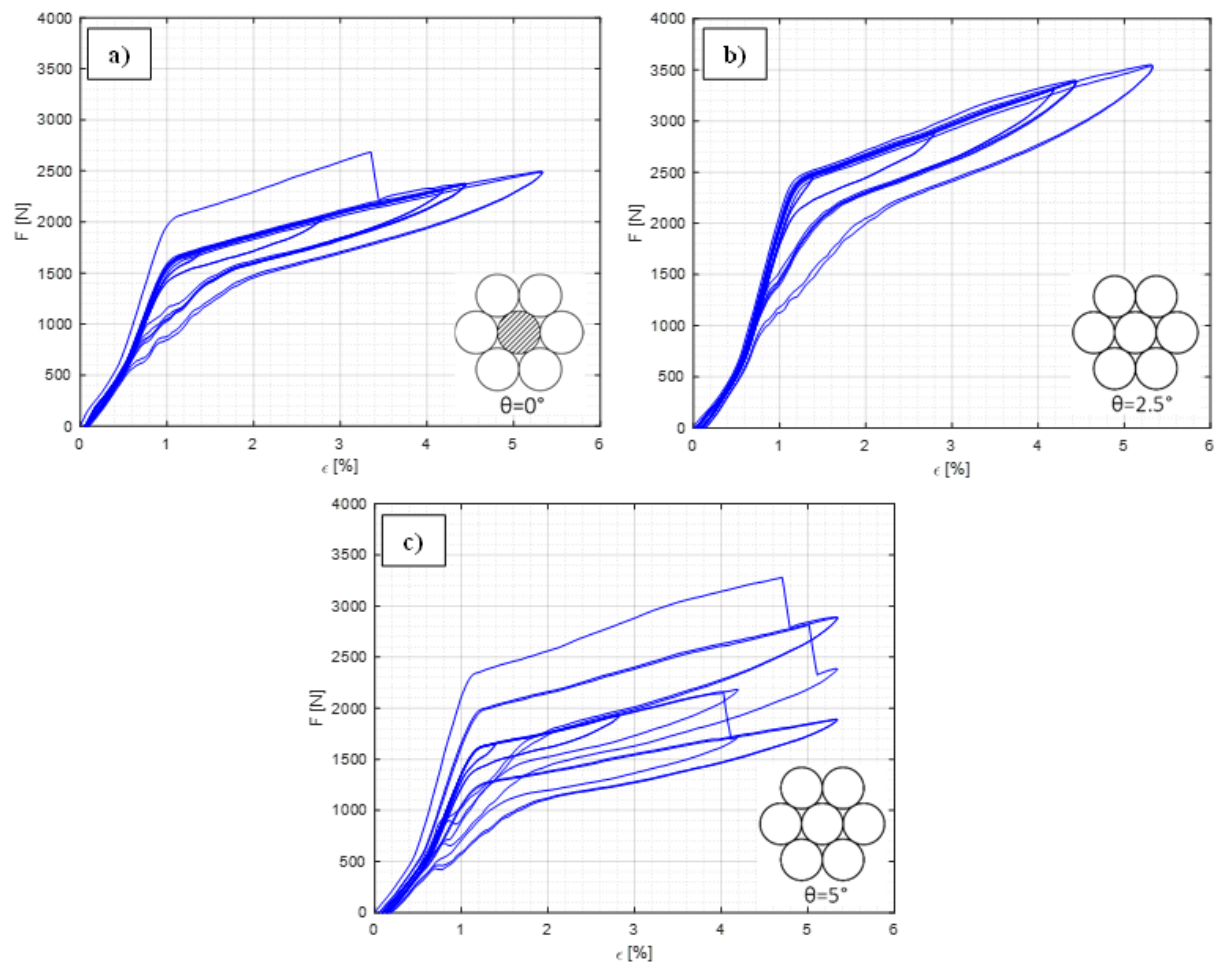


Figura 4-36. Respuesta cíclica de cables de SMA de CuAlBe al 2do protocolo de carga. a) $\theta = 0^\circ$ b) $\theta = 2.5^\circ$
c) $\theta = 5.0^\circ$ d) $\theta = 12.5^\circ$

El cable con los alambres en paralelo (Figura 4-36a) inicia el protocolo sin el núcleo, producto de la fractura durante el primer protocolo de carga. Antes de completar el primer ciclo del segundo protocolo, una de las hebras de la capa exterior se fractura producto de la asimetría en las tensiones originada por los problemas asociados a la manufactura descritos anteriormente. Esto marca una notoria pérdida en la rigidez y en la resistencia ($\sim 375\text{N}$). Posteriormente, el cable termina el ensayo con las 5 hebras restantes. El cable con $\theta = 2.5^\circ$ cumple satisfactoriamente el segundo ciclo de carga sin que ninguna de las hebras se haya fracturado (Figura 4-36b). Asimismo, el cable con $\theta = 5^\circ$ es el que presenta el desempeño más desfavorable pues en el primer ciclo una de las hebras exteriores se fractura a una deformación de 4.7%; en el quinto ciclo se fractura otra de las hebras a una deformación de 5% y finalmente una última hebra se fractura en el ciclo 11 a una deformación del 4%.

La Figura 4-37 muestra la historia de la fuerza de fluencia de los cables para los dos protocolos aplicados. A primera vista, es evidente la reducción de la fuerza a medida que el ángulo de trenzado es mayor, acorde con lo estimado numéricamente. La reducción es mínima (2%) para $\theta = 2.5^\circ$ mientras que para $\theta = 5.0^\circ$ alcanza el 5%. Asimismo, se observa el efecto de la fatiga funcional en el cable donde la fuerza de fluencia se reduce en cada ciclo, con una tasa de decrecimiento constante y similar para los tres cables. Las caídas abruptas en la resistencia marcan la ruptura de uno de los alambres, obteniéndose una media de 380N similar a la fuerza de fluencia determinada en el estudio de la respuesta individual de cada alambre a temperatura de 23°C .

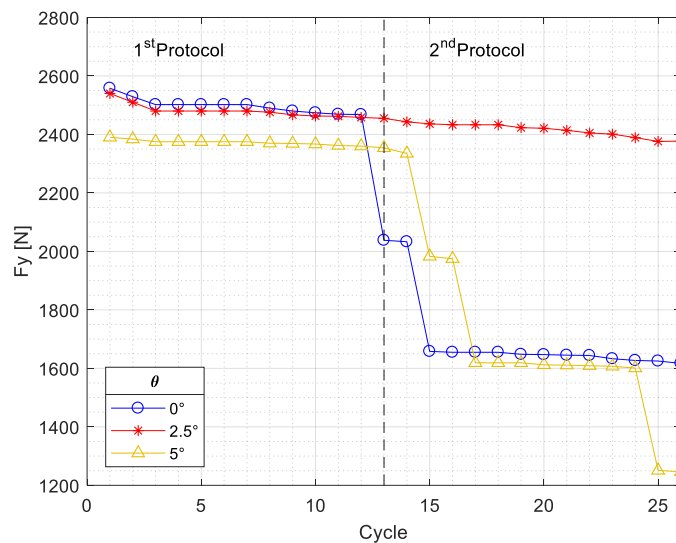


Figura 4-37. Historia de la fuerza de fluencia de los cables en cada ciclo

La Figura 4-38 muestra la historia de deformación residual en cada ciclo $\delta\epsilon_R$. En general se determina que la deformación residual es despreciable en todos los cables ensayados, pues los valores se encuentran por debajo de 0.12% y en el caso más desfavorable $\delta\epsilon_R$ equivale al 2% de la máxima deformación alcanzada. Esto corrobora que la capacidad de autocentrante del material no

se ve afectada por la geometría helicoidal de los alambres. Los marcadores colocados en las curvas de los cables de $\theta = 0^\circ$ y $\theta = 5^\circ$ indican la ruptura de una hebra, donde es notorio el incremento de $\delta\epsilon_R$ dado que el resto de las hebras se ven más esforzadas para acomodar la deformación solicitada.

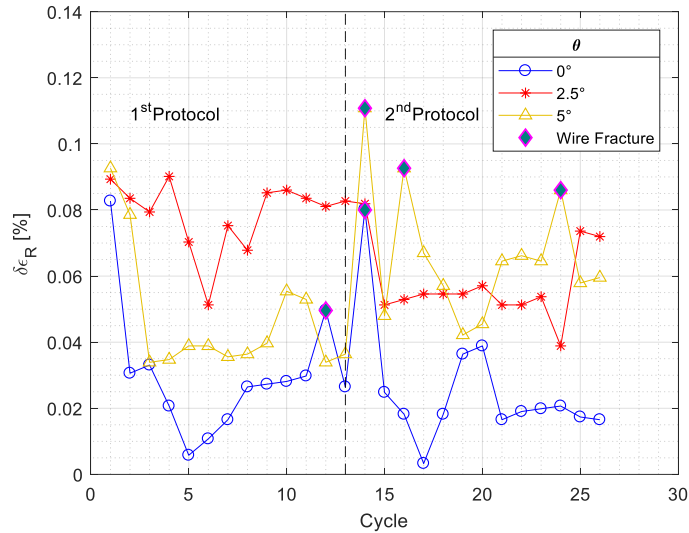


Figura 4-38. Historia de la deformación residual en cada ciclo

Por otra parte, la Figura 4-39 muestra que los valores del factor de amortiguamiento obtenido para una misma deformación son similares entre sí, dado que la diferencia entre los ángulos de trenzado es de 5° . No obstante, el máximo amortiguamiento obtenido es de 2.2% para el cable $\theta = 2.5^\circ$ a una deformación del cable de 5.3%, frente al 3.2% estimado numéricamente a partir de los parámetros del material. Esto corrobora el hecho de que se obtuvo un tamaño de grano ligeramente mayor al esperado.

Adicionalmente, se observa que, para la mayoría de las deformaciones, el factor de amortiguamiento y la energía disipada son mayores para el ángulo de trenzado más grande, lo que es contrario al modelo numérico, en donde se espera que las hebras más trenzadas desarrollen menor deformación y por ende el ciclo de histéresis cubra menor área disipando menos energía. Esto es cierto, siempre y cuando el estado inicial de los cables trenzados con distintos ángulos sea el mismo, es decir que la deformación inicial ϵ_{ini} en sus hebras sea nula o la misma independientemente de θ . Dadas las condiciones de construcción: primero tratamiento térmico y posterior manufactura, a mayor θ incrementa ϵ_{ini} . En resumen, al incluir ϵ_{ini} a la deformación del ensayo, las hebras del cable con $\theta = 5^\circ$ son las que mayor deformación experimentan y por ende se disipa más energía, pero se espera su rotura temprana. En las Figura 4-40a, b se realiza la comparación de la deformación en los alambres de la capa exterior sin incluir e incluyendo ϵ_{ini} .

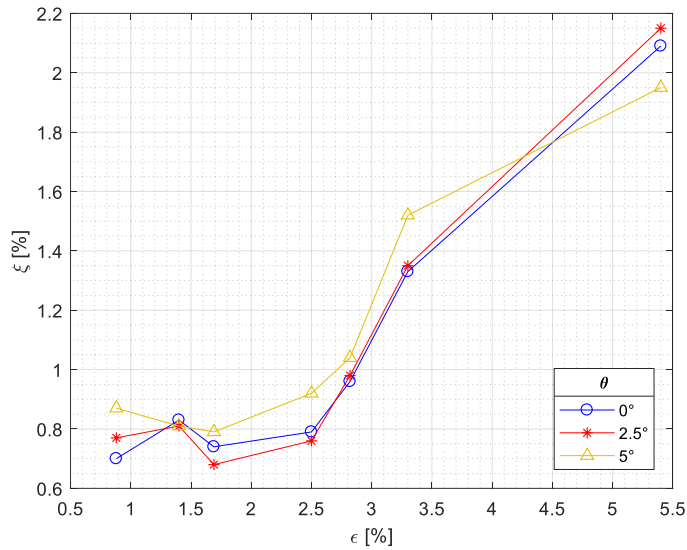


Figura 4-39. Factor de amortiguamiento ξ para cada deformación

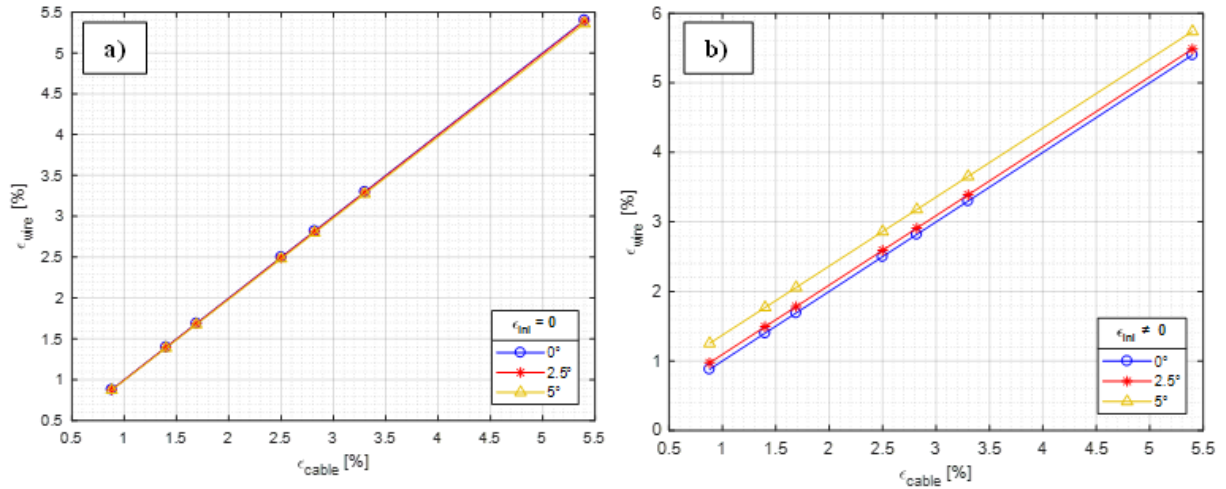


Figura 4-40. Deformación de los alambres de la capa exterior ϵ_{wire} a) sin incluir ϵ_{ini} b) incluyendo ϵ_{ini}

Por otra parte, se realiza el análisis de la fatiga de bajos ciclos a la que se han sometido los cables. Debido a que el protocolo de carga exige amplitudes de deformación distintas, se emplea la regla de daño acumulado de Palmgren – Miner [103], [104] que plantea que la suma simple de daños es proporcional al número de ciclos para una determinada amplitud de deformación constante. Si n_i es el número de ciclos aplicados a una deformación específica y N_{Ri} es el número de ciclos a la fractura a esa deformación, entonces el daño proporcional se puede medir como [105]:

$$D = \sum \left(\frac{n_i}{N_{Ri}} \right) \leq 1 \quad 4-14)$$

Cabe mencionar, que N_{Ri} se lo determina en base a la relación de Coffin – Manson [86], [87] empleando los coeficientes ϵ'_f y c estimados para el alambre ensayado a 23°C y tratado durante 30min, especificados en el capítulo 3. En la deformación de las hebras ϵ_{wire} se considera la influencia del ángulo de trenzado y la deformación inicial ϵ_{ini} . La Figura 4-41 muestra los resultados, en la que se han colocado marcadores para indicar la fractura de un alambre. De forma similar, la Figura 4-42 muestra la deformación plástica acumulada en cada ciclo, que equivale al número de veces que la deformación máxima del ciclo sobrepasa la deformación de fluencia del alambre $\epsilon_y = \epsilon_{Ms}$, que para este caso se estimó en 0.8%.

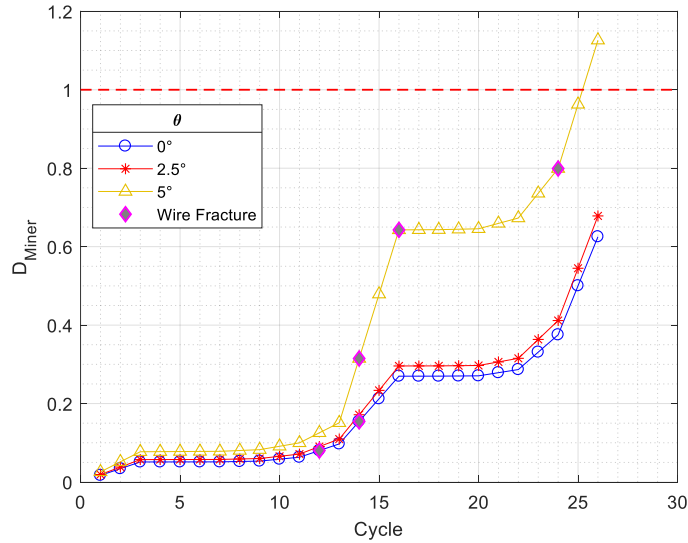


Figura 4-41. Función de daño acumulado Palmgren-Miner para los cables.

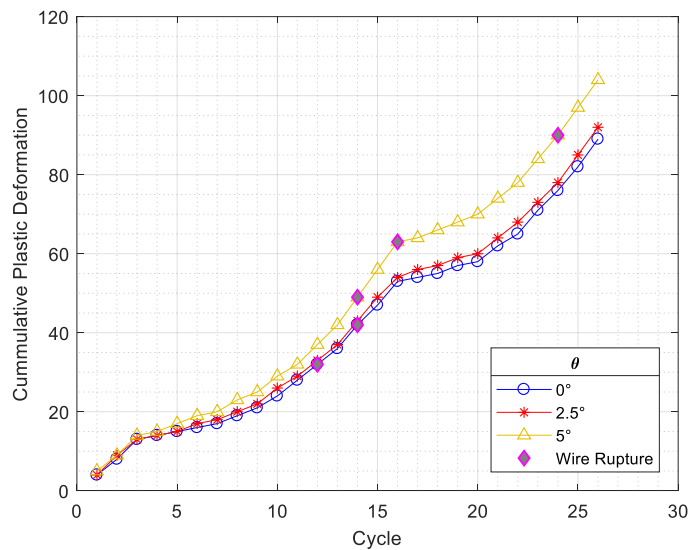


Figura 4-42. Deformación plástica acumulada en los cables

El cable con $\theta = 0^\circ$ es el que menos daño acumula en cada ciclo debido a que las amplitudes de deformación en los alambres son inferiores a las de los cables trenzados puesto que la deformación inicial es nula. Sin embargo, la fractura del núcleo que se produce en el ciclo 12, acumula un factor de daño de apenas 0.081 a una deformación que equivale a $32\epsilon_y$. Este valor que está muy alejado de 1 (fractura teórica), confirma que la fractura temprana se debe a la tensión diferenciada en el núcleo y no al daño acumulado. Al fracturarse el núcleo, la distribución de tensiones se torna asimétrica por lo que la fractura de una de las hebras exteriores se produce cuando $D = 0.155, CPD = 42\epsilon_y$. Las 5 hebras restantes terminan el protocolo de carga acumulando un daño final de $D = 0.62, CPD = 89\epsilon_y$. Por otra parte, en el cable con $\theta = 5^\circ$ que acumula la mayor cantidad de daño, la primera fractura se produce a $D = 0.315, CPD = 49\epsilon_y$ y posteriormente 2 hebras más se fracturan durante el ciclado. Sin embargo, el cable termina el protocolo con 4 hebras acumulando un daño $D = 1.126, CPD = 104\epsilon_y$. Estos valores se justifican debido a una distribución asimétrica de las tensiones en el cable, puesto que el factor de daño no puede exceder de 1, entendiéndose que las hebras que lo superan estaban menos tensionadas que aquellas que se fracturaron tempranamente. Como se ha mencionado previamente, el cable con $\theta = 2.5^\circ$ es el que culmina con éxito el protocolo de carga acumulando un daño de $D = 0.678, CPD = 92\epsilon_y$. La Figura 4-43 muestra que una de las hebras de los cables con $\theta = 0^\circ, 5^\circ$ presentan mayor deformación plástica en comparación con las otras.

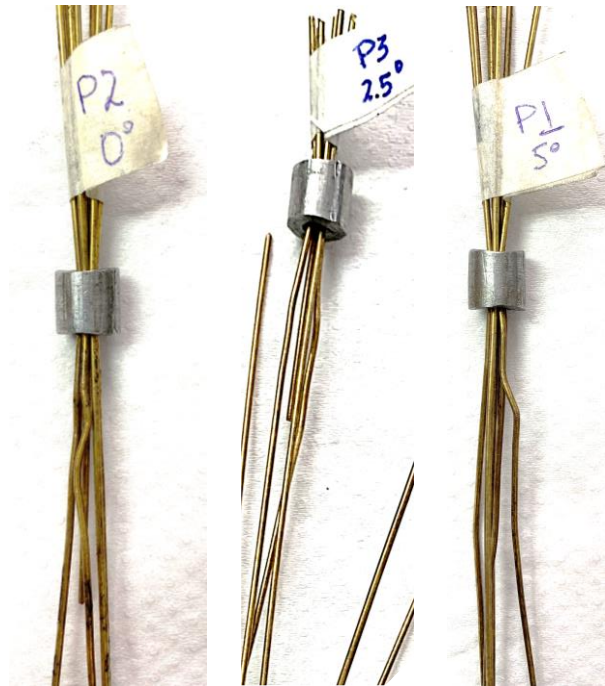


Figura 4-43. Deformación plástica acumulada en los cables

En cuanto a la mecánica de la fractura, en primera instancia la Figura 4-44 muestra un mecanismo de ruptura copa-cono con deformación plástica limitada. Se muestran las fractografías de la superficie de falla de dos de las hebras del cable $\theta = 0^\circ$, en donde se aprecia un mecanismo combinado. Predominan las zonas de ruptura dúctil transgranular, caracterizadas por la formación de micro cavidades que nuclean y aumentan progresivamente de tamaño hasta unirse y formar una serie de paredes (zona A)[82], [106]. Se observan además estrías concéntricas en la periferia denotando estricción y fatiga en el alambre (zona B). En menor magnitud coexisten zonas de clivaje (zona C) caracterizadas por saltos bruscos y escalones correspondientes a planos cristalográficos diferentes.

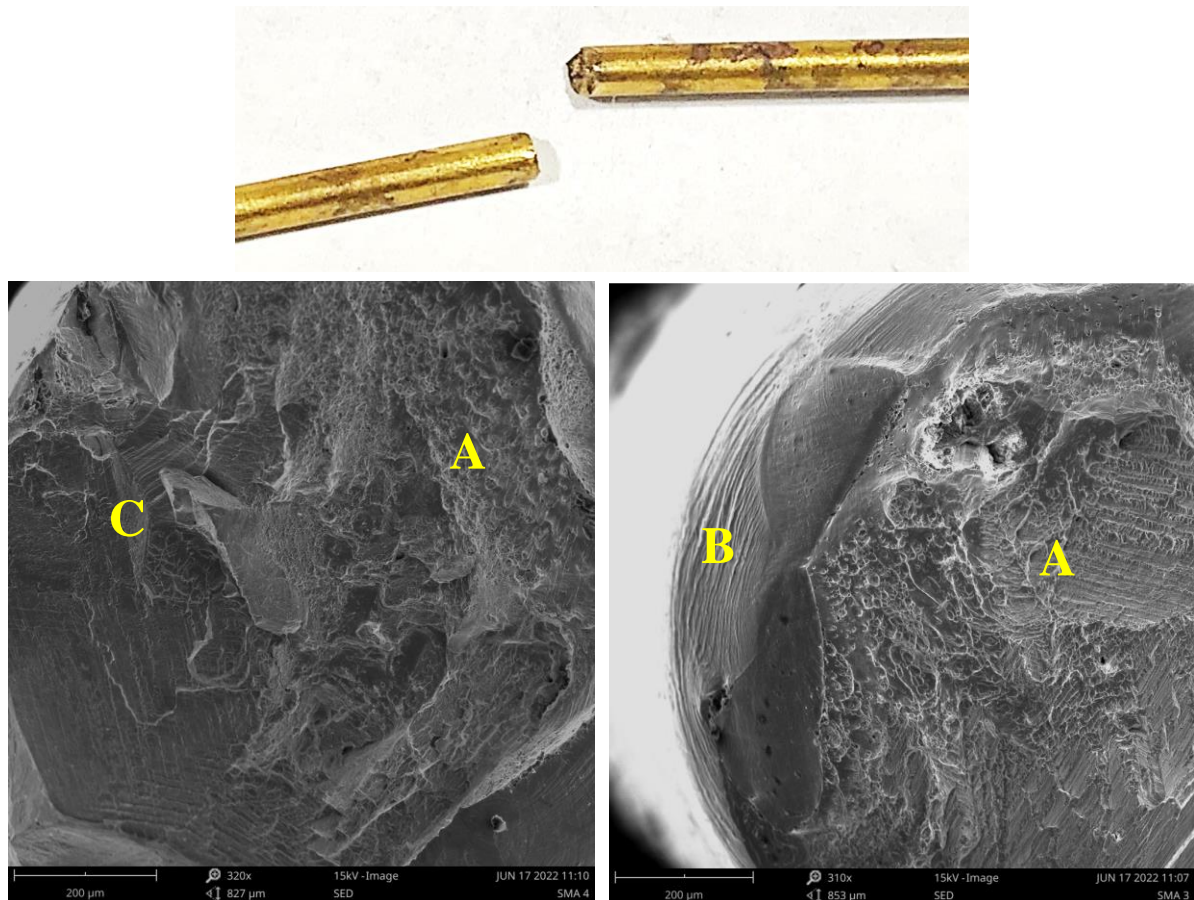


Figura 4-44. Fractografías de la superficie de falla de los cables de SMA de CuAlBe

4.4 Análisis Bayesiano en cables SMA CuAlBe

A pesar de que a los alambres de SMA de CuAlBe se les haya aplicado el mismo tratamiento térmico, y que el proceso de manufactura de los cables haya sido el mismo, se observaron diferencias en la respuesta de ciertos alambres que acumularon mayor cantidad de daño. Esto no solo se debe a la asimetría en las tensiones sino a la variación de las propiedades mecánicas de cada hebra. Este fenómeno se observó también en el análisis realizado en la sección 3, donde se determinó que existe variación en las propiedades de alambres de un mismo lote, ciclados a distintas amplitudes de deformación. Adicionalmente, el enfoque tradicional de tratar los parámetros del modelo de SMA como deterministas puede proporcionar una predicción buena pero no perfecta cuando se compara con los resultados experimentales debido a la incertidumbre del modelo [107]. A diferencia de los métodos deterministas, el enfoque de actualización Bayesiana permite incorporar directamente distintas fuentes de incertidumbre, como el ruido proveniente de los instrumentos de ensayo, así como las incertidumbres individuales de cada parámetro [108].

En resumen, la dispersión experimentalmente observada en el material motiva a que se realice un análisis probabilístico de la respuesta cíclica de los cables a través de un esquema de actualización Bayesiana. Para ello, se caracterizan las incertidumbres en las propiedades mecánicas del alambre asociadas a la aplicación del tratamiento térmico y luego se propaga la incertidumbre al comportamiento del cable.

4.4.1 Fundamentos de la Actualización Bayesiana

El enfoque Bayesiano permite adoptar un punto de vista probabilista sobre los valores de los parámetros de un modelo. En este proceso, se actualiza del conocimiento previo sobre los valores y la variabilidad de los parámetros (Prior) a partir de los datos observados y las probabilidades condicionales, obteniendo como salida la distribución posterior (Posterior) asociada a cada parámetro [109].

Para formalizar el problema se considera la función determinista $F(\Theta, \epsilon) \in \mathbb{R}$ que predice la fuerza F que desarrolla un cable de SMA de CuAlBe para una determinada amplitud de deformación ϵ , donde Θ son los parámetros del modelo. Sin embargo, este modelo determinista puede presentar cierto nivel de error e , por lo que el modelo probabilístico se define considerando un error de carácter aditivo Gaussiano de media cero, o multiplicativo de variabilidad constante [110]. El error aditivo puede conducir a obtener gran variabilidad en la salida [111] por lo que en esta investigación se ha optado por el error multiplicativo. Por lo tanto, la respuesta probabilística de la fuerza del cable f queda denotada por la ecuación:

$$f = F(\Theta, \epsilon) \cdot e \quad 4-15)$$

Cabe anotar que el error multiplicativo es equivalente al error aditivo con respecto al logaritmo de la función determinista $\ln(F(\Theta, \epsilon))$ y consecuentemente de la salida $\ln(f)$ [112], lo cual conduce a una distribución lognormal tanto para e como para f :

$$p(f|\Theta_t, \epsilon) = \frac{1}{f \cdot \sigma_e \sqrt{2\pi}} \exp \left[-\frac{1}{2\sigma_e^2} (\ln(f) - \ln(F(\Theta, \epsilon)))^2 \right] \quad 4-16)$$

Donde Θ_t es el vector de parámetros que define el modelo probabilístico para f , compuesto por Θ y la desviación estándar del logaritmo del error $\ln(e)$. Luego, al realizar M mediciones en el estudio experimental, se tienen los vectores $\hat{\mathbf{E}} = \{\hat{\epsilon}_m; m = 1, \dots, M\}$ y $\hat{\mathbf{F}} = \{\hat{f}_m; m = 1, \dots, M\}$ correspondientes a la entrada y salida del sistema respectivamente; y \mathbf{D} la matriz que contiene los datos experimentales completos $\hat{\mathbf{E}}$ y $\hat{\mathbf{F}}$. Si las observaciones se consideran estadísticamente independientes, la función de verosimilitud (Likelihood) de las observaciones $\hat{\mathbf{F}}$ está dada por:

$$p(\hat{\mathbf{F}}|\Theta_t, \hat{\mathbf{E}}) = \prod_{m=1}^M p(\hat{f}_m|\Theta_t, \hat{\epsilon}_m) \quad 4-17)$$

Para el caso del error multiplicativo cuyo modelo de predicción se muestra en la ecuación 4-16) se reduce a:

$$p(\hat{\mathbf{F}}|\Theta_t, \hat{\mathbf{E}}) = \left(\frac{1}{\sigma_e \sqrt{2\pi}} \right)^M \left(\prod_{m=1}^M \frac{1}{\hat{f}_m} \right) \exp \left[-\frac{1}{2\sigma_e^2} (\ln(\hat{f}_m) - \ln(F(\Theta, \hat{\epsilon}_m)))^2 \right] \quad 4-18)$$

Si se considera que el Prior está definido por una función de densidad de probabilidad PDF $p(\Theta_t)$, desde el enfoque Bayesiano la PDF del Posterior $p(\Theta_t|\mathbf{D})$ queda definida por:

$$p(\Theta_t|\mathbf{D}) = \frac{p(\mathbf{D}|\Theta_t) p(\Theta_t)}{\int p(\mathbf{D}|\Theta_t) p(\Theta_t) d\Theta_t} = \frac{p(\hat{\mathbf{F}}|\Theta_t, \hat{\mathbf{E}}) p(\Theta_t)}{p(\hat{\mathbf{F}}|\hat{\mathbf{E}})} \quad 4-19)$$

El denominador $p(\hat{\mathbf{F}}|\hat{\mathbf{E}})$ es una integral multidimensional sobre un espacio de parámetros incierto, denominada la Evidencia del sistema [113]. A causa de la relación no lineal entre F y Θ y la complejidad de resolución de la integral, la solución analítica del problema no es posible, por lo que puede ser estimada ya sea aproximando $p(\Theta_t|\mathbf{D})$ a una estimación puntual, o mediante la generación de muestras de la función. Para el primer caso, se puede emplear el método Máximo A Posteriori (MAP) [114], definido por la ecuación:

$$\Theta_t^{MAP} = \arg \max \ln(p(\hat{\mathbf{F}}|\Theta_t, \hat{\mathbf{E}}) p(\Theta_t)) \quad 4-20)$$

Esta estimación es precisa cuando la distribución del Posterior tiene un pico predominante en un solo punto, y puede aplicarse dentro del enfoque asintótico de Laplace para estimar las integrales posteriores con buena aproximación [115]. Sin embargo, si la distribución del posterior tiene varios máximos locales, se vuelve inidentificable y esta aproximación puede conducir a resultados poco confiables. Como alternativa, resulta más beneficioso la generación de muestras que se ajusten a la descripción completa del Posterior. En esta investigación se emplea el método de Monte Carlo mediante cadenas de Markov Transitorias (TMCMC) [116], [117] para la generación de muestras.

4.4.2 Método de Monte Carlo mediante Cadenas de Markov Transitorias

Las técnicas de Monte Carlo mediante Cadenas de Markov son enfoques numéricos frecuentemente empleados para explorar el Posterior mediante la generación de muestras aleatorias [108]. El método se apoya en el modelo estocástico de cadenas de Markov que describe una secuencia de eventos donde la probabilidad de cada evento depende del evento previo. Para el muestreo, es común emplear el algoritmo estándar de Metropolis – Hastings MH [118], [119] cuya idea básica es explorar la PDF objetivo haciendo un recorrido aleatorio por el espacio muestral de los parámetros [120]. Sin embargo, el algoritmo de MH puede no ser eficiente cuando las variables inciertas están muy correlacionadas condicionando los datos o cuando el Posterior tiene un pico muy alto [121].

Como alternativa, la idea detrás del método TMCMC es evitar el problema de obtener muestras para una PDF objetivo dificultosa, realizando el muestreo desde una serie de PDFs auxiliares que convergen a la PDF objetivo $p(\Theta_t|\mathbf{D})$ y que son más fáciles de muestrear [117]. Las PDFs auxiliares $\{p_j(\Theta_t|\mathbf{D}): j = 0, \dots, n\}$ están definidas por la relación proporcional de la ecuación 4-19) como:

$$p_j(\Theta_t|\mathbf{D}) \propto p(\hat{\mathbf{F}}|\Theta_t, \hat{\mathbf{E}})^{q_j} p(\Theta_t) \quad 4-21)$$

La estrategia del algoritmo consiste en una serie de fases de re-muestreo: en cada fase dadas N_j muestras de $p_j(\Theta_t|\mathbf{D})$ denotadas por $\{\Theta_{t,j,k}: k = 1, \dots, N_j\}$, para obtener muestras de $p_{j+1}(\Theta_t|\mathbf{D})$ denotadas por $\{\Theta_{t,j+1,k}: k = 1, \dots, N_{j+1}\}$ se realiza un nuevo muestreo a partir de las muestras de $p_j(\Theta_t)$ [117]. Para esto, $q_j \in [0,1]$ es el exponente que controla la transición de una PDF auxiliar a otra, donde para los dos extremos $q_0 = 0: p_0(\Theta_t|\mathbf{D}) \propto p(\Theta_t|\mathbf{D})$ es el Prior y para $q_n = 1$ la PDF $p_n(\Theta_t|\mathbf{D}) \propto p(\Theta_t)$ es el Posterior. Entonces, las PDFs intermedias se utilizan para moverse desde el Prior conocido hacia el Posterior desconocido y difícil de muestrear. Por lo tanto, la diferencia

entre dos PDFs subsecuentes debe ser pequeña de tal manera que la primera proporcione información suficiente para guiar el muestreo de la siguiente [111].

4.4.3 Definición del modelo probabilístico

Ley constitutiva y modelo de cable

En la definición del comportamiento cíclico uniaxial de los alambres de SMA de CuAlBe se utiliza la ley constitutiva descrita en el capítulo 3, que surge como una propuesta modificatoria a los modelos de Motahari et. al [45] y Beltrán et al. [14] para incluir la degradación de rigidez, resistencia y deformación residual. El modelo cuya salida es el esfuerzo en el alambre σ_{wire} , requiere como input la deformación aplicada ϵ_{wire} , los coeficientes de degradación $c = [c_1 c_2 c_3 c_4]$ y 7 parámetros correspondientes a las propiedades mecánicas del material: el esfuerzo en el inicio de la transformación martensítica σ_{Ms} ; los módulos elásticos de la martensita y austenita respectivamente E_A, E_M ; la rigidez post fluencia E_2 ; y los esfuerzos en el inicio y fin de la transformación austenítica respectivamente σ_{As}, σ_{Af} . Estos últimos junto con el error se consideran como inciertos:

$$\Theta_t = [\sigma_{Ms} E_A E_M E_2 \sigma_{As} \sigma_{Af} e] \quad 4-22)$$

Para caracterizar la transición alambre – cable (material – elemento) se emplea el modelo de Kumar & Cochran [58] puesto en la sección 4.2 se determinó que es el que presenta mayor estabilidad numérica y que mejor representa la respuesta del cable. A más de los parámetros del material, el modelo requiere de parámetros que definen la geometría del cable como: el ángulo de trenzado respecto a la vertical θ° , el radio del cable r , y el número de alambres n_{lay} que contiene cada capa del cable. En el estudio, estos últimos se consideran como deterministas. El input del modelo es la deformación axial del cable ϵ , obteniendo como resultado la fuerza que desarrolla F .

$$\epsilon \rightarrow \left[\begin{array}{c} \Theta_t \\ c, \theta, r, n_{lay} \end{array} \right] \rightarrow F \quad 4-23)$$

Definición del Prior

Las propiedades mecánicas de la SMA de CuAlBe son altamente dependientes de la temperatura ambiente y del tratamiento térmico que se le haya aplicado [5], [13], [16], [43]. Por lo tanto, en este estudio se abordan las propiedades determinadas base a la respuesta cíclica de alambres tratados a 750°C durante 30min. Se realizaron 25 ensayos a distintas amplitudes de

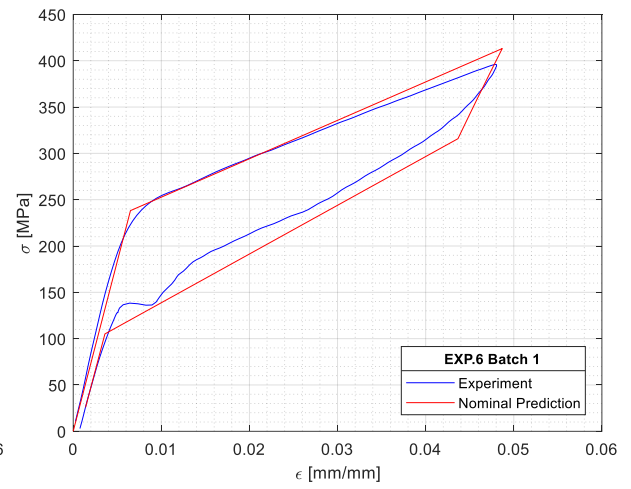
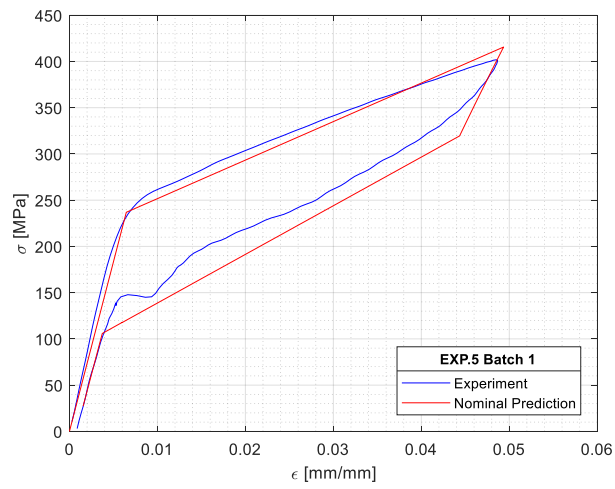
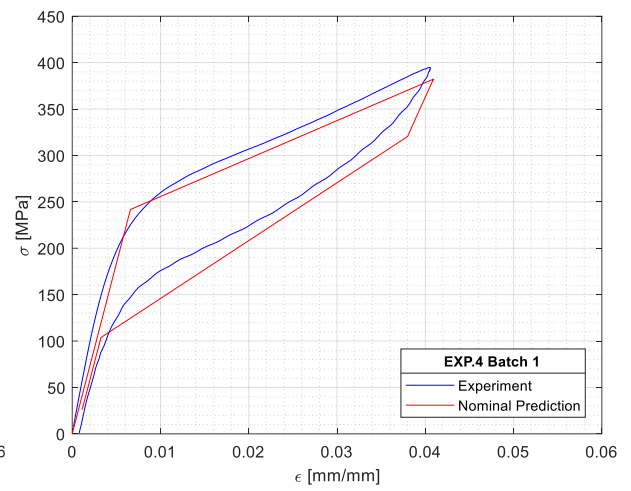
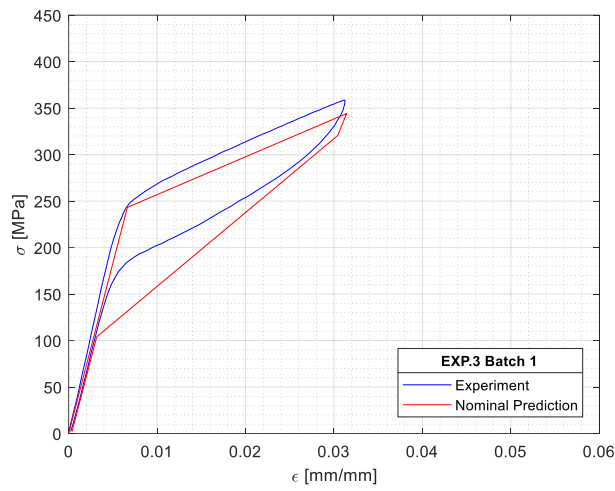
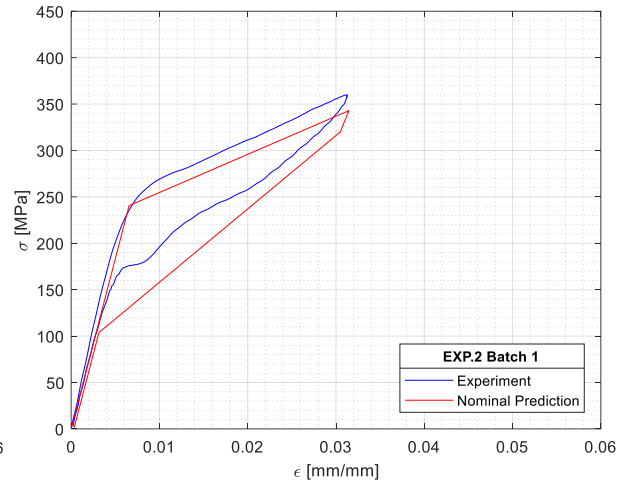
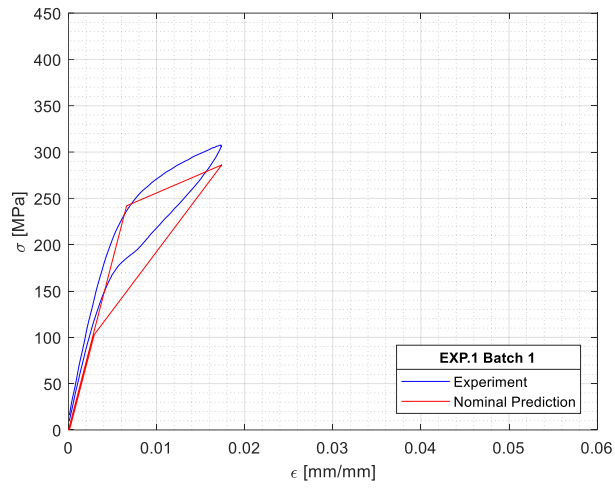
deformación constante a la rotura, y a una temperatura ambiente de 23°C. Los parámetros se obtuvieron de manera determinista para cada ensayo, con lo que se determinaron la media aritmética y desviación estándar. El Prior se construye a partir de esta información y de los estudios experimentales realizados en el mismo material con similar tratamiento térmico disponible en la literatura [7], [11], [36], [122]. Por otro lado, la información disponible no es suficiente como para definir el tipo de distribución de cada parámetro, por lo que se opta por considerar una distribución lognormal para todos. Esta se justifica en el principio de máxima entropía de la información [110], debido a que es la que incorpora la mayor cantidad de incertidumbre al modelo dada la información disponible y la restricción adicional de que las propiedades modeladas toman valores positivos [123]. La Tabla 4-3 muestra los parámetros del modelo que componen el Prior.

Tabla 4-3. Propiedades nominales de un alambre de SMA de CuAlBe (Prior)

θ	Parámetro	Nominal	C.O.V.	Distribución
θ_1	σ_{Ms} [MPa]	246.7	20%	Lognormal
θ_2	E_A [MPa]	36657	20%	Lognormal
θ_3	E_M [MPa]	15884	40%	Lognormal
θ_4	E_2 [MPa]	4017	20%	Lognormal
θ_5	σ_{As} [MPa]	321.7	20%	Lognormal
θ_6	σ_{Af} [MPa]	100.6	10%	Lognormal
θ_7	e [%]	30%	100%	Lognormal

Información experimental

De los 25 experimentos realizados, se seleccionan 9 experimentos realizados en probetas individuales que se clasifican en dos lotes: 1 y 2. Se dispone de alambre trefilado de SMA de CuAlBe de 1.4mm dispuesto en 1 solo rollo continuo de 60m aproximadamente. Para el Lote 1 se cortaron 7 trozos de alambre de 90mm aproximadamente que son colocados en un mismo crisol cerámico que se introduce en el horno. El tratamiento se lo realiza a 750°C durante 30min, y transcurrido el tiempo se introduce el crisol en agua fría durante 20s. Cada probeta es ensayada bajo un protocolo cíclico a deformación constante hasta la fractura, a una temperatura de 23°C a las siguientes amplitudes de deformación: 1 al 1.8%, 2 al 3%, 1 al 4%, 2 al 5%, y 1 al 5.5%. La información que se recopila es el segundo ciclo de histéresis donde el input es la historia de deformaciones $\{\hat{\epsilon}_m; m = 1, \dots, M\}$ y el output la historia de esfuerzos $\{\hat{\sigma}_m; m = 1, \dots, M\}$. El objetivo de esta selección es cuantificar la incertidumbre en el de experimento a experimento dentro del mismo lote, tomando en cuenta la diferencia en la amplitud de deformación aplicada. Para el Lote 2, se sigue el proceso de manera similar con 2 probetas tratadas simultáneamente, y ensayadas al 3% y 5.5% de deformación. El objetivo que se persigue es cuantificar la incertidumbre en la respuesta del alambre entre el Lote 1 y el Lote 2. La Figura 4-45 muestra la comparación entre la respuesta experimental y la predicción nominal para cada experimento.



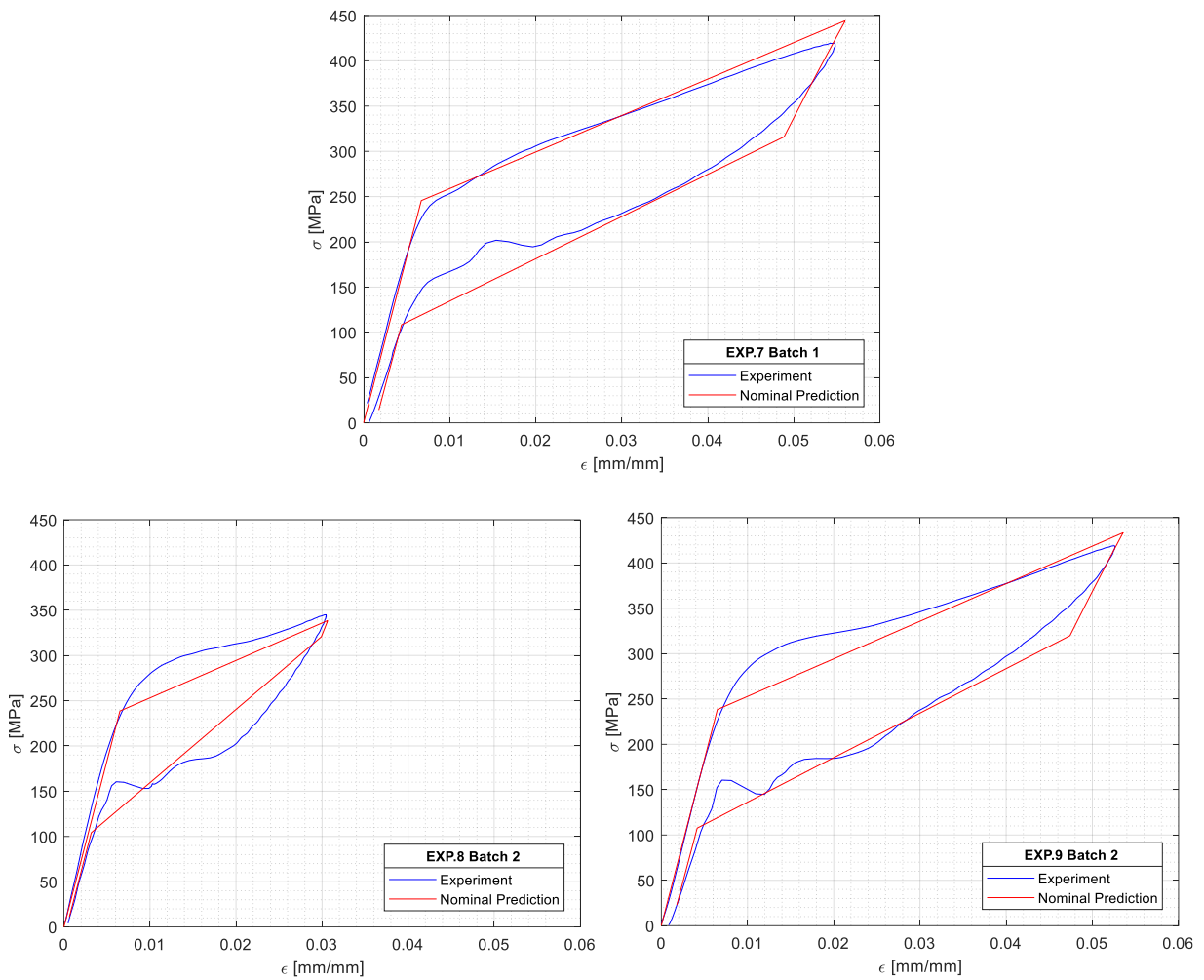


Figura 4-45. Comparación de la predicción nominal y respuesta experimental de alambres de SMA de CuAlBe a distintas amplitudes de deformación

4.4.4 Incertidumbre en el experimento

El esquema bayesiano explicado previamente, se lo emplea para cuantificar la incertidumbre que existe al realizar el experimento en especímenes del mismo lote tratado, donde la variación de las propiedades se asocia principalmente a la amplitud de deformación. Al tener información de varios experimentos, surge la interrogante si el mejor ajuste se obtiene al actualizar cada experimento por separado, o realizar la actualización con todos los experimentos simultáneamente. En esta investigación se abordan ambas metodologías y se discuten los resultados.

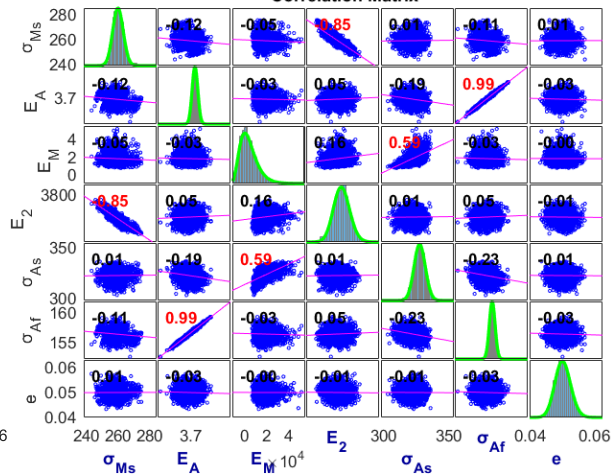
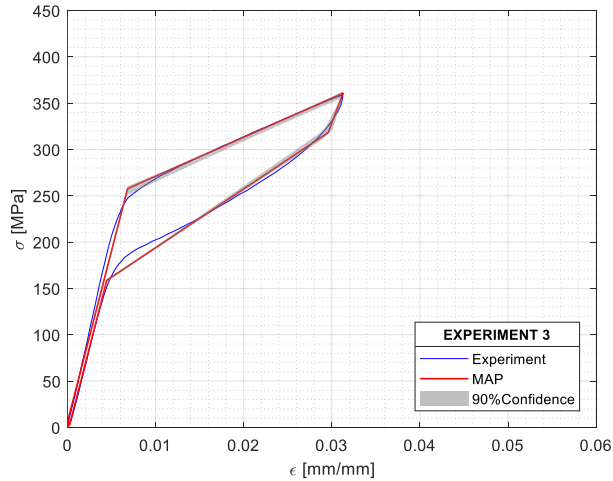
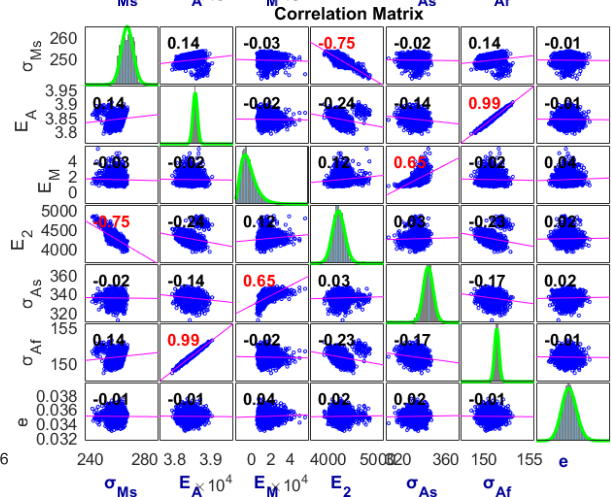
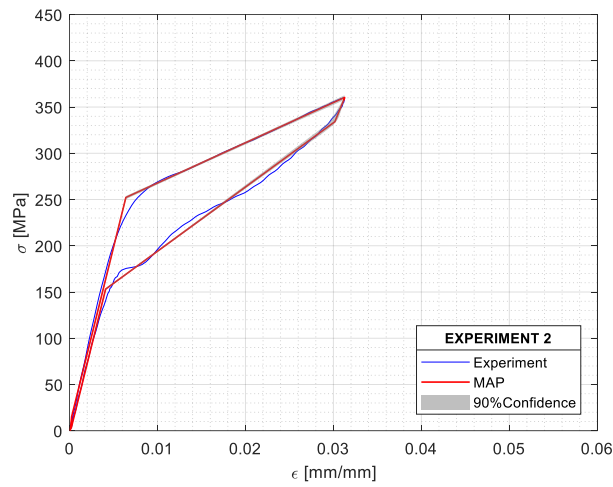
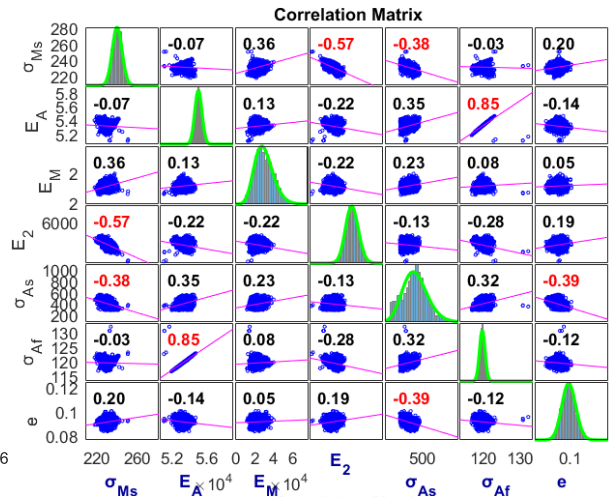
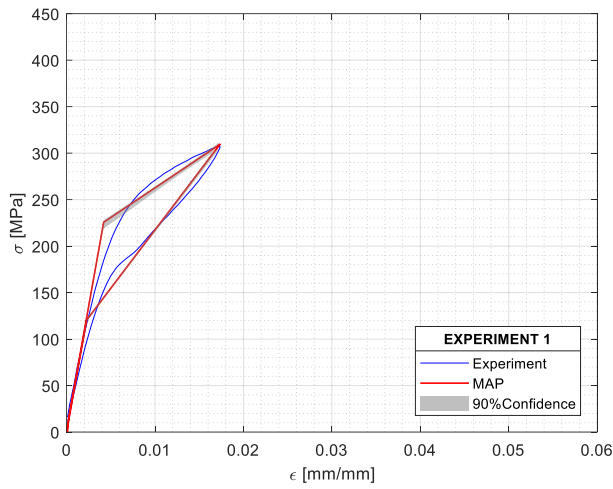
Actualización para cada experimento

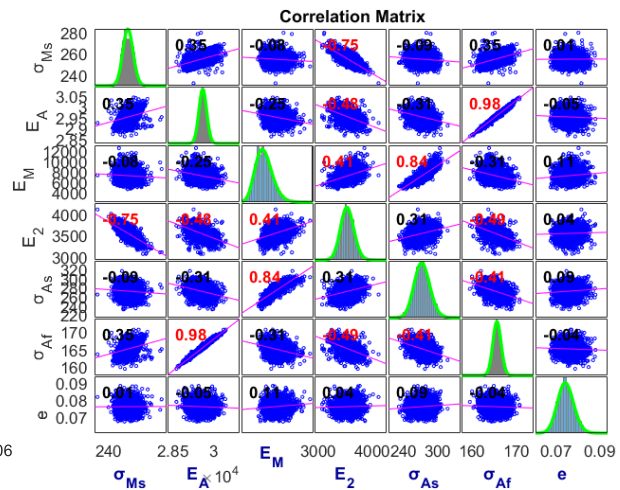
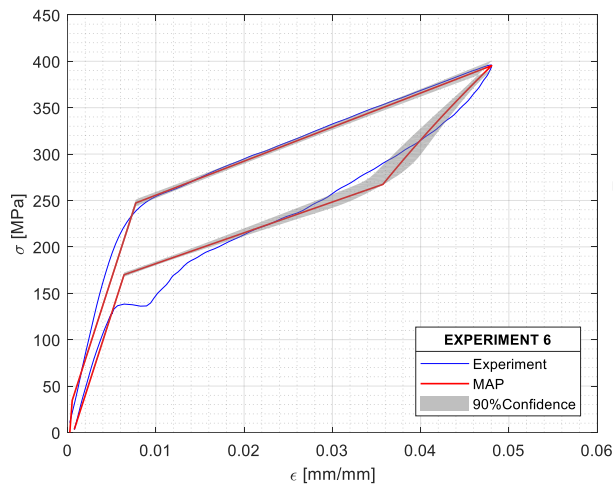
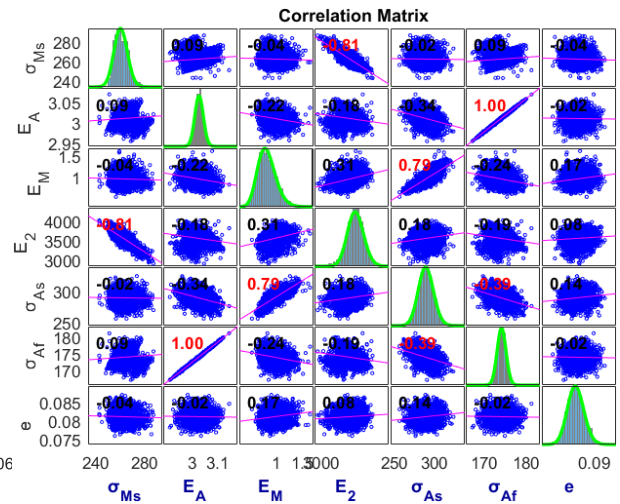
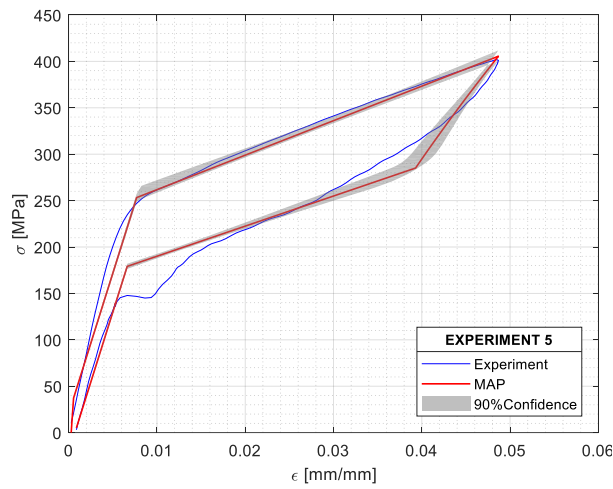
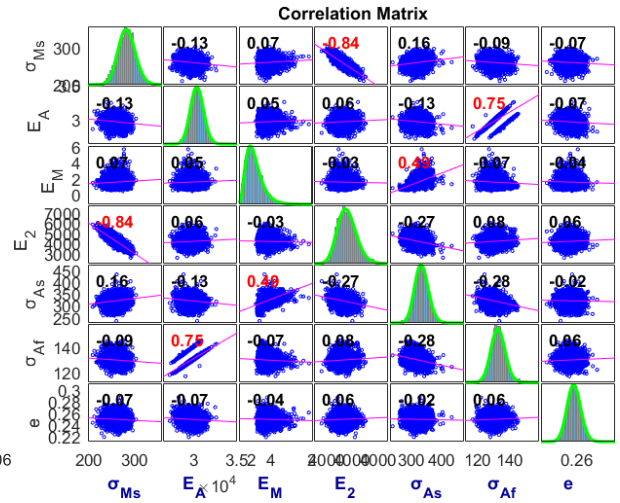
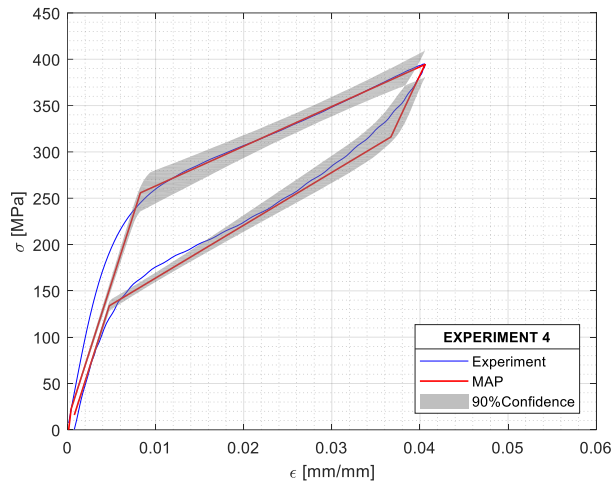
En la actualización se generan 3000 set de parámetros Θ_t a partir de 20 cadenas de Markov para cada uno de los 7 experimentos del lote 1. Los resultados se muestran en la columna izquierda de la Figura 4-46 donde se compara la respuesta experimental de cada ensayo presentada con línea azul, con la predicción realizada a partir del Θ^{MAP} de las muestras generadas, representada con línea roja. La banda gris representa el intervalo de confianza del 90% de la predicción, que se ajusta razonablemente a la respuesta experimental considerando que se emplea una ley constitutiva multilínea. Indudablemente la predicción con el Posterior mejora en comparación con la predicción nominal. La variabilidad de la predicción aumenta conforme incrementa la amplitud de deformación como se observa en los experimentos 5-7. Asimismo, para todos los experimentos la banda de confiabilidad se ensancha cuando el material supera la fluencia $\sigma > \sigma_{Ms}$ e inicia la transformación martensítica $\sigma_{Ms} \rightarrow \sigma_{Mf}$. Esto se puede asociar a que el parámetro E_2 que controla la pendiente de transformación directa tiene un coeficiente de variación (c.o.v.) inicial del 40%. Algo similar ocurre con la pendiente de transformación inversa $\sigma_{As} \rightarrow \sigma_{Af}$, que responde al c.o.v. inicial de E_M . Por otro lado, la predicción de la rigidez elástica tanto en la carga como en la descarga presenta un buen ajuste y poca variación, reflejada por una banda de confianza angosta, lo que conduce a una buena predicción de la deformación residual. Lo descrito anteriormente respalda la consideración de un error multiplicativo en el análisis.

En el caso del experimento 1, la predicción representa el ciclo de histéresis bandreado por medio de 3 rectas en lugar de 4. Es decir, el algoritmo está considerando que considera que a baja deformación no se completa la transformación martensítica, por lo que la pendiente de descarga corresponde a una rigidez media entre el módulo austenítico y martensítico. Esta representación se ajusta a lo observado experimentalmente. Sin embargo, internamente se están despreciando las muestras generadas para Θ_3, Θ_5 , por lo que la influencia de este efecto en la propagación a la respuesta de cables se analiza más adelante en el documento.

La columna de la derecha de la Figura 4-46 muestra las matrices de correlación de cada experimento. Para todos los casos se identifican 3 pares de variables que están fuertemente correlacionadas. El primer par corresponde a $\sigma_{Ms} - E_2$ que son los parámetros que definen el proceso de carga con una correlación negativa mínima de $\rho_{min} = -0.57$. El segundo par de variables definen el proceso de descarga $E_M - \sigma_{As}$ con una correlación positiva de $\rho_{min} = 0.49$. Es importante mencionar que la correlación de estas dos últimas variables es baja para el primer experimento, pues no se completa la transformación directa y estas variables se desprecian en la predicción, como se mencionó anteriormente. El último par de variables $E_A - \sigma_{Af}$ muestran una correlación positiva casi perfecta $\rho_{min} = 0.98$, y son responsables de definir el último tramo de la descarga. La alta correlación puede deberse a que σ_{Af} esta siempre obligado a intersectarse con E_A a una determinada deformación para cerrar el ciclo de histéresis. Asimismo, los histogramas que

se encuentran en la diagonal principal de las matrices muestran que el Posterior de las variables se ajustan a la distribución lognormal inicialmente asumida.





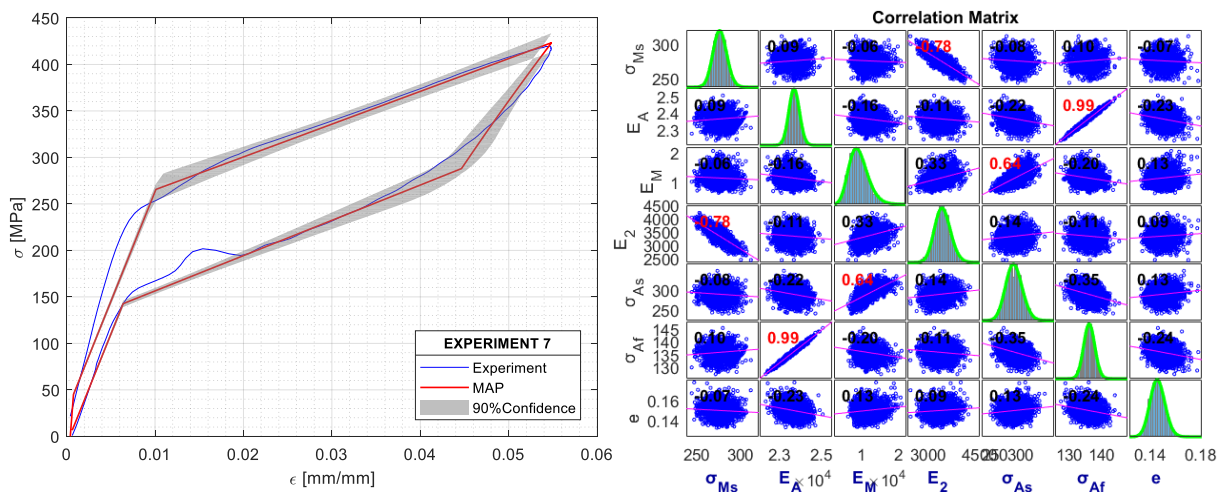
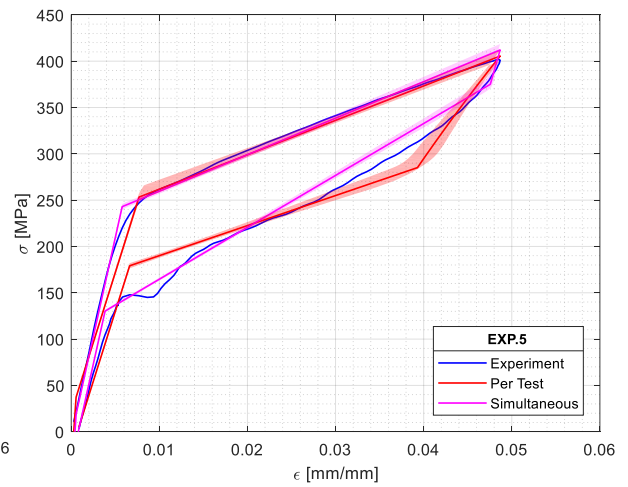
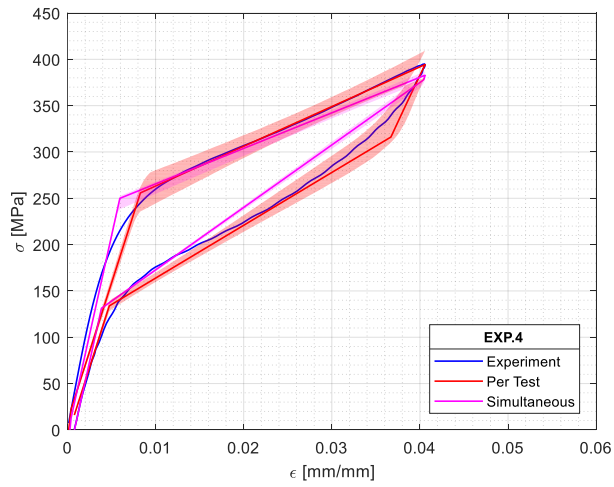
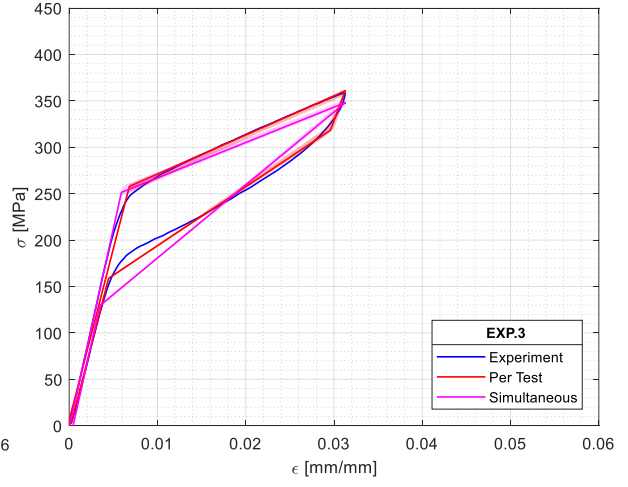
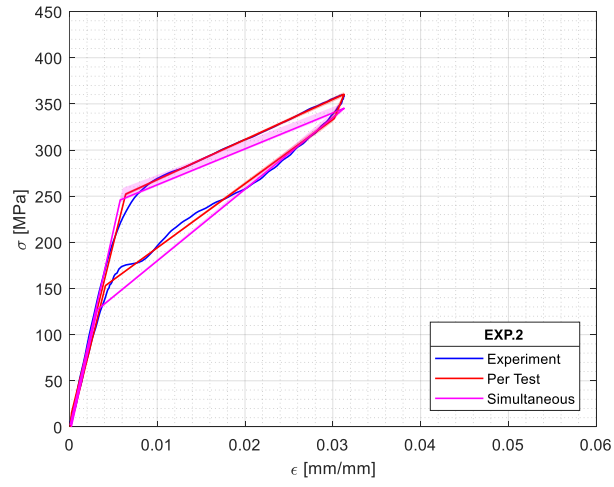
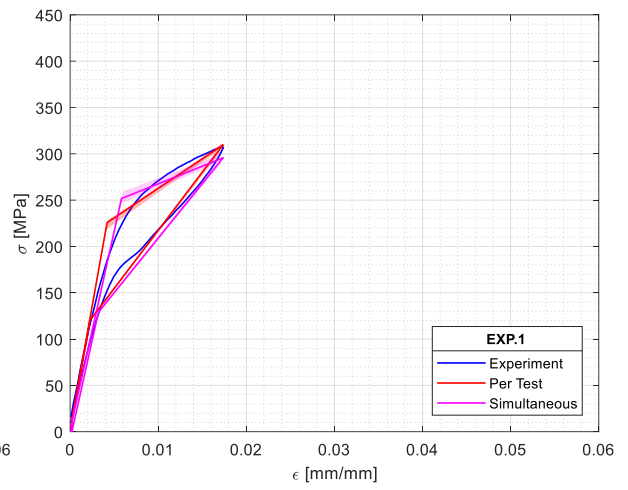
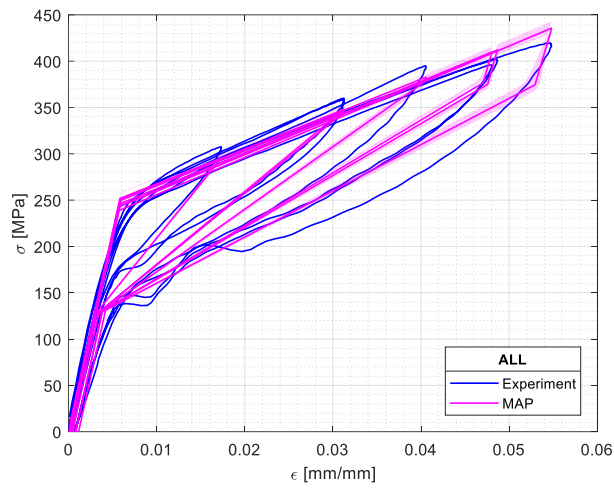


Figura 4-46. Comparación de la predicción con los valores del MAP obtenido para cada ensayo con la respuesta experimental de alambres de SMA de CuAlBe a distintas amplitudes de deformación.

Actualización simultánea

Los resultados anteriores se comparan con la actualización realizada utilizando la información de todos los experimentos simultáneamente. El objetivo de este análisis es evaluar el ajuste que se obtiene en cada experimento a partir de un Posterior común. En la Figura 4-47, en azul se ilustra la respuesta experimental de cada ensayo, mientras que en línea roja se representa la predicción de la actualización de cada experimento, y con una banda roja se representa el 90% del intervalo de confianza. En línea y banda de color magenta se presentan la predicción a partir de la actualización simultánea y el 90% del intervalo de confianza respectivamente.

Al actualizar simultáneamente, la predicción conduce a que el parámetro Θ_5 se mantenga en un valor de esfuerzo relativamente alto, por lo que la transformación no se completa para amplitudes de deformación menores al 4% y el ciclo de histéresis se define mediante 3 rectas en lugar de 4. Esta suposición es correcta para deformaciones $1\% < \epsilon \leq 3\%$ de acuerdo con lo obtenido experimentalmente, por lo que la predicción captura correctamente el fenómeno en ese rango (Figura 4-47 EXP.1-3). Sin embargo, para deformaciones en un rango de $4\% < \epsilon \leq 5\%$ (Figura 4-47 EXP.4), se obtiene que la descarga se produzca a una tasa de deformación mayor que lo observado experimentalmente, por lo que el área que encierra el ciclo experimental es mayor al de la predicción. Algo similar ocurre con deformaciones $\epsilon > 5\%$, donde aún cuando la histéresis se representa mediante 4 rectas, no se captura correctamente la respuesta. En conclusión, el mejor ajuste se obtiene al actualizar cada experimento por separado.



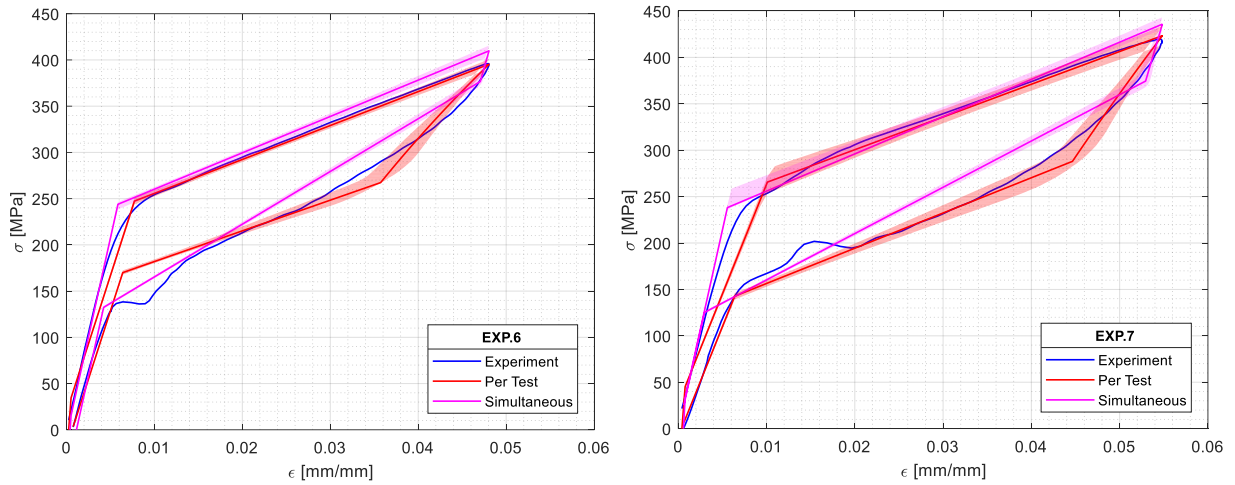


Figura 4-47. Comparación de la predicción con los valores del MAP obtenido para cada ensayo y simultáneamente, con la respuesta experimental de alambres de SMA de CuAlBe a distintas amplitudes de deformación.

Respecto a la variabilidad de cada parámetro, la Tabla 4-4 muestra el MAP para cada experimento y para la actualización simultánea donde se observa que el problema se ha optimizado pues en todos los casos el c.o.v. (mostrado entre paréntesis) se reduce en gran medida luego de la actualización. Para la mayoría de los parámetros se espera una mínima dispersión, pues el c.o.v. no supera el 15% exceptuando a E_M que parte del 40% y se reduce al 38% para el experimento 4. En el caso del error, la máxima variabilidad que se espera es del 4.1% que significa una gran reducción del 100% del Prior. En general se obtiene menor variabilidad al actualizar simultáneamente a excepción del parámetro E_M .

Tabla 4-4. Propiedades actualizadas de un alambre de SMA de CuAlBe (Posterior)

θ	Parámetro	Prior (c.o.v.)	EXP.1	EXP.2	EXP.3	EXP.4	EXP.5	EXP.6	EXP.7	TODOS
θ_1	σ_{Ms} [MPa]	246.7 (20%)	231.4 (1.6%)	258.4 (1.6%)	258.2 (1.6%)	260.5 (5.3%)	262.4 (2.4%)	254.9 (2.1%)	276.5 (3.3%)	264.7 (1.1%)
θ_2	E_A [MPa]	36657 (20%)	53188 (0.8%)	38433 (0.4%)	36942 (0.5%)	29678 (2.5%)	30235 (1.1%)	29536 (0.9%)	23648 (1.6%)	37969 (0.6%)
θ_3	E_M [MPa]	15884 (40%)	22984 (17%)	14886 (37%)	17313 (34%)	15845 (38%)	9702 (15%)	7256 (14%)	11494 (18%)	17031 (7.0%)
θ_4	E_2 [MPa]	4017 (20%)	6262 (3.6%)	4256 (2.6%)	4204 (4.2%)	4217 (12%)	3574 (4.4%)	3552 (3.6%)	3354 (6.9%)	3595 (2.5%)
θ_5	σ_{As} [MPa]	321.7 (20%)	403.1 (13%)	335.3 (1.4%)	321.8 (1.6%)	321.5 (6.5%)	289.6 (3.4%)	272.6 (4.5%)	289.4 (5.5%)	348.7 (0.9%)
θ_6	σ_{Af} [MPa]	100.6 (10%)	119.5 (0.8%)	150.8 (0.4%)	156.2 (0.6%)	129.8 (3%)	174.1 (1.1%)	165.2 (1%)	136.1 (1.9%)	125.6 (0.7%)
θ_7	e [%]	30% (100%)	9.2% (2.7%)	3.8% (4%)	5.0% (4.1%)	25% (3.5%)	8.2% (4.1%)	7.6% (4.2%)	15% (4.2%)	16% (1.3%)

Con el fin de comprender mejor la información acerca de la estimación de las propiedades mecánicas del SMA de CuAlBe en un esquema bayesiano, la Figura 4-48 muestra un diagrama de caja por cada parámetro actualizado para los 7 experimentos. La línea central en cada caja (rojo) representa la mediana y los bordes inferior y superior de la caja (azul) corresponden al percentil 25 y 75 respectivamente. Con línea magenta entrecortada se representa el Prior, mientras que el Posterior obtenido de la actualización simultánea se ilustra en color verde. Los resultados muestran diferencias significativas entre el Prior y el Θ^{MAP} de cada ensayo. Para la mayoría de los parámetros σ_{Ms} , E_M , E_2 , σ_{As} , se tiene poca dispersión en el MAP estimado en cada ensayo por separado, mientras que el MAP de la actualización simultánea se aleja de la media obtenida en cada ensayo. Para ciertos parámetros E_2 , σ_{Af} existe gran dispersión en la estimación del MAP entre cada ensayo y con la actualización simultánea. Esta información es importante considerar para la toma de decisiones en la propagación de la incertidumbre a los cables.

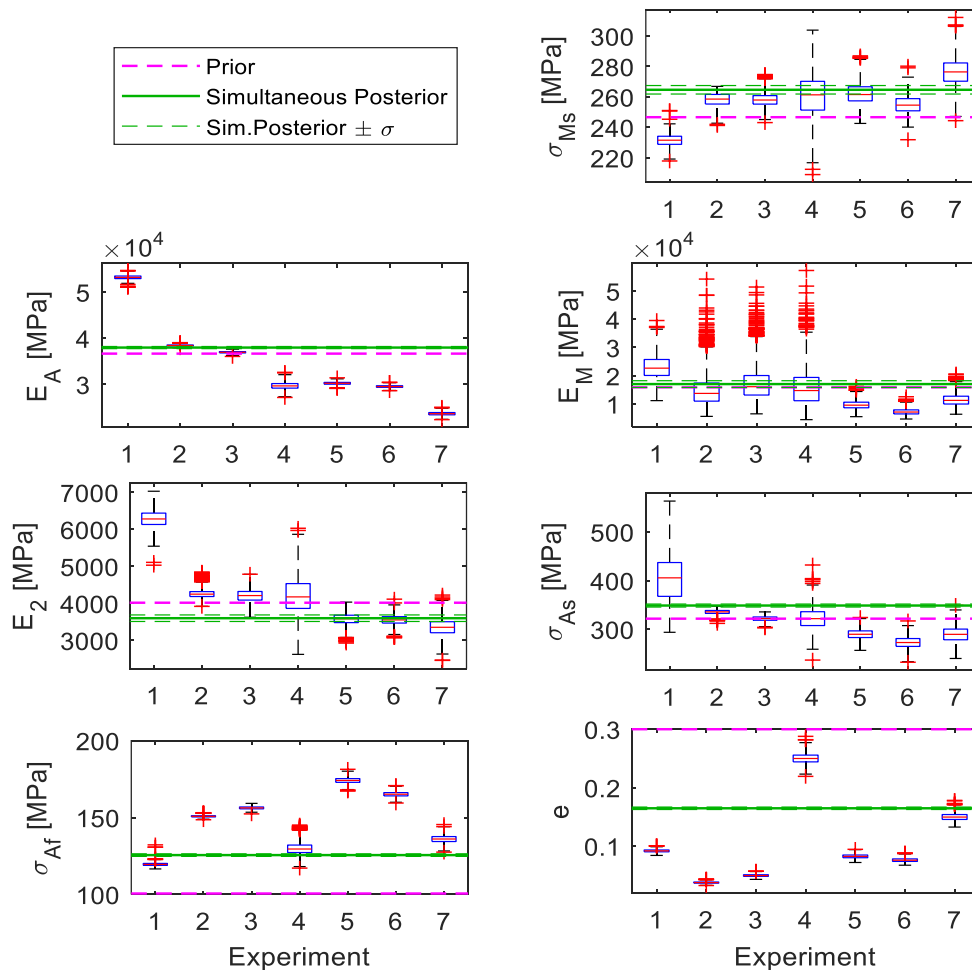


Figura 4-48. Diagramas de caja de las muestras obtenidas con TMCMC para cada experimento del lote 1.

De esta sección se puede concluir que se obtiene mejor ajuste al realizar la actualización utilizando la información de cada ensayo por separado.

4.4.5 Incertidumbre en el Lote

A pesar de que se apliquen el mismo proceso de tratamiento térmico y protocolos de ensayo a los especímenes de lotes diferentes, la respuesta cíclica puede diferir. Por esta razón el objetivo de esta sección es caracterizar la variabilidad de las propiedades mecánicas de los alambres de SMA de CuAlBe asociada al cambio de lote. Para ello, en la Figura 4-49 se realiza la comparación entre los experimentos y las predicciones, para los dos lotes, y a amplitudes de deformación del 3% y 5%. La respuesta experimental de los lotes 1 y 2 se representan mediante líneas sólidas cian y magenta respectivamente; mientras que las predicciones con el Θ^{MAP} se muestran en azul (lote 1) y rojo (lote 2). Asimismo, se representa el intervalo de confianza del 90% con bandas de los mismos colores.

A primera vista, es notable la diferencia en la respuesta experimental entre los lotes 1 y 2, especialmente al 3% de deformación. El lote 2 se caracteriza por ciclos mucho más amplios que abarcan mayor disipación de energía debido a que el inicio de la transformación inversa se produce a un esfuerzo mucho más bajo σ_{As} . Esta diferencia puede ser a causa de que el porcentaje de austenita que se convierte en martensita es mayor, por lo que, al descargar el material tarda más en iniciar su transformación en austenita. Sin embargo, las propiedades que definen el proceso de carga σ_{MS} , E_A , E_2 mantienen similitud en ambos lotes, con el particular de que las probetas del lote 2 tienen menor rigidez elástica y post fluencia.

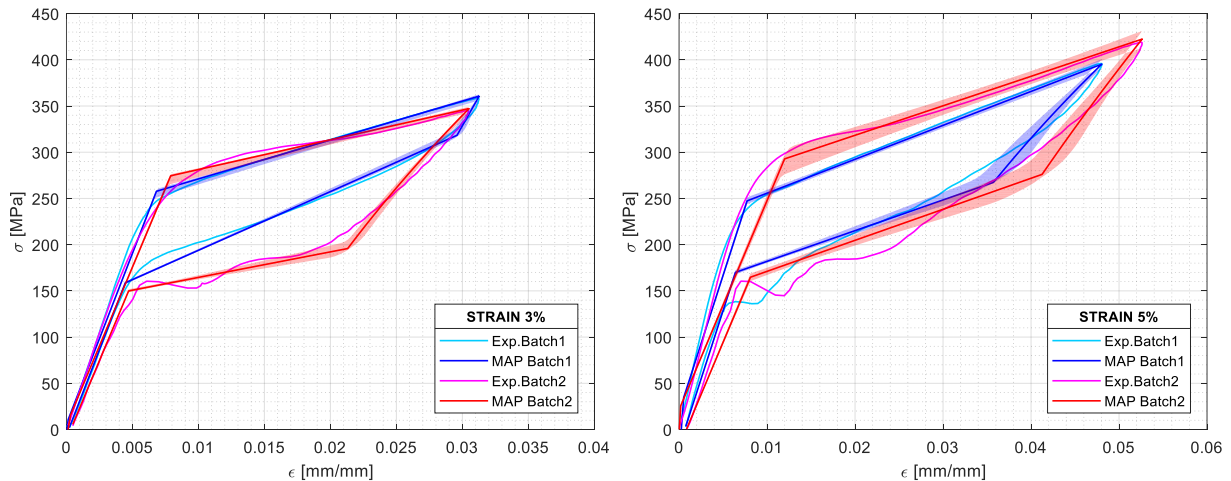


Figura 4-49. Comparación de la predicción de la respuesta con los valores del MAP de los lotes 1 y 2 con los resultados experimentales a deformaciones del 3% y 5%.

En cuanto a la predicción a partir del Θ^{MAP} , en ambos lotes y para las dos deformaciones los ciclos de histéresis se capturan con precisión, a excepción de la rigidez elástica E_A del lote 2 al 5% de deformación que es menor a la experimental. En general, la banda que representa el 90% del intervalo de confianza cubre la variabilidad en la respuesta experimental en el proceso de carga.

Sin embargo, en la descarga, se observa una zona errante cerca del esfuerzo del fin de la transformación inversa σ_{Af} , asociado al incremento abrupto de rigidez en ese punto. En esa zona no se logra capturar con precisión la respuesta a pesar de que la banda del intervalo de confianza se ensancha a causa de la consideración de un error multiplicativo.

Con el fin de representar mejor la variabilidad en los parámetros estimados para los dos lotes, la Figura 4-50 muestra los histogramas de las muestras obtenidas mediante el TMCMC. Las muestras del lote 1 y su respectiva PDF se representan en azul, mientras que para el lote 2 se representan en color rojo. Se ilustra además el MAP para cada variable en colores cian y magenta para los lotes 1 y 2 respectivamente.

A primera vista, los resultados muestran que el Posterior está bien representado por una distribución lognormal. Es importante anotar, que para mayor comprensión las figuras están expresadas en el espacio real en el que existen los parámetros del modelo, y no en el espacio estándar Gaussiano en el que inicialmente se establece el ajuste Gaussiano. Por esta razón, en el espacio real el ajuste es de tipo lognormal. Es notable que el MAP de cada parámetro para los dos lotes, es una buena aproximación del pico de la PDF Posterior. Por otro lado, se observa que la distribución de las muestras de cada parámetro es variable para cada lote, obteniéndose en algunos casos que, para la misma deformación los Posteriores de cada lote están centrados en posiciones alejadas entre sí, especialmente a la deformación más baja.

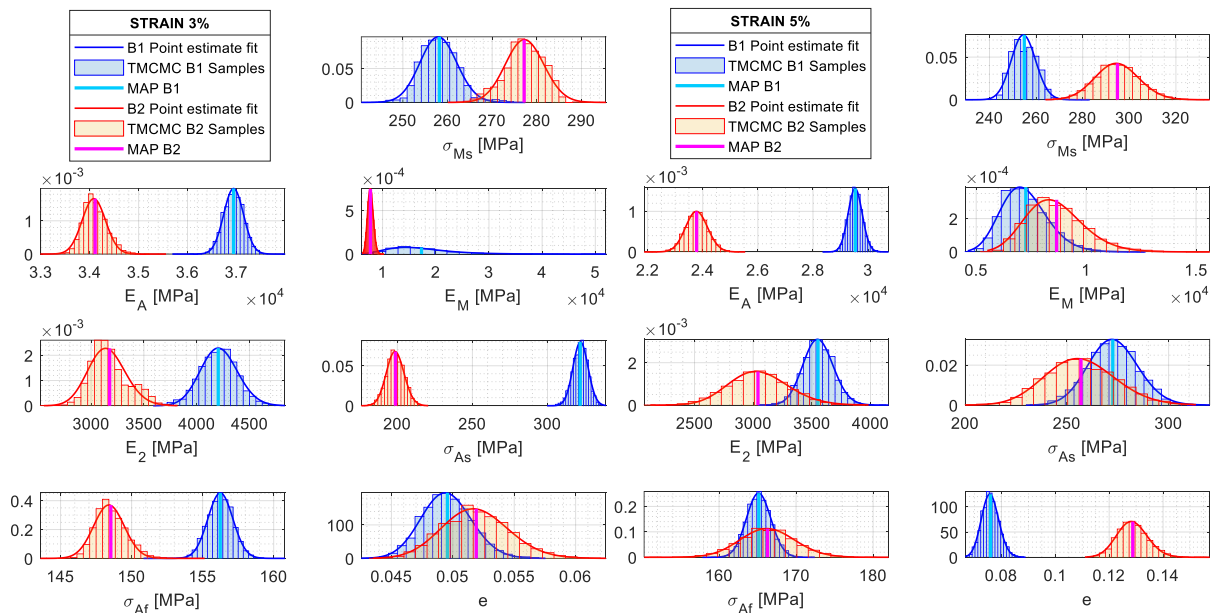


Figura 4-50. Histogramas de las muestras obtenidas con TMCMC para los experimentos al 3% y 5% de deformación para los lotes 1 y 2.

En conclusión, existe mayor incertidumbre entre dos lotes diferentes del mismo material tratado que en los experimentos a distintas deformaciones de un mismo lote. Por lo tanto, la información de un solo experimento no es suficiente para propagar la incertidumbre en la respuesta de cables de SMA de CuAlBe.

4.4.6 Propagación de la incertidumbre en cables de SMA de CuAlBe

En la sección anterior se determinó que la respuesta uniaxial de alambres de SMA de CuAlBe es un problema que se lo debe abordar desde un enfoque probabilista debido a la variabilidad de sus propiedades mecánicas. Por lo tanto, para obtener resultados confiables de la respuesta de cables manufacturados con los alambres, se consideran las muestras de los Posteriores de todos los experimentos realizados. El análisis consiste en determinar la fuerza de un cable de 1x7 propagando la incertidumbre en los alambres, empleando las 3000 muestras de cada uno de los 7 experimentos del lote 1 Θ^i . Asimismo, se utiliza la información obtenida al actualizar todos los experimentos simultáneamente Θ^{sim} . Adicionalmente, para considerar la variabilidad de las propiedades de los alambres que componen un mismo cable, se modifica el modelo de Kumar & Cochran [58] para asignar a cada hebra un set de parámetros diferente Θ^{var} . La Figura 4-51 ilustra los modelos considerados.

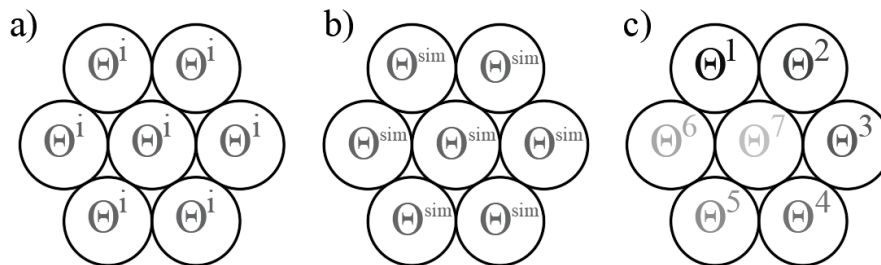


Figura 4-51. Modelos de distribución de las propiedades Θ para la estimación de la respuesta de cables 1x7: a) Todos los alambres con propiedades del experimento i . b) Todos los alambres con propiedades de la actualización simultánea de experimentos. c) Cada alambre con propiedades distintas.

El análisis se realiza para cables con ángulos de trenzado θ° de 2.5° , 5° y 7.5° al 5.3% de deformación, lo cual guarda relación con los experimentos realizados en los cables. La respuesta del cable estimada con cada experimento se ilustra con línea gris en la Figura 4-52. La respuesta obtenida considerando las propiedades de los alambres actualizadas simultáneamente se ilustra con línea magenta; y, con línea verde se grafica la histéresis considerando que cada alambre tiene una propiedad diferente proveniente de un experimento distinto. Para todos los casos se grafican los intervalos de confianza del 90% con una banda del mismo color.

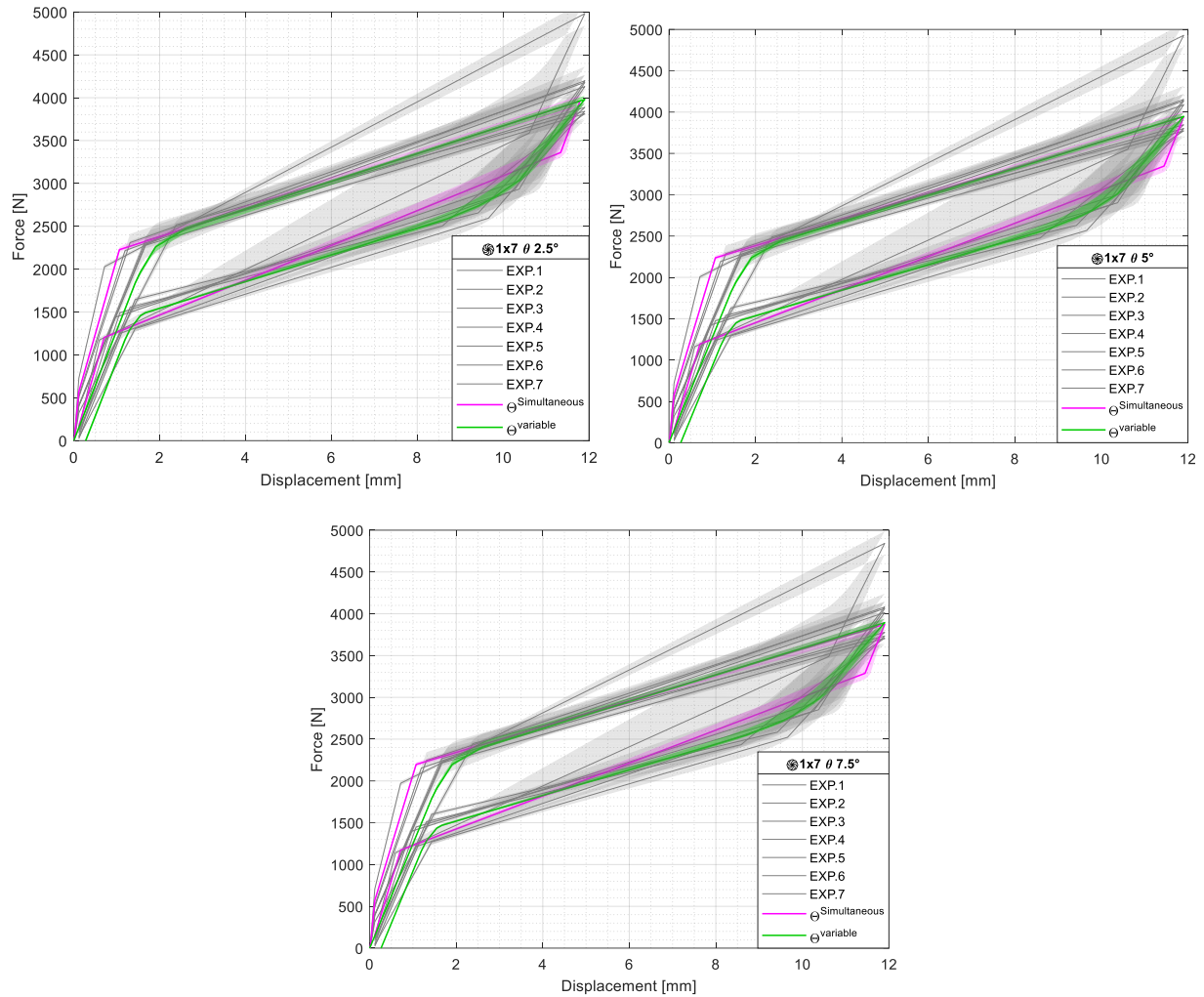


Figura 4-52. Propagación de la incertidumbre de las propiedades de alambres en la respuesta uniaxial de cables 1x7 de SMA de CuAlBe.

En primera instancia, se observa que, para los tres cables, la respuesta obtenida utilizando los parámetros del experimento 1 ($\epsilon = 2\%$) presenta una pendiente de transformación directa E_2 mucho mayor a la del resto de experimentos, haciendo que luego del inicio de la transformación directa σ_{MS} todo el ciclo se desplace hacia arriba tomando fuerzas mucho mayores. Como se mencionó antes, en el experimento 1 no se completó la transformación martensítica, por lo que las muestras generadas para E_M, σ_{AS} son despreciadas en la actualización, lo cual conduce a tener una respuesta poco confiable para deformaciones mayores al 2%. Por estas razones se descarta la información proveniente de la propagación utilizando Θ^1 .

Los resultados muestran que, para el resto de los experimentos, los ciclos se desarrollan alrededor de una región en común sin llegar a considerarse que la respuesta es determinista. Las respuestas más rígidas se obtienen con los experimentos a deformación más baja. Por otro lado, es evidente que los intervalos de confianza del 90% para la propagación con Θ^{sim} y Θ^{var} no capturan

la variabilidad de los experimentos, y más bien representan una respuesta media de todos ellos. En el caso de Θ^{var} el ancho de la banda de confianza del 90% es menor al del resto de experimentos, confirmándose que al tener mayor variabilidad en la entrada se obtiene mayor confiabilidad en la salida (principio de máxima entropía de la información [110]).

En conclusión, para capturar la variabilidad en la respuesta de cables de SMA de CuAlBe se deben considerar un límite superior y un límite inferior con sus respectivos intervalos de confianza, de tal manera que:

- El límite superior se obtiene del ensayo uniaxial de un alambre a baja deformación (i.e. $\epsilon = 3\%$), siempre y cuando el esfuerzo máximo supere σ_{As} para que la histéresis esté descrita por 4 pendientes. Con esto se obtienen los máximos valores para $E_A, E_2, E_M, \sigma_{Af}$; y los mínimos valores de σ_{Ms}, σ_{As} .
- El límite inferior se obtiene de un experimento en el alambre a la máxima deformación esperada (i.e. $\epsilon = 5.5\%$). De este ensayo se obtienen los máximos valores de σ_{Ms}, σ_{As} ; y los mínimos valores de $E_A, E_2, E_M, \sigma_{Af}$.
- El resto de las respuestas y sus intervalos de confianza se posicionan dentro de estos límites.
- La respuesta media se obtiene ya sea actualizando los experimentos simultáneamente o al propagar considerando que cada hebra del cable tiene propiedades distintas. Este último brinda mayor confiabilidad.

Para comprobar estas hipótesis en la Figura 4-53 se ilustran el límite superior (azul), el límite inferior (rojo) y la respuesta media con Θ^{var} (verde) de las predicciones numéricas con sus respectivos intervalos de confianza, y se compara con la respuesta experimental del cable (negro) 1x7 y $\theta = 2.5^\circ$ ensayado a una deformación máxima del 5.3%, mostrado en la sección 1294.3. Es evidente que la respuesta experimental se encuentra dentro de los límites establecidos, ratificando la eficiencia y validez del proceso de actualización bayesiana y propagación de incertidumbre llevados a cabo en esta investigación.

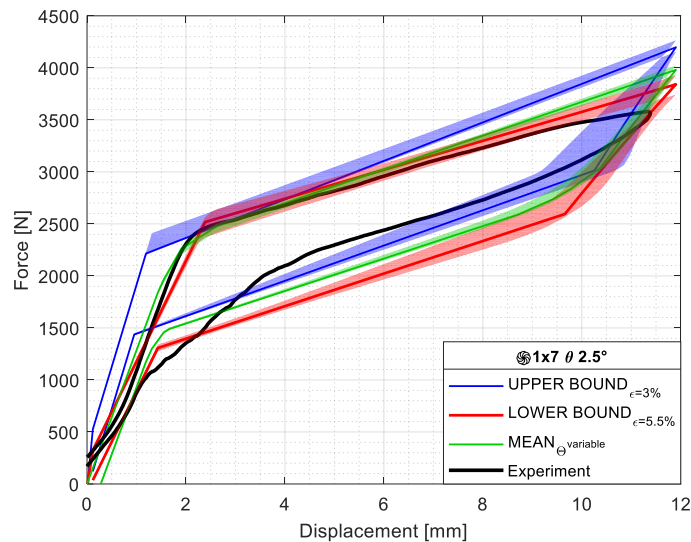


Figura 4-53. Comparación de la respuesta uniaxial de un cable $1 \times 7 \theta = 2.5^\circ$ estimada a partir de inferencias Bayesianas con la respuesta experimental

Uno de los parámetros relevantes en el estudio de cables de SMA de CuAlBe para aplicaciones de protección sísmica es el amortiguamiento viscoso equivalente ξ , que proporciona una medida de la capacidad de disipación de energía. En la Figura 4-54 se ilustran las distribuciones de ξ mediante funciones de densidad de Kernel para los tres cables analizados. La predicción arroja que el valor esperado de ξ se distribuyen en un rango de $2.6\% \leq \xi \leq 3.6\%$ obtenidos con los experimentos a la más baja y más alta deformación respectivamente. Asimismo, el valor medio para todos los casos se centra en 2.9% obtenido ya sea con Θ^{sim} o con Θ^{var} , con la diferencia de que la función de Θ^{var} tiene un pico más alto reflejando que las muestras son más cercanas a la media y con ello la poca variabilidad alcanzada la predicción.

Finalmente, para diseñar cables de SMA de CuAlBe de forma determinista, los valores de los parámetros que se recomiendan considerar corresponden al Θ^{MAP} de la actualización simultánea de todos los experimentos. Si bien el ajuste a los experimentos del alambre por separado no es el mejor, al propagar la incertidumbre en la respuesta de cables, representa la respuesta media con buen ajuste a los resultados experimentales del cable. La Tabla 4-5 muestra los parámetros actualizados con los que se recomienda realizar el diseño determinista de cables de SMA de CuAlBe.

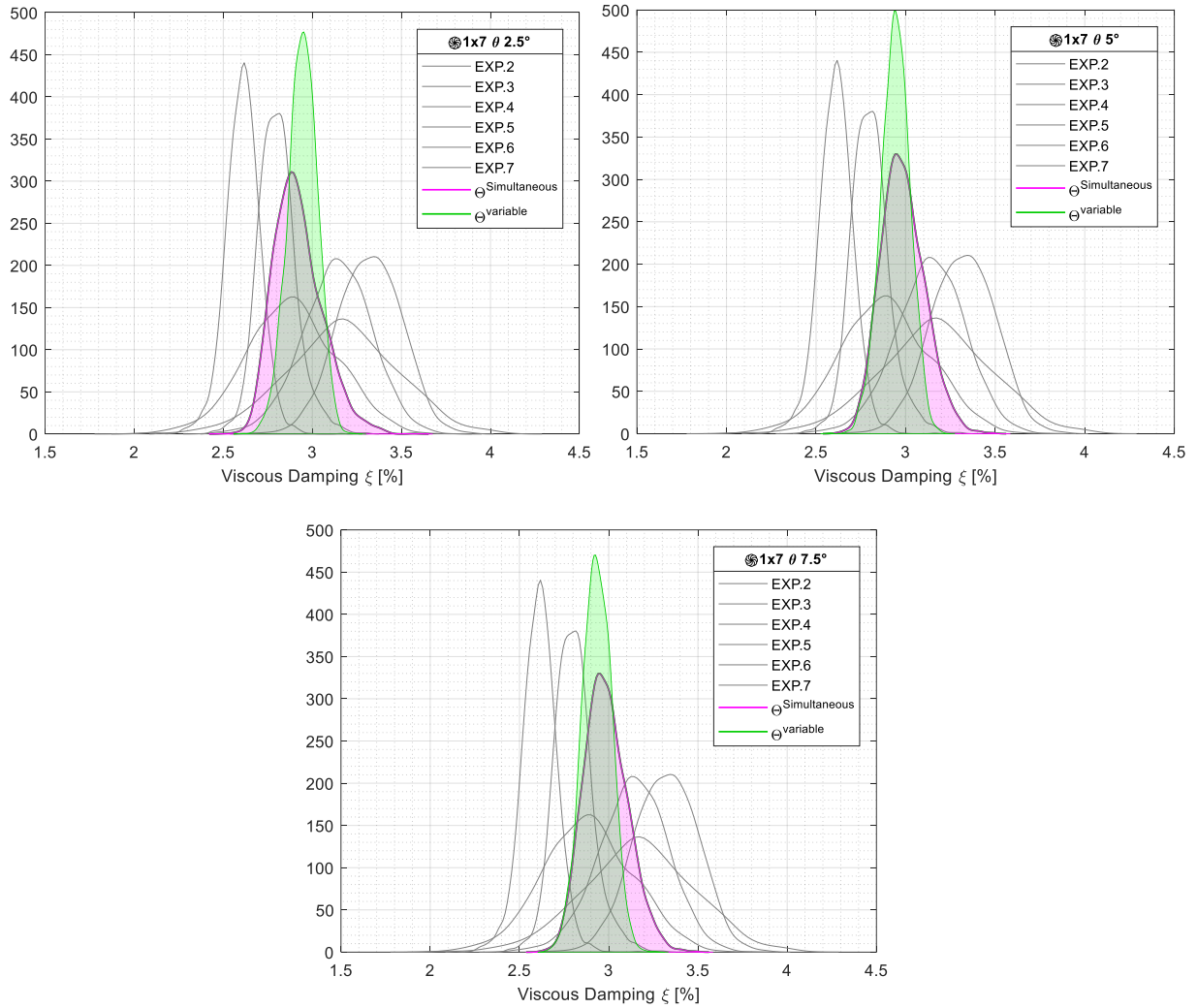


Figura 4-54. Predicción del amortiguamiento viscoso equivalente ξ en cables 1x7 de SMA de CuAlBe al 5.3% de deformación.

Tabla 4-5. Propiedades actualizadas para el diseño determinista de cables de SMA de CuAlBe

Θ	Parámetro	Prior (c.o.v.)	Posterior (c.o.v.)
Θ_1	σ_{Ms} [MPa]	246.7 (20%)	264.7 (1.1%)
Θ_2	E_A [MPa]	36657 (20%)	37969 (0.6%)
Θ_3	E_M [MPa]	15884 (40%)	17031 (7.0%)
Θ_4	E_2 [MPa]	4017 (20%)	3595 (2.5%)
Θ_5	σ_{As} [MPa]	321.7 (20%)	348.7 (0.9%)
Θ_6	σ_{Af} [MPa]	100.6 (10%)	125.6 (0.7%)
Θ_7	e [%]	30% (100%)	16% (1.3%)

4.5 Contribución al estado del arte

En esta sección en la que se estudian cables de SMA de CuAlBe, se determina que las configuraciones geométricas con las que se obtiene el mayor provecho de la superelasticidad del material son aquellas en las que todas las hebras (alambres) alcanzan su límite de deformación. Sin embargo, no se encontró una configuración en la que se obtengan la máxima fuerza, deformación y amortiguamiento simultáneamente. Por lo tanto, para obtener la máxima capacidad de fuerza y amortiguamiento en el cable, el ángulo de trenzado de sus diferentes capas debe ser similar, el núcleo del cable debe ser del mismo material, y, se debe garantizar que sus extremos estén restringidos a la rotación. Por otro lado, para obtener la máxima capacidad de deformación y amortiguamiento, el ángulo de trenzado de las capas subsiguientes debe ser igual a la mitad del ángulo de la capa predecesora. El núcleo del cable debe estar compuesto por un material más deformable, y, los extremos deben estar liberados a la rotación.

Adicionalmente, la dispersión en la respuesta de los alambres se estudia en un marco de inferencias Bayesianas. Se determina que la dispersión dentro del mismo lote tratado es menor que la dispersión entre lotes en los que se aplica el mismo tratamiento térmico. La incertidumbre se propaga a la respuesta de cables considerando tres escenarios probabilísticos. Se determina que el cable debe ser construido con alambres seleccionados aleatoriamente pero que provienen del mismo lote. Para caracterizar las incertidumbres en la respuesta del cable es necesaria la información de al menos dos ensayos realizados en alambres aleatorios del mismo lote. El primer ensayo debe realizarse a baja deformación ($<3\%$) lo cual describe un límite superior; y, el segundo ensayo debe realizarse a mayor deformación ($>5.5\%$) lo cual describe el límite inferior de la respuesta. En resumen, se cumple con el objetivo 2 de la investigación.

Capítulo 5

5. Dispositivo Autocentrante de SMA de CuAlBe

5.1 Mecánica de funcionamiento

El dispositivo autocentrante denominado Superelastic Copper Brace (SECB) aprovecha las propiedades superelásticas optimizadas de los cables de SMA de CuAlBe mediante una configuración innovadora que garantiza el trabajo uniaxial a tracción estos. La Figura 2-1 muestra las partes del dispositivo, que está conformado por dos perfiles cuadrados de acero ASTM A36 [124] de distinta sección transversal, de tal manera que uno de ellos (cian) quede inserto dentro del otro (magenta), y pueda deslizarse dentro de él. En los extremos de los tubos a los 4 lados, se realizan perforaciones rectangulares perfectamente alineadas entre sí que permiten que se inserte una cruz de acero C45 [125] (gris). El ancho de la perforación debe ser igual al ancho de la cruz, y la longitud debe ser mayor a la deformación de rotura de los cables, es decir la carrera de diseño. Los cables de SMA de CuAlBe (amarillo) se disponen simétricamente por fuera de los tubos en las 4 alas de las cruces, que deben estar provistas de perforaciones de diámetro ligeramente mayor al del cable permitiendo que deslicen sin fricción. Los cables se ajustan en uno de los extremos de las cruces para darles una mínima pretensión.

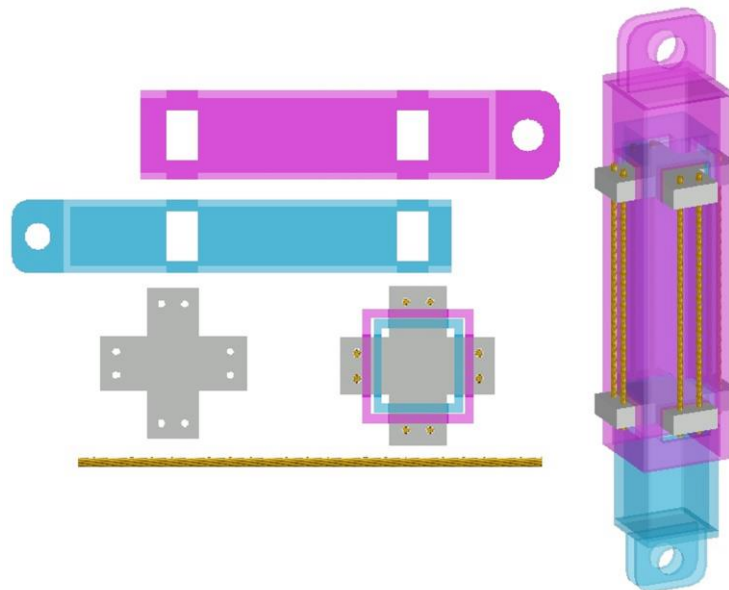


Figura 5-1. Configuración del dispositivo autocentrante Superelastic Copper Brace (SECB).

El dispositivo está diseñado para ubicarse a manera de arriostramiento en distintas configuraciones, en sistemas de marcos a momento de acero u hormigón armado (ver Figura 5-2). La presente investigación se enfocará en estructuras de marcos de acero. Los extremos de los tubos deben estar provistos de placas de acero o de un sistema que permita la conexión entre el SECB y el marco de acero.

El mecanismo del SECB se basa en el trabajo a tracción de los cables de SMA de CuAlBe independientemente de la carga axial aplicada en el dispositivo. Asumiendo que uno de los extremos es fijo (perfil interior cian) y el otro móvil (perfil exterior magenta): al existir una fuerza de compresión externa, el perfil exterior desplaza a la cruz izquierda, lo cual tracciona a los cables y comprime el tramo central del perfil entre las perforaciones. Simultáneamente, la cruz derecha se mantiene fija y comprime el tramo central del perfil interior. Por otro lado, ante una fuerza de tracción, el perfil exterior y desplaza a la cruz derecha traccionando a los cables y comprimiendo el tramo central del perfil. Mientras tanto, la cruz izquierda se mantiene fija y comprime el tramo central del perfil interior (ver Figura 5-2).

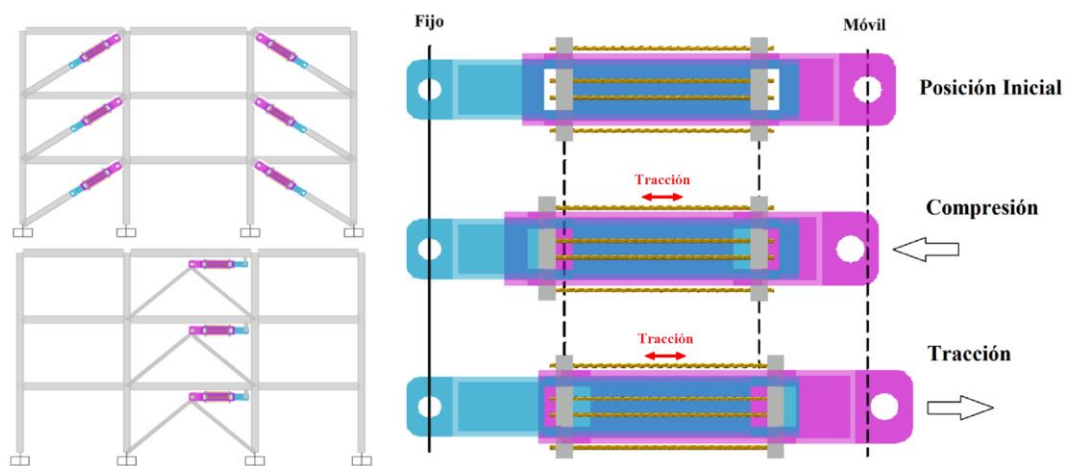


Figura 5-2. Disposición del SECB en marcos de acero y mecanismo de funcionamiento.

En consecuencia, la curva de histéresis que se forma corresponde a una doble bandera simétrica con mínima deformación residual, que le proporciona características autocentrantes a la estructura principal. El dispositivo aporta principalmente con resistencia y rigidez al sistema, pero limitada disipación de energía, por lo que se puede clasificar dentro de los sistemas de protección pasiva histeréticos, dependientes de la deformación e independientes de la frecuencia de carga [126]. Así, para un sistema de un grado de libertad (SDOF) equipado con un dispositivo autocentrante, la ecuación del movimiento ante fuerzas sísmicas queda de la siguiente manera:

$$m \cdot \ddot{u}(t) + c \cdot \dot{u}(t) + [k \cdot u(t) + \mathbf{f}(\mathbf{u})] = -m \cdot \ddot{u}_g(t) \quad 5-1)$$

Donde $m \cdot \ddot{u}(t)$, $c \cdot \dot{u}(t)$, y $k \cdot u(t)$ son las fuerzas inercial, amortiguadora y restauradora respectivamente intrínsecas del sistema, y $f(u)$ es la fuerza autocentrante asociada a la histéresis del dispositivo. En comparación con los sistemas elastoplásticos, los sistemas que exhiben un comportamiento histerético autocentrante con capacidad de disipación de energía, mantienen demandas de deformación similares, aun cuando los últimos disipan como máximo la mitad de energía por ciclo de lo que disipan los sistemas elastoplásticos [9].

Aunque la excitación sísmica tiene un amplio contenido de frecuencias, cuando un sistema es demandado por un sismo parte de su respuesta puede estar caracterizada por un estado cuasi-resonante. Por lo tanto, es necesario conocer la respuesta en resonancia para tener una idea general de su comportamiento no lineal [9]. En el caso de los sistemas autocentrantes, para evitar una respuesta descontrolada en resonancia se debe satisfacer que la fuerza de fluencia del sistema disipador $F_{y_{sc}}$ sea:

$$F_{y_{sc}} > \frac{\pi \cdot m \cdot a_g}{2\beta(1 - \alpha)} \quad 5-2)$$

Donde m es la masa del sistema, a_g la aceleración en la base, α es el factor de rigidez post fluencia y β el factor que define la capacidad de disipación de energía.

5.2 Diseño del dispositivo

5.2.1 Cables de SMA de CuAlBe

La fuerza que desarrolla el dispositivo está gobernada por la resistencia de los cables de SMA de CuAlBe, que, al estar dispuestos en paralelo, es directamente proporcional al número de cables por la resistencia de un cable. Por lo tanto, en esta sección se realiza el diseño de un set de cables multicapa con núcleo del mismo material y extremos empotrados, utilizando las propiedades del alambre obtenidas en la actualización Bayesiana (Tabla 4-5). El ángulo de trenzado θ° que se considera es de 2.5° en todas las capas alternando las direcciones: horario y antihorario; y el modelo de cable empleado es el de Kumar & Cochran [58]. Se definen 4 configuraciones estándar (Figura 5-3) que van desde 1 hasta 4 capas:

- 1x7: núcleo + 1ra capa de 6 alambres
- 1x19: núcleo + 1ra: 6 + 2da: 12
- 1x37: núcleo + 1ra: 6 + 2da: 12 + 3ra: 18

- 1x61: núcleo + 1ra: 6 + 2da: 12 + 3ra: 18 + 4ta: 24

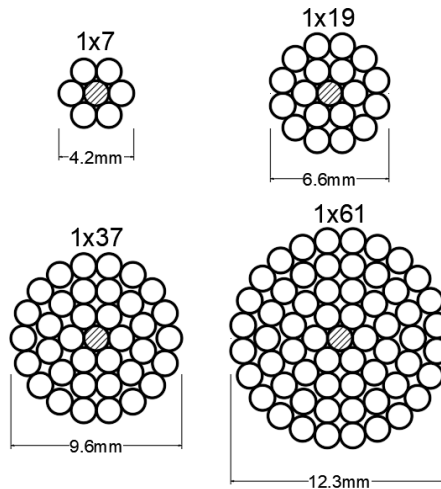


Figura 5-3. Configuraciones de cables de SMA de CuAlBe para el SECB.

La Figura 5-4 muestra la respuesta cíclica evaluada para un 5% de deformación del cable, que previamente se definió como el límite para diseño del SECB. Esto implica que la deformación máxima en todas las capas trenzadas a 2.5° es de 4.95% y 5% en el núcleo. La deformación de fluencia $\epsilon_{y_{CAB}}$ es constante para todos los cables e igual a 0.71%, similar a lo obtenido experimentalmente en el capítulo 4.

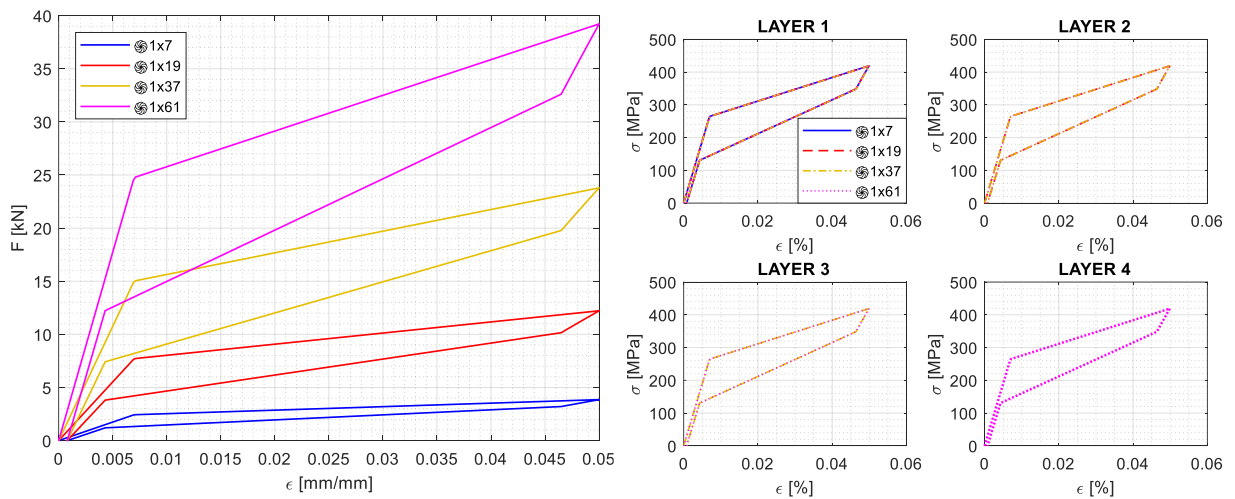


Figura 5-4. Respuesta cíclica de cables de SMA de CuAlBe para el SECB.

El amortiguamiento alcanzado a ese nivel de deformación es igual al 3%. Por otro lado, la fuerza máxima en el cable F_u se la estima a una deformación cercana a la primera rotura de al menos una de las hebras del cable, a un 6.5% de deformación considerando los efectos de la asimetría y tensiones residuales. La resistencia máxima del SECB puede ser estimada a partir de la

sumatoria de fuerzas F_u de los cables que lo componen de acuerdo con el diseño. La Figura 5-5 y la Tabla 5-1 muestran los resultados.

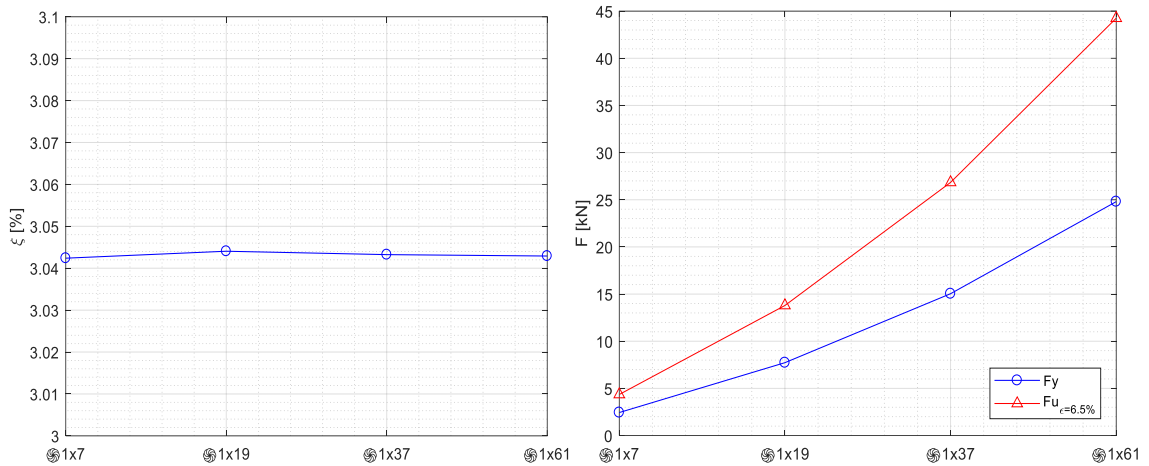


Figura 5-5. Factor de amortiguamiento y fuerzas de fluencia y fractura proyectadas

Tabla 5-1. Fuerzas de fluencia y fractura proyectadas para 1 cable de SMA de CuAlBe con $\theta = 2.5^\circ$.

Cable	Fy [N]	Fu [N]
1x7	2439	4353
1x19	7726	13790
1x37	15040	26840
1x61	24800	44250

5.2.2 Geometría del prototipo

Debido a la limitación que se tiene en la cantidad de material disponible para el desarrollo de la parte experimental, el prototipo a construir consta de dos cables 1x7 SMA de CuAlBe, dispuestos simétricamente. La Figura 5-6 muestra la respuesta de doble bandera al 5% estimada para el prototipo, utilizando cables de un largo efectivo de 225mm, se muestran además la respuesta en las capas. Por lo tanto, todos los demás elementos del prototipo son diseñados por capacidad a la máxima resistencia que desarrolla el par de cables ($Fu = 8706N$). En consecuencia, en lugar de una cruz de acero se diseña una placa de espesor variable que cruza ambos lados de los perfiles. El centro la placa es más gruesa de tal manera que se genera un diente que se inserta en el perfil interior e impide que se deslice lateralmente. En una de las placas se coloca un perno M16 perforado en el centro, con el fin de dar la pretensión inicial al cable sin inducirle esfuerzos de torsión. Se eligen perfiles cuadrados de 100x100x3mm y 75x75x3mm para los perfiles exterior e interior respectivamente. Para centrar el perfil interior sobre sus caras se colocan placas de polipropileno de alta densidad lubricadas, que evitan además el deslizamiento de la sección transversal. La Figura 5-7 ilustra las dimensiones de todos los componentes del prototipo.

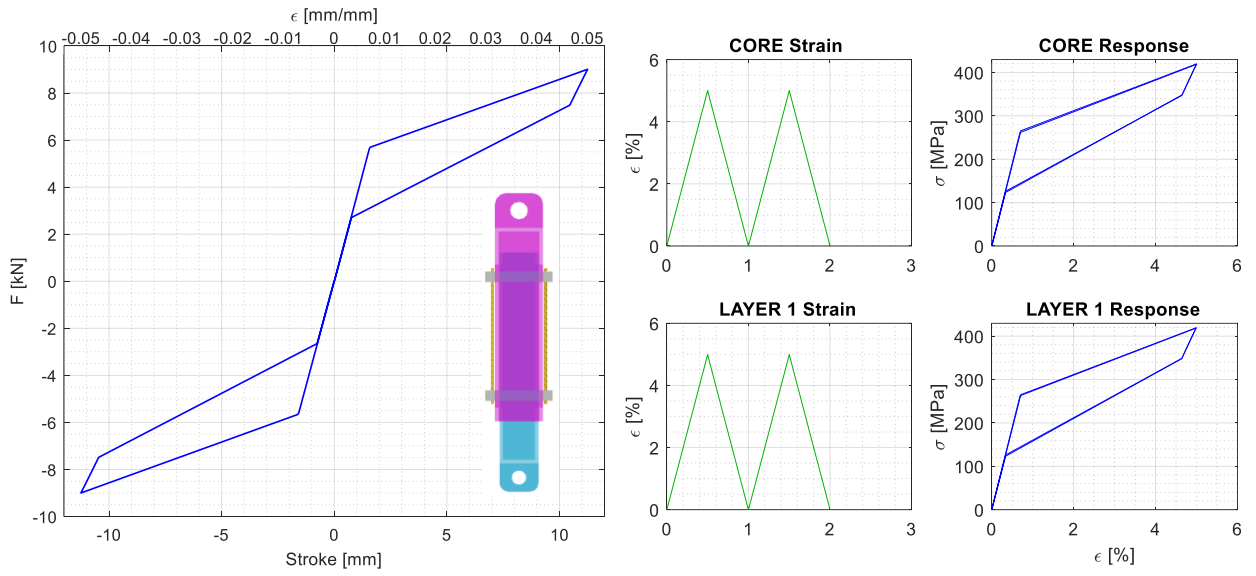


Figura 5-6. Respuesta cíclica al 5% proyectada para el prototipo de SECB

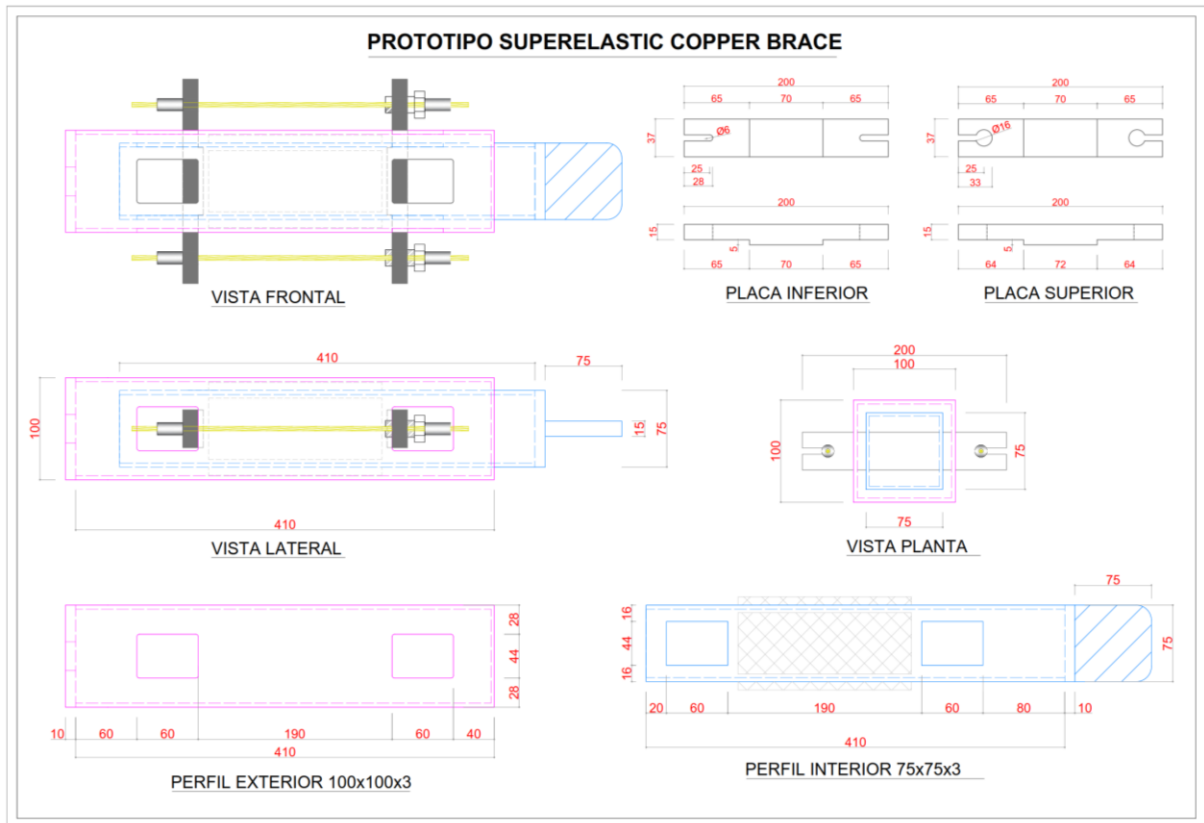


Figura 5-7. Planos de taller para la construcción del prototipo del SECB

5.2.3 Diseño de los componentes

El diseño de los componentes de acero se lo realiza en base al estándar AISC360 [127].

5.2.3.1 Demanda

$$Pu_{CABLE} = 1.4P_{CABLE} = 6094.2N$$

$$Pu_{SECB} = 2Pu_{CABLE} = 12188.4N$$

5.2.3.2 Perfil Exterior 100x100x3

Las propiedades de la sección transversal se las obtienen de un catálogo comercial: $A = 1141mm^2$, $I_x = 1769500mm^4$, $t = 3mm$, $f_y = 250MPa$. Para fines de diseño el espesor de los perfiles HSS (Hollow Structural Section) se lo considera como 0.93t.

a) *Esbeltez local B4.1a*

$$\lambda \leq 1.40 \sqrt{\frac{E}{F_y}} \quad 5-3)$$

$$\lambda = 32.84 < 39.6 \quad \text{Sección No esbelta}$$

b) *Resistencia a compresión E3*

La longitud efectiva de pandeo se considera como la distancia entre los bordes internos de las perforaciones, correspondiente al tramo que se comprime. En vista de que las cargas se concentran en los bordes, el área efectiva se considera como el ancho de ambas perforaciones $w = 44mm$ por el espesor de diseño $t_{dis} = 2.79mm$.

$$\lambda_x = \frac{KL}{r_x} \quad 5-4)$$

$$\lambda_{fb} = 4.71 \sqrt{\frac{E}{F_y}} \quad 5-5)$$

$$\lambda_x = 4.82 < 133.2 \quad \text{Pandeo Flexural Inelástico}$$

$$F_e = \frac{\pi \cdot E}{\lambda_x^2} \quad 5-6)$$

$$F_{cr} = 0.658 \frac{F_y}{F_e} \cdot F_y \quad 5-7)$$

$$\phi P_n = \phi F_{cr} \cdot A_{ef} \quad 5-8)$$

$$F_e = 84798.4 \text{ MPa}$$

$$F_{cr} = 249.7 \text{ MPa}$$

$$\phi P_n = 61.3 \text{ kN}$$

$$\frac{P_{u_{SECB}}}{\phi P_n} = 0.22 \quad \text{OK}$$

c) Resistencia al aplastamiento de la perforación J7

$$R_n = 1.8 F_y \cdot A_{pb} \quad 5-9)$$

$$A_{pb} = w \cdot t_{dis} \quad 5-10)$$

$$\phi R_n = 41.4 \text{ kN}$$

$$\frac{P_{u_{CABLE}}}{\phi R_n} = 0.15 \quad \text{OK}$$

d) Resistencia a tracción D2

$$\phi P_n = \phi_y \cdot F_y \cdot A_g \leq \phi_u \cdot F_u \cdot A_e \quad 5-11)$$

$$A_e = A_n \cdot U \quad 5-12)$$

$$A_e = 877 \text{ mm}^2$$

$$\phi P_n = 256.7 \text{ kN}$$

$$\frac{P_{u_{SECB}}}{\phi R_n} = 0.05 \quad \text{OK}$$

5.2.3.3 Perfil Interior 75x75x3

Las propiedades de la sección transversal se las obtienen de un catálogo comercial:
 $A = 841\text{mm}^2$, $I_x = 715400\text{mm}^4$, $t = 3\text{mm}$, $f_y = 250\text{MPa}$.

a) *Esbeltez local B4.1a*

$$\lambda = 23.88 < 39.6 \quad \text{Sección No esbelta}$$

b) *Resistencia a compresión E3*

La longitud efectiva de pandeo se considera como la distancia entre los bordes internos de las perforaciones, correspondiente al tramo que se comprime. En vista de que las cargas se concentran en los bordes, el área efectiva se considera como el ancho de ambas perforaciones $w = 44\text{mm}$ por el espesor de diseño $t_{dis} = 2.79\text{mm}$.

$$\lambda_x = 6.51 < 133.2 \quad \text{Pandeo Flexural Inelástico}$$

$$F_e = 46513.1\text{MPa}$$

$$F_{cr} = 249.4\text{MPa}$$

$$\phi P_n = 61.2\text{kN}$$

$$\frac{Pu_{SECB}}{\phi P_n} = 0.22$$

OK

c) *Resistencia al aplastamiento de la perforación J7*

$$\phi R_n = 41.4\text{kN}$$

$$\frac{Pu_{CABLE}}{\phi R_n} = 0.35$$

OK

e) Resistencia a tracción D2

$$A_e = 577\text{mm}^2$$

$$\phi Pn = 173.1\text{kN}$$

$$\frac{Pu_{SECB}}{\phi Rn} = 0.06 \quad \text{OK}$$

d) Cordón de soldadura placa de agarre – perfil J2.4

Para conectar el dispositivo SECB con la máquina universal se dispone de una placa de acero C45 soldada al perfil interior mediante dos cordones de soldadura de filete de resistencia $F_{EXX} = 60\text{ksi}$; $d_w = 4\text{mm}$; $l_w = 7.5\text{cm}$.

$$A_{we} = 2 \cdot l_w \cdot \frac{d_w}{\sqrt{2}} \quad 5-13)$$

$$F_{nw} = 0.6 \cdot F_{EXX} \cdot (1 + 0.50 \cdot \sin^{1.5} \theta) \quad 5-14)$$

$$\phi Rn_w = \phi \cdot F_{nw} \cdot A_{we} \quad 5-15)$$

$$\frac{Pu_{SECB}}{\phi Rn_w} = 0.11 \quad \text{OK}$$

5.2.3.4 Placas para cables (Cruz)

Las propiedades de la sección transversal se las obtienen de la geometría de la placa: $b_p = 37\text{mm}$; $t_p = 15\text{mm}$; $l_p = 40\text{mm}$; $F_y = 310\text{MPa}$.

a) Esbeltez local B4.1b

$$\lambda \leq 0.38 \sqrt{\frac{E}{F_y}} \quad 5-16)$$

$$\lambda = 2.47 < 10.75 \quad \text{Sección Compacta}$$

b) Resistencia a Flexión F6

$$Z_y = \frac{b_p \cdot t_p^2}{4} \quad 5-17)$$

$$S_y = \frac{b_p \cdot t_p^2}{6} \quad 5-18)$$

$$M_p = F_y \cdot Z_y \leq 1.6 \cdot F_y \cdot S_y \quad 5-19)$$

$$M_u = Pu_{CABLE} \cdot l_p \quad 5-20)$$

$$\phi Mn = \phi M_p$$

$$Z_y = 2081.25 \text{mm}^3$$

$$S_y = 1387.5 \text{mm}^3$$

$$\phi Mn = 580.7 \text{N} \cdot \text{m}$$

$$M_u = 243.7 \text{N} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M_u}{\phi Mn} = 0.42$$

OK

c) Resistencia a Corte G2

$$\phi Rn = \phi \cdot 0.6 \cdot F_y \cdot A_p \quad 5-21)$$

$$\phi Rn = 103.23 \text{kN}$$

$$\frac{Pu_{CABLE}}{\phi Rn} = 0.06 \text{kN}$$

d) Deflexión

La deflexión esperada se calcula a con el fin de verificar que no influya en la deformación del cable. Se obtiene que la deformación esperada en el cable por efectos de deflexión en la placa es de 0.018% que se considera despreciable.

$$\delta_{placa} = \frac{P_{CABLE} \cdot l_p}{3 \cdot E \cdot I_y} \quad 5-22)$$

$$\epsilon_{CABLE} = \frac{\delta_{placa}}{L_{CABLE}} \quad 5-23)$$

$$\delta_{placa} = 0.04mm$$

$$\epsilon_{CABLE} = 1.8 \cdot 10^{-4} mm/mm$$

Despreciable

5.2.4 Modelo de Elementos Finitos

Con el fin de verificar el diseño realizado mediante cálculo manual, se construye un modelo matemático tridimensional del SECB basado en elementos finitos lineales (Figura 5-8), en el software comercial SAP2000 [128]. Los elementos de acero ASTM A36 y ASTM A29 (DIN C45) se modelan con elementos de superficie tipo shell con 6 grados de libertad por nodo. Cada cable de SMA de CuAlBe se idealiza mediante un resorte no lineal elástico con propiedades equivalentes. En la interfaz entre las placas de acero y los perfiles interior y exterior se acoplan determinados grados de libertad para simular el contacto en compresión. Se aplica un patrón de carga lineal de tracción en una sola dirección hasta obtener una deformación de aproximadamente el 6.5% en el cable y se analizan las tensiones en los elementos. Se obtiene un desplazamiento máximo de 14mm.

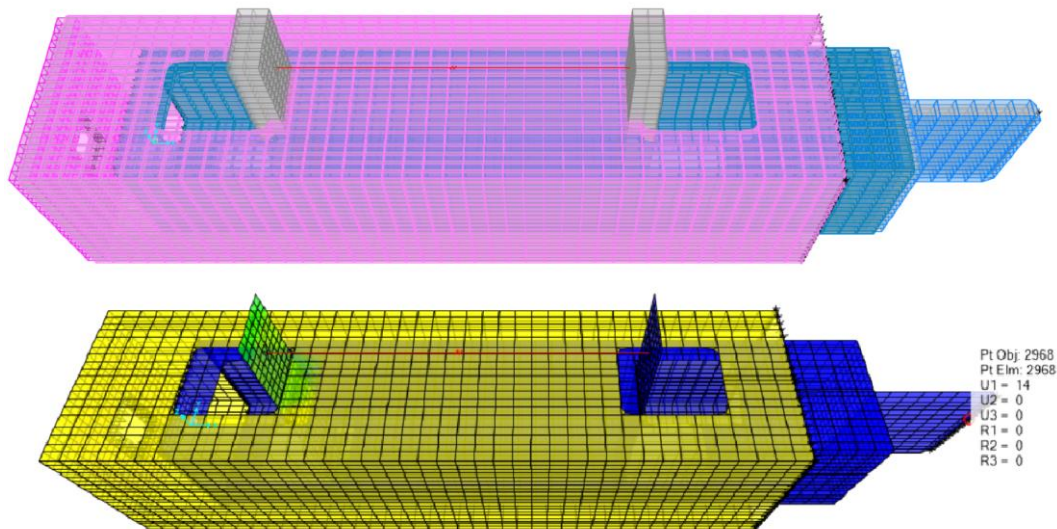


Figura 5-8. Modelo de elementos finitos del SECB y deformada en el desplazamiento máximo

La Figura 5-9 ilustra la distribución de los esfuerzos principales σ_{11} [MPa] a través de las paredes de los perfiles exterior e interior. Se observa que, debido a la carga de tracción en el SECB la placa izquierda hace contacto con el borde de la perforación del perfil exterior e induce tensiones de compresión que se van atenuando hacia el centro del perfil. Desde el punto de contacto de la placa hacia atrás, se generan tensiones de tracción que se concentran en la periferia de la perforación. En el extremo derecho, las tensiones son cercanas a cero debido a que la placa derecha tiende a separarse del perfil exterior. Lo anterior confirma la fidelidad con la que se representan las condiciones de contacto placa – perfil, puesto que transmiten tensiones de compresión mas no de tracción. En las caras laterales se producen tensiones principalmente de tracción que se concentran desde el centro del perfil hacia el extremo izquierdo. Esto valida las consideraciones realizadas en el diseño manual: a tracción trabaja toda la sección transversal menos las perforaciones, mientras que a compresión trabaja únicamente el área de contacto de las placas.

Por otra parte, la placa derecha hace contacto con el borde de la perforación derecha del perfil interior induciéndole tensiones de compresión que se van atenuando hacia el centro del perfil. En este caso las tensiones son cercanas a cero en la perforación izquierda dado que el perfil se separa de la placa en ese punto. En las caras laterales, y hacia atrás de la perforación derecha se observa un comportamiento similar al mostrado en el perfil exterior.

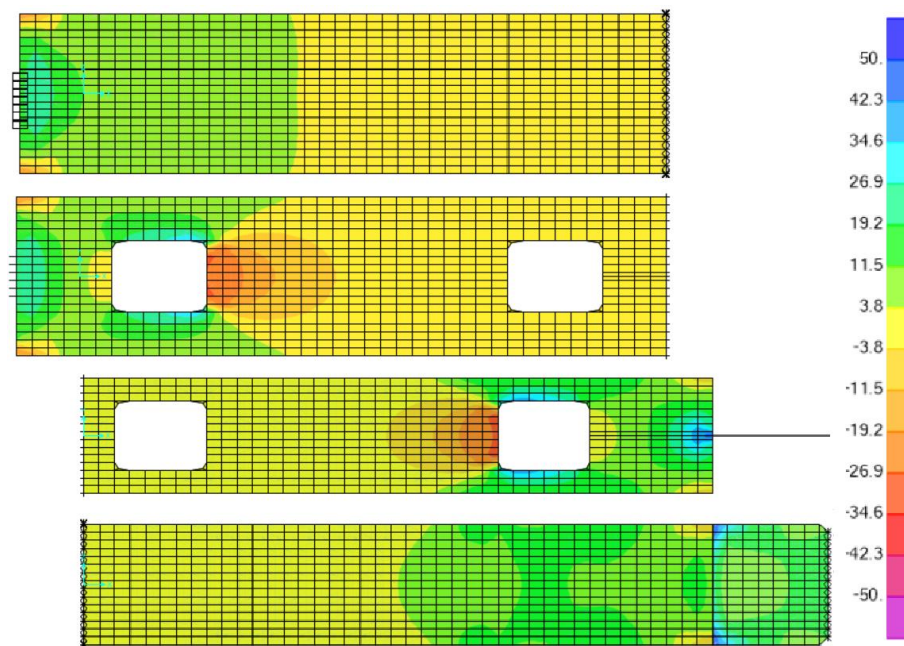


Figura 5-9. Esfuerzos principales σ_{11} en las paredes de los perfiles exterior e interior

El criterio que define la falla en elementos de acero sujetos a esfuerzos multiaxiales está ligado a la magnitud del esfuerzo de corte. Al ser un material isotrópico compuesto de cristales orientados aleatoriamente, la fluencia se desarrolla en el sitio donde se desarrolla el máximo

esfuerzo de corte [85]. El criterio de tensión equivalente de fluencia de von Mises σ_{eq} es el más empleado en el diseño estructural en acero por su ajuste a resultados experimentales.

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{(\sigma_I - \sigma_{II})^2 + (\sigma_{II} - \sigma_{III})^2 + (\sigma_{III} - \sigma_I)^2}{2}} \quad (5-24)$$

Donde $\sigma_I, \sigma_{II}, \sigma_{III}$ son los esfuerzos principales. Para el caso bidimensional de tensiones $\sigma_{III} = 0$ y $\sigma_I = -\sigma_{II}$ por lo que el criterio de fluencia se reduce a:

$$\sigma_{eq} \approx 0.6f_y \quad (5-25)$$

Donde f_y es el esfuerzo de fluencia en un estado uniaxial de tensiones. La Figura 5-10 muestra la distribución de tensiones en los perfiles según el criterio de von Mises normalizadas a la fluencia del acero A36. Los resultados muestran concentración de esfuerzos en los extremos en los que las placas toman contacto con los perfiles: tramo derecho para el perfil interior y tramo izquierdo para el perfil exterior. La tensión media que se produce en el contacto de la placa con la perforación es de $0.16f_y$ similar al factor de ocupación obtenido para el estado límite de aplastamiento. La máxima tensión de $0.32f_y$ se registra en las esquinas de la perforación. Esto demuestra que los perfiles se mantienen elásticos para la máxima capacidad del cable.

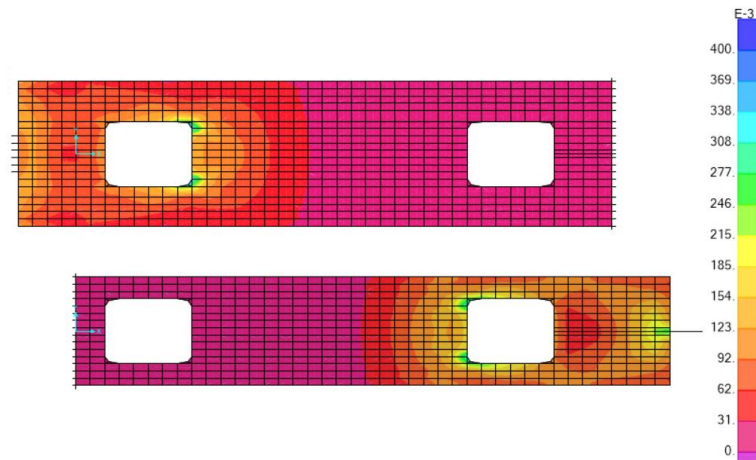


Figura 5-10. Máximas tensiones normalizadas en los perfiles de acero A36.

De manera similar, la Figura 5-11 muestra las tensiones normalizadas al F_y de los elementos de acero A29. En el caso de las placas que conectan los cables se observa que la concentración de esfuerzos se produce en la zona de conexión. Existe una ligera diferencia en la distribución de tensiones entre las placas izquierda y derecha, siendo la placa derecha la más demandada puesto

que es la que se desplaza debido a la carga. La demanda máxima es de $0.55F_y$. En cuanto a las placas que conectan al SECB con otros elementos, en el caso de la tapa del perfil exterior la máxima tensión de $0.43F_y$ ocurre en los bordes de la perforación; mientras que, para el perfil interior, la máxima tensión se da en la interfaz con el cordón de soldadura con un máximo de $0.17F_y$

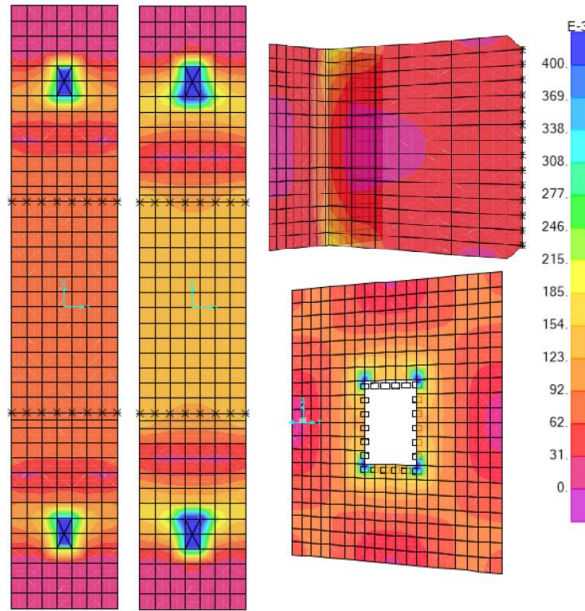


Figura 5-11. Máximas tensiones normalizadas en los elementos de acero A29

Finalmente, se realiza un análisis estático no lineal del dispositivo concentrando la no linealidad en los resortes, para verificar que la respuesta del SECB sea congruente con el modelo desarrollado. Los resultados muestran un buen ajuste (Figura 5-12).

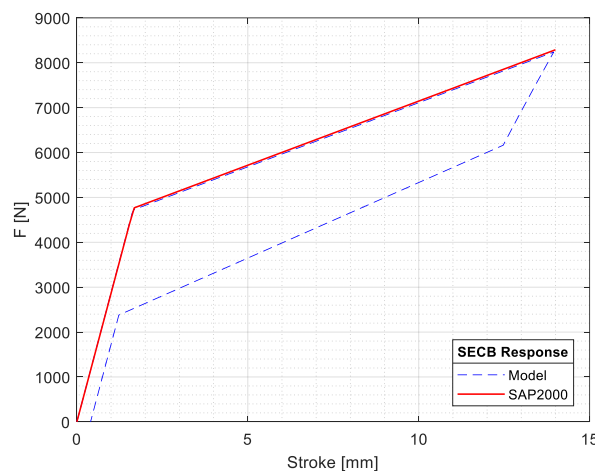


Figura 5-12. Respuesta de los resortes que idealizan los cables de SMA de CuAlBe

5.3 Estudio experimental del SECB

5.3.1 Manufactura del SECB

Esta sección describe el proceso de manufactura y detalles constructivos del prototipo para el SECB. Se elaboraron 4 pares de probetas de cables de una sola capa 1x7 con ángulos de trenzado de 2.5° (4 probetas), 5° (2 probetas) y 7.5° (2 probetas), con una longitud efectiva de 225mm y diámetro de 4.2mm. Los alambres se trataron previamente a 750°C durante 30min e inmediatamente templados en agua a temperatura ambiente (~20°C). Cada par de cables constituye un ensayo del SECB. La Figura 5-13 muestra las probetas terminadas. Por otro lado, luego de ensayarse el dispositivo con el primer grupo de probetas, se prepararon 2 probetas adicionales de cables 1x7 $\theta = 2.5^\circ$, que luego de ser manufacturadas fueron recocidas a 100°C durante 1h y enfriadas a temperatura ambiente. Este proceso se lo realizó con el objetivo de analizar si el recocido es capaz de eliminar tensiones residuales y con ello alcanzar mayor deformación.



Figura 5-13. Cables de 1x7 de SMA de CuAlBe para ensayo del SECB

El proceso de manufactura y mecanizado de las piezas de acero del SECB se los llevó a cabo en los Laboratorios de Hidráulica y de Física de la Facultad de Ciencias Físicas y Matemáticas de la Universidad de Chile. Se emplearon perfiles de acero A36 cuadrados de 100x100x3mm y 75x75x3mm de 410mm de longitud. En el extremo del perfil exterior se coloca una placa de acero A29 de 15mm de espesor con una perforación roscada de 28mm para conectar el dispositivo a la mordaza móvil de la máquina universal. Mientras que en el extremo del perfil interior se dispone de dos placas perpendiculares entre sí para conectar con la mordaza fija. Se emplea soldadura de filete de 4mm de garganta efectiva y electrodo E60XX. En las placas que conectan los cables y en los pernos de pretensión se realizan ranuras de 5mm hacia el exterior, de manera que se pueda colocar los cables lateralmente. La Figura 5-14 muestra los detalles constructivos del dispositivo, mientras que en la Figura 5-15 se muestra el despiece y armado del SECB.

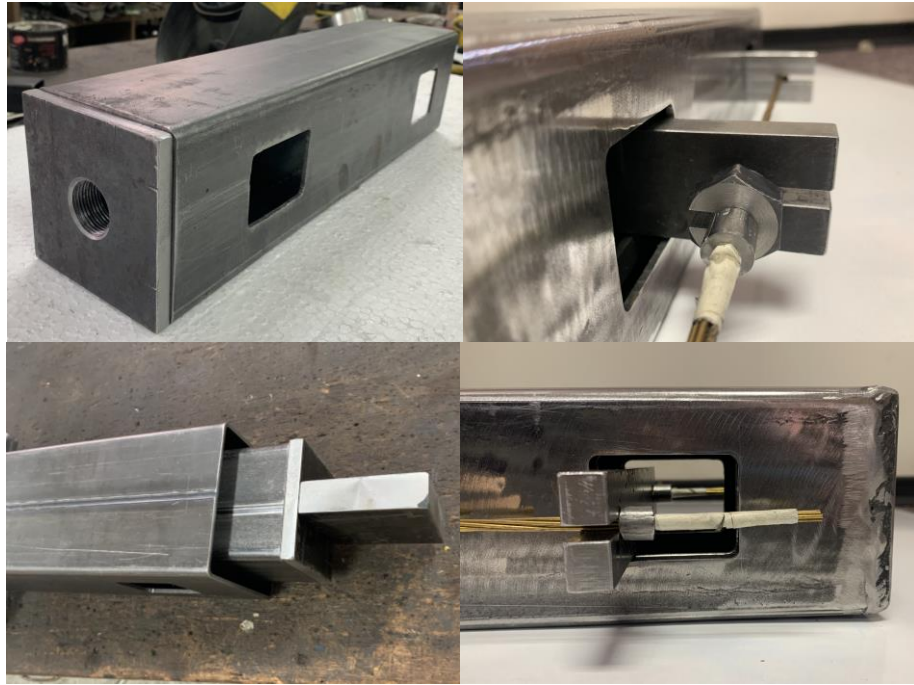


Figura 5-14. Detalles constructivos del SECB

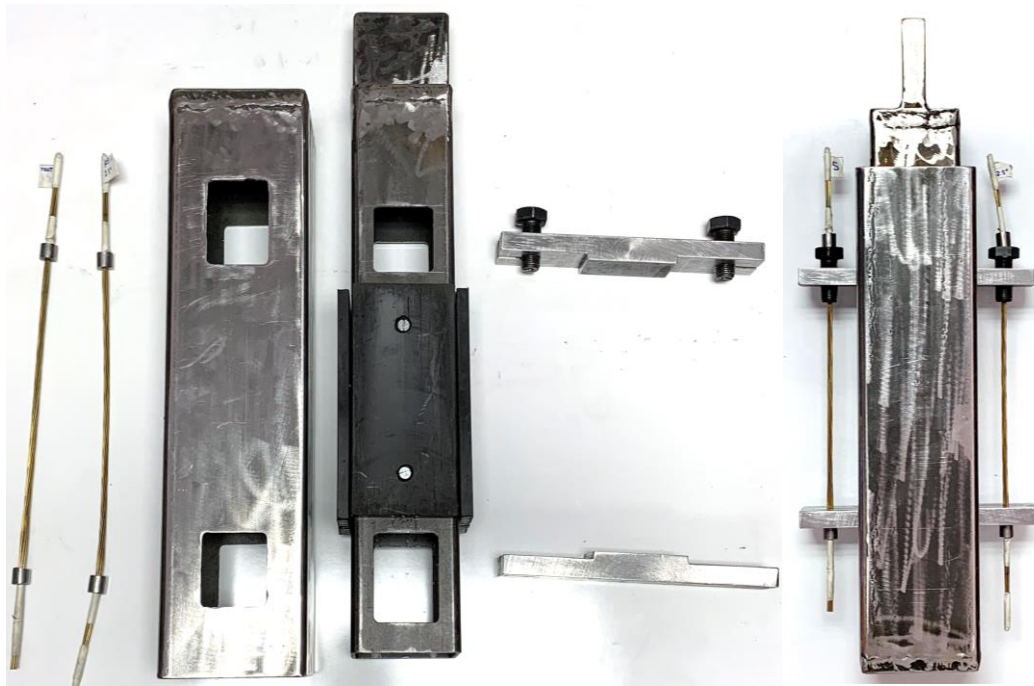


Figura 5-15. Despiece y armado del SECB

5.3.2 Montaje experimental

Los ensayos se realizaron utilizando la máquina de universal INSTRON propiedad del Laboratorio de Dinámica de Estructuras del Departamento de Ingeniería Civil de la Universidad de Chile. En primer lugar, se monta el SECB sin las placas ni los cables. En la zona superior, el perfil interior es sujetado directamente por las mordazas planas del cabezal fijo de la máquina. En la zona inferior, el perfil exterior se conecta mediante un acople a una celda de carga de respaldo, que a su vez se conecta con las mordazas ranuradas del cabezal móvil, por medio de una barra roscada de acero de 22mm. Con el control fino de la máquina universal se alinean las perforaciones superior e inferior antes de colocar las placas. Una vez montados los perfiles, se procede a colocar las placas y los cables lateralmente. A los cables se les da una mínima pretensión haciendo girar los pernos de la placa superior, considerando que la ranura del perno y de la placa no queden alineadas para evitar que el cable se mueva de su posición durante el ensayo. Para la medición de la fuerza se emplea la celda de carga de 60Tn (~588.4kN) de capacidad propia de la máquina universal, y una celda de respaldo tipo Z Revere Transducers de 10000lb (~44.5kN) para evitar la pérdida de resolución puesto que la máxima carga que se espera obtener está alrededor de los 8kN. El desplazamiento se registra mediante el LVDT interno de la máquina y un potenciómetro de respaldo de 100mm de carrera máxima, dispuesto sobre la mordaza móvil. Adicionalmente, para medir la deformación, se coloca un extensómetro MTS de 25mm en el tercio central de uno de los cables. La Figura 5-16 ilustra el experimento.

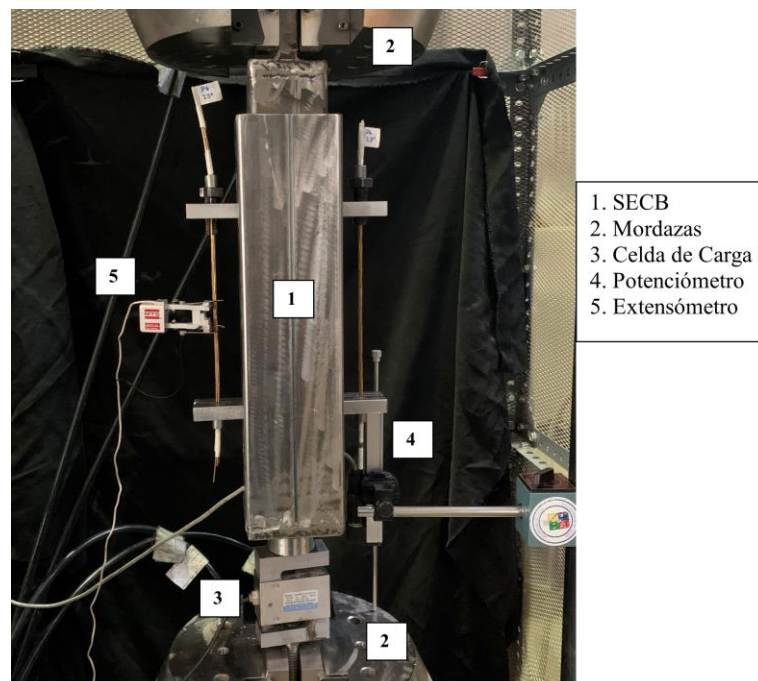


Figura 5-16. Montaje experimental SECB

Las curvas de calibración y coeficientes de transformación de los sensores (celda de carga, extensómetro y potenciómetro) se toman de lo definido en la sección 4.

5.3.3 Protocolo de Carga

Se aplican dos protocolos de carga en tracción y compresión controlados por deformación. El primer protocolo corresponde al normado por AISC 341-16 K3 [100] para calificar riostras de pandeo restringido, descrito en la sección 4. Se configura de tal manera que la máxima deformación aplicada no exceda el 5%. A esto se le suma un ciclo de entrenamiento a una deformación del 3%. Es importante notar que 1 ciclo de carga y descarga en el dispositivo corresponde a 2 ciclos en los cables, dado que estos trabajan únicamente en tracción. La historia de deformaciones en el dispositivo queda definida de la siguiente manera:

- 1 ciclo de entrenamiento al 3%
- 2 ciclos a Δ_{by} (0.80%)
- 2 ciclos a $0.5\Delta_{bm}$ (1.3%)
- 2 ciclos a $1.0\Delta_{bm}$ (2.5%)
- 2 ciclos a $1.5\Delta_{bm}$ (3.8%)
- 2 ciclos a $2.0\Delta_{bm}$ (5.0%)
- 4 ciclos al 3%

El segundo protocolo consiste en una historia de deformaciones crecientes aplicada en el ensayo con las probetas recocidas. Al igual que el anterior, la máxima deformación objetivo es del 5%, con la diferencia que se tiene una mayor cantidad de deformaciones intermedias. La historia de deformaciones en el dispositivo queda definida de la siguiente manera:

- 2 ciclos a Δ_{by} (0.80%)
- 1 ciclo al 1.5%
- 1 ciclo al 2.0%
- 1 ciclo al 2.5%
- 1 ciclo al 3.0%
- 1 ciclo al 3.5%
- 1 ciclo al 4.0%
- 1 ciclo al 4.5%
- 1 ciclo al 5.0%
- 5 ciclos al 3.0%

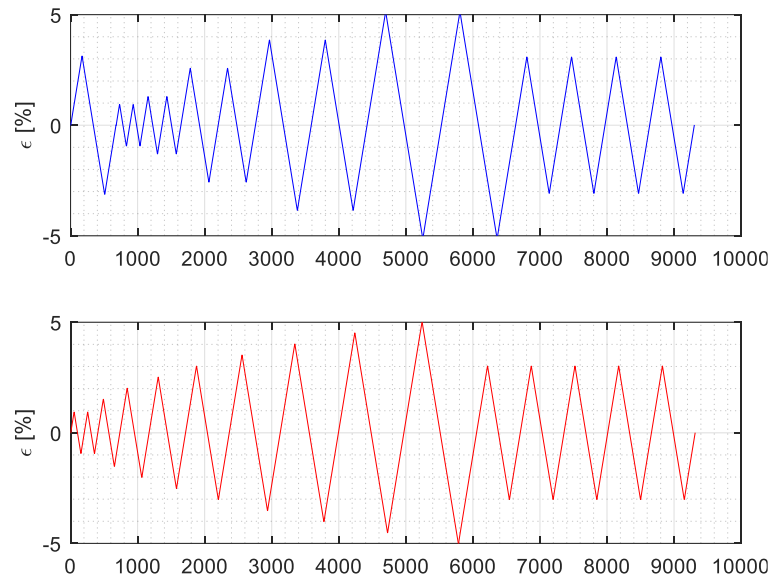


Figura 5-17. Protocolos de carga para el SECB

5.3.4 Respuesta Experimental

En primera instancia, se analiza la respuesta instrumental para verificar la fidelidad de las lecturas y curvas de calibración. En cuanto a la deformación se observa que el potenciómetro registra lecturas un 8% menores a las registradas por el LVDT de la máquina, que para la máxima deformación del 5% implica un $\pm 0.4\%$ que se puede considerar despreciable. La información obtenida del extensómetro se descarta debido a que se desliza de su posición original, por lo que se registran lecturas erróneas, como se observa en la Figura 5-18. Por otra parte, la diferencia en la lectura de carga axial proporcionada por la máquina y por la celda no supera el 1%.

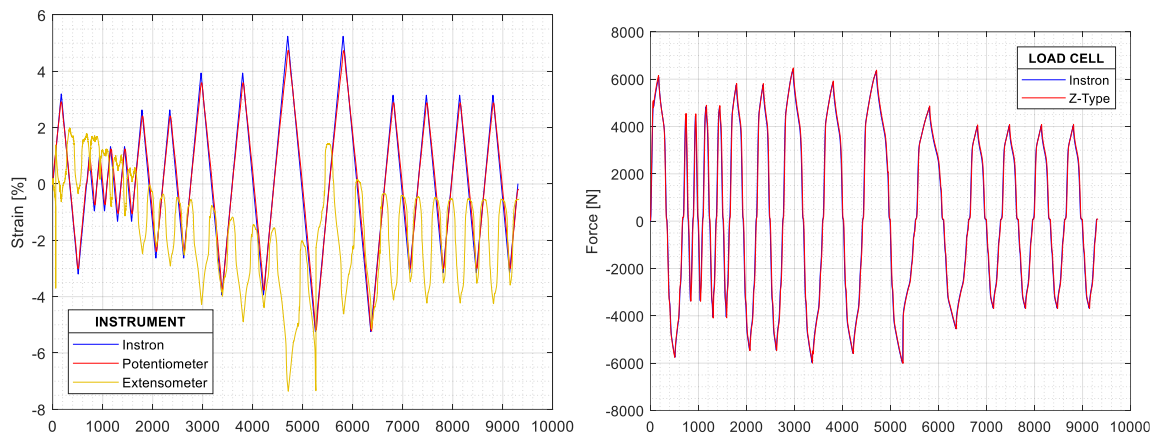


Figura 5-18. Respuesta instrumental del ensayo del SECB con cables 1x7 a 2.5°: deformación y fuerza

La Figura 5-19 ilustra la respuesta experimental del SECB conformado por los cables 1x7 sin proceso de recocido (a, b) y recocidos (c), con un ángulo de trenzado de 2.5° , definido como el óptimo en la sección 4. Con línea azul sólida se muestran los ciclos que el dispositivo completa sin la rotura de ninguno de sus alambres, mientras que en línea entrecortada se representan los ciclos a partir de la primera rotura.

A primera vista, se observan curvas de histéresis estables de doble bandera simétricas que indican que el mecanismo del dispositivo funciona tanto a tracción como compresión. En el inicio de la carga en ambas direcciones se observa un pequeño corrimiento de la curva de histéresis del orden de 0.5mm que equivale al 0.22% de deformación en el cable. Esto se debe a que al llegar a deformaciones cercanas a 0 donde la fuerza cambia de sentido, durante un instante, ambas placas que conectan los cables se despegan del perfil interior y exterior dejando de transmitir carga y reflejando una zona de fuerza cero.

Por otro lado, es notable que el efecto del primer ciclo prácticamente desaparece en la zona de fuerza cero, similar a lo que sucede con la deformación residual por ciclo que se ve reducida debido a que queda contenida dentro de ella. Cabe anotar que la amplitud de esta zona es constante para todos los ensayos, por lo que se puede considerar como una tolerancia de fabricación.

Con respecto a la resistencia, previamente en la Tabla 5-1 se realizó la proyección de la fuerza de fluencia de los cables, que para el de 1x7 es de 2439N; es decir, un dispositivo con 2 cables en paralelo debiera fluir a 4878N. En la respuesta experimental se observa que, para los tres casos la fuerza de fluencia F_Y está en un rango entre 4750 – 5000N, validando la efectividad de la proyección numérica.

En la Figura 5-19a se observa una zona de “doble fluencia” cuando el dispositivo está en compresión. Esto se debe a la distribución asimétrica de las tensiones en los cables que hace que ciertos alambres fluyan antes que el resto, lo que se refleja en el cambio de rigidez en la respuesta. Esto resulta en la rotura temprana de estas hebras que se manifiesta como una caída brusca en la resistencia. En consecuencia, la máxima deformación que se alcanza previo a la primera rotura es del 4%. El efecto de “doble fluencia” se elimina para el siguiente ensayo (Figura 5-19b), con un mejor control de la pretensión inicial, sin embargo, la deformación máxima alcanza el mismo valor.

Para el siguiente ensayo mostrado en la Figura 5-19c, los cables se sometieron a un proceso de recocido de 100°C por 1h y enfriamiento a temperatura ambiente, con el fin de eliminar las tensiones residuales y alcanzar mayor deformación. Sin embargo, el resultado obtenido es similar. Esta limitante se considerará en el análisis de marcos de acero provistos del dispositivo, con el fin de que no se supere este límite.

Una vez que se produce la rotura de una de las hebras, las restantes se reacomodan y se produce un decremento en la rigidez y resistencia del dispositivo, el cual continúa trabajando de manera estable y simétrica, pero a menor capacidad.

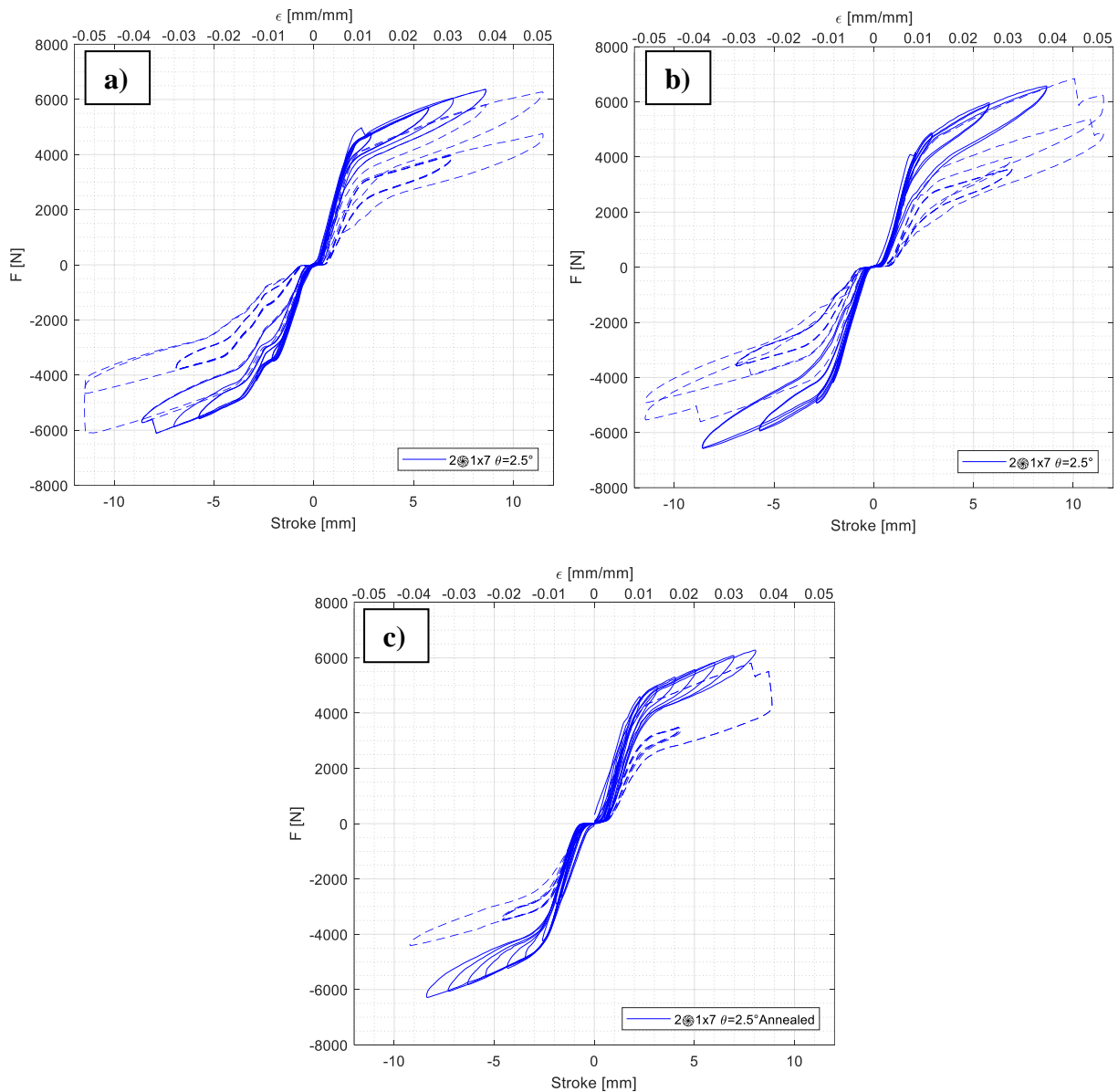


Figura 5-19. Respuesta cíclica del SECB con 2 cables 1x7 $\theta = 2.5^\circ$ a, b) sin recocido, protocolo 1 c) recocido, protocolo 2.

En la Figura 5-20a, b se muestra la respuesta del dispositivo empleando cables 1x7 con ángulos de trenzado de 5° y 7.5° respectivamente. Se observa que en el primer ciclo se produce la rotura temprana de varias hebras que se refleja en la caída de resistencia del dispositivo, que posteriormente continúa trabajando a menor capacidad. En el caso de $\theta = 7.5^\circ$, luego del reacomodo de los cables se observa la zona de “doble fluencia” en compresión debido a la mala

distribución de tensiones en el cable. Esto ratifica la necesidad de emplear cables con un ángulo de trenzado bajo ($\theta \leq 2.5^\circ$).

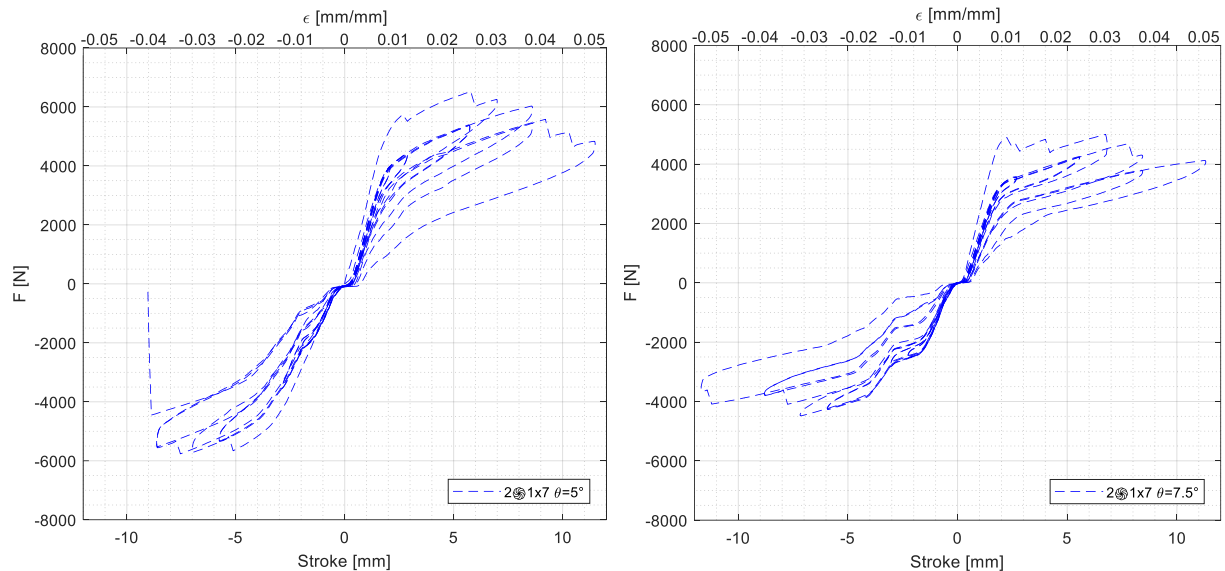


Figura 5-20. Respuesta cíclica del SECB con 2 cables 1x7 **a)** $\theta = 5^\circ$ **b)** $\theta = 7.5^\circ$

La Figura 5-21 muestra los valores del factor de amortiguamiento para cada deformación en el SECB, obtenido de los ensayos realizados con los cables con $\theta = 2.5^\circ$. Se obtienen valores de amortiguamiento ξ similares para todos los experimentos que incrementan a medida que aumenta la deformación. El ensayo 3 representado en línea amarilla corresponde al realizado con los cables que tuvieron un proceso de recocido. Se obtienen valores mayores del factor de amortiguamiento para la misma deformación, denotando que, si bien con el recocido no se obtuvo mayor capacidad de deformación, se logró mejorar el amortiguamiento.

En línea negra se representa la media del factor de amortiguamiento ξ . Se concluye que para un 5% de deformación en el SECB se obtiene que $\xi = 3.05\%$. Al compararlo con el valor medio de $\xi = 2.9\%$ estimado mediante la propagación de incertidumbre en la sección 4, se obtiene un mínimo error del 5%.

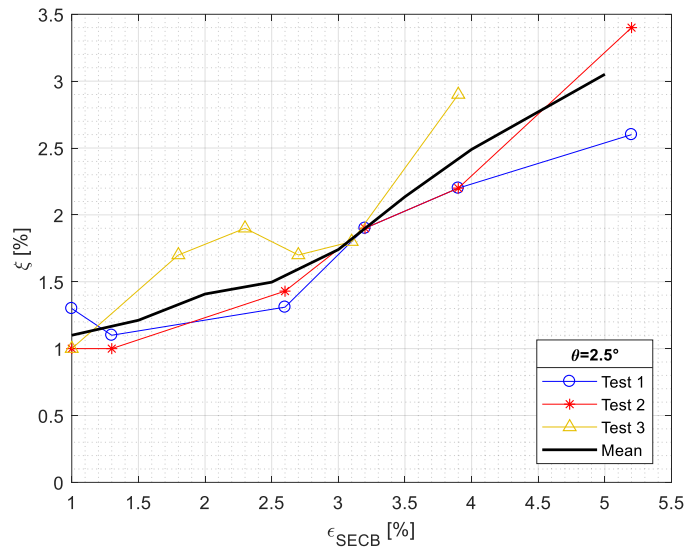


Figura 5-21. Factor de amortiguamiento ξ para cada deformación en el SECB

Por otro lado, en la Figura 5-22 se estima la deformación plástica acumulada CPD de los alambres para cada ciclo, considerando que la deformación de fluencia de los alambres es de $\epsilon_y = 0.8\%$, y que cada ciclo en el SECB es igual a dos ciclos en el cable y los alambres. La primera rotura de uno de los alambres se produce cuando $CPD = 47\epsilon_y$ que mejora ligeramente al someter a los cables a un proceso de recocido $CPD = 53\epsilon_y$. Estos valores son similares a lo obtenido previamente en el ensayo de cables individuales.

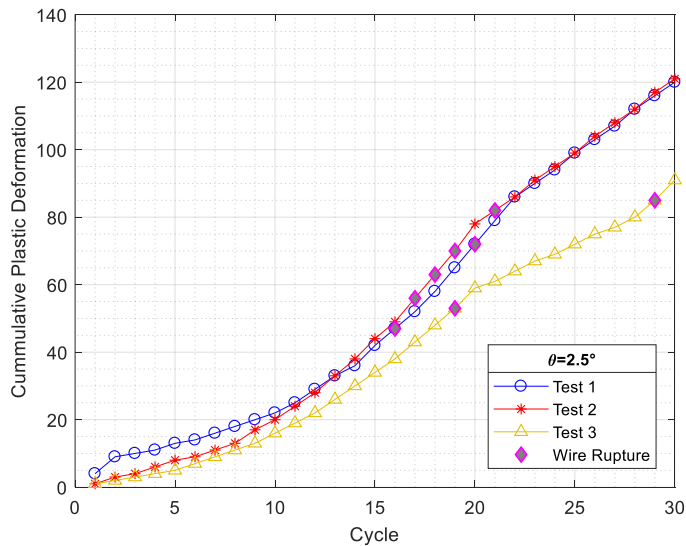


Figura 5-22. Deformación plástica acumulada en los cables del SECB

5.4 Validación numérica

5.4.1 Ley constitutiva del SECB

En el capítulo 2 se menciona que la ley constitutiva de doble bandera que describe el comportamiento de un dispositivo autocentrante, está definida por la rigidez inicial elástica k_0 ; la fuerza de fluencia F_Y ; y dos parámetros adimensionales: α que representa la relación entre la rigidez post fluencia y la rigidez inicial; y β que controla la cantidad de energía disipada [9], [126]. En tal sentido, la descarga desde un desplazamiento mayor al de fluencia u_y está definida por dos ramas asociadas a una determinada rigidez. La primera está definida por la rigidez elástica k_0 . La segunda rama de descarga inicia cuando la fuerza se reduce en una magnitud de $\beta \cdot F_Y$ y su rigidez corresponde a la rigidez post fluencia $\alpha \cdot k_0$. En consecuencia, el ancho de la histéresis al inicio y fin de la descarga es el mismo y está definido por $\beta \cdot F_Y$. La Figura 5-23a ilustra la ley constitutiva general para un dispositivo autocentrante.

En el caso de la histéresis del SECB, la primera rama de descarga está asociada al módulo elástico martensítico E_M de la SMA de CuAlBe; por lo que su rigidez difiere de k_0 que está asociada al módulo elástico austenítico E_A . Por otro lado, el ancho de la histéresis al inicio de las transformaciones directa e inversa del material, difieren entre sí debido a la diferencia en la relación de los esfuerzos de transformación del material: $\sigma_{Ms}/\sigma_{Af} > \sigma_{Mf}/\sigma_{As}$. Esto resulta en que la pendiente de la segunda rama de descarga sea diferente a la rigidez post fluencia. Adicionalmente, en la experimentación se observó un corrimiento en la histéresis en el inicio de la carga tanto a tracción como a compresión, que no puede ser representado con la ley constitutiva general.

Como resultado, se modifica la ley constitutiva ilustrada en la Figura 5-23a para incluir todos estos fenómenos propios de la aleación de CuAlBe y del mecanismo del SECB. Esta ley queda parametrizada por: F_Y , k_0 , u_u que corresponde al desplazamiento en el que se completa la transformación directa; u_{slip} que representa el corrimiento en el inicio de la histéresis; α_1 que define la relación entre la rigidez post fluencia y k_0 ; α_2 que corresponde a la relación entre la primera pendiente de descarga y k_0 ; β_1 que define la capacidad de disipación de energía en el inicio de la transformación inversa; y β_2 que define la capacidad de disipación de energía en el inicio de la transformación directa. La Figura 5-23b ilustra la ley constitutiva para el SECB.

Para incluir los efectos de la deformación residual, la degradación de rigidez y resistencia, se modifica la ley constitutiva para SMA propuesta en el capítulo 3 de esta investigación.

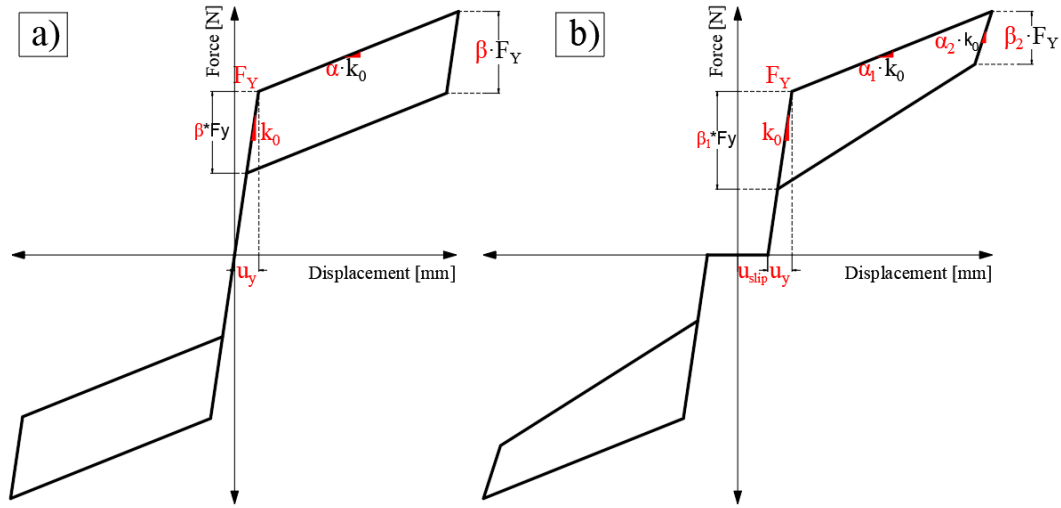


Figura 5-23. Ley constitutiva de un dispositivo autocentrante **a)** general **b)** modificada para el SECB

Los valores de los parámetros de la ley constitutiva del SECB pueden ser estimados a partir de las propiedades optimizadas del material mostradas en la Tabla 4-5 de esta investigación; y de la fuerza de fluencia del dispositivo. Esta última puede ser estimada de la suma algebraica de la fuerza de fluencia de los cables que componen el SECB, que, para un ángulo de trenzado de $\theta = 2.5^\circ$ se muestran en la Tabla 5-1.

Así, para el dispositivo ensayado la fuerza de fluencia corresponde a la suma de 2 cables 1x7, es decir $F_Y = 4878N$. La rigidez inicial se obtiene de la razón entre la fuerza y desplazamiento de fluencia del dispositivo u_y . Este último se obtiene del producto de la deformación de fluencia del cable $\epsilon_{y_{CAB}}$, que previamente se determinó que para $\theta = 2.5^\circ$ es constante e igual a 0.71%, por el largo efectivo del cable L_0 que para el dispositivo es de 225mm. u_u se calcula para el 5% de deformación en el cable y u_{slip} se lo determinó experimentalmente en 0.5mm.

$$k_0 = \frac{F_Y}{u_y} \quad 5-26)$$

$$u_y = \epsilon_{y_{CAB}} \cdot L_0 \quad 5-27)$$

$$u_u = 0.05 \cdot L_0 \quad 5-28)$$

Por otro lado, los coeficientes adimensionales que definen las rigideces de las ramas α_1, α_2 , y los que definen la capacidad de disipación de energía α_1, α_2 se calculan a partir de las propiedades del material:

$$\alpha_1 = \frac{E_2}{E_A} \quad 5-29)$$

$$\alpha_2 = \frac{E_M}{E_A} \quad 5-30)$$

$$\beta_1 = 1 - \frac{\sigma_{Af}}{\sigma_{Ms}} \quad 5-31)$$

$$\beta_2 = 1 + \alpha_1 \left(k_0 \cdot \frac{u_u}{F_Y} - 1 \right) - \frac{\sigma_{As}}{\sigma_{Ms}} \quad 5-32)$$

La Tabla 5-2 muestra las propiedades nominales empleadas en la validación numérica del experimento:

Tabla 5-2. Propiedades nominales de la ley constitutiva del SECB con 2 cables 1x7, $\theta = 2.5^\circ$.

Parámetro	Valor
F_Y [N]	4878
k_0 [N/mm]	3053.5
u_u [mm]	11.25
u_{slip} [mm]	0.50
α_1	0.095
α_2	0.449
β_1	0.525
β_2	0.256

En la Figura 5-24 se muestra la comparación entre la respuesta experimental del dispositivo con 2 cables 1x7 $\theta = 2.5^\circ$ y el modelo numérico de la ley constitutiva desarrollada. Se observa que se logran capturar las particularidades del dispositivo como el efecto del corrimiento de la histéresis al inicio de cada proceso de carga. Además, se alcanza un ajuste razonable en la predicción de la fuerza, obteniéndose un error medio relativo de $\overline{ER} = 4.5\%$ con desviación estándar de $\overline{STD} = 36.9\%$. La rigidez elástica y post fluencia se representan adecuadamente, al igual que el proceso de descarga del dispositivo.

Al analizar las propiedades en cada ciclo, se concluye que la energía de deformación elástica se captura con precisión $\overline{ER} = 7.0\%$, mientras que la energía disipada se sobreestima especialmente a deformaciones grandes. Sin embargo, al 4% de deformación máxima se obtiene que el amortiguamiento viscoso equivalente estimado es de 2.5%, similar al 2.1% obtenido experimentalmente. La Figura 5-25 muestra los resultados.

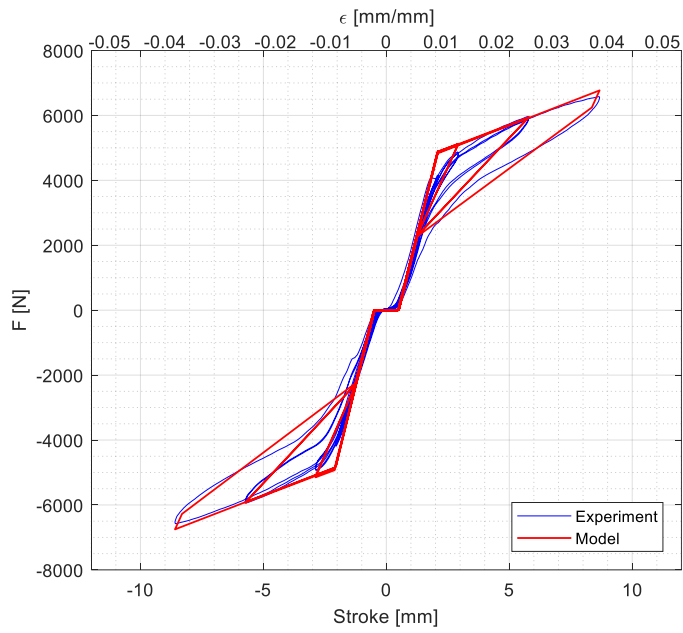


Figura 5-24. Validación numérica de la ley constitutiva del SECB

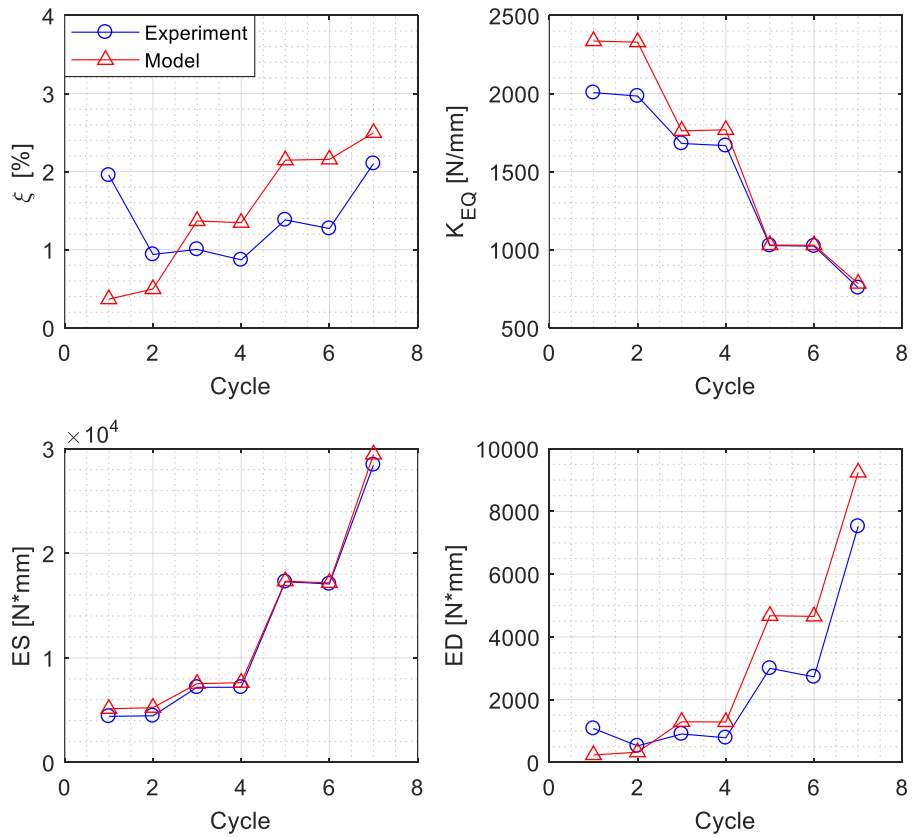


Figura 5-25. Validación numérica de las propiedades del SECB

5.4.2 Factores de modificación de las propiedades

Parte del diseño de un dispositivo de protección sísmica, involucra reconocer que existen variaciones en el proceso de manufactura que afectan las propiedades nominales [1]. A esto se suman, las diferencias en la respuesta en el ensayo de varios prototipos iguales, y factores externos como las condiciones ambientales que hacen que la respuesta del dispositivo varíe en un rango específico. Para abordar este problema, la metodología de ASCE 7 [1] para el diseño de estructuras equipadas con amortiguadores o disipadores de energía, propone modificar las propiedades nominales multiplicándolas por los factores λ_{max} y λ_{min} , que circunscriben la respuesta del dispositivo en un límite superior e inferior respectivamente. Las ecuaciones a continuación se toman de la normativa mencionada:

$$\lambda_{max} = \left[\left(1 + 0.75 \cdot (\lambda_{ae,max} - 1) \right) \cdot \lambda_{test,max} \cdot \lambda_{spec,max} \right] \geq 1.2 \quad 5-33)$$

$$\lambda_{min} = \left[\left(1 - 0.75 \cdot (1 - \lambda_{ae,min}) \right) \cdot \lambda_{test,min} \cdot \lambda_{spec,min} \right] \leq 0.85 \quad 5-34)$$

$\lambda_{ae,max}$ y $\lambda_{ae,min}$ son los factores para representar la posible variación en las propiedades por encima y por debajo de los valores nominales, causada por el envejecimiento y los efectos ambientales. $\lambda_{test,max}$ y $\lambda_{test,min}$ son los factores para representar la posible variación en las propiedades por encima y por debajo de los valores nominales, obtenidos de los ensayos del prototipo. $\lambda_{spec,max}$ y $\lambda_{spec,min}$ son factores establecidos por las normativas para representar la variación permisible de las propiedades por encima y por debajo de los valores nominales.

- Envejecimiento y efectos ambientales λ_{ae}

En el caso específico del SECB, en el capítulo 3 se determinó que el efecto del envejecimiento no afecta a las propiedades mecánicas de la SMA de CuAlBe en el rango de tiempo analizado (120 días), por lo que se considera despreciable. Por el contrario, la temperatura hace que los esfuerzos de transformación del material incrementen a razón de 2.3MPa/°C, mientras que el módulo elástico austenítico y el amortiguamiento viscoso equivalente no presenta mayor variación [129]. Las propiedades nominales se las ha obtenido considerando una temperatura ambiente de 23°C, y los límites superior e inferior para las condiciones climáticas de Santiago se establecen en 0°C y 40°C respectivamente [130]. Por lo tanto, si de la Tabla 4-5 se conoce que $\sigma_{Ms(23^\circ C)} = 264.7MPa$, entonces $\sigma_{Ms(0^\circ C)} = 211.8MPa$ y $\sigma_{Ms(40^\circ C)} = 303.8MPa$. De esto se desprenden los factores por efectos ambientales:

$$\lambda_{ae,max} = 1.147 \quad 5-35)$$

$$\lambda_{ae,min} = 0.800$$

5-36)

- **Variación en el ensayo λ_{test}**

Para determinar los factores por variación en el ensayo, en la Figura 5-26 se comparan las respuestas de los 3 ensayos realizados en el prototipo a una deformación máxima del 4% y se analiza la variación de las propiedades mecánicas. Se calculan los factores para cada una de las propiedades que definen la ley constitutiva (Tabla 5-3), considerando que β_1 y β_2 están representados por el amortiguamiento viscoso equivalente ξ .

Se observa que ciertas propiedades presentan mínima variación como el caso de la fuerza de fluencia F_Y , en comparación con otras propiedades que varían en un mayor rango como el caso del corrimiento de la histéresis u_{slip} .

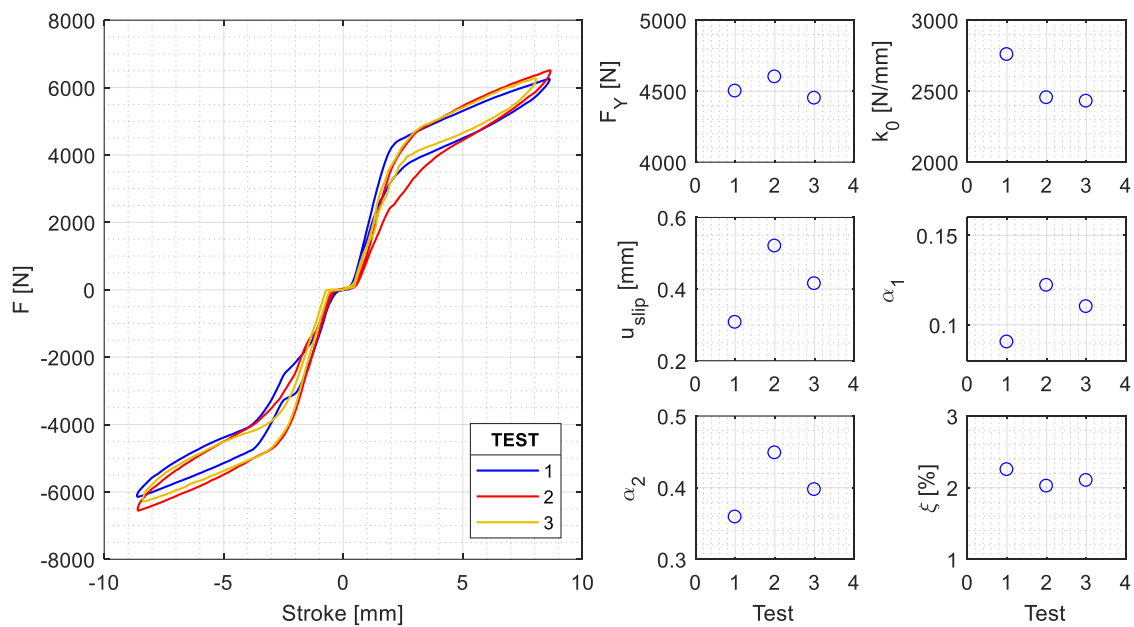


Figura 5-26. Variación de las propiedades del SECB debido al experimento

Tabla 5-3. Factores de modificación de las propiedades a causa de la variación en el ensayo

Parámetro	$\lambda_{test,max}$	$\lambda_{test,min}$
F_Y	1.017	0.983
k_0	1.071	0.928
u_{slip}	1.257	0.743
α_1	1.149	0.851
α_2	1.112	0.888
ξ	1.055	0.945

Finalmente, los factores de modificación por variaciones en el ensayo se toman como la media aritmética de los factores para cada propiedad:

$$\lambda_{test,max} = 1.110 \quad 5-37)$$

$$\lambda_{test,min} = 0.890 \quad 5-38)$$

- **Tolerancia de la especificación λ_{spec}**

En vista de que al momento de la realización de este trabajo no se han encontrado investigaciones sobre dispositivos autocentrantes basados en SMA que aborden este tema, se toma en cuenta la recomendación de ASCE 7 [1] de considerar $\pm 10\%$ de tolerancia. Por lo tanto:

$$\lambda_{spec,max} = 1.10 \quad 5-39)$$

$$\lambda_{spec,min} = 0.90 \quad 5-40)$$

Finalmente, haciendo uso de las ecuaciones 5-33) y 5-34) los factores de modificación de las propiedades nominales para el SECB son:

$$\lambda_{max} = 1.357 \quad 5-41)$$

$$\lambda_{min} = 0.681 \quad 5-42)$$

La Figura 5-27 ilustra la respuesta nominal del SECB al 4% de deformación y afectada por los factores de modificación de propiedades.

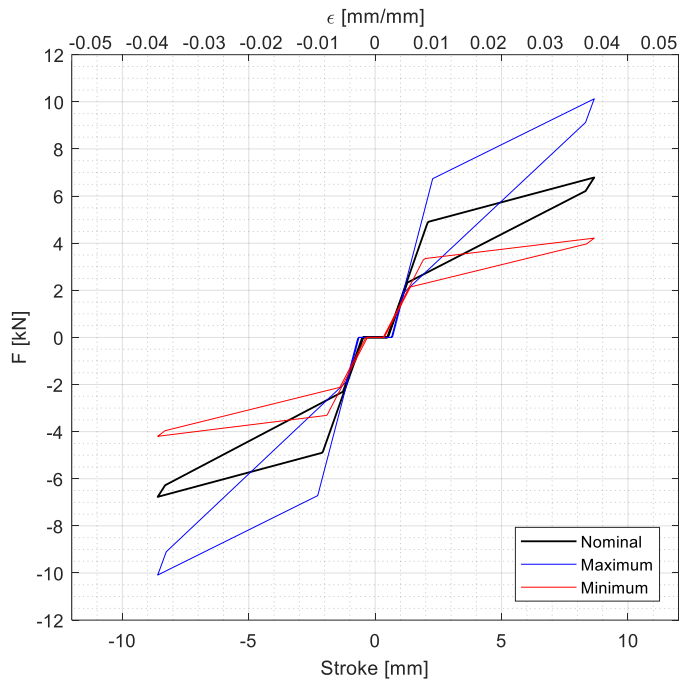


Figura 5-27. Respuesta nominal, máxima y mínima esperada en el SECB

5.4.3 Diseño de dispositivos estándar

El objetivo de esta sección es determinar los parámetros de diseño de un set de dispositivos estandarizados para distintos niveles de fuerza y carrera máxima; de manera que se puedan seleccionar para el diseño de estructuras de marcos acero. En consecuencia, se definen SECB para un intervalo de 100kN en la fuerza de fluencia, hasta un máximo de 1000kN. Para ello, se emplean las propiedades de los cables diseñados previamente, mostradas en la Tabla 5-1.

La carrera de diseño del dispositivo st_{dis} se define para un 4% de deformación, que corresponde a la primera rotura en una de las hebras de uno de los cables, que es lo que experimentalmente se observó. En el diseño de marcos, se controlará que el desplazamiento máximo en cualquier piso no exceda st_{dis} . Se definen dispositivos para carreras de diseño de 50mm y 75mm, para lo cual únicamente aumenta el largo de los cables. Por otro lado, la carrera máxima del dispositivo u_u se define para el 5% de deformación, puesto que se espera que una cantidad considerable de las hebras se fracture de acuerdo con lo observado en los ensayos. La Tabla 5-4 muestra los parámetros de diseño para cada dispositivo.

Tabla 5-4. Parámetros de diseño para dispositivos SECB estándar

CÓDIGO	CABLE	No.	L_0 [mm]	Stroke st_{dis} [mm]	F_Y [kN]	u_y [mm]	k_0 [N/mm]	F_u [kN]	u_u [mm]	α_1	α_2	β_1	β_2
SECB 100_50	1x19	12			92.7		10044.6	145.9					
SECB 150_50	1x37	10			150.4		16294.7	236.7					
SECB 200_50	1x61	8			198.4		21495.1	312.3					
SECB 300_50	1x61	12			297.6		32242.7	468.4					
SECB 400_50	1x61	16			396.8		42990.2	624.6					
SECB 500_50	1x61	20	1300	52.0	496.0	9.2	53737.8	780.7	65.0				
SECB 600_50	1x61	24			595.2		64485.4	936.9					
SECB 700_50	1x61	28			694.4		75232.9	1093.0					
SECB 800_50	1x61	32			793.6		85980.5	1249.1					
SECB 900_50	1x61	36			892.8		96728.1	1405.3					
SECB 1000_50	1x61	40			992.0		107475.6	1561.4					
SECB 100_75	1x19	12			92.7		6872.6	145.9		0.095	0.449	0.525	0.257
SECB 150_75	1x37	10			150.4		11149.0	236.7					
SECB 200_75	1x61	8			198.4		14707.2	312.3					
SECB 300_75	1x61	12			297.6		22060.8	468.4					
SECB 400_75	1x61	16			396.8		29414.4	624.6					
SECB 500_75	1x61	20	1900	76.0	496.0	13.5	36768.0	780.7	95.0				
SECB 600_75	1x61	24			595.2		44121.6	936.9					
SECB 700_75	1x61	28			694.4		51475.2	1093.0					
SECB 800_75	1x61	32			793.6		58828.8	1249.1					
SECB 900_75	1x61	36			892.8		66182.4	1405.3					
SECB 1000_75	1x61	40			992.0		73536.0	1561.4					

Los factores que definen las rigideces de transformación α_1, α_2 y la disipación de energía β_1, β_2 , son constantes para todos los dispositivos dado que están asociados a las propiedades del material. La Figura 5-28 muestra la respuesta de los dispositivos estándar.

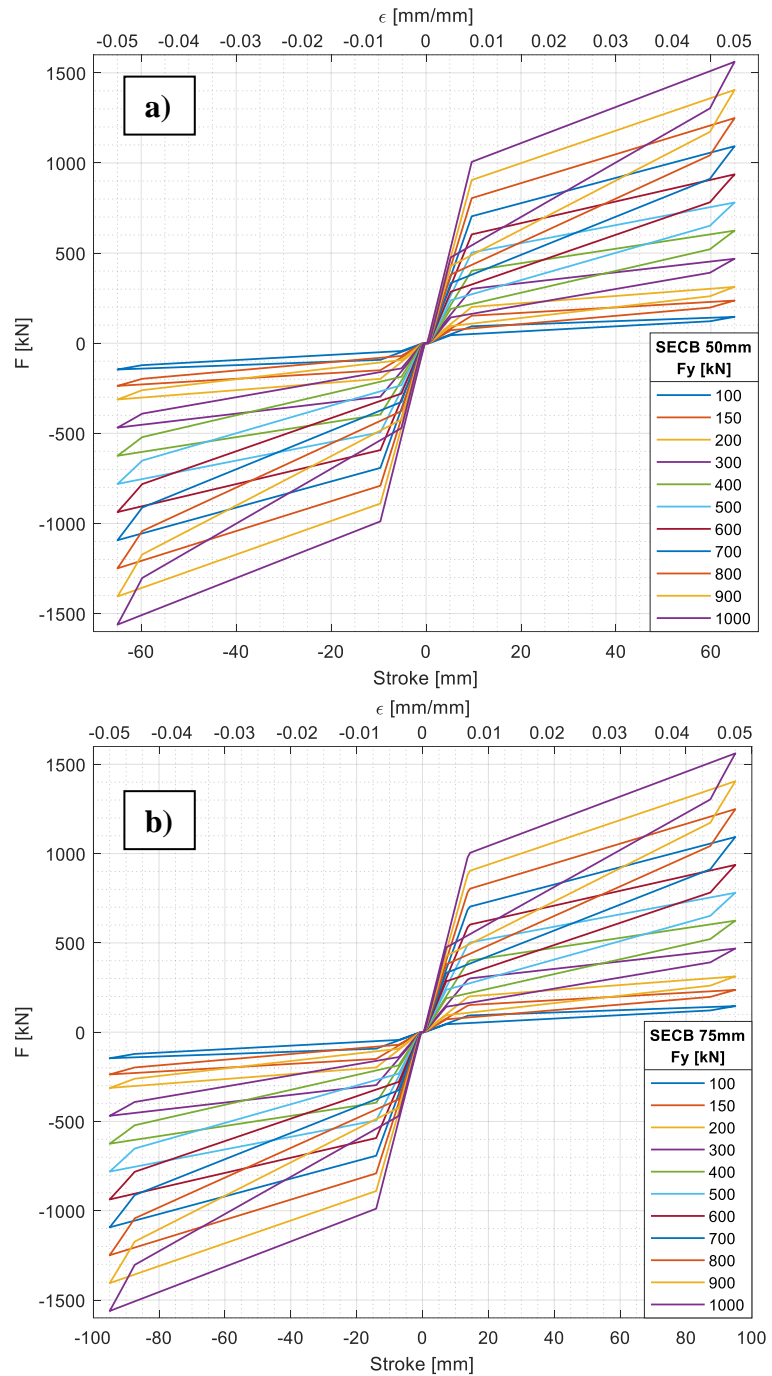


Figura 5-28. Respuesta de los SECB estándar **a)** $st_{dis} = 50\text{mm}$ **b)** $st_{dis} = 75\text{mm}$

5.4.4 Aplicación del Modelo en OpenSEES

En el siguiente capítulo se analizará el desempeño de marcos de acero provistos del SECB ante diversos niveles de amenaza sísmica. Para ello se empleará el software de acceso libre OpenSEES [19], que dispone de una amplia librería de materiales y elementos para el análisis numérico de problemas de ingeniería estructural. Sin embargo, es previsible que la ley constitutiva del dispositivo desarrollado en esta investigación no pueda ser representada adecuadamente con las rutinas disponibles. Por esta razón, se opta por realizar una combinación de las leyes constitutivas de 3 de los materiales uniaxiales existentes en OpenSEES que se describen a continuación.

- SelfCentering Material (SCMat)

El material existente en la librería que representa histéresis de doble bandera es el denominado SelfCentering Material, desarrollado a partir de la investigación de Christopoulos et al. [131] para un dispositivo autocentrante, que combina un mecanismo de fricción en base a pernos con tendones pretensados que proporcionan la capacidad autocentrante. El modelo está definido por las rigideces elástica k_{1SC} y post fluencia k_{2SC} ; la fuerza/esfuerzo de activación σ_{ACT} ; y el factor β_{SC} que define el ancho de la bandera. Al igual que en la ley constitutiva general para dispositivos autocentrantes, la descarga describe las mismas rigideces de la carga.

Adicionalmente, el modelo tiene la opción de definir una deformación $\epsilon_{slip_{SC}}$ para modelar el deslizamiento de un fusible friccional externo, que genera deformación permanente, y es utilizado para limitar la fuerza en el dispositivo [19], [131]. Asimismo, el modelo puede modelar el efecto de aplastamiento en los pernos, que causan un incremento pronunciado en la rigidez del dispositivo. Para esto se definen una deformación de activación ϵ_{bear} y la proporción de rigidez r_{bear} respecto a la rigidez inicial.

Este modelo constituye la base para representar la histéresis del SECB. La Figura 5-29 ilustra la ley constitutiva obtenida de la librería del software.

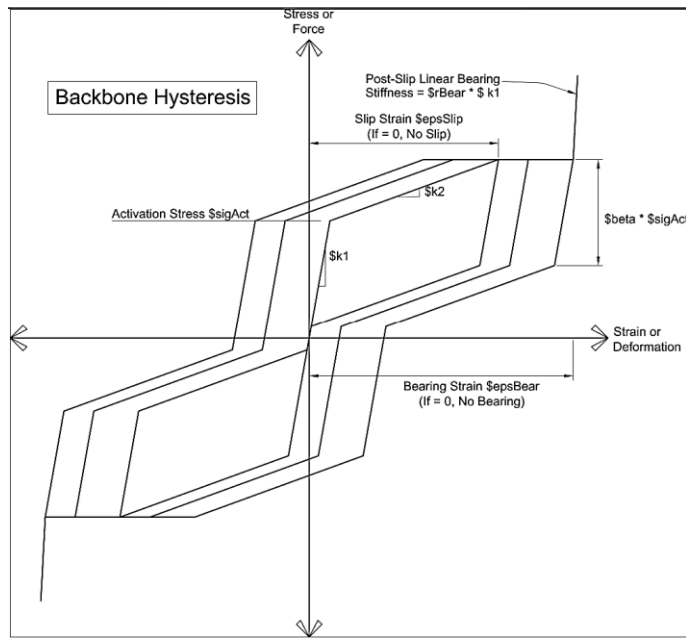


Figura 5-29. Ley constitutiva del SelfCentering Material de la librería de OpenSEES [19].

- **Hysteretic Material (HYSMat)**

Este material describe una respuesta bilineal histerética que puede ser simétrica como en el caso del acero o asimétrica como en el caso del hormigón simple. El proceso de carga en se define en base a 3 puntos de fuerza/esfuerzo y desplazamiento/deformación: $\sigma_{1P}, \epsilon_{1P}$; $\sigma_{2P}, \epsilon_{2P}$; $\sigma_{3P}, \epsilon_{3P}$ en la dirección positiva y $\sigma_{1N}, \epsilon_{1N}$; $\sigma_{2N}, \epsilon_{2N}$; $\sigma_{3N}, \epsilon_{3N}$ en la dirección negativa.

El modelo puede representar el ahorcamiento de los lazos de histéresis, observado en algunos materiales, mediante los factores $pinch_X$ para la deformación y $pinch_Y$ para la fuerza/esfuerzo. De igual manera, es posible considerar el daño en cada ciclo debido a la ductilidad $damage_1$ y a la energía $damage_2$. Finalmente, para considerar la degradación de la rigidez de descarga asociada a la ductilidad se emplea el exponencial β_{HYS} .

Este material es utilizado para modificar el SCMat de manera que el ancho de los ciclos de histéresis al inicio de las transformaciones directa e inversa sean distintos, de acuerdo con lo observado en el SMA de CuAlBe y por lo tanto en el SECB. La Figura 5-30 ilustra el modelo.

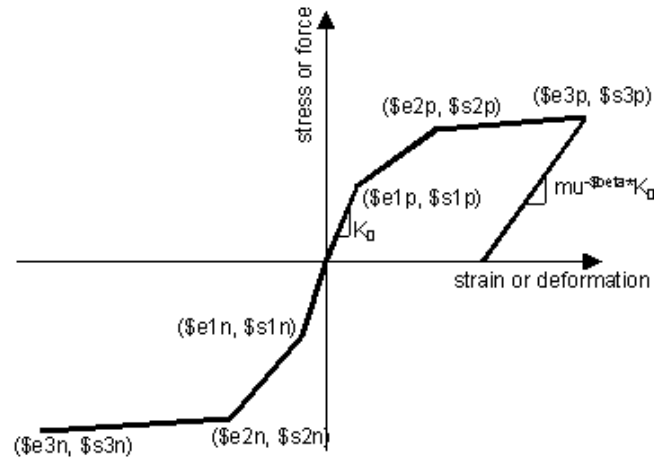


Figura 5-30. Ley constitutiva del Hysteretic Material de la librería de OpenSEES [19].

- **ElasticMultiLinear Material (EMLMat)**

Este modelo describe una curva multi – lineal definida por un set de puntos de fuerza/esfuerzo $F_{n_{EML}}$ y deformación/desplazamiento $d_{n_{EML}}$. El comportamiento es no lineal pero elástico, lo que significa que la descarga se produce a lo largo de la misma curva de carga, sin disipación de energía. La pendiente dada por los últimos dos puntos se extrapola hacia el infinito, tanto en la dirección positiva y negativa [19].

Esta ley constitutiva se utiliza para modelar el corrimiento al inicio de la histéresis u_{slip} observado en la respuesta del SECB. La Figura 5-31 ilustra el modelo multilineal elástico.

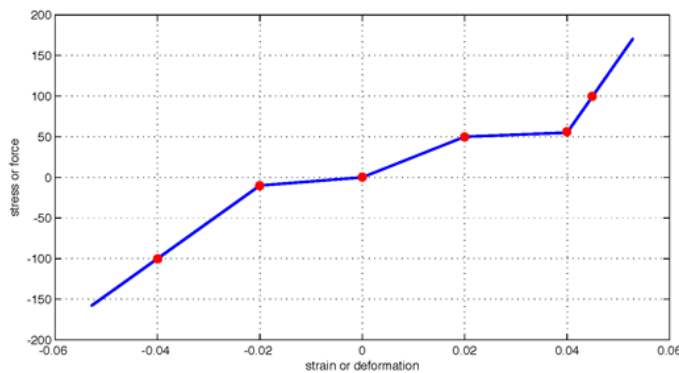


Figura 5-31. Ley constitutiva del ElasticMultiLinear Material de la librería de OpenSEES [19].

- Combinación de modelos

Para modelar la ley constitutiva del SECB, se combinan en paralelo el SelfCentering Material con el Hysteretic Material. En la combinación en paralelo las deformaciones son constantes y los esfuerzos y rigideces son aditivas. El resultado se combina en serie con el ElasticMultiLinear Material para finalmente obtener el modelo deseado. En la combinación en serie los esfuerzos son constantes y las deformaciones y flexibilidades son aditivas. La Figura 5-32 muestra el esquema para modelar el SECB en el software OpenSEES.

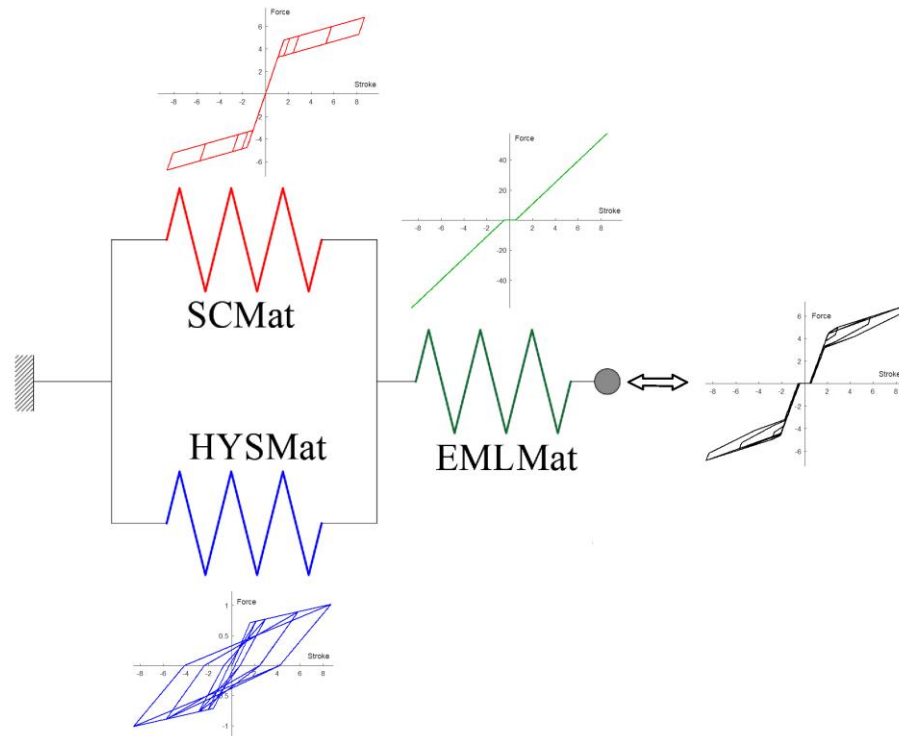


Figura 5-32. Combinación de materiales para modelar la ley constitutiva del SECB en OpenSEES.

Es así como, para el SelfCentering Material la rigidez inicial k_{1SC} se considera igual a la rigidez elástica del SECB k_0 . La fuerza de activación σ_{ACT} se considera arbitrariamente como el 85% de la fuerza de fluencia del SECB F_Y . La rigidez post fluencia k_{2SC} es igual a la rigidez inicial k_1 por el factor de rigidez α_1 . El factor β_{SC} se ha calibrado para el SelfCentering material en función de β_1 y β_2 , y es igual a 0.15. Los efectos de aplastamiento de los pernos y deslizamiento no son aplicables al SECB, por lo tanto $\epsilon_{slip_{SC}}$, ϵ_{bear} , r_{bear} son igual a 0. Las ecuaciones para definir las propiedades del SelfCentering Material se resumen a continuación.

$$k_{1SC} = k_0 \quad 5-43)$$

$$\sigma_{ACT} = 0.85F_Y \quad 5-44)$$

$$k_{2SC} = \alpha_1 \cdot k_{1SC} \quad 5-45)$$

$$\beta_{SC} = 0.15 \quad 5-46)$$

$$\epsilon_{slipSC} = 0 \quad 5-47)$$

$$\epsilon_{bear} = 0 \quad 5-48)$$

$$r_{bear} = 0 \quad 5-49)$$

El Hysteretic Material se define en base a dos puntos en dirección positiva y negativa. El primero corresponde al de fluencia, donde la fuerza σ_{1P} debe ser igual al 15% restante del F_Y , de manera que al combinar en paralelo con el SelfCentering Material se obtenga la fuerza de fluencia del SECB. La deformación ϵ_{1P} debe ser igual a la deformación de fluencia obtenida en el SelfCentering Material. El segundo punto se define en el instante en el que se fracturan varias hebras de los cables y el dispositivo pierde resistencia considerablemente, es decir a una deformación ϵ_{2P} igual a u_u ; y para mantener la proporción σ_{2P} se considera como el 15% de F_u . Lo correspondiente se define para $\sigma_{1N}, \epsilon_{1P}, \sigma_{2N}, \epsilon_{2N}$. El factor de degradación β_{HYS} se calibra en 0.40 en función de β_1 y β_2 ; y los factores de ahorcamiento $pinch_x$ y $pinch_y$ se definen en 1. Se desprecian los factores de daño $damage_1$ y $damage_2$. Las ecuaciones para definir las propiedades del Hysteretic Material se resumen a continuación.

$$\sigma_{1P} = 0.15F_Y \quad 5-50)$$

$$\epsilon_{1P} = \frac{\sigma_{ACT}}{k_{1SC}} \quad 5-51)$$

$$\sigma_{2P} = 0.15 \left[F_Y + \alpha_1 \cdot k_0 \left(u_u - \frac{F_Y}{k_0} \right) \right] \quad 5-52)$$

$$\epsilon_{2P} = u_u \quad 5-53)$$

$$\sigma_{1N} = -\sigma_{1P}; \quad \sigma_{2N} = -\sigma_{2P}; \quad \epsilon_{1N} = -\epsilon_{1P}; \quad \epsilon_{2N} = -\epsilon_{2P} \quad 5-54)$$

$$\beta_{HYS} = 0.40 \quad 5-55)$$

$$pinch_x = 1 \quad 5-56)$$

$$pinch_y = 1 \quad 5-57)$$

$$damage_x = 0 \quad 5-58)$$

$$damage_y = 0 \quad 5-59)$$

Al combinar ambos elementos en paralelo, las rigideces elástica y post fluencia del elemento equivalente es igual a la suma directa de las rigideces de cada elemento, de la siguiente manera:

$$k_{1HYS} = \frac{\sigma_{1P}}{\epsilon_{1P}} \quad 5-60)$$

$$k_{2HYS} = \frac{\sigma_{2P} - \sigma_{1P}}{\epsilon_{2P} - \epsilon_{1P}} \quad 5-61)$$

$$k_{1SC+HYS} = k_{1SC} + k_{1HYS} \quad 5-62)$$

$$k_{2SC+HYS} = k_{2SC} + k_{2HYS} \quad 5-63)$$

Posteriormente, para combinar en serie con el ElasticMultiLinear Material, se debe tomar en cuenta que las rigideces equivalentes elástica y post fluencia del elemento final deben ser iguales a las rigideces originales del SECB, es decir k_0 y $\alpha \cdot k_0$ respectivamente. En la suma en serie, el resultado se obtiene de la suma de los inversos. Por lo tanto, se deben satisfacer las relaciones:

$$k_{1EQUIV} = \frac{k_{1SC+HYS} \cdot k_{1EML}}{k_{1SC+HYS} + k_{1EML}} = k_0 \quad 5-64)$$

$$k_{2EQUIV} = \frac{k_{2SC+HYS} \cdot k_{2EML}}{k_{2SC+HYS} + k_{2EML}} = \alpha_1 \cdot k_0 \quad 5-65)$$

De donde se obtiene que las rigideces para el ElasticMultiLinear Material son igual a:

$$k_{1EML} = \frac{k_{1SC+HYS} \cdot k_0}{k_{1SC+HYS} - k_0} \quad 5-66)$$

$$k_{2_{EML}} = \frac{k_{2_{SC+HYS}} \cdot \alpha_1 \cdot k_0}{k_{2_{SC+HYS}} - \alpha_1 \cdot k_0} \quad 5-67)$$

Finalmente, el ElasticMultiLinear Material se define en función de 4 puntos que describen una histéresis simétrica:

$$d_{1_{EML}} = -\left(\frac{F_Y}{k_{1_{EML}}} + u_{slip}\right) \quad 5-68)$$

$$F_{1_{EML}} = -F_Y \quad 5-69)$$

$$d_{2_{EML}} = -u_{slip} \quad 5-70)$$

$$F_{2_{EML}} = 0 \quad 5-71)$$

$$d_{3_{EML}} = u_{slip} \quad 5-72)$$

$$F_{3_{EML}} = 0 \quad 5-73)$$

$$d_{4_{EML}} = \frac{F_Y}{k_{1_{EML}}} + u_{slip} \quad 5-74)$$

$$F_{4_{EML}} = F_Y \quad 5-75)$$

La Tabla 5-5 muestra los parámetros de cada uno de los materiales de OpenSEES, calculados para modelar el SECB de 2 cables 1x7 $\theta = 2.5^\circ$, que fue construido y ensayado previamente. En la Figura 5-33 se muestra la comparación de la respuesta experimental del SECB con los modelos numéricos desarrollados en Matlab [132] y OpenSEES.

Al comparar las propiedades entre el modelo en Matlab y el modelo en OpenSEES, se determina que la energía de deformación elástica se captura con precisión con un error medio relativo de $\overline{ER} = 1.4\%$. La energía y el amortiguamiento difieren en $\overline{ER} = 13.1\%$ y $\overline{ER} = 13.5\%$ respectivamente. Al 4% de deformación máxima se obtiene que el amortiguamiento viscoso equivalente experimental es de 2.0%, mientras que con el modelo de OpenSEES se obtiene estimado es de 2.1%, lo cual refleja el ajuste logrado. La Figura 5-34 muestra los resultados.

Tabla 5-5. Parámetros para modelar el SECB con 2 cables 1x7 $\theta = 2.5^\circ$ en OpenSEES.

Propiedades SECB	SelfCentering Material	Hysteretic Material	ElasticMultiLinear Material
		$\sigma_{1P} = 731.7N$	
		$\epsilon_{1P} = 1.3579mm$	
$F_Y = 4878N$	$k_{1SC} = 3053.5N/mm$	$\sigma_{2P} = 1151.7N$	$d_{1EML} = -0.7396mm$
$k_0 = 3053.5N/mm$	$\sigma_{ACT} = 4146.3N$	$\epsilon_{2P} = 11.25mm$	$F_{1EML} = -4878N$
$u_u = 11.25mm$	$k_{2SC} = 290.1N/mm$	$\sigma_{1N} = -731.7N$	$d_{2EML} = -0.50mm$
$u_{slip} = 0.50mm$	$\beta_{SC} = 0.15$	$\epsilon_{1N} = -1.3579mm$	$F_{2EML} = 0$
$\alpha_1 = 0.095$	$\epsilon_{slipSC} = 0$	$\sigma_{2N} = -1151.7N$	$d_{3EML} = 0.50mm$
$\alpha_2 = 0.449$	$\epsilon_{bear} = 0$	$\epsilon_{2N} = -11.25mm$	$F_{3EML} = 0$
$\beta_1 = 0.525$	$r_{bear} = 0$	$\beta_{HYS} = 0.40$	$d_{4EML} = 0.7396mm$
$\beta_2 = 0.256$		$pinch_X = 1$	$F_{4EML} = 0$
		$pinch_Y = 1$	
		$damage_1 = 0$	
		$damage_2 = 0$	

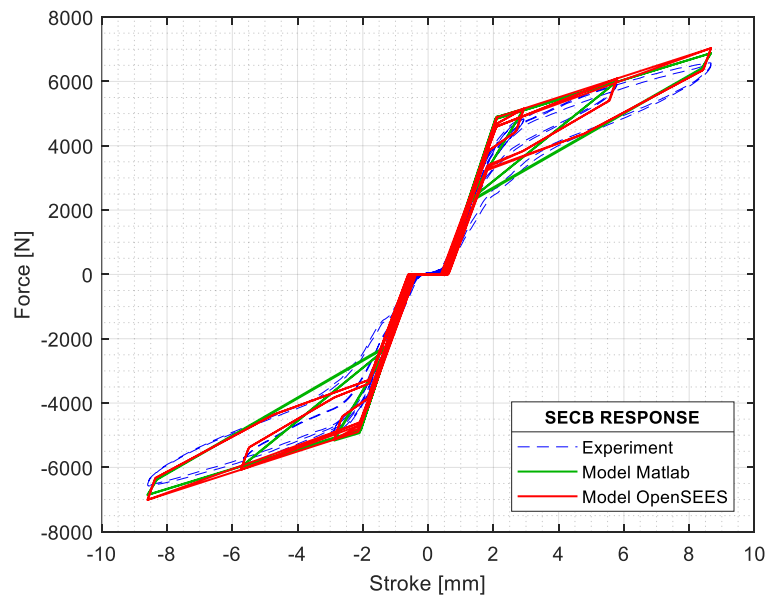


Figura 5-33. Comparación de la respuesta experimental del SECB con los modelos numéricos desarrollados en Matlab y OpenSEES.

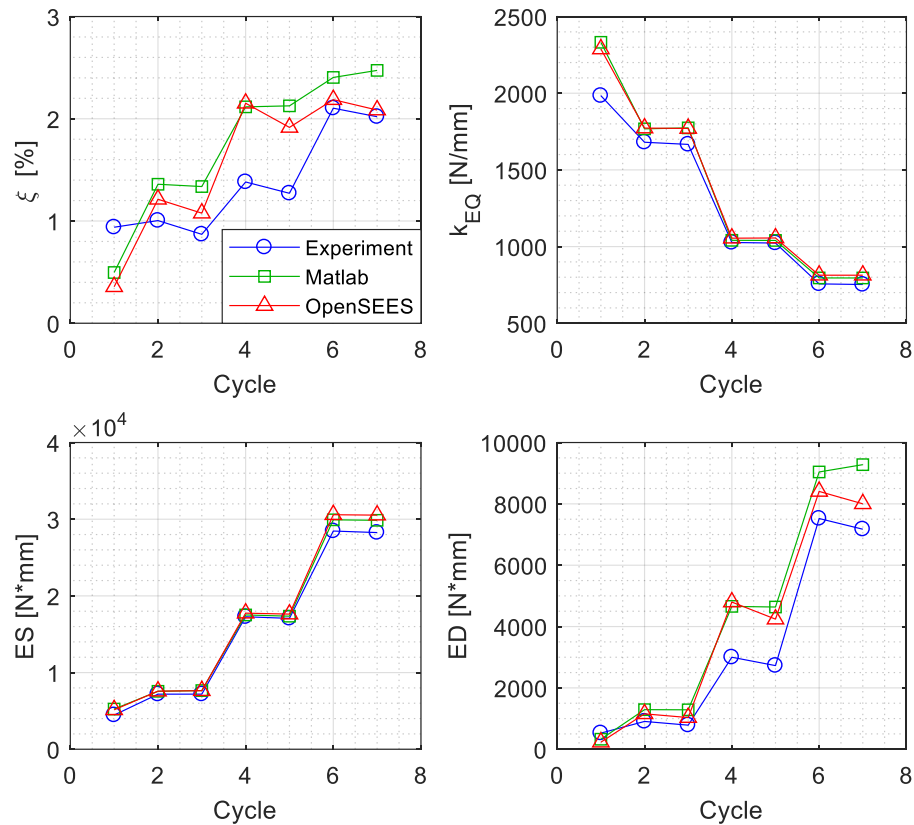


Figura 5-34. Comparación de las propiedades del SECB con los modelos numéricos desarrollados en Matlab y OpenSEES.

Utilizando las ecuaciones 5-45)5-43) a 5-75) se determinarán los modelos equivalentes para los SECB estandarizados, cuyas propiedades se describen en la Tabla 5-4. Estos modelos se utilizarán en el siguiente capítulo, en el análisis de la respuesta de estructuras de marcos de acero provistas con el dispositivo SECB.

5.5 Contribución al estado del arte

En este capítulo se diseña, construye, y ensaya el prototipo de un dispositivo autocentrante basado en cables de SMA de CuAlBe, con una configuración innovadora que permite que los cables experimenten fuerzas de tracción independientemente de la carga axial aplicada. El dispositivo está diseñado para formar parte de sistemas estructurales de marcos a manera de arriostramiento, con el fin de aportar con rigidez, resistencia, amortiguamiento y dotar de capacidad de autocentrado al sistema. Es capaz de recuperar deformaciones axiales del orden del 5%, y aportar con

amortiguamiento del 3%. Se determinan los factores de modificación de la respuesta del dispositivo debido a condiciones ambientales y envejecimiento, dentro de la metodología de diseño de estructuras con sistemas de disipación de energía de ASCE 7.

Se modifica la ley constitutiva de doble bandera que representa el comportamiento de sistemas autocentrantes, para incluir las características propias de la aleación y del dispositivo. Se desarrolla el modelo matemático para modelar el dispositivo en el software de uso libre OpenSEES, a partir de la combinación de materiales uniaxiales disponibles en la librería del programa, obteniéndose un error medio relativo del 13% en comparación con los resultados experimentales. Con esto, se da cumplimiento al objetivo 3 de la investigación.

Capítulo 6

6. Desempeño de marcos de acero arriostrados con el SECB

En este capítulo, se realiza un análisis comparativo del desempeño de marcos de acero arriostrados concéntricamente con diagonales convencionales de acero (Special Concentric Braced Frame SCBF) y con el dispositivo autocentrante desarrollado en el capítulo 5 (Super Elastic Copper Braced Frame SECBF). Para ello se evalúa la capacidad media de colapso de los sistemas estructurales mediante el análisis estático no lineal NSP [133] y el análisis dinámico incremental (IDA) [72] de 3 arquetipos. Consecutivamente, se emplea la metodología de FEMA P-695 [76] para evaluar la fragilidad al colapso de los sistemas y determinar los factores para diseño sismoresistente.

6.1 Diseño de Arquetipos

Los arquetipos se desarrollan para lograr la idealización más básica de la configuración típica de un sistema estructural resistente a carga lateral, sin dejar de capturar significativamente su comportamiento dinámico ni sus características de diseño. En consecuencia, los modelos deben considerar las variaciones que pueden existir en cuanto a cargas gravitacionales, geometría en planta, altura, y rangos de demanda sísmica [76]. Esto hace que en términos prácticos sea inviable la cuantificación del desempeño de todos los arquetipos posibles [134], por lo que los modelos seleccionados se deben configurar cuidadosamente de manera que su respuesta estructural represente confiablemente al sistema.

Aunque la metodología requiere evaluar el desempeño para varias categorías de diseño sísmico, varios estudios han demostrado que la categoría de diseño con la demanda sísmica más alta gobierna la evaluación del factor R. Adicionalmente, en el caso de estructuras de acero arriostradas, los efectos de la carga gravitacional son insignificantes en comparación con las fuerzas axiales, cortantes y momentos provenientes de la demanda sísmica [135], por lo que se puede considerar un solo set de cargas de gravedad. Esto último, ocurre debido a que, al aplicar la filosofía de diseño de sistemas arriostrados, la sollicitación en las riostras es gobernada por la carga lateral y pequeñas variaciones en la carga de gravedad no influyen en su diseño [85], [100]. De acuerdo con esta información se configuran los siguientes arquetipos.

6.1.1 Geometría

Se configuran 3 arquetipos de marcos de acero con arriostramientos tipo chevrón de 2, 5 y 12 pisos, de altura de entrepiso constante de 4m. La altura máxima considerada es de 48m, que corresponde al límite de un sistema SCBF para categorías de diseño sísmico D, E y F acorde con ASCE 7 [1]. De tal modo, se cuenta con modelos de período corto, intermedio y largo respectivamente. Respecto a la configuración en planta, se consideran dos vanos de 6m en cada dirección de los cuales uno de ellos es diseñado para carga lateral y el otro únicamente para resistir cargas gravitacionales. Se disponen de vigas secundarias cada 2m orientadas de manera que proporcionen arriostramiento lateral a los marcos resistentes a momento. Se asume que no se tienen irregularidades en planta por lo que los modelos se pueden idealizar como rígidos en el plano. Esta geometría se utiliza para ambos sistemas estructurales (SCBF y SECBF). La Figura 6-1 muestra la geometría de los arquetipos considerados.

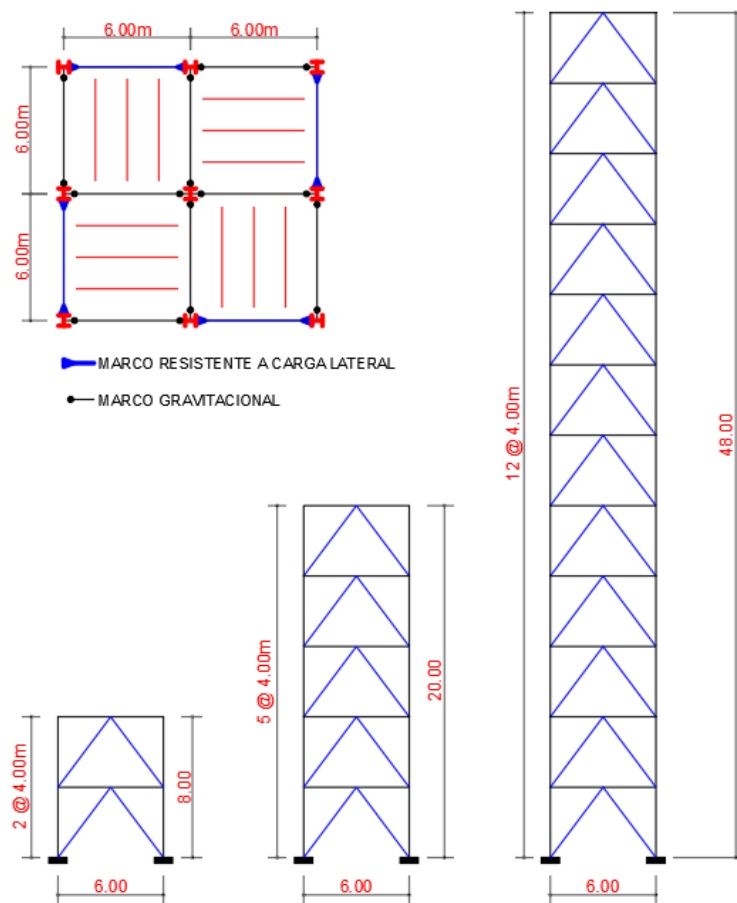


Figura 6-1. Geometría de los arquetipos considerados para la evaluación del desempeño sísmico.

6.1.2 Materiales

Las vigas y columnas del sistema se diseñan con perfiles tipo W laminados al calor de acero ASTM A572Gr.50. En el caso del SCBF las riostras se diseñan con perfiles HSS de sección rectangular en acero ASTM A500Gr.B. Los dispositivos SECB se diseñaron previamente en el capítulo 5. Las propiedades del acero se muestran en la Tabla 6-1.

Tabla 6-1. Propiedades del acero estructural.

Designación ASTM	Fy [MPa]	Fu [MPa]	Es [MPa]	Ry
A572 Gr. 50	345.0	450.0	200000.0	1.1
A500 Gr. B	317.0	400.0	200000.0	1.4

6.1.3 Carga Gravitacional

El set de cargas gravitacionales se obtiene de una estimación del peso propio de los elementos estructurales, considerando una losa colaborante tipo Steel Deck de 10cm de espesor y una carga muerta adicional por mampostería. La sobrecarga mínima se obtiene de NCh1537of.86 [136] considerando un valor medio que cubra la carga viva esperada en un edificio de categoría II.

Tabla 6-2. Cargas gravitacionales consideradas

Tipo Carga	Valor [kN/m ²]
Carga Muerta	4.0
Carga Viva	2.5

6.1.4 Demanda Sísmica

La demanda sísmica para el diseño de todos los arquetipos se calcula de acuerdo con NCh433 of.2012 [137], considerando que se trata de edificios de categoría II, situados en Santiago (zona sísmica II). Para obtener la categoría de diseño sísmico (SDC) más crítica se considera que las estructuras están situadas sobre un suelo de baja rigidez tipo D. El factor de reducción de respuesta R para diseño, se obtiene de la misma normativa; correspondiente al sistema SCBF. En principio, los mismos factores de reducción se emplean para diseñar el sistema SECBF debido a que no se tienen valores referenciales en la literatura. La Tabla 6-3 muestra los parámetros de la demanda sísmica considerados para el diseño de los sistemas.

Tabla 6-3. Parámetros de NCh433 para la demanda sísmica de diseño

Parámetro	Valor
A_0 [g]	0.30
I	1.00
S	1.20
T'	0.85
n	1.80
R	5.5
R_0	8.0

El coeficiente sísmico para el diseño mediante el método de Fuerza Lateral Equivalente (FLE) se lo determina en base a la ecuación:

$$C = \frac{2.75 \cdot S \cdot A_0 \cdot I}{R} \left(\frac{T'}{T^*} \right)^n \quad 6-1)$$

Donde A_0 es la aceleración efectiva del suelo, T^* el período fundamental con mayor masa traslacional, I el coeficiente de importancia de acuerdo con la categoría del edificio, y T', S, n parámetros que dependen del tipo de suelo. El coeficiente sísmico debe ser al menos:

$$C_{min} = \frac{S \cdot A_0 \cdot I}{6} \quad 6-2)$$

Pero no mayor a:

$$C_{max} = 0.4 * S \cdot A_0 \cdot I \quad 6-3)$$

El período inicial estimado para cada arquetipo se lo determina con la ecuación que proporciona ASCE 7 [1]:

$$T = C_t \cdot h_n^x \quad 6-4)$$

Donde con $C_t = 0.0731$ y $x = 0.75$ para sistemas arriostrados y h_n es la altura del edificio en metros. Los períodos se recalculan mediante análisis modal, una vez que se tienen las secciones finales de en ambos sistemas cuyos criterios de diseño se detallan en la siguiente sección. Cabe

anotar que, el diseño se realiza considerando que ambos sistemas (SCBF y SECBF) deben tener períodos similares para las distintas alturas, para que sus respuestas sean comparables.

La Tabla 6-4 resume los coeficientes sísmicos para el diseño de los 3 arquetipos, mientras que la Figura 6-2 ilustra el espectro elástico de aceleraciones que para análisis sísmico se reduce dependiendo del período fundamental.

Tabla 6-4. Coeficientes sísmicos de los arquetipos.

Designación	No. Pisos	h_n [m]	Sistema	T [s]	T_{modal}^* [s]	C [g]	C_{min} [g]	C_{max} [g]
2P	2	8.0	SCBF	0.348	0.251	1.757		
			SECBF		0.299	1.282		
5P	5	20.0	SCBF	0.691	0.520	0.474	0.06	0.144
			SECBF		0.620	0.345		
12P	12	48.0	SCBF	1.333	1.301	0.091		
			SECBF		1.453	0.074		

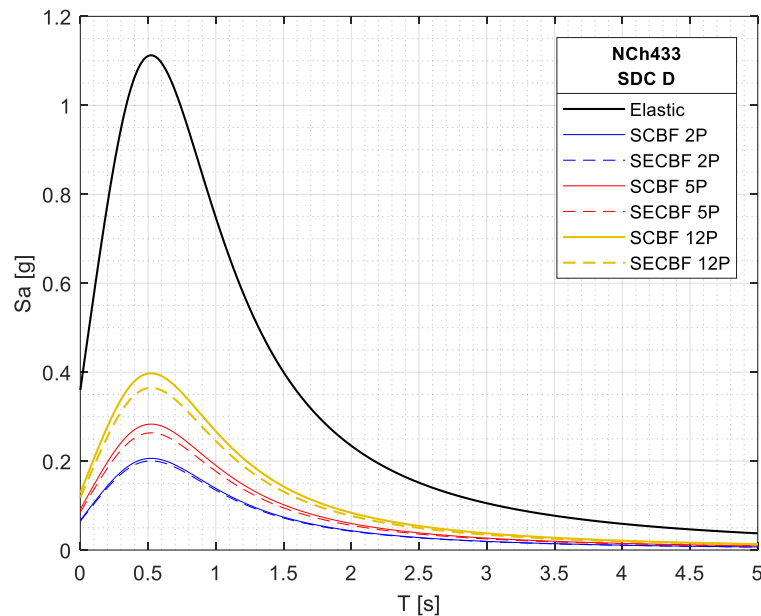


Figura 6-2. Espectro elástico de aceleraciones y reducido para análisis sísmico NCh433.

Por otro lado, para evaluar la capacidad media de colapso del sistema, la metodología de FEMA P695 requiere que en el análisis IDA se utilicen registros escalados al sismo máximo considerado (SMP / MCE) por el código de diseño. Si bien NCh433 no establece directrices determinar este nivel de amenaza, las normas NCh2745 [138] y NCh3411 [18] para sistemas con aislación y disipación de energía respectivamente, establecen el criterio de que el MCE corresponde a una amenaza con probabilidad de excedencia de 10% en 100 años con período de retorno de 950

años. Un criterio similar establece la Guía de Diseño Sísmico Basado en Desempeño [2]. La Tabla 6-5 resume los parámetros para la construcción del espectro MCE que se ilustra en la Figura 6-3.

Tabla 6-5. Parámetros de NCh433 para la demanda sísmica de diseño

Parámetro	Valor
A [g]	0.41
$\alpha_A A$ [cm/s ²]	1470
$\alpha_V V$ [cm/s]	159
$\alpha_D D$ [cm]	40
SMP/SDI	1.2

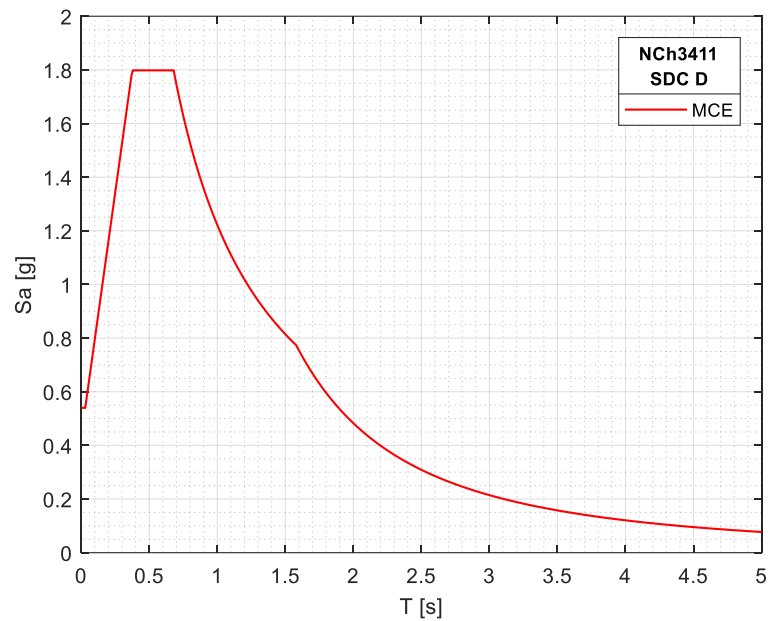


Figura 6-3. Espectro del sismo máximo probable MCE para la categoría de diseño sísmico D NCh3411.

6.1.5 Diseño Estructural

El diseño de los arquetipos se realiza mediante el método de Fuerza Lateral Equivalente (FLE) y para la verificación del cumplimiento de la deriva máxima con un análisis pseudo dinámico Modal – Espectral (ME). El corte basal se determina en base a los coeficientes sísmicos obtenidos previamente y la distribución de fuerzas se la realiza proporcionalmente a la rigidez de los marcos resistentes a carga lateral, mediante las ecuaciones que proporciona NCh433.

$$F_k = \frac{A_k \cdot P_k}{\sum_{j=1}^N A_j \cdot P_j} \cdot Q_0 \quad 6-5)$$

$$A_k = \sqrt{1 - \frac{Z_{k-1}}{H}} - \sqrt{1 - \frac{Z_k}{H}} \quad 6-6)$$

Donde F_k es el cortante de piso k , P_k el peso sísmico del piso k , Q_0 el corte en la base, H la altura total de la estructura y Z_k la altura acumulada hasta el piso k . La Tabla 6-6 muestra las fuerzas en los pisos y los cortantes basales en los marcos de los 3 arquetipos.

Tabla 6-6. Fuerzas laterales en los pisos.

Piso	12P SCBF	12P SECBF	5P SCBF	5P SECBF	2P SCBF	2P SECBF
	F_k [kN]	F_k [kN]	F_k [kN]	F_k [kN]	F_k [kN]	F_k [kN]
12	114.1	92.7				
11	47.2	38.4				
10	36.2	29.5				
9	30.6	24.9				
8	26.9	21.9				
7	24.3	19.8				
6	22.4	18.2				
5	20.8	16.9	125.8	125.8		
4	19.6	15.9	52.1	52.1		
3	18.5	15.1	40.0	40.0		
2	17.6	14.3	33.7	33.7	79.5	79.5
1	16.8	13.7	29.7	29.7	32.9	32.9
Base	395.1	321.3	281.3	281.3	112.5	112.5

El diseño de los elementos estructurales se realiza para el sistema SCBF de acuerdo con los lineamientos de AISC 341 [100], donde se diseñan los arriostramientos para las cargas gravitacionales y laterales normativas, y el resto de los elementos que conforman el sistema resistente son diseñados a la máxima capacidad de las riostras.

Se agrupan los pisos en los que las demandas en las riostras son similares con el fin de contar con una sola sección transversal. Posterior al diseño, las capacidades esperadas en tracción P_{ye} y en compresión P_{ne} se determinan con las siguientes expresiones:

$$P_{ye} = R_y \cdot F_y \cdot A_g \quad 6-7)$$

$$P_{ne} = \frac{F_{cr_e} \cdot A_g}{0.877} \quad 6-8)$$

Donde A_g es el área gruesa de la sección transversal, y F_{cr_e} es el esfuerzo esperado de pandeo, calculado en base al capítulo de compresión de AISC 360 [127] reemplazando F_y por $R_y \cdot F_y$.

La Tabla 6-7 muestra los perfiles seleccionados para las riostras, sus capacidades esperadas en tracción y en compresión, y el factor de ocupación más crítico.

Tabla 6-7. Diseño de las riostras en los arquetipos del SCBF.

Piso	12P SCBF				5P SCBF				2P SCBF			
	HSS	P_{y_e} [kN]	P_{n_e} [kN]	D/C	HSS	P_{y_e} [kN]	P_{n_e} [kN]	D/C	HSS	P_{y_e} [kN]	P_{n_e} [kN]	D/C
12												
11	4.5 x											
10	4.5 x	1340.0	588.1	0.93								
9	5/16in											
8												
7	5.0 x											
6	5.0 x	1769.5	864.6	0.84								
5	3/8in											
4					3.5 x							
3	5.5 x				3.5 x	1007.9	392.9	0.98				
2	5.5 x	1969.9	1061.6	0.91	5/16in							
1	3/8in				4.0 x				4.0 x			
					4.0 x	1173.9	427.6	0.99	4.0 x	1173.9	467.4	0.76
					5/16in				5/16in			

Las capacidades esperadas de las riostras se utilizan para el diseño del resto de elementos estructurales considerando dos escenarios. El primero asume que las riostras en tracción han alcanzado la fluencia P_{y_e} y simultáneamente las riostras en compresión han alcanzado su resistencia de pandeo P_{n_e} . El segundo escenario asume las riostras en tracción están a su máxima capacidad P_{y_e} y las riostras en compresión desarrollan una resistencia residual post pandeo igual a $0.30P_{n_e}$ [85], [100]. Para el diseño de las vigas de sistemas arriostrados concéntricamente en V y V invertida (chevrón), es posible considerar que la resistencia esperada de la riostra en tracción no necesita exceder la capacidad esperada en compresión [100]. Esto último permite cierto nivel de fluencia en las vigas antes de que la riostra alcance P_{y_e} . Para este caso, la conexión viga – columna

– gusset debe ser de tipo totalmente restringida, dado que se espera la formación de una rótula plástica en la viga adyacente a la conexión. Lo anterior se fundamenta en estudios realizados por Roeder et al. [139], [140] que muestran que la fluencia limitada de la viga reduce la máxima fuerza de tracción en la riostra, incrementando la capacidad de deformación inelástica del marco arriostrado previo a la fractura de la riostra y con ello la pérdida de resistencia lateral. La Figura 6-4 ilustra los modelos estructurales para el diseño de columnas y conexiones en un sistema SCBF, mientras que la Figura 6-5 ilustra los modelos para el diseño de vigas.

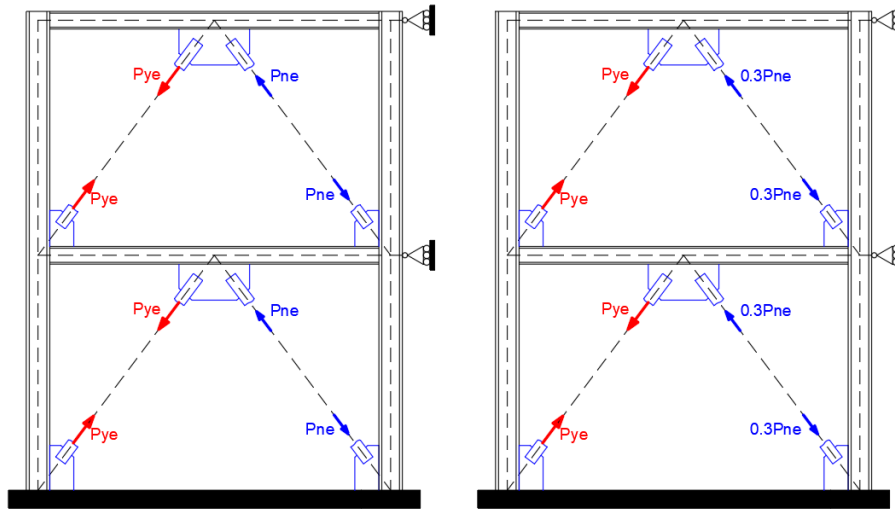


Figura 6-4. Modelo estructural para el diseño de columnas y conexiones en un sistema SCBF

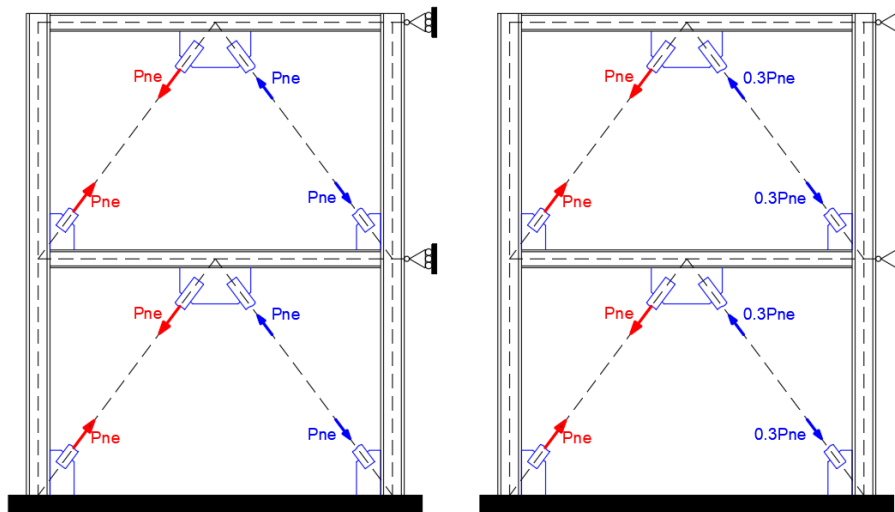


Figura 6-5. Modelo estructural para el diseño de vigas en un sistema SCBF

Por otro lado, los dispositivos autocentrantes del sistema SECBF se diseñan considerando que la fuerza de fluencia del SECB sea similar a la capacidad esperada de la riostra en compresión. El resto de los elementos (vigas y columnas) se mantienen del diseño original realizado para el SCBF. El objetivo de aplicar este criterio es obtener estructuras de resistencia y rigidez elástica similar, de manera que la variación de períodos en ambos sistemas se encuentre en un rango del 10%. En consecuencia, se espera que el input de energía sísmica al momento de realizar los análisis no lineales sea similar, y, por ende, se obtengan resultados comparables.

La Tabla 6-8 muestra las secciones de diseño de vigas, columnas y riostras para los 3 arquetipos. Los dispositivos autocentrantes fueron escogidos del grupo de dispositivos tipo diseñados en el capítulo 5.

Tabla 6-8. Secciones de diseño para los arquetipos de SCBF y SECBF.

Piso	12P SCBF / SECB				5P SCBF / SECBF				2P SCBF / SECBF			
	Riostra	Columnas	Viga	SECB	Riostra	Columnas	Vigas	SECB	Riostra	Columnas	Vigas	SECB
12												
11	4.5 x	W18	W14	800_75								
10	4.5 x	x97	x68									
9	5/16in											
8												
7	5.0 x	W21	W16	1000_50								
6	5.0 x	x166	x77									
5	3/8in											
4					3.5 x	W16	W14	400_50				
3	5.5 x	W27	W16		3.5 x	x77	x82					
2	5.5 x	x281	x77	1000_50	4.0 x	W16	W14	600_50	4.0 x	W14	W10	500_50
	3/8in				4.0 x	x100	x82		4.0 x	x48	x45	
					5/16in				5/16in			

6.1.6 Criterios de aceptación

Los criterios de aceptación corresponden a un límite de deformación permisible que describe el estado de daño local en un elemento o el daño global en el caso de una estructura. Estos límites de deformación permiten asociar el grado de daño con un nivel de desempeño en la estructura [141]. En esta investigación, los criterios de aceptación se utilizan para contar con un criterio más amplio que permita definir el colapso al realizar el análisis IDA, y observar las diferencias en el mecanismo de fluencia entre los sistemas SCBF y SECBF.

Los límites de deformación se adoptan de la normativa AISC 342 [142] desarrollada para la evaluación y rehabilitación sísmica de estructuras de acero.

- Vigas

Para vigas sísmicamente compactas de alta ductilidad sometidas a flexión, los límites de rotación plástica para los niveles de desempeño Ocupación Inmediata IO, Seguridad de Vida LS, y Prevención de colapso CP son los siguientes:

$$IO = 0.25 \cdot a \quad 6-9)$$

$$LS = a \quad 6-10)$$

$$CP = b \quad 6-11)$$

$$a = 9 \cdot \theta_y \quad 6-12)$$

$$b = 11 \cdot \theta_y \quad 6-13)$$

Donde θ_y es la rotación de fluencia de la viga que se puede estimar mediante la ecuación:

$$\theta_y = \frac{M_{pe} \cdot L_v \cdot (1 + \eta)}{6 \cdot E_s \cdot I} \quad 6-14)$$

$$\eta = \frac{12 \cdot E_s \cdot I}{L_v^2 \cdot G \cdot A_s} \quad 6-15)$$

M_{pe} es el momento plástico esperado calculado de acuerdo con ASIC 360, L la longitud de la viga medida desde los ejes centrales de la columna, E_s el módulo elástico del acero, I la inercia

en torno al eje de flexión, G el módulo de corte del acero, y A_s el área efectiva a corte de la sección transversal.

- Columnas

En el caso de columnas sísmicamente compactas de alta ductilidad sujetas a flexo-compresión los límites de rotación plástica son los siguientes:

$$IO = 0.5 \cdot a \quad 6-16)$$

$$LS = 0.75 \cdot b \quad 6-17)$$

$$CP = b \quad 6-18)$$

$$a = 5.5 \left(\frac{h}{t_w}\right)^{-0.95} \left(\frac{L}{r_y}\right)^{-0.5} \left(1 - \frac{P_G}{P_{ye}}\right)^{2.4} \leq 0.07 \quad 6-19)$$

$$b = 20 \left(\frac{h}{t_w}\right)^{-0.90} \left(\frac{L}{r_y}\right)^{-0.5} \left(1 - \frac{P_G}{P_{ye}}\right)^{3.4} \leq 0.07 \quad 6-20)$$

Donde h/t_w es la relación de esbeltez local del alma de la columna, L/r_y la relación de esbeltez global, y P_G la carga axial debido a cargas de gravedad que se puede estimar con una combinación de $1.1(D + 0.5L)$ [141]. La rotación de fluencia de la columna θ_y , se puede estimar mediante las expresiones:

$$\theta_y = \frac{M_{pe} \cdot L_c \cdot (1 + \eta)}{6 \cdot \tau_b \cdot E_s \cdot I} \quad 6-21)$$

$$\eta = \frac{12 \cdot E_s \cdot I}{L_c^2 \cdot G \cdot A_s} \quad 6-22)$$

Donde L_c es la longitud de la columna medida entre los ejes centrales de las vigas, y M_{pe} el momento plástico esperado de la columna determinado con las expresiones:

$$Si \frac{P_G}{P_{ye}} \leq 0.2; \quad M_{pe} = R_y \cdot F_y \cdot Z_x \left(1 - \frac{P_G}{P_{ye}}\right) \quad 6-23)$$

$$Si \frac{P_G}{P_{ye}} > 0.2; \quad M_{pe} = R_y \cdot F_y \cdot Z_x \cdot \frac{9}{8} \left(1 - \frac{P_G}{P_{ye}}\right) \quad 6-24)$$

- **Riostras**

Para perfiles HSS rectangulares sísmicamente compactos usados a manera de arriostramientos sujetos a carga axial, los límites de deformación axial plástica en tracción Δ_T y compresión Δ_C son los siguientes:

a) Tracción

$$IO = 1.5 \cdot \Delta_T \quad 6-25)$$

$$LS = 0.7 \cdot n \cdot \Delta_T \quad 6-26)$$

$$CP = n \cdot \Delta_T \quad 6-27)$$

$$n = 4.7 \left(\frac{\lambda}{\lambda_{hd}} \right)^{-1.0} \left(\frac{Lc/r}{\sqrt{E/F_y}} \right)^{0.24} \quad 6-28)$$

$$\Delta_T = \frac{P_{ye} \cdot L}{E_s \cdot A_g} \quad 6-29)$$

b) Compresión

$$IO = 1.5 \cdot \Delta_C \quad 6-30)$$

$$LS = 0.7 \cdot n \cdot \Delta_C \quad 6-31)$$

$$CP = n \cdot \Delta_C \quad 6-32)$$

$$n = 3.0 \left(\frac{\lambda}{\lambda_{hd}} \right)^{-1.0} \left(\frac{Lc/r}{\sqrt{E/F_y}} \right)^{1.0} \quad 6-33)$$

$$\Delta_C = \frac{P_{ne} \cdot L}{E_s \cdot A_g} \quad 6-34)$$

Donde λ es la mínima relación de esbeltez local de las paredes del perfil HSS y λ_{hd} el límite de la relación de esbeltez local para secciones sísmicamente compactas de alta ductilidad. El resto de las variables fueron previamente definidas.

6.2 Modelo matemático en OpenSEES

Los modelos matemáticos de los arquetipos deben capturar todos los efectos no lineales significativos relacionados con mecanismo de deterioro que lleva al colapso estructural del sistema. Esto se puede lograr mediante la simulación explícita de los modos de falla. Sin embargo, no siempre es posible o práctico hacerlo, por lo que se puede complementar con la evaluación de modos de falla no simulados controlando las demandas en base a los límites de deformación [76].

La no linealidad de los miembros puede ser representada mediante resortes que concentran toda la inelasticidad de la sección en un elemento de longitud cero. Su comportamiento está definido por una relación fuerza – deformación cuyos valores de fuerza se determinan en base a la resistencia esperada del miembro, y los valores de deformación han sido generalizados por las normas [142], [143] en base a múltiples regresiones de resultados experimentales. Aunque se generan modelos computacionalmente más eficientes, en ocasiones la modelación de la no linealidad basada en relaciones de fuerza deformación generalizadas puede resultar muy conservadora, y en otros casos poco conservadora. Inclusive, puede resultar inconsistente con el comportamiento observado experimentalmente de vigas y columnas, como se ha demostrado [143] que ocurre con la versión 2013 de ASCE 41.

Por otro lado, el modelo basado en fibras constituye una representación mucho más fiel a lo observado experimentalmente, puesto que divide a la sección transversal en múltiples elementos o fibras de un área específica, cuyo comportamiento está definido por la ley constitutiva del material. Luego, el comportamiento global del miembro se obtiene a través de la integración numérica de los resultados en cada fibra [144].

Cuando los elementos estructurales de un marco arriostrado concéntricamente se representan mediante un modelo no lineal basado en fibras, AISC 342 [142] establece algunos lineamientos para para que el modelo sea una fiel representación del comportamiento del sistema estructural:

- a) Cada riostra debe tener un desplazamiento inicial en la dirección del pandeo, de manera que el elemento se represente mediante una curva sinusoidal de amplitud $L_{ee}/500$, donde L_{ee} es la distancia entre los extremos de la riostra.
- b) Los arriostramientos deben estar representados con 10 o más elementos no lineales a lo largo de su longitud. Las vigas y las columnas se pueden representar con al menos 4 elementos.
- c) La sección transversal de todos los miembros debe estar dividida en al menos 4 capas de fibras en la dirección en la que se espera variación de esfuerzos por flexión, y 2 capas en la otra dirección.

- d) Los modelos constitutivos para todos los elementos deben representar el comportamiento inelástico bilineal con endurecimiento cinemático. Se pueden emplear modelos más sofisticados capaces de representar el efecto Bauschinger.
- e) En la conexión viga – columna – gusset se deben emplear brazos rígidos para la riostra, columna y viga en la zona de la placa gusset. Adicionalmente, la placa gusset debe estar representada por un resorte no lineal con las propiedades de la placa.
- f) El resto de las conexiones se pueden representar como total o parcialmente restringidas.

Se ha demostrado que este método proporciona una comparación muy precisa entre la modelación y resultados medidos experimentalmente [142]. Tomando en cuenta estos criterios, los modelos matemáticos se desarrollan en el software de uso libre OpenSEES [144].

6.2.1 Materiales

El acero se modela con el material Steel02 de la librería de OpenSEES que corresponde al modelo uniaxial de Giuffré-Menegotto-Pinto, puesto que simula el efecto Bauschinger y el endurecimiento cinemático e isotrópico.

Para las vigas y columnas se define la resistencia esperada $R_y \cdot F_y$, el módulo elástico E_s y b (relación rigidez post fluencia / rigidez elástica) correspondientes al acero A572 Gr.50. Los parámetros R0, cR1, cR2 que controlan el efecto Bauschinger se establecen en base a las recomendaciones del estudio de Agüero et al. [145] y a1, a2, a3 y a4 se calibran para obtener un endurecimiento cinemático.

En el caso del acero A500 Gr. B correspondiente a la riostra de sección HSS cuadrada, los parámetros de resistencia se definen en base a la capacidad esperada en la riostra $R_y \cdot F_y$ y el resto se obtienen de la calibración numérica realizada por Rodríguez [146], a partir de los ensayos experimentales de Black et al. [147] en una sección HSS100x100x6mm. La Tabla 6-9 muestra los valores adoptados y la Figura 6-6 ilustra el comportamiento cíclico de los materiales.

Tabla 6-9. Parámetros en OpenSEES del material Steel02 que definen el comportamiento del acero.

Parámetro	A572 Gr.50	A500 Gr. B
F_{ye} [MPa]	379.5	443.4
E_s [MPa]	200000	200000
b	0.0031	0.00513
$R0$	30.0	30.0
$cR1$	0.925	0.925
$cR2$	0.15	0.15
$a1$	0.0	0.4
$a2$	1.0	22.0
$a3$	0.0	0.4
$a4$	1.0	22.0

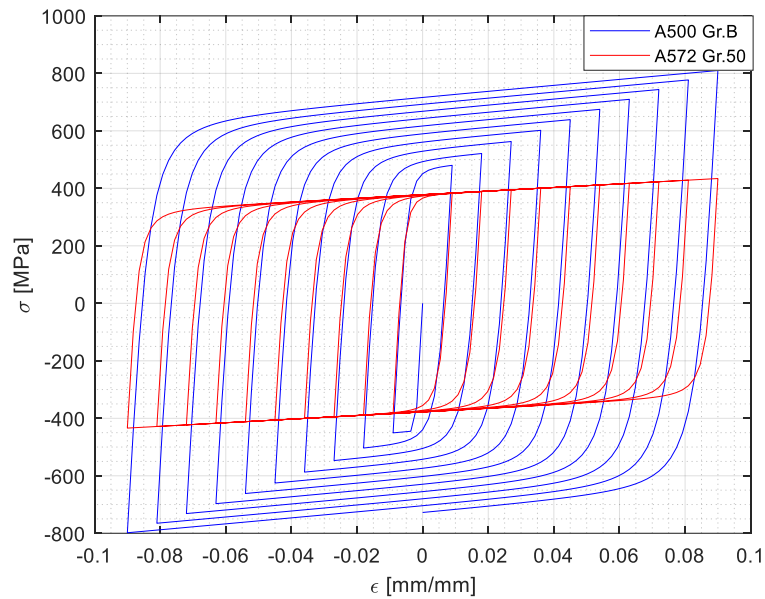


Figura 6-6. Respuesta cíclica del material Steel02.

6.2.2 Riostras

Las riostras se idealizan en base a la propuesta de Uriz et al. [148] para modelar el pandeo inelástico de arriostramientos de acero ante cargas cíclicas. El modelo consiste en un elemento tipo marco de formulación iterativa basada en fuerza con inelasticidad distribuida y de sección transversal basada en fibras. La no linealidad geométrica del elemento se incluye considerando una formulación corrotacional en la matriz de transformación. Para representar el pandeo en

compresión, se debe considerar un desplazamiento en el centro de la riostra del 0.05% al 0.1% de la longitud, en la dirección del pandeo.

Por lo tanto, la riostra se discretiza en 10 elementos tipo *nonlinearBeamColumn* de la librería de OpenSEES con 4 puntos de integración y cuadratura Gauss-Lobatto en cada elemento, y con formulación corrotacional. Los elementos forman una sinusoide de amplitud máxima en el centro de $L/500$ según las recomendaciones de Uriz y AISC 342. La sección transversal se discretiza en 4×12 fibras en las caras perpendiculares a la dirección de pandeo y 4×10 fibras en las caras paralelas a la dirección del pandeo, obteniendo un total de 176 fibras. La Figura 6-7 muestra el esquema empleado para modelar la riostra y la Figura 6-8 muestra la validación del modelo numérico con la experimentación.

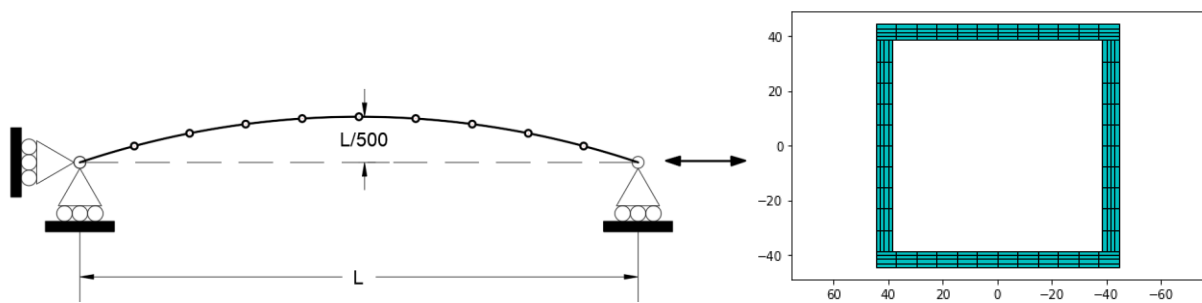


Figura 6-7. Esquema del modelo de la riostra

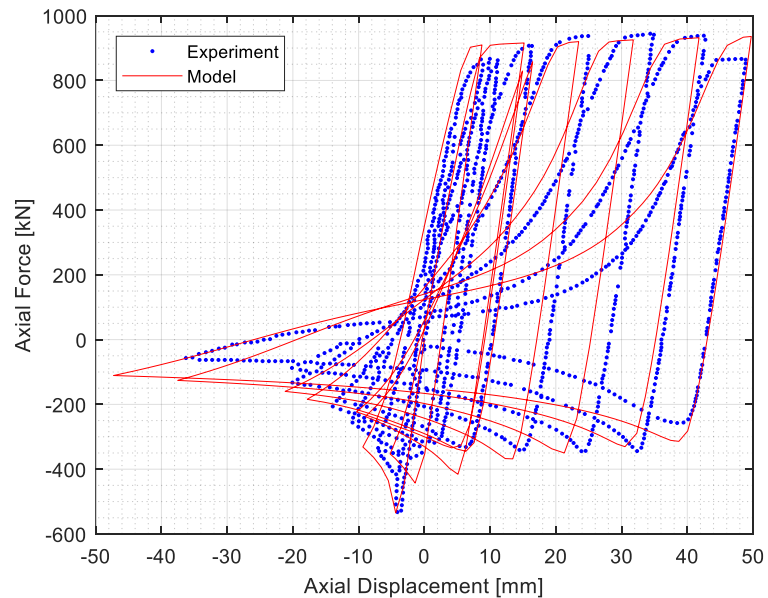


Figura 6-8. Validación del modelo numérico de la riostra con el experimento de Black et al. [147]

6.2.3 Vigas y Columnas

Las vigas y columnas se modelan con elementos continuos tipo *nonlinearBeamColumn* con 4 puntos de integración y cuadratura Gauss-Lobatto en cada elemento, y con formulación corrotacional. Los elementos se modelan completamente rectos dado que no se espera que se pandeen en compresión. La base de las columnas se considera empotrada con los 3 grados de libertad restringidos. La sección transversal de los perfiles W se discretizan en 4x12 fibras en las alas y 12x4 fibras en el alma, que completan un total de 144 fibras. La Figura 6-9 muestra el esquema empleado para modelar la riostra

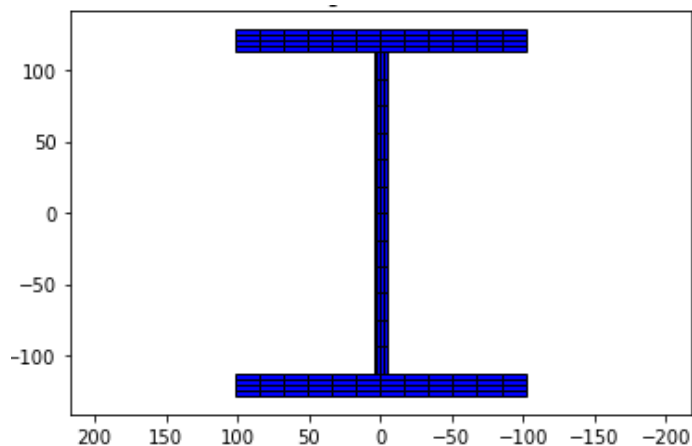


Figura 6-9. Modelo tipo de la sección transversal de vigas y columnas

6.2.4 Conexiones

Aunque AISC 342 recomienda la modelación explícita de la placa gusset en la conexión viga-columna-riostra a través de la incorporación de brazos rígidos y resortes rotacionales, para estos análisis se desprecian estos efectos. Esto se justifica debido a que el objetivo principal de esta investigación es realizar un análisis comparativo del desempeño sísmico de dos sistemas SCBF y SECBF, en los que se espera que la inelasticidad y disipación de energía esté concentrada en las riostras y en el dispositivo autocentrante respectivamente. Por lo tanto, se evita el incluir mayor número de elementos inelásticos que puedan concentrar la plastificación en lugares no deseados para los fines comparativos de este estudio. En resumen, todas las conexiones se modelan como totalmente restringidas.

6.2.5 Dispositivo autocentrante

Los materiales para representar la respuesta cíclica del SECB se describen con mayor detalle en el capítulo 5. En resumen, se realiza la combinación de ciertos materiales uniaxiales disponibles en la librería de OpenSEES. En primer lugar, se combina en paralelo el *SelfCentering Material* con el *Hysteretic Material*, y luego a esta combinación se le suma en serie el *ElasticMultiLinear Material*. Posteriormente el dispositivo se modela con un resorte tipo *twoNodeLink* que se conecta desde la unión viga-columna hasta el centro de la viga del piso superior formando la diagonal tipo chevrón.

6.2.6 Modelo matemático

El modelo matemático para los sistemas se muestra en la Figura 6-10. La masa se concentra en los nodos de cada piso de acuerdo con su área tributaria. La masa de las riostras se concentra en los nodos de sus extremos por lo que los nodos internos que forman la sinusoide no tienen masa. El factor de amortiguamiento para los análisis no lineales se asigna en 0.025 y se considera tipo Rayleigh anclado al primer modo de vibración y al modo de vibración en el que se acumula el 90% de la masa modal. El amortiguamiento dependiente de la masa se asigna únicamente a los nodos con masa diferente de cero para evitar la fuga de amortiguamiento [149], [150].

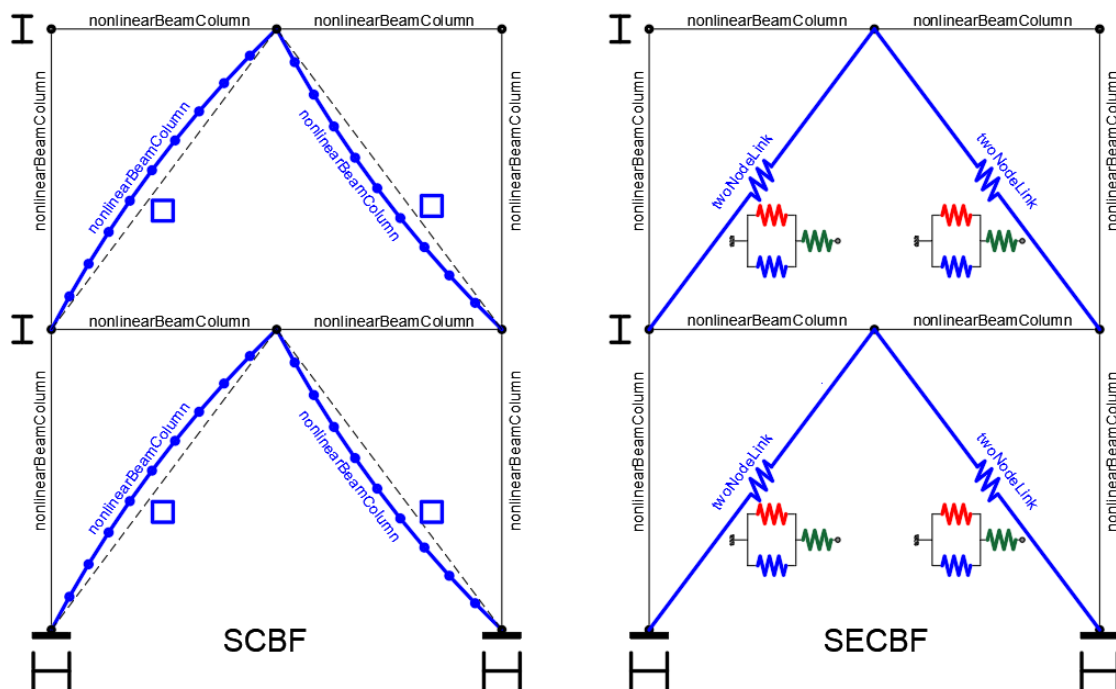


Figura 6-10. Modelo tipo de la sección transversal de vigas y columnas

6.3 Análisis lineal elástico

En primer lugar, en la Tabla 6-10 se realiza la comparación del período fundamental determinado mediante análisis modal en los dos sistemas para los tres arquetipos. Los resultados muestran que, aunque las riostras y los dispositivos autocentrantes se diseñan para una resistencia a la fluencia en compresión similar, el sistema SECBF genera arquetipos más flexibles.

La mayor diferencia entre períodos es de 11% y se da en los modelos de 12 pisos. Esto ocurre debido a que, para una misma resistencia, la rigidez axial del dispositivo autocentrante es menor que la rigidez axial de la riostra, que son los elementos que proporcionan la rigidez lateral a la estructura. A pesar de la diferencia de períodos, los arquetipos de ambos sistemas se ubican en la misma zona de aceleraciones en el espectro del MCE. Así, los modelos de 2 pisos se encuentran situados en la rama ascendente del espectro, los de 5 pisos en la meseta de aceleración constante y los de 12 pisos en la rama descendente de aceleraciones.

Tabla 6-10. Período de vibración fundamental de los arquetipos.

Designación	No. Pisos	Sistema	T_{modal}^* [s]
2P	2	SCBF	0.251
		SECBF	0.299
5P	5	SCBF	0.520
		SECBF	0.620
12P	12	SCBF	1.301
		SECBF	1.453

La forma del primer modo de vibración en el SCBF describe una trayectoria curva cóncava donde los desplazamientos aumentan con la altura con una tendencia logarítmica asemejándose el comportamiento a un sistema continuo de 1GDL tipo viga de flexión, lo cual es propio de los sistemas rígidos [83]. Por otro lado, en el sistema SECBF la tendencia de incremento de los desplazamientos es casi lineal, lo que denota un comportamiento intermedio entre un sistema rígido (marco arriostrado) y un sistema flexible (marco a momento). Como resultado los desplazamientos modales en los pisos inferiores del SCBF son menores que en el sistema SECBF, en los pisos superiores son similares y en los últimos pisos los desplazamientos son mayores. La Figura 6-11 ilustra lo comentado.

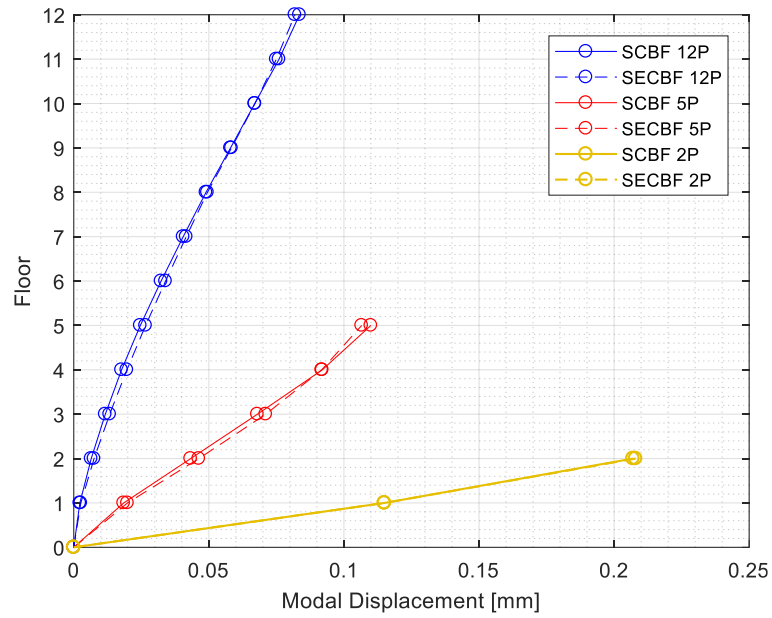


Figura 6-11. Forma modal del primer modo de vibración de los arquetipos

En cuanto a los desplazamientos máximos de piso debido a la fuerza sísmica de diseño, se tiene que para los 3 arquetipos se obtienen mayores valores en todos los pisos para el sistema SECBF debido a que es más flexible. La mayor diferencia es del orden del 40% y se da en el último piso del modelo de 5 pisos. La Figura 6-12 muestra los desplazamientos.

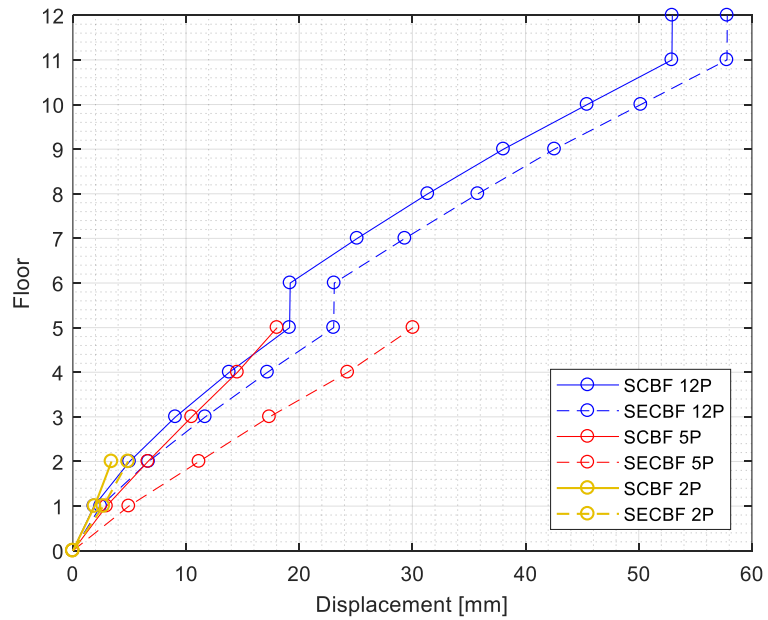


Figura 6-12. Desplazamientos máximos de piso debido a la demanda sísmica de diseño.

De acuerdo con NCh433, la deriva máxima entre dos pisos consecutivos medida en el centro de masas no debe exceder de 0.002 veces la altura de entrepiso. En la Figura 6-13 se ilustra la deriva elástica dividida entre la altura de entrepiso (distorsión de piso), en donde se observa que para todos los casos se cumple que los valores son menores al admitido por la norma. La forma de la distorsión de piso confirma que el SECBF se comporta como un sistema rígido donde la mayor deriva de piso se producen en los últimos pisos.

En general, las derivas más grandes se obtienen en el sistema SECBF por ser un sistema más flexible, de lo que se concluye que el sistema SCBF es el que mejor se desempeña elásticamente.

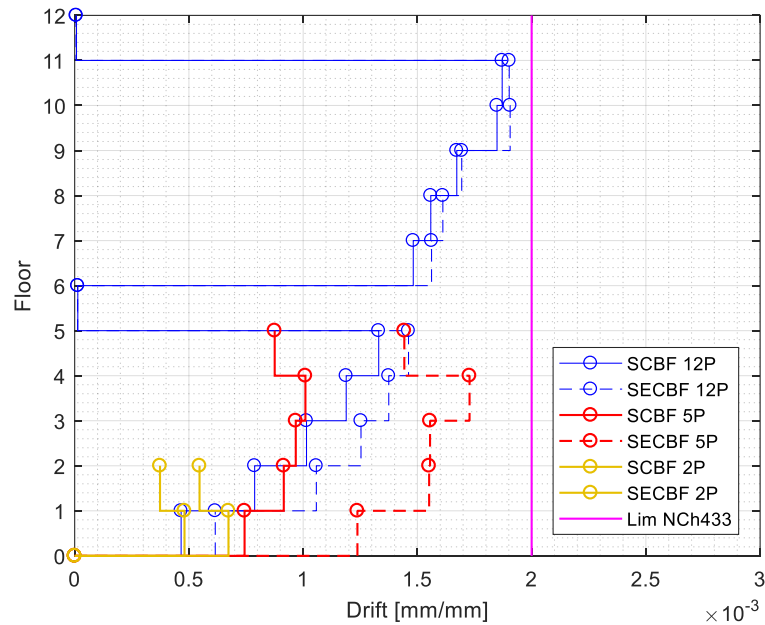


Figura 6-13. Distorsión elástica máxima de piso debido a la demanda sísmica de diseño.

De forma similar se verifica el cumplimiento de las disposiciones de ASCE 7, que establece que la deriva inelástica máxima de entrepiso δ_{IN} no debe exceder de 0.02 veces la altura de entrepiso. La deriva inelástica se puede calcular a partir de la deriva elástica δ_{EL} :

$$\delta_{IN} = \frac{C_d \cdot \delta_{EL}}{I} \quad (6-35)$$

El factor de amplificación de los desplazamientos C_d se toma igual a 5, correspondiente al sistema SCBF. Este valor será verificado para el sistema SECBF más adelante en el estudio. La Figura 6-14 muestra las distorsiones de piso obtenidas en ambos sistemas, donde se observa que los valores no exceden el máximo admitido por la norma.

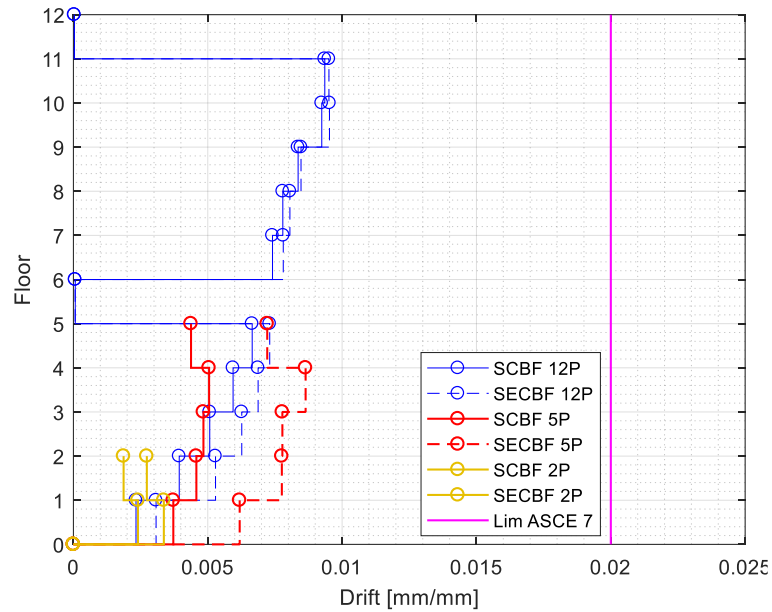


Figura 6-14. Distorsión inelástica máxima de piso debido a la demanda sísmica de diseño.

6.4 Registros sísmicos para IDA

6.4.1 Selección de registros

En la evaluación del colapso mediante análisis dinámico no lineal, la metodología de FEMA P695 proporciona dos sets de registros sísmicos, denominados como el set de “campo lejano” y el set de “campo cercano”. El primero incluye 22 pares de componentes horizontales de sitios localizados a una distancia mayor o igual a 10km de la ruptura de la falla. El segundo set incluye 28 pares de componentes horizontales de sitios localizados a menos de 10km de la ruptura de la falla. Los registros no consideran la componente vertical dado que la dirección del movimiento no es primordial para la evaluación del colapso [76]. Ambos sets incluyen registros de movimientos fuertes con una aceleración máxima del suelo (PGA) mayor a 0.2g y de velocidad mayor a 15cm/s de sismos de magnitud mayor a 6.5Mw.

Sin embargo, la gran mayoría de registros sísmicos provienen de fuentes corticales superficiales que representan adecuadamente el régimen tectónico del Oeste de Estados Unidos. Es decir, no se incluyen sismos del régimen subductivo que es el que predomina en la Costa del Pacífico de Sudamérica incluido Chile. Los sismos de subducción son conocidos por tener mayor duración y liberar mayor energía que los sismos corticales; y, la duración de los registros sísmicos es un factor clave al momento de evaluar la capacidad de colapso de los sistemas estructurales,

puesto que un registro más largo tiene una mayor posibilidad de reducir la capacidad de colapso estructural [151], [152].

En consecuencia, Estrella et al. [153] desarrollaron un estudio en el que proponen un nuevo set de registros sísmicos destinados a ampliar el alcance de la metodología de FEMA P695 a zonas propensas a terremotos subductivos. Adicionalmente, los autores proponen factores de forma espectral (SSF) para considerar el efecto de la forma espectral en la capacidad de colapso. El set incluye 26 pares de registros sísmicos de los cuales 18 corresponden al régimen subductivo y 8 al régimen cortical superficial.

En este estudio, para los fines comparativos del desempeño de los sistemas SCBF y SECBF, se seleccionan 7 pares de registros de movimiento fuerte, de los cuales la mayoría forma parte del set propuesto previamente y que se seleccionan en base a los criterios en dos pasos, recomendadas por ASCE 7 [1]:

1er Paso:

- **Régimen tectónico:** todos los registros corresponden a terremotos chilenos del régimen subductivo interplaca.
- **Magnitud:** se seleccionan sismos con magnitud $M > 7.5M_w$, con el objetivo de que sean capaces de provocar el colapso de las estructuras. Similar al criterio anterior, se seleccionan sismos con $PGA > 0.30g$ y $PGV > 15cm/s$.
- **Tipo de Suelo:** el suelo de la estación de donde se toma el registro es un factor determinante puesto que influye tanto en la amplitud como en la forma espectral. Se seleccionan 5 registros en suelo D y 2 registros en suelo C, dado que representan a una SDC D.
- **Frecuencia utilizable del registro:** los registros seleccionados son previamente filtrados en el rango de frecuencias esperado en los arquetipos y corregidos su línea base.
- **Tasa de muestreo:** la tasa de muestreo de la mayoría de los registros es de 200Hz, exceptuando uno de los registros donde se tiene 100Hz.
- **Distancia a la fuente:** es un criterio de menor importancia en la selección, sin embargo, se seleccionan las estaciones más cercanas que cumplen con los criterios anteriores. Se obtiene un rango de 30 a 180km.

Una vez realizada la preselección, se procede con un segundo filtrado con los criterios:

2do Paso:

- **Forma espectral:** es el criterio más determinante. Se descartan los registros cuya forma espectral no coincide con el espectro objetivo.

- **Factor de escala:** lo ideal es que durante el escalamiento el factor no sea menor a 0.25 ni mayor a 4 veces del registro original. Este criterio se descarta dado que se realizará IDA donde el factor de escala incrementa gradualmente.
- **Número de registros de un evento:** para evitar que los resultados sean influenciados por un evento, es recomendable utilizar máximo tres o cuatro registros del mismo evento. Para esta investigación se han seleccionado un máximo de dos registros.

Como resultado, en la Tabla 6-11 se enlistan los registros sísmicos más relevantes y sus características más relevantes.

Tabla 6-11. Registros sísmicos seleccionados para análisis dinámico no lineal.

EVENTO	Fecha	Mw	Latitud [°]	Long. [°]	Prof. [km]	Estación Renadic	Suelo	Fs	PGA [g]	Vs30 [m/s]
Valparaíso	3/3/1985	8.0	-33.130	-71.760	35.0	VINA	D	200	0.354	273
Tocopilla	11/14/2007	7.7	-22.32	-69.78	33.6	MEJI	D	200	0.429	S/I
Maule	2/27/2010	8.8	-36.14	-72.96	28.1	CCSP	C	100	0.663	S/I
Maule	2/27/2010	8.8	-36.14	-72.96	28.1	CONC	D	200	0.41	230
Iquique	4/1/2014	8.2	-19.572	-70.908	38.9	IQEC	D	200	0.605	S/I
Iquique	4/1/2014	8.2	-19.572	-70.908	38.9	IQUI	D	200	0.316	S/I
Illapel	9/16/2015	8.4	-31.553	-71.864	23.3	C140	C	200	0.301	S/I

Adicionalmente, con el fin de optimizar el costo computacional, se realiza un recorte de los registros sísmicos originales en función de su duración significativa $D_{5\%-95\%}$. Esta se define como el intervalo de tiempo en el que se acumula entre el 5% y 95% de la Intensidad de Arias I_A [154], es decir, que ingresa el 90% de la energía sísmica. Este intervalo corresponde a la fase fuerte del movimiento [155]. La I_A se calcula mediante la ecuación:

$$I_A = \frac{\pi}{2g} \int_0^t a(t)^2 dt \quad 6-36)$$

Donde a es la aceleración del terreno en el instante t . Para cada registro se garantiza que el tiempo inicial t_i y el tiempo final t_f del registro recortado, contenga el intervalo de $D_{5\%-95\%}$. La Figura 6-15 ilustra el proceso de recorte de uno de los registros sísmicos.

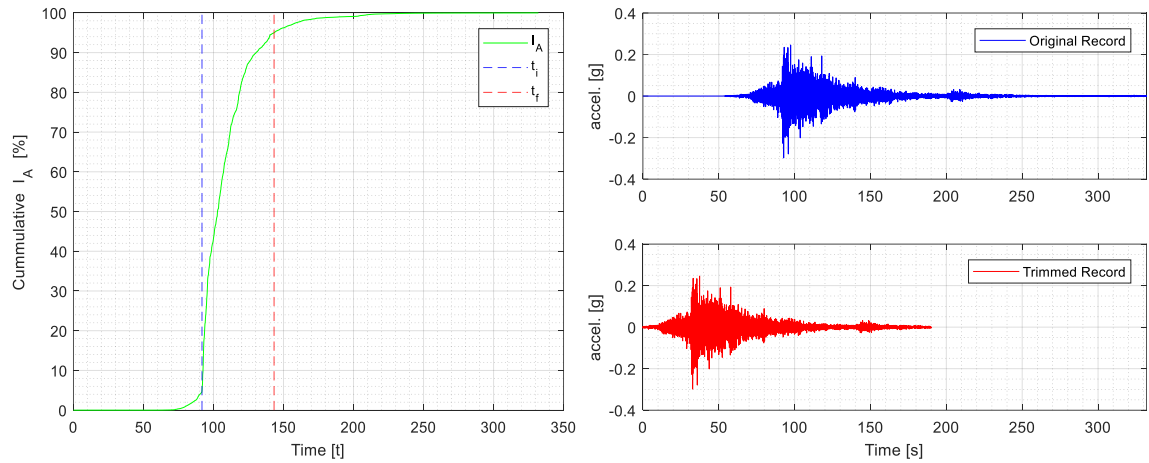


Figura 6-15. Recorte de los registros sísmicos.

6.4.2 Escalamiento de registros

El escalamiento de registros se realiza en dos pasos de acuerdo con la metodología de FEMA P695. En primer lugar, los registros son normalizados mediante sus respectivas PGV. Esto se realiza con la intención de eliminar la variabilidad injustificada entre registros debida a diferencias inherentes a la magnitud, el tipo y la distancia a la fuente, y las condiciones del emplazamiento, sin eliminar la variabilidad global entre registros. Por lo tanto, el factor de escala de cada registro FN_i es igual a la media geométrica de la PGV de todos los registros PGV_{median} sobre la PGV del registro PGV_i .

$$FN_i = \frac{PGV_{median}}{PGV_i} \quad (6-37)$$

La Figura 6-16 muestra los espectros normalizados de los registros sísmicos seleccionados.

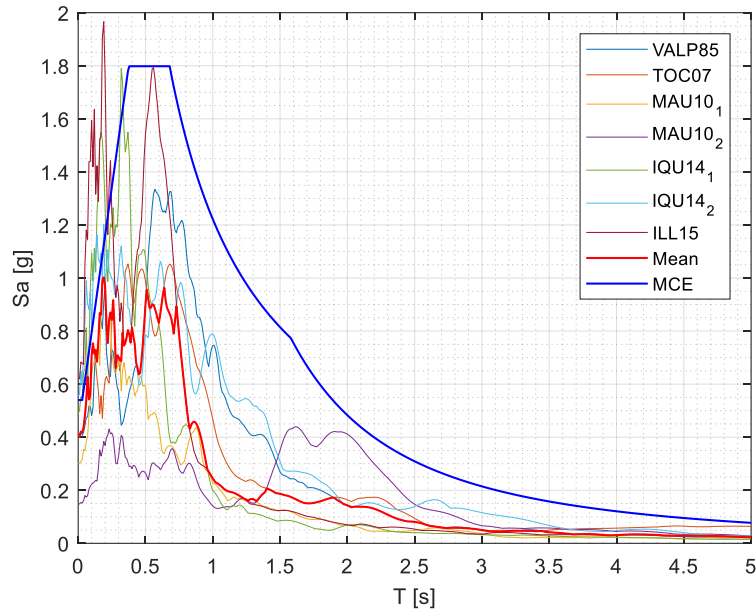


Figura 6-16. Espectros de aceleración normalizados de los registros seleccionados

En el segundo paso, los registros normalizados se anclan colectivamente a una intensidad del terreno específica, de forma que la mediana de la aceleración espectral del conjunto de registros coincida con la aceleración espectral en el período fundamental T_a del arquetipo analizado.

$$FE_i = \frac{Sa_{MCE}(T_a)}{Sa_{median}} \quad (6-38)$$

El factor de escala total de cada registro FT_i para el IDA corresponde a la multiplicación de ambos factores.

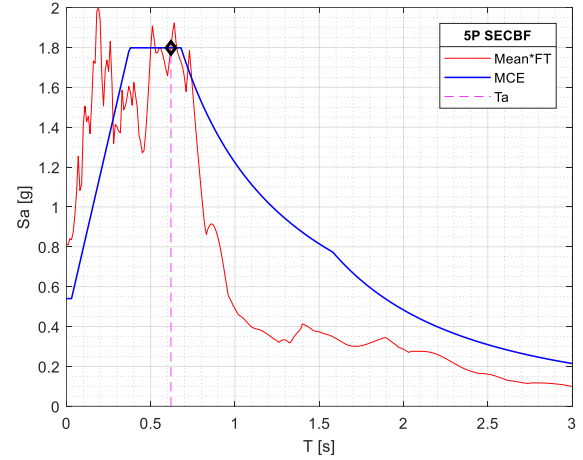
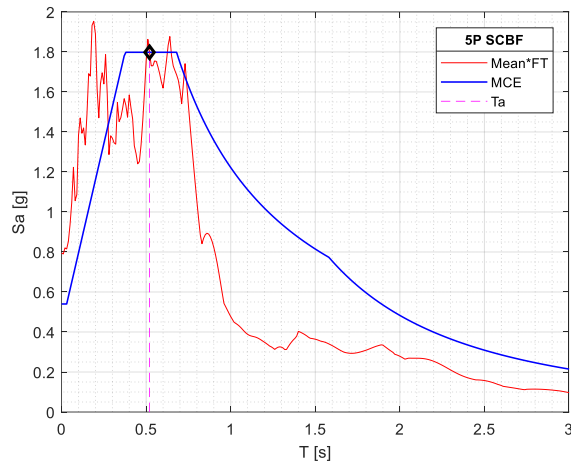
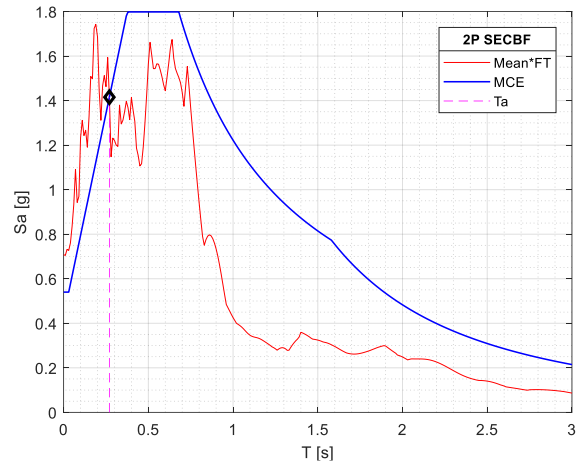
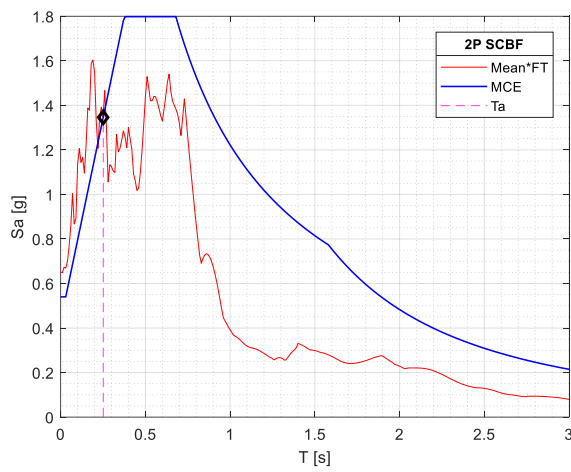
$$FT_i = FN_i \cdot FE_i \quad (6-39)$$

Cabe destacar que, este factor es el inicial para el IDA. Posteriormente, la metodología requiere que los registros se vayan escalando hacia arriba y hacia abajo hasta que cause que el 50% de estos causen el colapso del arquetipo en evaluación.

La Tabla 6-12 muestra los factores de escala obtenidos para cada arquetipo de ambos sistemas. Se observa que, para el mismo número de pisos, se obtienen factores de escala similares en ambos sistemas (período similar) con una diferencia máxima del 17%. La Figura 6-17 ilustra la media de los espectros de los registros considerados, escalados de acuerdo con la metodología descrita.

Tabla 6-12. Factores de escala de los registros sísmicos para el IDA.

EVENTO	FN	FT [2P SCBF]	FT [2P SECBF]	FT [5P SCBF]	FT [5P SECBF]	FT [12P SCBF]	FT [12P SECBF]
VAL85	1.151	1.841	2.001	2.339	2.299	5.986	4.963
TOC07	0.938	1.500	1.630	1.906	1.873	4.877	4.044
MAU10 ₁	0.453	0.724	0.787	0.920	0.904	2.353	1.951
MAU10 ₂	0.356	0.570	0.620	0.724	0.712	1.854	1.537
IQU14 ₁	0.804	1.286	1.398	1.634	1.605	4.181	3.466
IQU14 ₂	1.763	2.819	3.064	3.582	3.519	9.166	7.600
ILL15	2.070	3.311	3.598	4.206	4.133	10.764	8.924



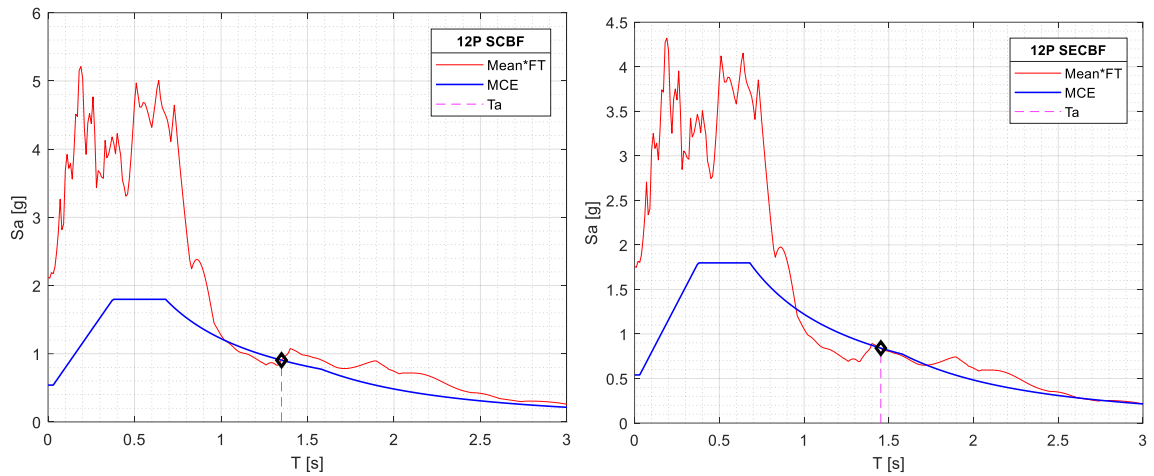


Figura 6-17. Media de los espectros escalados al MCE según FEMA P695.

6.5 Análisis estático no lineal NSP

En el análisis estático no lineal, la estructura se somete a un desplazamiento lateral medido en el techo, que incrementa gradualmente hasta que produzca el colapso [133]. El análisis se aplica en la estructura deformada debido a cargas gravitacionales, con un patrón de cargas laterales congruentes con el modo de vibración fundamental.

En el caso del SECBF, la carga se aplica hasta que el desplazamiento conduzca a la rotura de los cables de uno o más dispositivos autocentrantes. Este punto se considera como el inicio del colapso del sistema. Por otra parte, para el sistema SCBF se considera que el inicio del colapso ocurre cuando las riostras en compresión alcanzan su resistencia residual, es decir el 30% de la fuerza de pandeo P_{n_e} . Adicionalmente, se considera como el punto de colapso cuando se pierde la convergencia numérica en el análisis [76]. En la Figura 6-18 se comparan las curvas de capacidad de los dos sistemas para los tres arquetipos, en términos de la fuerza cortante en la base normalizada al peso sísmico vs. la distorsión de techo. Esta última se determina con el desplazamiento máximo sobre la altura total de la estructura.

En primera instancia, se ratifica que el sistema SCBF es más rígido, lo cual se refleja en una mayor pendiente en la recta elástica. En este sistema, la primera fluencia ocurre cuando una de las riostras en compresión se pandea, por lo que la estructura pierde capacidad y se produce una caída de resistencia abrupta en la curva de capacidad. Este punto se produce a un valor de distorsión de techo de 0.22%, 0.34% y 0.86% para los modelos de 2, 5 y 12 pisos respectivamente, lo cual se ajusta a un rango de valores determinados en estudios previos [85], [100], [156]. Luego del primer pandeo, la resistencia de la estructura incrementa hasta el punto en el que otra de las riostras se

pandea y produce una nueva caída en la resistencia. Este proceso se repite de acuerdo con el número de riostras que sobrepasan P_{ne} . Posteriormente, la estructura no es capaz de tomar mayor carga y su rigidez disminuye a valores negativos por lo que se deforma hasta el colapso.

Por otro lado, en el sistema SECBF, la curva se caracteriza por presentar una pérdida de rigidez gradual luego de la primera fluencia de la estructura. Esta última, se produce cuando se sobrepasa la fuerza de fluencia en uno de los dispositivos. Posteriormente, la resistencia incrementa experimentando cambios de rigidez cada que un dispositivo fluye, hasta el punto en el que los cables se fracturan en uno de ellos.

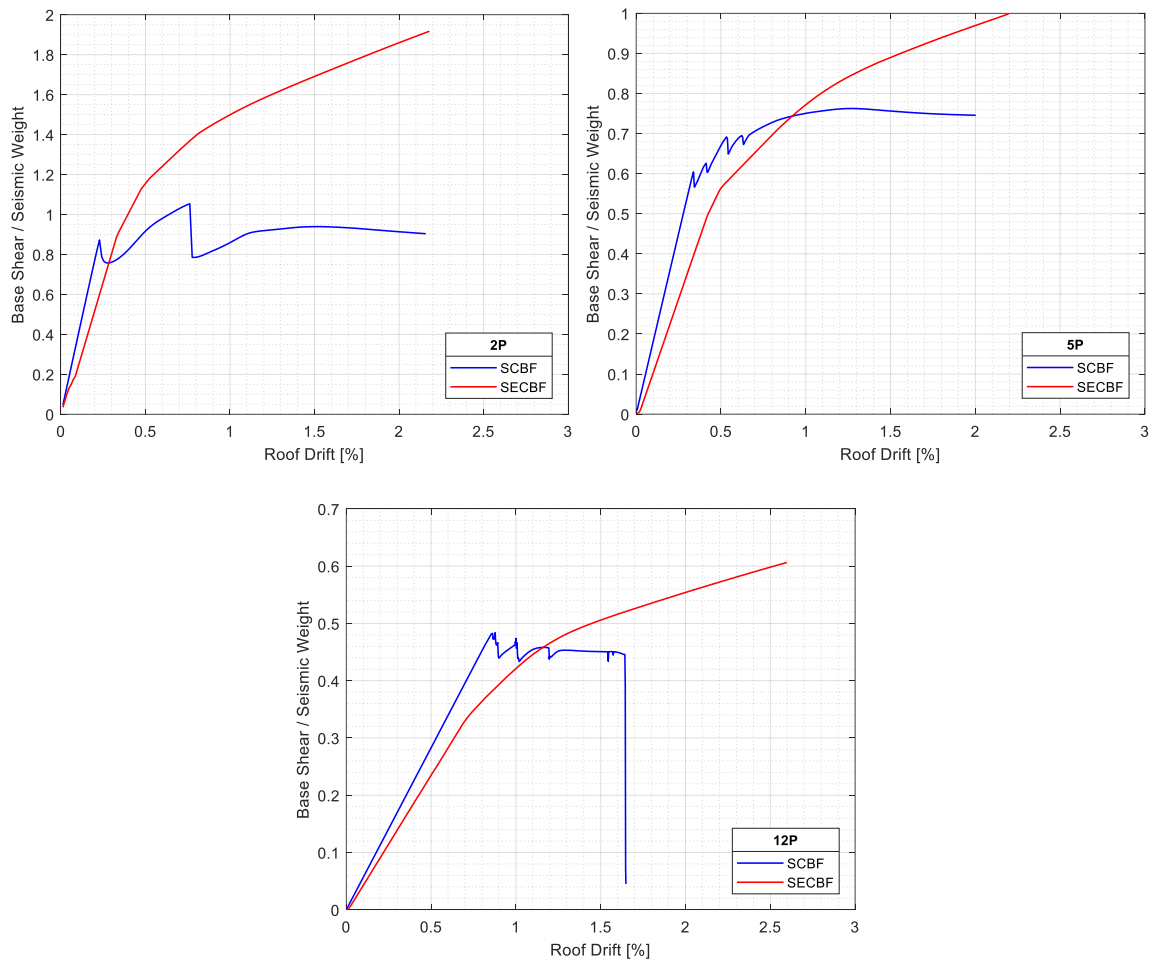


Figura 6-18. Curva de capacidad de los arquetipos: cortante basal normalizado vs distorsión de techo.

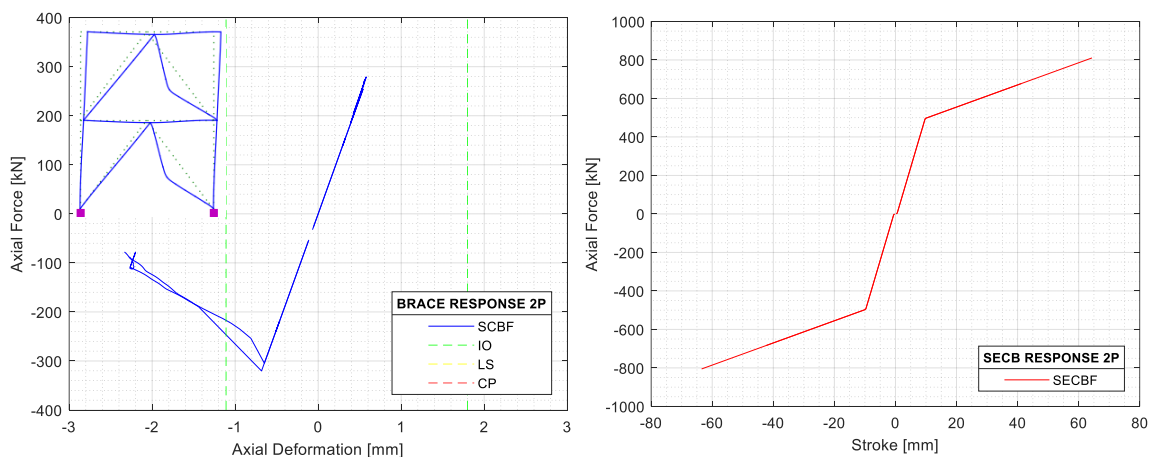
Adicionalmente, se observa que la fuerza cortante de fluencia en los modelos de 2 y 5 pisos es similar en para ambos sistemas. La diferencia en el cortante de fluencia normalizado en ambos sistemas incrementa a medida que aumenta el período de vibración fundamental, llegando a ser un 30% menor en el SECBF para la estructura de 12 pisos. Sin embargo, es notable que el SECBF

desarrolla una sobre resistencia significativamente mayor en todos los arquetipos. Este factor se cuantifica más adelante en el documento.

Por otro lado, la capacidad de deformación del SCBF hasta el inicio del colapso disminuye a medida que incrementa la altura de la estructura, obteniéndose valores de distorsión de techo de 2.16%, 2.0% y 1.65% en los modelos de 2, 5 y 12 pisos respectivamente. Esto ha sido comúnmente observado en este sistema [156]. En el caso del SECBF no se cuenta con información previa sobre un patrón de comportamiento definido, pero al parecer la capacidad de deformación permanece constante y mayor al sistema SCBF, obteniéndose valores de distorsión de techo de 2.18%, 2.19% y 2.60% en los modelos de 2, 5 y 12 pisos respectivamente.

En resumen, en cuanto al comportamiento global el sistema que mejor se desempeña es el SECBF al tener mayor capacidad de deformación y resistencia para períodos de vibración similares. Otro de los indicadores que se evalúa, es el comportamiento local de los elementos principales que forman el sistema resistente a carga lateral, es decir, las riostras en el SCBF, y los dispositivos autocentrantes en el SECBF. La Figura 6-19 ilustra la respuesta local de estos elementos.

En el SCBF, el mecanismo de agotamiento está gobernado por el pandeo en compresión de las riostras que una vez que alcanzan P_{ne} se degradan rápidamente. Esto último causa que sean pocas las riostras en tracción que alcanzan la fuerza de fluencia P_{ye} , incluso cuando las riostras en compresión ya han degradado hasta su resistencia residual $0.3P_{ne}$. El daño se concentra en el sitio del primer pandeo y en los niveles aledaños que ocurre en los niveles inferiores para las estructuras de 2 y 5 pisos y en los niveles intermedios en la estructura de 12 pisos. En los niveles superiores, la mayoría de los elementos permanecen elásticos.



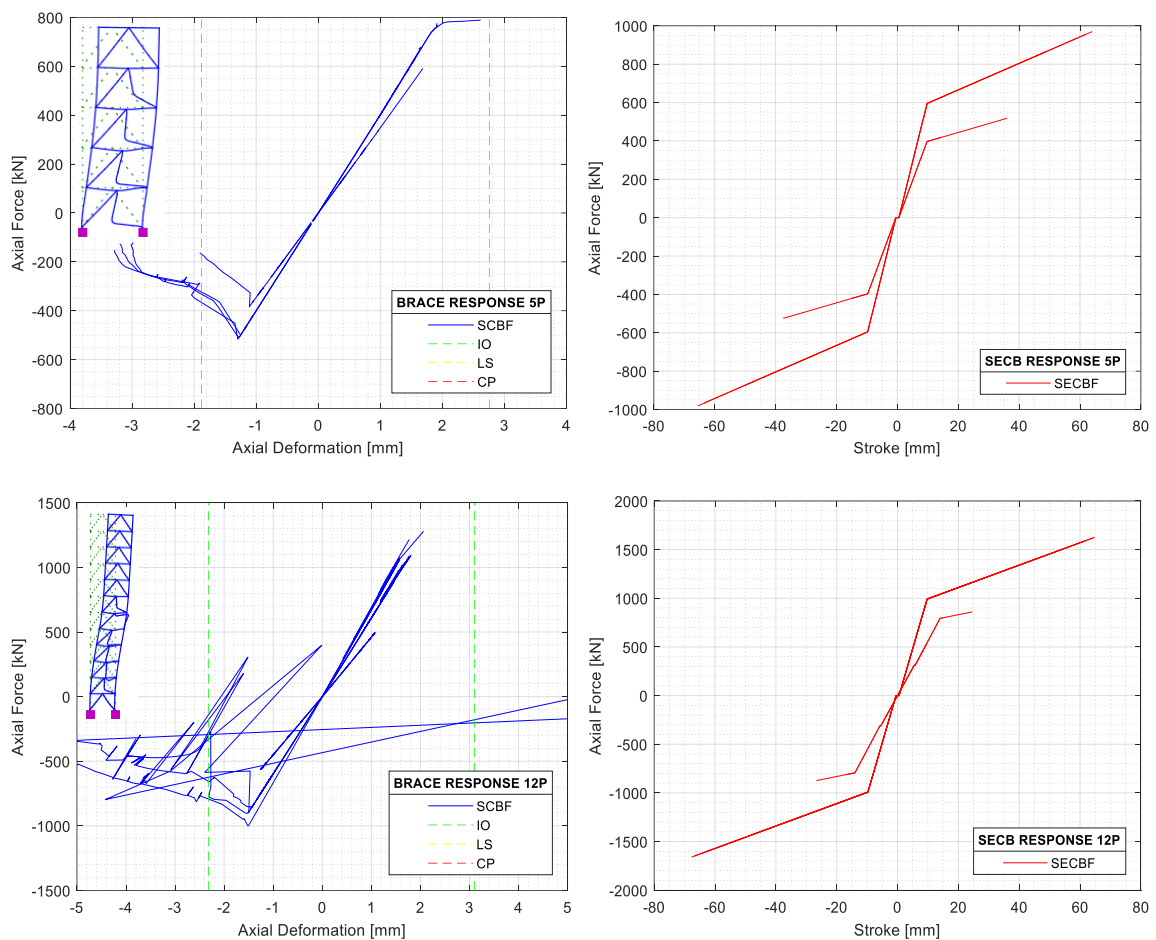


Figura 6-19. Respuesta local de las riostras del SCBF y dispositivos autocentrantes del SECBF

En el SECBF, se observa que los dispositivos autocentrantes trabajan uniformemente fluyendo de manera similar en tracción y compresión. El mecanismo de agotamiento está gobernado por los dispositivos que alcanzan una carrera de 65mm, definido previamente como el desplazamiento de rotura de los cables. El daño se concentra en los pisos inferiores para los 3 arquetipos.

Finalmente, se discute la respuesta de vigas y columnas de ambos sistemas a partir de su diagrama momento – rotación ilustrada en la Figura 6-20. De acuerdo con lo esperado, la mayor demanda de rotación en las columnas de ambos sistemas se da en la base de aquellas que están opuestas a la riostra o dispositivo autocentrante en compresión. En el caso del SCBF, se observa que la demanda de rotación disminuye a medida que aumenta la altura de la estructura. Esto está ligado a que en las estructuras más altas las riostras se fracturan con mayor rapidez lo cual no permite que las columnas desarrollen mayor deformación. En el caso, del SECBF la rotación es similar en los tres arquetipos, correspondiente con las distorsiones de techo obtenidas. En general, las columnas alcanzan el nivel de desempeño de seguridad de vida.

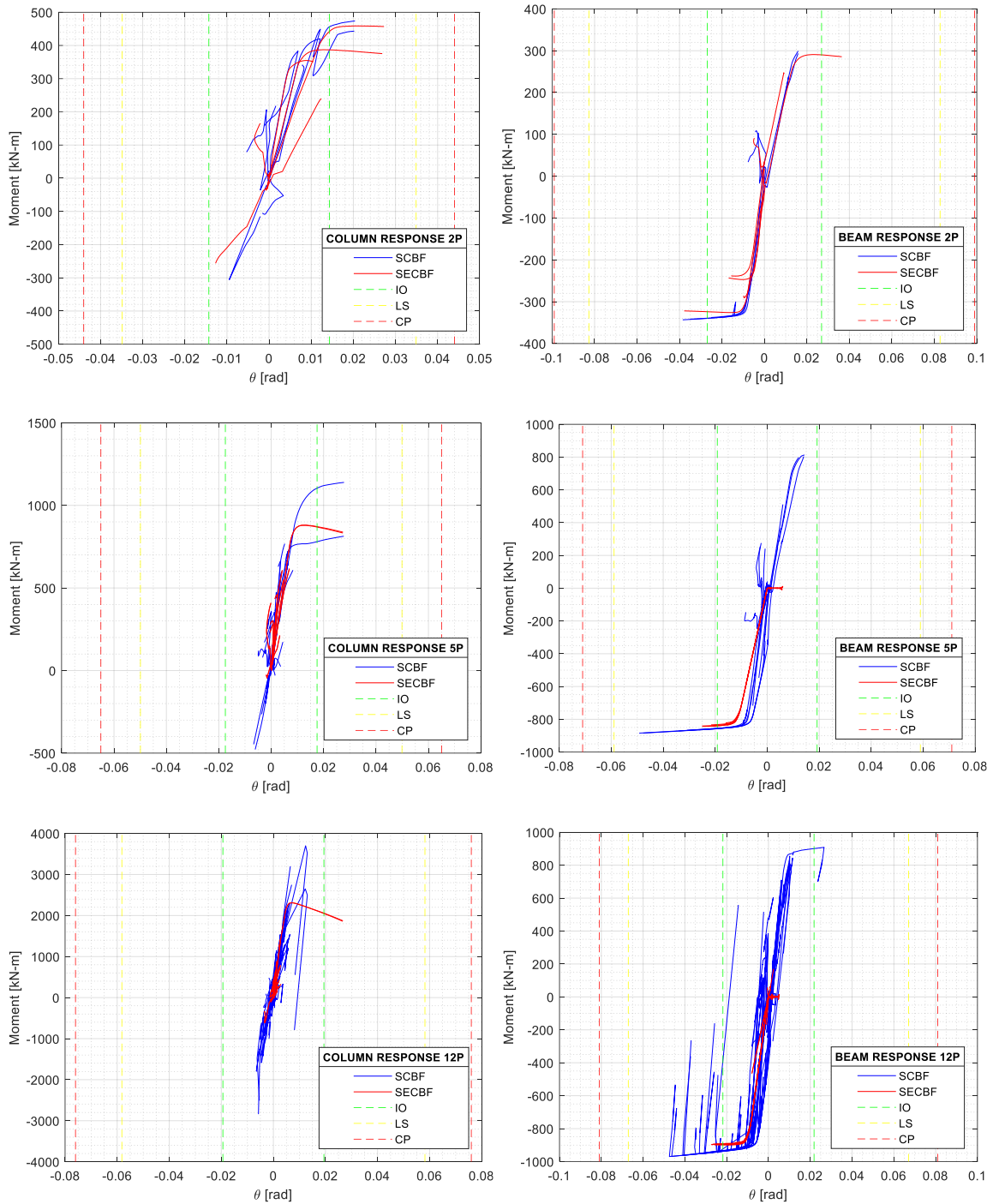


Figura 6-20. Respuesta local de vigas y columnas.

Por el contrario, en el caso de las vigas de ambos sistemas la mayor demanda de rotación se localiza en la conexión riostra – viga – columna de la riostra en compresión. Asimismo, es notable que las vigas son significativamente más demandadas en el SCBF (hasta un 76% mayor rotación) a pesar de ser el sistema que menor capacidad de desplazamiento presenta. En resumen, se concluye que el sistema SECBF se desempeña de mejor manera puesto que presenta un

mecanismo de falla mucho más dúctil, que permite que los elementos se plastifiquen previo al colapso.

6.6 Análisis dinámico incremental IDA

El análisis de fragilidad al colapso descrito en la metodología de FEMA P695 se basa en determinar el índice de margen al colapso CMR de cada arquetipo, que se define como la razón entre la capacidad media de colapso \hat{S}_{CT} , y la aceleración espectral correspondiente al MCE para el periodo fundamental S_{MT} .

$$CMR = \frac{\hat{S}_{CT}}{S_{MT}} \quad 6-40)$$

Así, un mayor valor de CMR indica un margen de seguridad al colapso. S_{MT} se obtiene del espectro normativo definido previamente. De acuerdo con la metodología, \hat{S}_{CT} corresponde a la aceleración espectral a la que al menos la mitad de los registros aplicados causan el colapso de la estructura [76]. Para esto, el colapso de la estructura se puede definir en base a dos criterios: el primero consiste en la inestabilidad dinámica lateral reflejada en la reducción de la pendiente inicial de la curva IDA en más del 20% o la excedencia de una distorsión de entrepiso del 10% [72]. Adicionalmente, se consideran los modos de colapso no simulados asociados al daño local de los elementos, como la rotura de los cables del dispositivo autocentrante en el caso del sistema SECBF, o la excedencia del límite de deformación de prevención al colapso CP en el caso de las riostras, vigas y columnas. Esto último puede resultar en un criterio conservador ya que se estaría considerando que el fallo de un solo elemento podría conducir al colapso total de la estructura [135].

La Figura 6-21 ilustra las curvas IDA de todos los registros para los 3 arquetipos en ambos sistemas, además de los percentiles 16%, 50% y 84%. En estas curvas, el parámetro de daño considerado corresponde a la máxima distorsión de entrepiso. A primera vista, es notable que a medida que aumenta la altura de la edificación el colapso ocurre a un nivel de intensidad más bajo, es decir, que para un mismo nivel de intensidad la distorsión de piso aumenta. Esto ocurre para ambos sistemas. Se observa que, en algunos casos, la pendiente de la curva se invierte indicando que la estructura experimenta menor deformación bajo un mayor nivel de intensidad sísmica. Esto es muy común en el análisis IDA y es dependiente de la variabilidad en el contenido de frecuencias del registro sísmico y de la capacidad de redistribución de esfuerzos del sistema. De ahí que la que la definición del colapso debe escogerse teniendo en cuenta este posible comportamiento sinuoso de la curva IDA donde la estructura parece dirigirse al colapso para después recuperarse en un nivel de intensidad más alto [72].

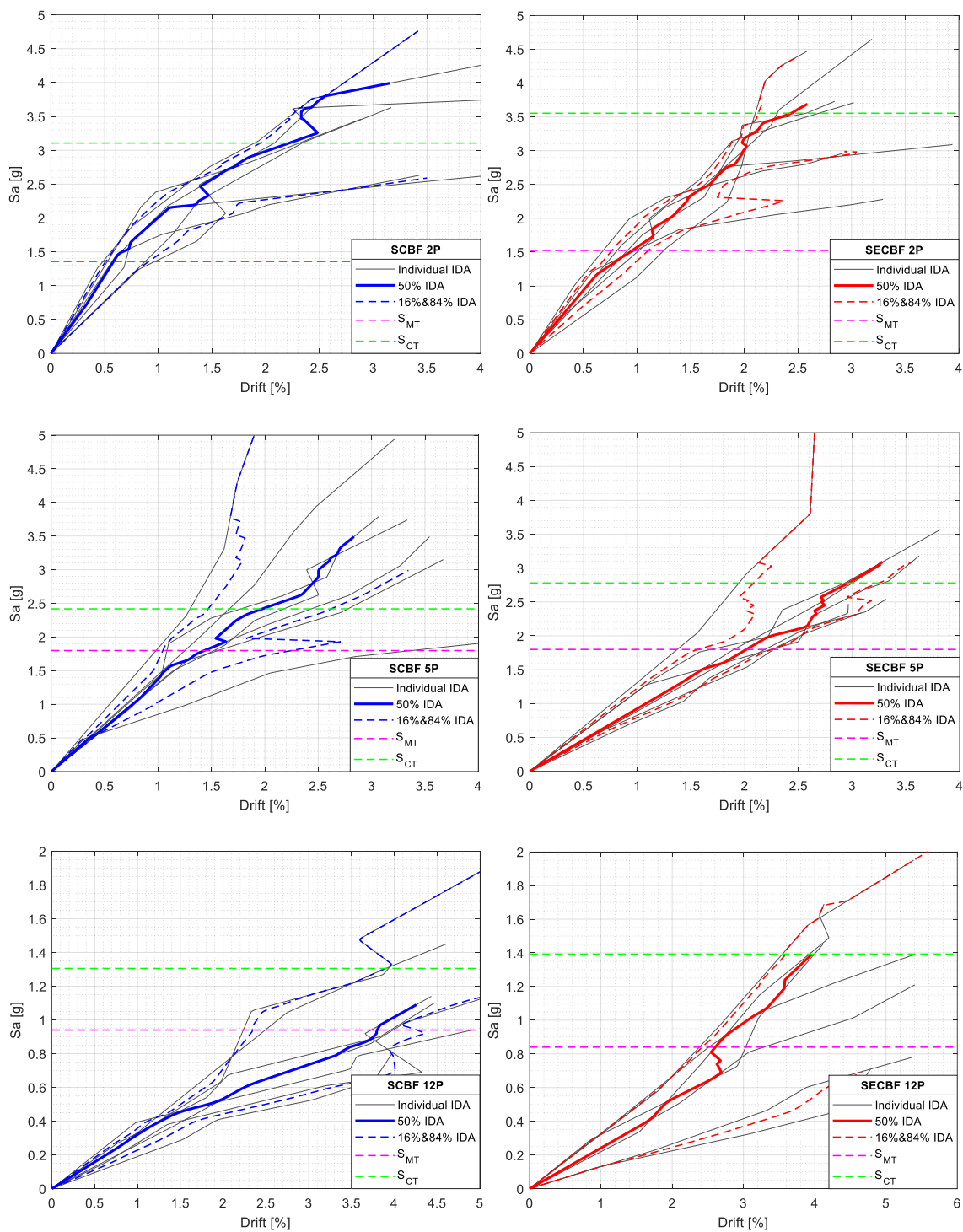


Figura 6-21. Curvas IDA de los arquetipos: aceleración espectral en el período fundamental vs. distorsión de entresiso.

Una vez calculados los índices *CMR* mostrados en la Tabla 6-13, se confirma que el margen de seguridad al colapso disminuye con la altura de la edificación. Esta tendencia es causada principalmente por la creciente relación de aspecto e influencia de la carga gravitacional, que

incrementa los efectos P-delta causando mayor daño local en los elementos del sistema. Este hallazgo se alinea con las múltiples investigaciones iniciadas con Newmark y Hall en 1973.

Por otra parte, al comparar ambos sistemas estructurales, se puede afirmar que el sistema SECBF presenta mayor margen de seguridad al colapso obteniéndose un incremento de hasta un 20% en la estructura de 12 pisos, en comparación con el sistema tradicional SCBF. Esto evidencia el buen desempeño sísmico que pueden llegar a tener los sistemas de marcos al añadirles dispositivos autocentrantes.

Tabla 6-13. Índices de margen al colapso de los arquetipos.

No. Pisos	Sistema	T_{modal}^* [s]	S_{MT} [g]	\hat{S}_{CT} [g]	CMR
2	SCBF	0.251	1.357	3.107	2.290
	SECBF	0.299	1.525	3.554	2.330
5	SCBF	0.520	1.798	2.418	1.345
	SECBF	0.620	1.798	2.780	1.546
12	SCBF	1.301	0.940	1.425	1.516
	SECBF	1.453	0.840	1.392	1.657

De forma similar, otro de los indicadores principales del desempeño estructural es la cantidad de deformación permanente en la estructura luego del sismo. Según FEMA P58 [10] la reparación y realineamiento de una estructura no es práctica ni económicamente viable si la distorsión residual excede de 0.5%, puesto que se espera una gran cantidad de daño local en los elementos que deben acomodar esta deformación.

La Figura 6-22 compara la respuesta de desplazamiento en el techo de los 3 arquetipos para el sismo de Iquique 2014, escalado de manera que produzca una aceleración espectral cercana al colapso. Se aprecia claramente en los tres arquetipos del SCBF, que durante los primeros instantes de la fase intensa el sismo induce un desplazamiento permanente en la estructura, por lo que vibra alrededor de un eje excéntrico al central por el resto del registro. Esto se asocia al primer pandeo significativo de las riostras que impide que la estructura regrese a su posición inicial. En algunos registros se observaron más de un cambio de posición del eje de vibración respecto del original. Al final del registro, la estructura se queda con una deformación residual considerable.

Por otro lado, en el SECBF los dispositivos autocentrantes devuelven a la estructura a su posición original en cada ciclo, por lo que la deformación residual al final del registro es nula o muy cercana a cero.

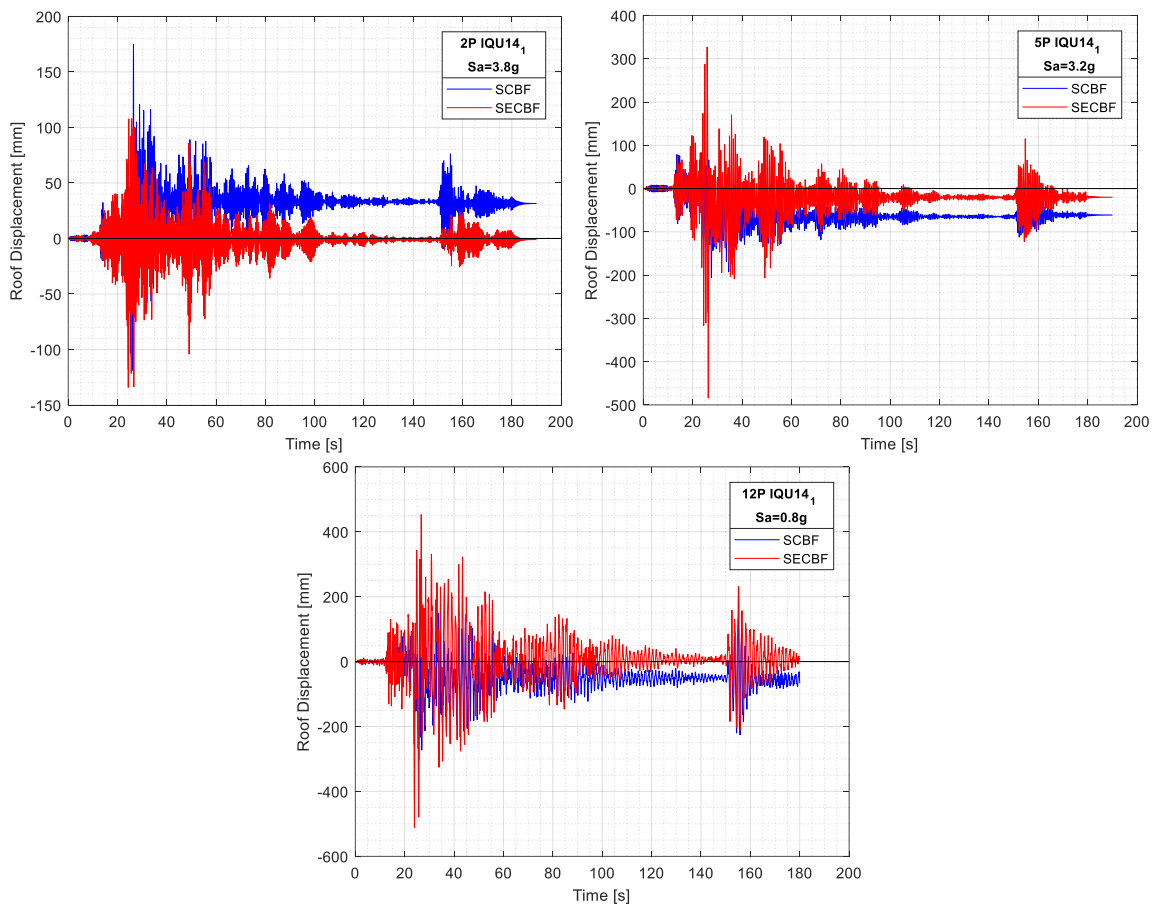


Figura 6-22. Respuesta de desplazamiento de techo en el tiempo para el sismo de Iquique 2014.

Con el fin de tener una visión más general de la capacidad de autocentrado del sistema, se construyen curvas IDA considerando que el indicador de daño ahora es la distorsión de piso residual, la cual se compara con el límite de 0.5% mencionado previamente. En el eje Y la aceleración espectral se normaliza al S_{MT} , con la idea de que los resultados sean comparables entre arquetipos de distintos períodos para cualquier nivel de intensidad. Asimismo, se construye la curva correspondiente al percentil 50% y se comparan ambos sistemas (Figura 6-23).

Los resultados indican que para todos los registros y niveles de intensidad la distorsión residual del sistema SECBF es menor al 0.25%, por lo que se espera que los daños sean reparables y el sistema pueda operar luego del sismo. Esta premisa es válida siempre y cuando no se exceda la capacidad de rotura de los cables como se ha mencionado previamente. Por otra parte, en el sistema SCBF los daños llegan a ser irreparables luego de haber alcanzado un cierto nivel de intensidad sísmica, que incluso en algunos casos está por debajo de S_{MT} , especialmente en los modelos de período largo.

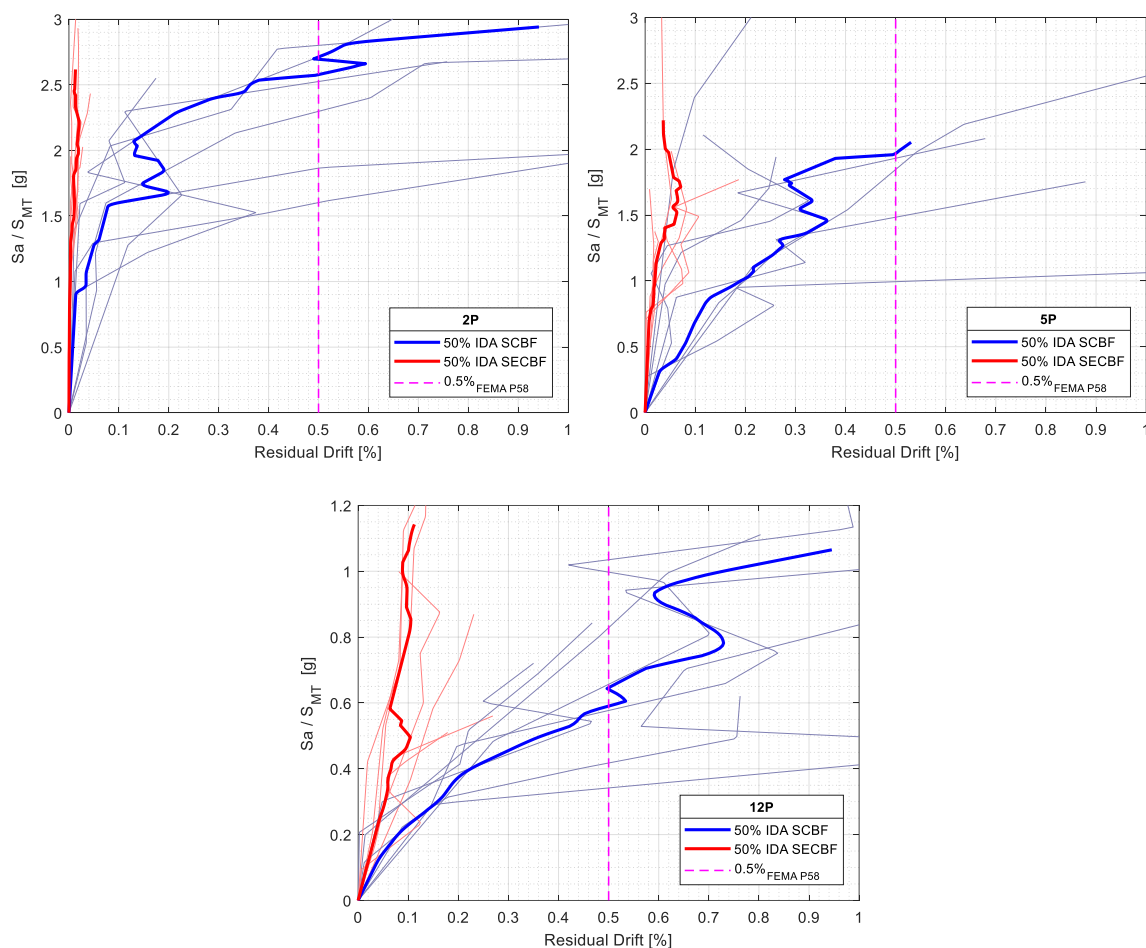


Figura 6-23. Curvas IDA de los arquetipos: S_a/S_{MT} vs. distorsión residual de entrepiso.

En consecuencia, al controlarse la distorsión residual de piso los elementos estructurales secundarios del sistema (vigas y columnas) experimentan menor demanda de rotación como se observa en la Figura 6-24, en la que se ilustra la respuesta histerética de los elementos para el arquetipo de 2 pisos ante el sismo de Iquique de 2014. Se emplea el mismo criterio de evaluar la respuesta bajo una intensidad sísmica cercana al colapso.

En el caso de las columnas, se obtiene que en ambos casos alcanzan el nivel de Seguridad de Vida LS, con demandas de rotación similares que para el SCBF alcanza 0.025rad versus 0.021rad obtenido en el SECBF que corresponde a una reducción del 19%. Con respecto al daño en las vigas, la reducción de demanda es muy significativa, puesto que en el SCBF se alcanza el nivel LS con una rotación máxima de 0.047rad. Por el contrario, en el SECBF las vigas apenas incursionan inelásticamente siendo pocas las que alcanzan el nivel de Ocupación Inmediata IO a una rotación máxima de 0.0185rad. Lo anterior equivale a una reducción en la demanda del 150%. La mayoría de las vigas permanece elástica.

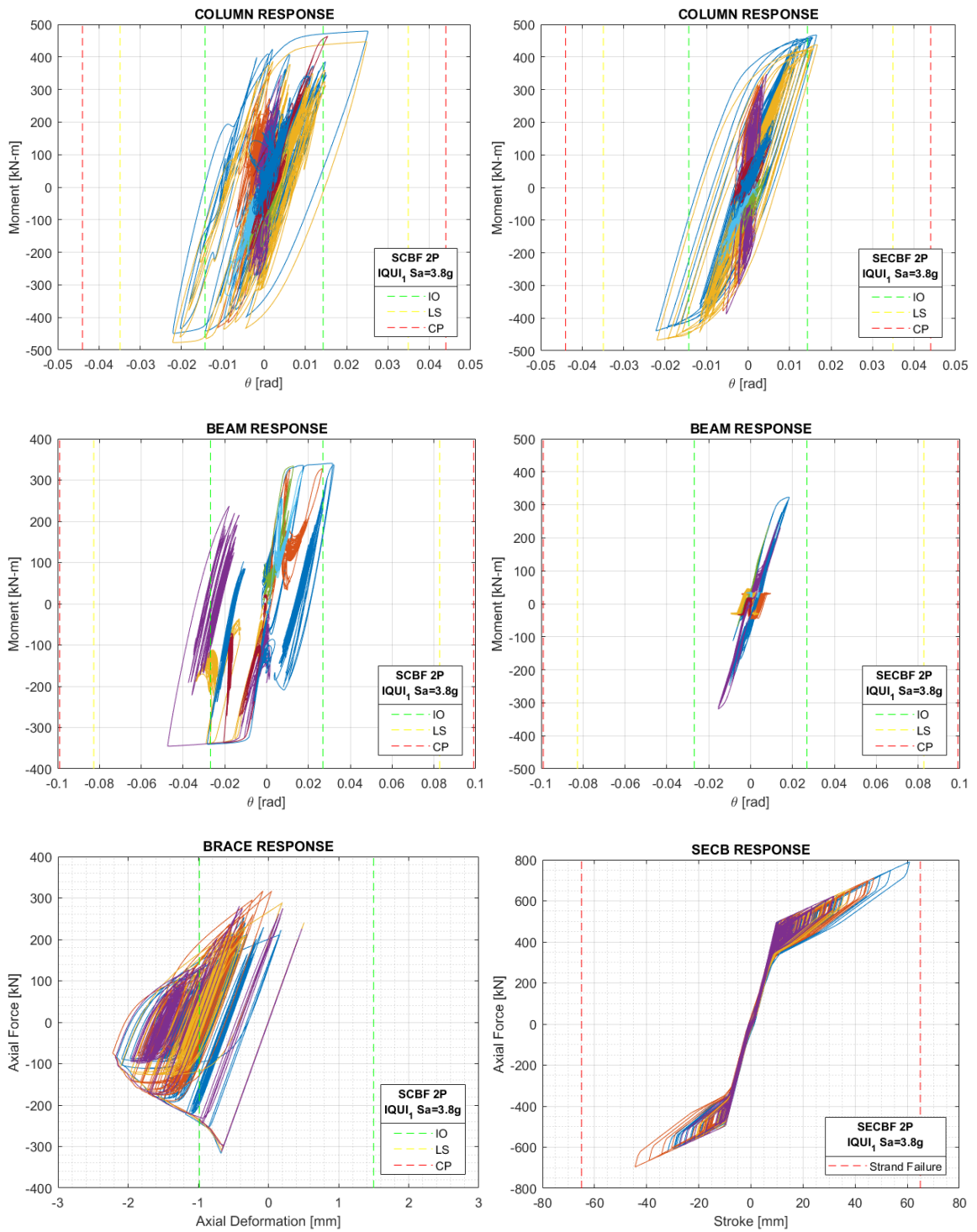


Figura 6-24. Respuesta histerética local de los elementos del arquetipo de 2 pisos ante el sismo de Iquique.

Con respecto a los elementos principales, la capacidad de las riostras del SCBF decae hasta alcanzar la resistencia residual en compresión $0.3P_{ne}$, lo que conduce al colapso del sistema.

Acorde con lo observado en el análisis estático no lineal, las riostras no son capaces de fluir en tracción.

Por otro lado, los dispositivos autocentrantes del sistema SECBF trabajan de forma casi simétrica en tracción y compresión, obteniéndose la mayor demanda de deformación axial en tracción. Cabe notar que, la deformación residual que se observó en los ensayos experimentales del dispositivo debido a su configuración y que se representó en el modelo constitutivo del mismo, se pierde en los ciclos de histéresis y no tiene influencia en la respuesta estructural, pues no se pierde la capacidad de autocentrado. Según se observa, los desplazamientos axiales son cercanos, pero no superan la capacidad de rotura de los cables.

En términos de energía, la Figura 6-25 muestra el balance de energía normalizada, para el arquetipo de 2 pisos bajo el sismo de Iquique escalado a una intensidad sísmica cercana al colapso. A primera vista se observa que en el caso del SCBF la energía disipada por la fluencia de las riostras $E_{Y_{BRACE}}$ alcanza apenas el 4% de la energía de entrada E_I . Esto ocurre debido a que las riostras disipan energía por pandeo en compresión por lo que los ciclos de histéresis son cada vez más angostos y no alcanzan a fluir en tracción como se mencionó previamente. La energía disipada por la fluencia de los elementos estructurales (vigas y columnas) $E_{Y_{BEAM-COL}}$ es del orden del 25% de E_I que se refleja en el extenso daño de estos mostrado anteriormente. Por otra parte, en el caso del SECBF el daño por fluencia de los elementos se reduce a un valor de 13% de E_I ; mientras que los dispositivos autocentrantes $E_{D_{SECB}}$ llegan a disipar el 21% de la energía sísmica de entrada. Esto refleja el desempeño superior que presenta el SECBF en comparación con el tradicional SCBF.

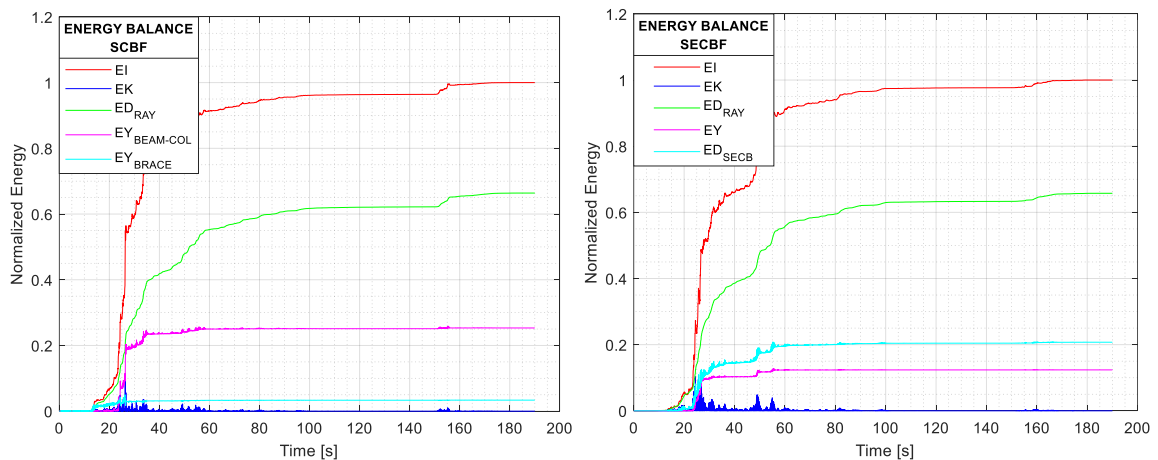


Figura 6-25. Balance de energía del arquetipo de 2 pisos ante el sismo de Iquique escalado a una intensidad cercana al colapso.

El análisis realizado para uno de los registros más demandantes se extiende a todos los arquetipos con el fin de contar con un criterio general de lo que ocurre con los elementos

secundarios. Por lo tanto, se analiza su desempeño en términos de la energía disipada por fluencia E_Y , que representa el nivel de daño debido a la plastificación. La Figura 6-26 muestra el promedio de E_Y de todos los registros obtenida para una intensidad cercana al colapso, normalizada a la energía sísmica de entrada E_I . A primera vista, los resultados muestran que para ambos sistemas la energía disipada por vigas y columnas es menor al 25% de la energía total, obteniéndose valores más pequeños en el sistema SECBF. En este sistema, E_Y/E_I aumenta de manera uniforme con la altura de la edificación. En consecuencia, en el caso del arquetipo de 2 pisos la reducción en el daño de los elementos es del orden del 20% y para el arquetipo de 12 pisos la razón de energías es muy similar.

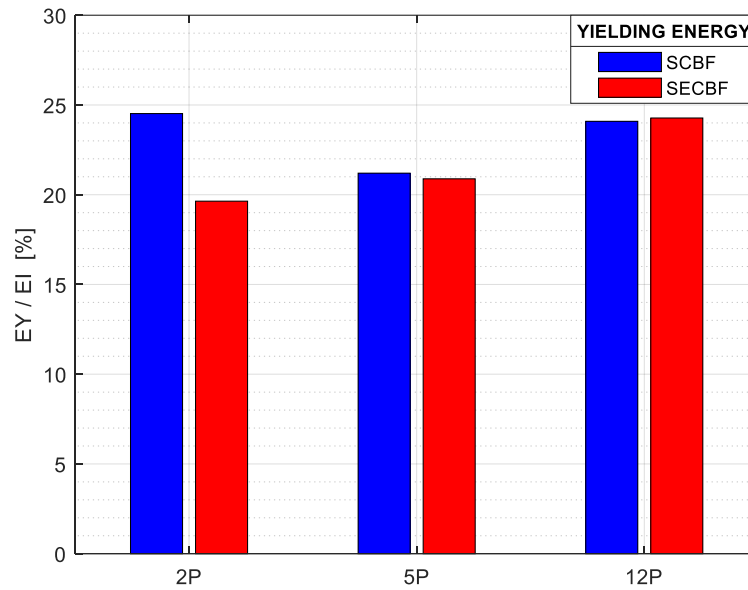


Figura 6-26. Media de la energía disipada por fluencia E_Y en vigas y columnas.

Adicionalmente, se evalúa el aporte de los dispositivos autocentrantes SECB a la disipación de energía. La Figura 6-27 muestra el porcentaje de energía disipada por los dispositivos $E_{D_{SECB}}$ normalizada a la energía de entrada E_I , obteniéndose una media del 25.7%. Es notable, que los dispositivos disipan mayor cantidad de energía en las estructuras de periodo más largo. Sin embargo, esto también conlleva en un aumento de la energía disipada por fluencia como se mencionó previamente.

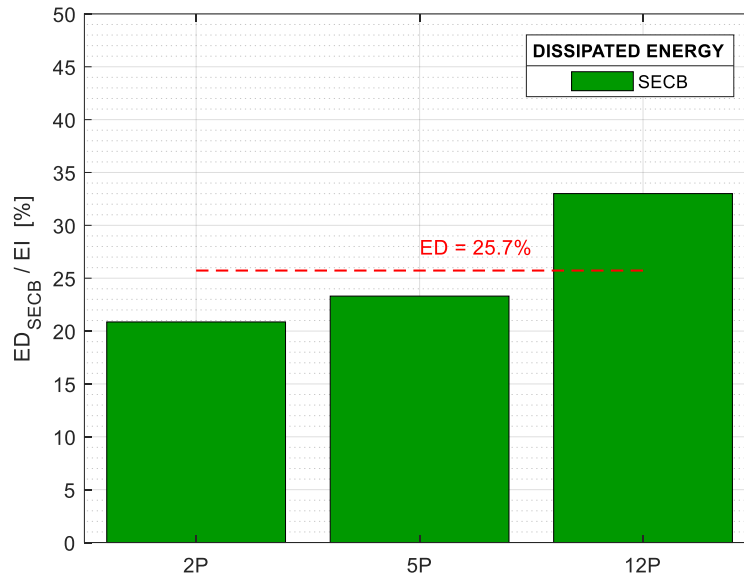


Figura 6-27. Media de la energía disipada por los dispositivos autocentrantes SECB.

En resumen, se concluye que los dispositivos autocentrantes mejoran el desempeño de las estructuras de marcos de acero. Se obtiene un sistema relativamente rígido capaz de controlar deflexiones excesivas comparable con un sistema de marcos arriostrados SCBF, pero con mayor margen de seguridad al colapso. Esto se debe principalmente a la capacidad de autocentrado que se añade a la estructura que ayuda a controlar el daño por fluencia del resto de elementos del sistema (vigas y columnas). Adicionalmente, los dispositivos con capaces de absorber hasta el 25% de la energía de entrada ante un nivel de intensidad sísmica cercana al colapso; aun cuando su trabajo principal no está orientado a disipar energía.

6.7 Evaluación del desempeño estructural del sistema propuesto

La evaluación del desempeño del sistema estructural se realiza en función de analizar su fragilidad al colapso, de acuerdo con la metodología de FEMA P695. En primer lugar, la curva de capacidad obtenida del NSP es utilizada para cuantificar el factor de sobre resistencia Ω y la ductilidad basada en el período μ_T de cada arquetipo. El primero se define como la razón entre el cortante máximo en la base V_{max} y el cortante de diseño V_{dis} , que en este caso corresponde a la fuerza cortante calculada con la norma NCh433.

$$\Omega = \frac{V_{max}}{V_{dis}} \quad (6-41)$$

La ductilidad basada en el período se define como la razón entre el desplazamiento último de techo δ_u y el desplazamiento de fluencia efectiva $\delta_{y_{eff}}$:

$$\mu_T = \frac{\delta_u}{\delta_{y_{eff}}} \quad (6-42)$$

Para lo cual, δ_u corresponde al punto en que la estructura pierde un 20% de su máxima capacidad, es decir $0.80V_{max}$, como se muestra en la Figura 6-28.

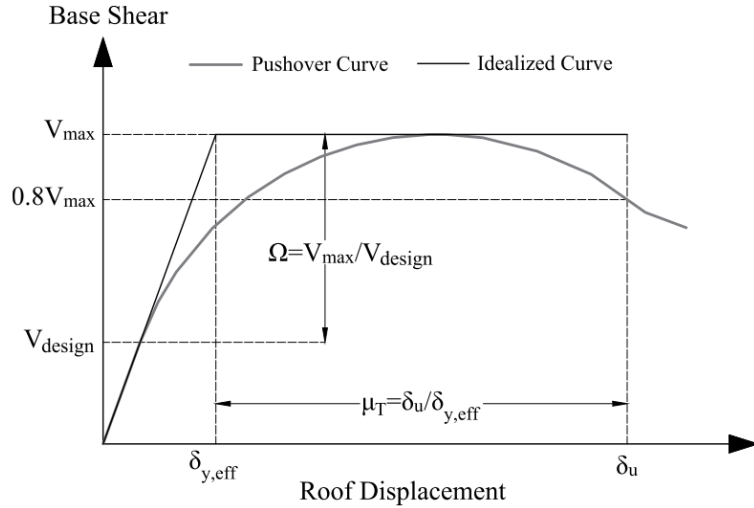


Figura 6-28. Curva de capacidad (Pushover) idealizada [156].

$\delta_{y_{eff}}$ se determina a partir de la idealización de la curva de capacidad a una curva bilineal, en la que se interseca la recta de la pendiente elástica con una recta horizontal que pasa por el cortante máximo. Se lo calcula en base a la expresión:

$$\delta_{y_{eff}} = C_0 \cdot \frac{V_{max}}{W} \cdot \left[\frac{g}{4\pi^2} \right] \cdot (\max(T_{modal}^*, C_u T))^2 \quad (6-43)$$

donde W es el peso sísmico de la estructura, T_{modal}^* es el período obtenido del análisis modal, $C_u T$ es el período fundamental estimado con la norma, y C_0 se calcula con la expresión:

$$C_0 = \phi_{1,r} \cdot \frac{\sum_1^N m_x \cdot \phi_{1,x}}{\sum_1^N m_x \cdot \phi_{1,x}^2} \quad (6-44)$$

$\phi_{1,r}$ es el desplazamiento modal del techo en el modo de vibración fundamental, m_x la masa del piso x , N es el número de pisos y $\phi_{1,x}$ es el desplazamiento modal del piso x en el modo de vibración fundamental. La Tabla 6-14 muestra los parámetros de desempeño obtenidos del NSP.

Tabla 6-14. Índices de margen al colapso de los arquetipos.

No. Pisos	Sistema	V_{dis} [kN]	V_{max} [kN]	Ω	δ_{yeff} [mm]	δ_u [mm]	μ_T
2	SCBF	112.5	733.3	6.52	19.60	60.9	3.112
	SECBF	112.5	1362.0	11.12	52.23	182.4	3.492
5	SCBF	261.0	1377.0	5.28	120.03	399.4	3.328
	SECBF	261.0	1793.0	6.87	143.03	439.4	3.072
12	SCBF	625.2	2149.0	3.44	269.33	788.8	2.927
	SECBF	625.2	2683.0	4.29	388.64	1247.1	3.209

A primera vista, se observa que los factores de sobre resistencia son mucho mayores a lo estipulado en el ASCE 7 para SCBF ($\Omega_0 = 2.0$) y tienden a disminuir con la altura de la estructura. De acuerdo con lo mencionado previamente, la sobre resistencia del sistema SECBF es significativamente mayor en todos los arquetipos.

Con respecto a la ductilidad basada en el período μ_T , para ambos sistemas se encuentra alrededor de 3 siendo ligeramente mayor (~ 4%) para el SECBF.

6.7.1 Criterios de aceptación del sistema

Investigaciones recientes han señalado que el cálculo de la capacidad de colapso de sistemas estructurales mediante análisis IDA debe ser influenciado por la forma espectral de los registros sísmicos, ya que afecta a la respuesta estructural [153]. En efecto, la capacidad de colapso calculada tiende a ser mayor para registros sísmicos con forma espectral puntiaguda. Esto es especialmente verdadero cuando el pico máximo está cerca del período fundamental. La forma más adecuada de considerar la forma espectral en los análisis de colapso es seleccionar registros sísmicos que tengan un valor apropiado de ε en el período fundamental. Siendo ε el número de desviaciones estándar de la aceleración espectral de un registro por encima o por debajo de la aceleración espectral media calculada con una ecuación de atenuación [157], [158]. Este criterio puede ser muy complejo de aplicar sobre todo si se evalúan varios arquetipos con distintos períodos fundamentales.

Por lo tanto, la metodología de FEMA P695 propone una forma simplificada de tomar en cuenta este efecto, al afectar el índice de margen al colapso CMR por un factor de forma espectral

SSF dependiente del período fundamental y de μ_T . Así, se obtiene un índice de margen al colapso ajustado $ACMR$.

$$ACMR = SSF \cdot CMR \quad (6-45)$$

Sin embargo, los SSF expuestos FEMA P695, están calculados para registros sísmicos de la costa Oeste de Estados Unidos, cuyas formas espectrales distan de las formas esperadas en sismos de subducción como en el caso chileno. En consecuencia, en este estudio se emplean los factores forma espectral calculados por Estrella et al. [153] para un grupo de sismos de subducción. La Tabla 6-15 muestra los $ACMR$ calculados para todos los arquetipos.

Tabla 6-15. Índices ajustados de margen al colapso de los arquetipos.

No. Pisos	Sistema	T_{modal}^* [s]	CMR	μ_T	SSF	$ACMR$
2	SCBF	0.251	2.290	3.112	1.21	2.771
	SECBF	0.299	2.330	3.492	1.23	2.867
5	SCBF	0.520	1.345	3.328	1.23	1.654
	SECBF	0.620	1.546	3.072	1.25	1.932
12	SCBF	1.301	1.516	2.927	1.32	2.001
	SECBF	1.453	1.657	3.209	1.34	2.313

Estos índices deben ser cotejados con los criterios de aceptación de la metodología, que están definidos en función de la incertidumbre total de colapso. Varias fuentes de incertidumbre contribuyen a la variabilidad de la capacidad de colapso de un sistema. Es así como, cuando la incertidumbre en el sistema estructural es mayor, se necesitan índices de margen al colapso más grandes con el fin de limitar la probabilidad de colapso a un nivel aceptable para una intensidad correspondiente al MCE. La incertidumbre total del sistema β_{TOT} depende de 4 variables estadísticamente independientes en las que se agrupan todas las fuentes de incertidumbre.

$$\beta_{TOT} = \sqrt{\beta_{RTR}^2 + \beta_{DR}^2 + \beta_{TD}^2 + \beta_{MDL}^2} \quad (6-46)$$

β_{TOT} varía entre 0.275 cuando la incertidumbre es mínima y 0.950 cuando la incertidumbre es máxima.

β_{RTR} corresponde a la incertidumbre en la respuesta de la estructura debido a la variabilidad entre registros. Está asociada a las variaciones en el contenido de frecuencias y la variabilidad en

la caracterización de la amenaza sísmica. Toma valores en un rango de 0.20 a 0.40 y está en función de la ductilidad basada en el período.

$$\beta_{RTR} = 0.1 + 0.1\mu_T \leq 0.40 \quad (6-47)$$

β_{DR} está relacionado a la incertidumbre en la exhaustividad y robustez de los requerimientos de diseño y la seguridad que brindan ante modos de falla no anticipados. Varía en un rango de 0.10 a 0.50.

β_{TD} corresponde a la incertidumbre asociada a la cantidad y robustez de datos experimentales utilizados para definir el sistema. Se cuantifica en función de la calidad de los ensayos de laboratorio. Toma valores en un rango de 0.10 a 0.50.

β_{MDL} está relacionado con la incertidumbre en el modelo estructural para los análisis no lineales. Considera el grado en el que los arquetipos utilizados representan todo el sistema estructural. Además, se relaciona con la calidad de la modelación en cuanto a si es capaz de representar todas las fuentes de no linealidad y los modos de colapso esperados. Este factor varía entre 0.10 y 0.50.

Así pues, la metodología permite cuantificar cada parámetro de incertidumbre a partir de la confiabilidad y robustez de los datos disponibles, asignándoles una calificación de (A) Superior, (B) Buena, (C) Regular, y (D) Mala. Finalmente, una vez que se obtienen los valores de incertidumbre de cada parámetro se calcula la incertidumbre total, misma que está asociada a dos criterios para el sistema estructural. En primer lugar, el promedio de los $ACMR$ de cada grupo de desempeño \overline{ACMR} debe ser mayor a $ACMR_{10\%}$ que corresponde al índice de margen al colapso aceptable para el 10% de probabilidad de colapso; y, el $ACMR_i$ de cada arquetipo debe ser mayor de $ACMR_{20\%}$ correspondiente a un 20% de probabilidad de colapso.

La Tabla 6-16 muestra el cálculo de la incertidumbre total de ambos sistemas estructurales, de donde se concluye que el SECBF tiene mayor incertidumbre debido a que es un sistema relativamente nuevo que no ha sido tan estudiado como el SCBF.

Tabla 6-16. Incertidumbre de los sistemas estructurales.

Sistema	β	Calidad	Valor	Criterio
SCBF	β_{RTR}	N/A	0.40	Ecuación 6-46
	β_{DR}	B	0.20	Las ecuaciones de diseño son muy robustas ya que es un sistema ampliamente estudiado, pero existe incertidumbre en la fluencia simultánea de las riostras en estructuras de varios niveles.
	β_{TD}	B	0.20	Se han hecho múltiples ensayos a nivel de la riostra y del sistema estructural.
	β_{MDL}	B	0.20	El modelo es muy robusto ya que se modela la no linealidad con secciones basadas en fibras. Sin embargo, los arquetipos no abarcan la totalidad de las configuraciones posibles.
	β_{TOT}	N/A		0.529
SECBF	β_{RTR}	N/A	0.40	Ecuación 6-46
	β_{DR}	C	0.35	Las ecuaciones de diseño del SECB se han desarrollado en base a formulaciones empíricas y es necesario estudiar con mayor profundidad este sistema.
	β_{TD}	C	0.35	Se han realizado relativamente pocos ensayos tanto en el dispositivo SECB al igual que en sistemas autocentrantes.
	β_{MDL}	B	0.20	El modelo es muy robusto ya que se modela la no linealidad con secciones basadas en fibras. Sin embargo, los arquetipos no abarcan la totalidad de las configuraciones posibles.
	β_{TOT}	N/A		0.667

Con la incertidumbre calculada, se obtienen los valores de los criterios de aceptación de la tabla 7-3 de FEMA P695 y se comparan con los *ACMR* calculados. Los resultados en la Tabla 6-17 muestran que ambos sistemas cumplen con los criterios de aceptación aun cuando estos son más exigentes para el SECBF debido a la mayor incertidumbre.

Tabla 6-17. *ACMR* de los arquetipos comparados con los criterios de aceptación.

Sistema	Arquetipo	<i>ACMR</i>	<i>ACMR</i> _{20%}	Check	\overline{ACMR}	<i>ACMR</i> _{10%}	Check
SCBF	2P	2.771	1.56	OK	2.142	1.96	OK
	5P	1.654	1.56	OK			
	12P	2.001	1.56	OK			
SECBF	2P	2.867	1.74	OK	2.371	2.35	OK
	5P	1.932	1.74	OK			
	12P	2.313	1.74	OK			

6.7.2 Curvas de fragilidad al colapso

La fragilidad al colapso de una estructura puede ser medida mediante una función de probabilidad condicional que expresa la probabilidad de colapso del edificio ante una medida de intensidad sísmica específica. A partir de los datos de los análisis IDA se puede construir la curva de fragilidad al colapso mediante una función de densidad de probabilidad acumulada considerando una distribución lognormal [159], [160], de acuerdo con la expresión:

$$P[\text{Collapse}|IM = im] = \Phi\left(\frac{\ln(im) - \theta}{\beta_{TOT}}\right) \quad (6-48)$$

$P[\text{Collapse}|IM = im]$ es la probabilidad de colapso para una intensidad im , Φ es la función de distribución normal acumulada, θ es la media de la función de fragilidad y β_{TOT} es el factor de incertidumbre total del sistema (coeficiente de variación) relacionado con la dispersión. En este caso, θ corresponde al nivel de intensidad correspondiente al 50% de probabilidad de colapso, es decir \hat{S}_{CT} . El factor de incertidumbre tiene influencia sobre forma de la curva de fragilidad al colapso, debido a que mientras mayor es la incertidumbre la curva tiende a hacerse más plana. Esto obliga a que los sistemas con mayor incertidumbre deban tener mayor margen de seguridad al colapso [76]. La Figura 6-29 ilustra las curvas de fragilidad al colapso de los arquetipos estudiados, en función de la aceleración espectral S_a .

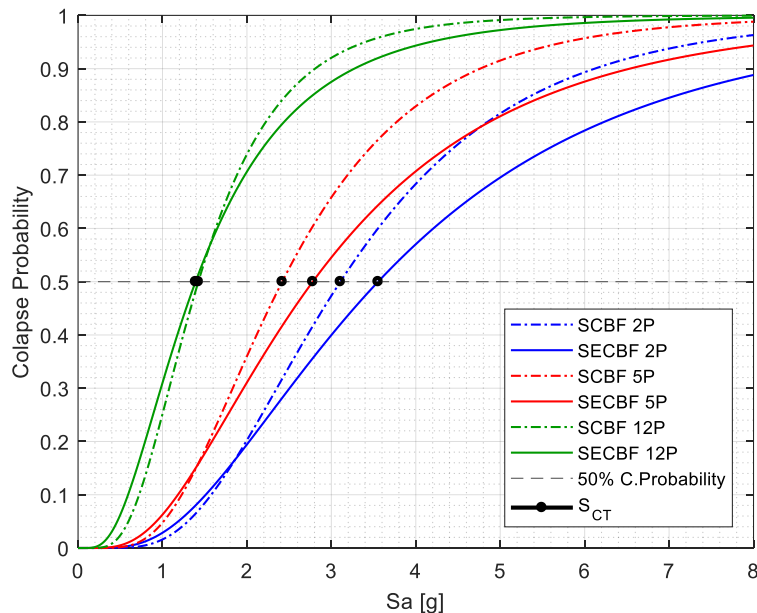


Figura 6-29. Curvas de fragilidad al colapso de los arquetipos.

Los resultados muestran que para un mismo nivel de intensidad sísmica S_a los arquetipos más flexibles tienen una mayor probabilidad de colapso según lo esperado. Por otro lado, aunque el sistema SECBF tiene mayor incertidumbre (dispersión), y por ende una curva más plana, presenta menor probabilidad de colapso que el SCBF para aceleraciones que exceden de 1.8g, 1.5g y 1.4g para los arquetipos de 2, 5 y 12 pisos respectivamente. Para aceleraciones menores, el sistema SCBF presenta probabilidades de colapso ligeramente menores. Esto se explica, debido a que el SCBF tiene una mayor rigidez elástica por lo que presenta mejor desempeño para aceleraciones relativamente “bajas”. Sin embargo, una vez que las riostras se pandean, la resistencia del sistema decae rápidamente volviéndolo más vulnerable al colapso. Por su parte, el mecanismo de agotamiento del sistema SECBF es mucho más progresivo por lo que su desempeño mejora para aceleraciones mayores en comparación con el SCBF.

Finalmente, la filosofía de diseño sismo resistente de ASCE 7 está orientada de tal manera, que los sistemas estructurales correspondientes a una categoría de riesgo II (equivalente a la categoría II de NCh433), presenten una probabilidad de colapso no mayor al 10% para una intensidad sísmica equivalente al sismo máximo probable MCE. Este requerimiento aplica tanto para los sistemas estructurales enlistados en la norma, como para sistemas estructurales nuevos. Para tener una visión general del comportamiento del sistema, se determinan las curvas de fragilidad al colapso en donde se reemplaza la aceleración S_a como medida de intensidad sísmica por el índice de margen al colapso ajustado $ACMR$. Así pues, un $ACMR = 1$ corresponde al nivel de intensidad del MCE (Figura 6-30). Se utiliza el valor medio obtenido de los 3 arquetipos.

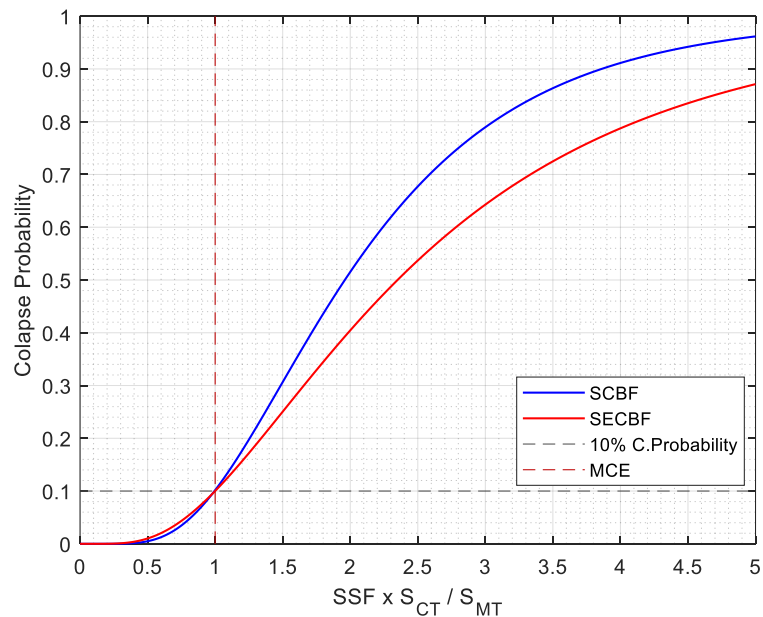


Figura 6-30. Curvas de fragilidad al colapso de los sistemas estructurales SCBF Y SECBF.

Los resultados muestran que ambos sistemas cumplen con la filosofía de diseño sismo resistente, obteniéndose menor probabilidad de colapso en el sistema SECBF.

6.8 Factores de diseño para SECBF

Una vez que se ha determinado que los arquetipos cumplen con los requerimientos de desempeño, se proceden a calcular los factores de diseño R, Ω_0, C_d que caracterizan al sistema estructural. Los cálculos se realizan también para el SCBF, con fines comparativos únicamente.

6.8.1 Factor de sobre resistencia Ω_0 del sistema

El factor de sobre resistencia del sistema Ω_0 debe ser calculado como el mayor promedio de los factores Ω obtenido para cada grupo de desempeño. Ω_0 debe ser redondeado en intervalos de 0.50 y no debe exceder de 1.5 veces el factor de reducción de respuesta R . Para fines de prácticos de diseño, Ω_0 no debe exceder de 3.0. En el caso de estudio se tiene un solo grupo de desempeño por lo que se calcula el promedio para cada arquetipo, y los resultados se muestran en la Tabla 6-18.

Tabla 6-18. Factor de sobre resistencia del sistema Ω_0 .

Sistema	Arquetipo	Ω	$\bar{\Omega}$	Ω_0	Ω_0 ASCE 7
SCBF	2P	6.52			
	5P	5.28	5.1	3.0	2.0
	12P	3.44			
SECBF	2P	11.12			
	5P	6.87	7.4	3.0	N/A
	12P	4.29			

Se obtienen valores superiores al máximo en ambos sistemas, siendo mayor en el SECBF, por lo que para diseño se considera el límite de 3.0. En el caso del SCBF se obtiene un valor mayor al estipulado en ASCE 7, sin embargo, es necesario recalcar que en este estudio se ha obtenido únicamente en base a tres arquetipos. Por tanto, para fines de diseño de un sistema SECBF se adopta este límite.

$$\Omega_{0SECBF} = 3.0$$

6.8.2 Factor de reducción de respuesta R del sistema

El factor de reducción de respuesta del sistema R contiene toda la no linealidad asociada al comportamiento sísmico de las estructuras, y se define como el cociente entre la resistencia requerida para que la estructura se mantenga elástica y la resistencia de diseño. Entonces, este factor está estrechamente relacionado con la sobre resistencia del sistema Ω_0 y con la ductilidad que pueda desarrollar.

$$R = \Omega_0 \cdot R_\mu \quad (6-49)$$

Donde R_μ es el factor de reducción de resistencia debido a la ductilidad del sistema μ_T . R_μ es un factor ha objeto de estudio de varios investigadores [161], [162] quienes han señalado que la reducción en la resistencia a la cedencia permitida para un factor de ductilidad especificado varía con el período de vibración. Por lo tanto, se han propuesto relaciones empíricas $R_\mu - \mu - T$, basadas en la respuesta de sistemas inelásticos de 1GDL sometidas a registros sísmicos de aceleración.

Se ha determinado que en el extremo de períodos cortos la aceleración del terreno es similar a la respuesta en aceleraciones de la estructura, por lo que no hay reducción en la fuerza sísmica y R_μ tiende a 1 A esta zona se le denomina sensible a la aceleración. En el extremo de períodos largos, la aceleración tiende a ser muy pequeña por lo que la fuerza inercial es muy pequeña. En consecuencia, el desplazamiento de la estructura tiende a ser igual al desplazamiento del terreno y R_μ tiende a ser igual a la ductilidad μ_T . Esta zona se denomina como sensible al desplazamiento. En el medio, R_μ varía de manera irregular con el período, identificándose una zona sensible a la velocidad en la que la respuesta de la estructura está relacionada con la velocidad del terreno. En este caso, R_μ se determina en base al principio de igualdad de las energías elástica e inelástica [83]. Las expresiones quedan de la forma.

$$R_\mu = 1 \quad T < T_A \quad (6-50)$$

$$R_\mu = \sqrt{2\mu_T - 1} \quad T_B < T < T_C \quad (6-51)$$

$$R_\mu = \mu_T \quad T > T_C \quad (6-52)$$

Donde T_A , T_B , T_C , son los períodos que separan las regiones espectrales y son iguales a 0.033s, 0.125s y 10s respectivamente. La Tabla 6-19 muestra los factores R calculados.

Tabla 6-19. Factor de reducción de respuesta estructural R .

Sistema	Arquetipo	Ω_0	μ_T	R_μ	R	\bar{R}	R ASCE 7
	2P		3.112	2.286	6.9		
SCBF	5P	3.0	3.328	2.378	7.1	6.9	6.0
	12P		2.927	2.927	6.6		
	2P		3.492	3.492	7.3		
SECBF	5P	3.0	3.072	3.072	6.8	7.0	N/A
	12P		3.209	3.209	7.0		

En el caso del SCBF se obtiene un promedio de 6.9 ligeramente mayor al valor estipulado en ASCE 7. En todo caso, para todos los arquetipos se garantiza que $R = 6.0$. Por su parte, para el SECBF se obtiene un promedio de $R = 7.0$. Este valor es el que debe adoptarse para fines de diseño.

$$R_{SECBF} = 7.0$$

6.8.3 Factor de amplificación de desplazamientos C_d

El factor de amplificación de desplazamientos C_d permite estimar la deformación inelástica esperada en la estructura a partir de su deformación elástica. Está basado en el valor aceptable de R reducido por el factor de amortiguamiento B_1 , correspondiente al factor de amortiguamiento efectivo del sistema ξ_I debido a la disipación inherente de los elementos estructurales justo antes de que la estructura alcance el desplazamiento de fluencia efectiva $\delta_{y_{eff}}$.

$$C_d = \frac{R}{B_1} \quad (6-53)$$

En general, ξ_I se puede asumir como 5% del amortiguamiento crítico por lo que $B_1 = 1.0$ y entonces $C_d = R$. Esto es cierto para algunos sistemas estructurales. En el caso del SECBF, si bien los dispositivos autocentrantes no se consideran como disipadores de energía propiamente, añaden una cierta cantidad de amortiguamiento al sistema, que puede reducir la demanda sísmica y las deformaciones inelásticas. Por lo tanto, C_d se cuantifica considerando el aporte de los dispositivos bajo una demanda de desplazamiento de $\delta_{y_{eff}}$. Las disposiciones de ASCE 7 para sistemas con amortiguamiento añadido, plantean que el amortiguamiento efectivo de una estructura ξ_{TOT} bajo una demanda de ductilidad μ_T puede ser calculado con la expresión:

$$\xi_{TOT} = \xi_I + \xi_V \cdot \sqrt{\mu_T} + \xi_H \quad 6-54)$$

Donde ξ_H es el componente de amortiguamiento efectivo causado por el comportamiento histerético post – fluencia de los elementos del sistema resistente; y ξ_V el componente de amortiguamiento efectivo causado por el sistema adicional de disipación de energía justo antes de que la estructura alcance $\delta_{y_{eff}}$. Este componente se determina mediante la expresión:

$$\xi_V = \frac{\sum_1^j E_{Dj}}{4\pi \cdot E_S} \quad 6-55)$$

Donde E_{Dj} es el trabajo (energía) del dispositivo j en un ciclo completo, y E_S es la energía de deformación elástica de la estructura. Luego, B_1 se puede estimar de una interpolación lineal de la tabla 18.7-1 de ASCE 7-22, o mediante la expresión propuesta por Sáez et al. [163] desarrollada a partir de registros chilenos de subducción correspondientes a terremotos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia de magnitudes superiores a 7.0Mw. En este estudio, se considera lo segundo, debido a que se ajusta al régimen tectónico de interés.

$$B_1 = 1 + f(\xi_{TOT}) \cdot \frac{T_m^{17.37}}{(T_m + 0.01)^{17.75}} \quad 6-56)$$

$$f(\xi_{TOT}) = 0.311 \cdot \ln^2\left(\frac{\xi_{TOT}}{0.05}\right) + 0.256 \cdot \ln\left(\frac{\xi_{TOT}}{0.05}\right) \quad 6-57)$$

Por lo tanto, se somete a los modelos a un NSP cíclico hasta completar un ciclo completo a una deformación máxima de $\delta_{y_{eff}}$. La Figura 6-31 ilustra la respuesta del arquetipo de 2 pisos del sistema SECBF, en donde se observa que los dispositivos se activan aportando con disipación de energía a la estructura. Las vigas y columnas no alcanzan a plastificarse a este nivel de deformación, por lo que $\xi_H = 0$. En cuanto a la respuesta global, se observa claramente que la estructura adquiere propiedades autocentrantes.

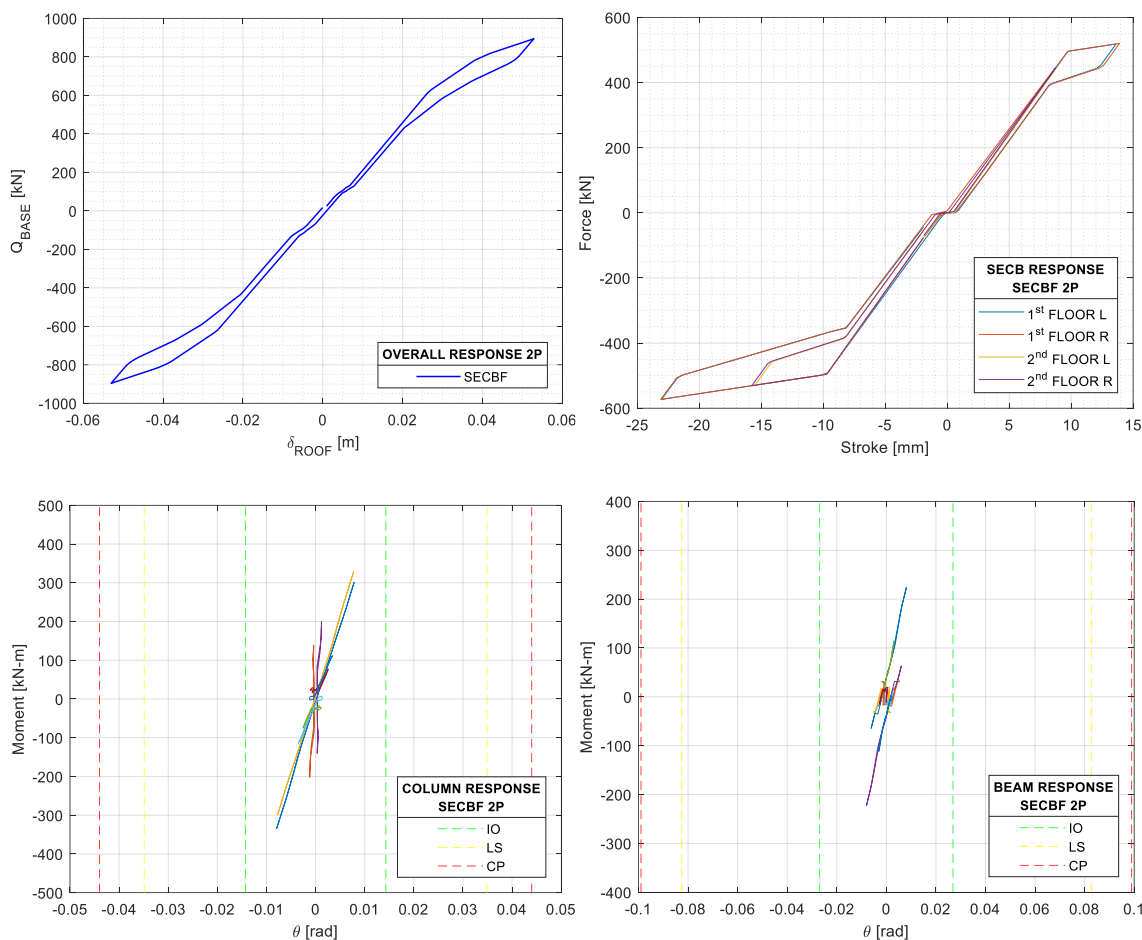


Figura 6-31. Respuesta del arquetipo 2P SECBF sometido a un ciclo de máxima deformación δ_{yeff} .

La Tabla 6-20 muestra los valores obtenidos del factor de amortiguamiento B_1 . En el caso del SCBF se ha calculado únicamente con fines comparativos, considerando que las riostras son las que aportan la disipación de energía.

Tabla 6-20. Factor de amortiguamiento B_1 .

Sistema	Arquetipo	E_S [N-mm]	E_D [N-mm]	ξ_V	ξ_{TOT}	B_1	\bar{B}_1
SCBF	2P	6.17E6	9.92E4	0.001	0.051	1.01	
	5P	7.83E7	6.66E6	0.007	0.057	1.03	1.01
	12P	1.89E8	1.67E4	0.001	0.051	1.01	
SECBF	2P	2.37E7	5.91E6	0.020	0.070	1.11	
	5P	8.37E7	1.49E7	0.014	0.064	1.08	1.07
	12P	3.08E8	1.26E7	0.004	0.054	1.02	

De acuerdo con lo esperado, el amortiguamiento disminuye con la altura de la edificación [164]. Los resultados muestran que en el caso del SCBF el aporte de las riostras al amortiguamiento es prácticamente nulo, mientras que en el caso del SECBF se obtiene un máximo del 2% del crítico, que los dispositivos añaden al sistema. Esto último corrobora que el SECB no está concebido como un disipador de energía propiamente sino más bien como un dispositivo autocentrante que aporta principalmente con rigidez, resistencia y en menor medida amortiguamiento. En conclusión, el factor de amplificación de desplazamientos de un sistema estructura autocentrante para fines de diseño puede tomarse como:

$$C_{d_{SECBF}} = 6.5$$

6.9 Contribución al estado del arte

En este capítulo se evalúa la fragilidad al colapso del sistema estructural propuesto, que se compone de marcos de acero arriostrados con el dispositivo autocentrante (SECB Frame). Su desempeño se compara con el sistema tradicional de marcos especiales arriostrados SCBF. Los resultados arrojan que se obtiene un sistema de rigidez intermedia con un mecanismo de agotamiento muy dúctil, sin degradación de resistencia, y pérdida de rigidez gradual, a diferencia del sistema tradicional.

Se determina que el sistema estructural propuesto tiene capacidad de autocentrado bajo demandas sísmicas muy superiores al sismo máximo probable, obteniéndose deformaciones permanentes máximas del orden de 0.25%, por debajo de 0.50% que FEMA P-58 establece como límite para que una estructura sea técnica y económicamente reparable. Los dispositivos son capaces de disipar hasta un 25% del input de energía sísmica, aún cuando su diseño no está enfocado en la disipación de energía.

Se construyen curvas de fragilidad al colapso para el sistema estructural propuesto de donde se concluye que presenta mayor margen de seguridad al colapso en comparación con el sistema tradicional. Asimismo, se demuestra que el sistema cumple con la filosofía de diseño de ASCE 7 que establece una probabilidad de colapso no mayor al 10% para una intensidad sísmica equivalente al sismo máximo probable. Finalmente, se determinan los factores para el diseño sismo resistente del sistema estructural propuesto. En síntesis, se da cumplimiento al objetivo 4 de la investigación.

Capítulo 7

7. Conclusiones

En investigaciones recientes se ha determinado que el control de las deformaciones residuales permanentes en las estructuras causadas por terremotos, mejora notablemente el desempeño sísmico y reduce los costos de rehabilitación. Esto ha quedado registrado en los códigos de diseño que indican que las estructuras son técnica y económicamente reparables cuando la distorsión de entrepiso residual no supera el 0.50%. Por lo general, esto es muy difícil de conseguir con sistemas estructurales convencionales, dado que la filosofía de diseño considera la disipación de energía por fluencia de los elementos estructurales, para las demandas sísmicas de diseño y máxima probable.

En este contexto, surgen los sistemas de protección autocentrantes cuyo trabajo principal consiste en devolver a la estructura a su posición original en cada ciclo de carga, además de aportar con la disipación de energía proveniente del sismo.

De tal manera, en el presente trabajo se realiza una investigación exhaustiva del comportamiento de las aleaciones de memoria de forma SMA, con el objetivo de aprovechar sus propiedades superelásticas el desarrollo de un innovador dispositivo autocentrante basado en cables de SMA, orientado a la protección sísmica de estructuras de marcos de acero. El estudio se desarrolla en 4 fases en las que se investigan el alambre de SMA como material base, cables multicapa de SMA como elemento, el dispositivo como una subestructura, y se evalúa el desempeño sísmico de estructuras de marcos de acero arriostradas con el dispositivo propuesto.

En la primera fase, el objetivo es caracterizar el material y maximizar sus propiedades superelásticas. El material utilizado corresponde a un alambre de 1.4mm de diámetro de aleación de memoria de forma de CuAlBe inicialmente sin superelasticidad. El alambre se sometió a 4 tratamientos térmicos que consiste en la aplicación de calor a 750 °C durante 20, 25, 30 y 35 minutos y un posterior templado en agua fría durante 20 segundos. Se trató un total de 56 muestras que se sometieron a ensayos cíclicos a tracción hasta la rotura, a tres temperaturas ambiente de 0°C, 23°C y 40°C. De esta fase se concluye lo siguiente:

- El tamaño de grano incrementa proporcionalmente con la duración de la exposición al tratamiento térmico, encontrando que se requiere un mínimo tamaño de 200µm (25min) para que el material desarrolle superelasticidad aceptable.

- La deformación residual incrementa con la amplitud máxima de deformación del ciclo, por lo que el límite para definir que el material deja de ser superelástico se considera cuando la deformación residual al final del ciclo supera el 10% de la deformación máxima en ese ciclo. Cabe anotar que el material se entrena rápidamente, puesto que la deformación luego de un par de ciclos es despreciable y el efecto de primer ciclo se elimina.
- Al incrementar el tamaño de grano el esfuerzo inicial de la transformación directa, la rigidez post fluencia, la deformación residual y la capacidad de disipación de energía disminuyen. Esto se justifica debido a que el esfuerzo final de la transformación inversa incrementa generando ciclos de histéresis más angostos. Sin embargo, la deformación en el límite superelástico y la deformación a la fractura incrementan.
- El ensayo a distintas temperaturas ambiente muestra que la superelasticidad se mantiene en el rango de 0°C a 40°C. La resistencia del material aumenta con el incremento de la temperatura ambiente a razón 1.9 – 2.3MPa/°C. Sin embargo, el CuAlBe tiene menor dependencia de la temperatura que el NiTi. El lote con el tratamiento térmico de mayor duración (35min) y mayor tamaño de grano (~400µm) muestra ciclos de histéresis inestables cuando se ensaya a 40°C.
- De los ensayos cíclicos a la fractura se determina que degradación de la vida útil a la fatiga es más violenta a bajas temperaturas, por lo que el alambre resiste más ciclos a la fractura a deformaciones menores al 4.5% y la tendencia se invierte para deformaciones mayores a este valor. En base a esta información se propone un modelo de fatiga de bajos ciclos basado en la relación de Coffin – Manson para la SMA de CuAlBe a distintas temperaturas.
- El tiempo de tratamiento térmico que maximiza las propiedades superelásticas del material para aplicaciones de autocentrado es de 30 minutos, con lo que se obtiene un tamaño de grano medio de 300µm, una deformación recuperable del 6.5% y un amortiguamiento viscoso equivalente del 3.6%.
- Se propone un modelo constitutivo multilínea tipo bandera para representar el comportamiento cíclico de aleaciones de memoria de forma superelásticas. La novedad del modelo es que considera la degradación de la resistencia, rigidez y la deformación residual en cada ciclo, de manera sencilla pero muy precisa. Para esto se desarrollan modelos de degradación de las propiedades que dependen directamente de la amplitud de deformación máxima del ciclo, por lo que es aplicable a todo tipo de patrones de carga.
- El modelo propuesto se valida con los resultados experimentales de esta investigación y de otros autores, obteniéndose un buen ajuste numérico incluso para aleaciones distintas al CuAlBe, por lo que es aplicable a todo tipo de material cuya respuesta histerética sea de tipo bandera.

Los alambres por sí solos alcanzan resistencias relativamente bajas para ser aplicados en un dispositivo, por lo que en la segunda fase se realiza un análisis paramétrico de cables manufacturados con los alambres de SMA. El objetivo contempla optimizar la geometría de los cables y obtener las configuraciones óptimas que maximizan las propiedades. Para el propósito, se realiza un análisis numérico de cables multicapa 1x7 y 1x19 considerando un rango de variación del ángulo de trenzado de 1° a 30°. Se contempla que el núcleo de los cables está hecho de la misma SMA y de un material más deformable como el polyester. Además, se considera que los extremos de los cables son tanto fijos como libres a la rotación. El comportamiento del material se modela en base a la ley constitutiva propuesta y luego se integra en 4 modelos de cable linealizados. Se manufacturan y ensayan probetas de cables 1x7 variando el ángulo de trenzado y se validan los análisis numéricos. Finalmente, se caracterizan las incertidumbres en las propiedades mecánicas del material asociadas a dispersión obtenidas en la experimentación y se propaga la incertidumbre al comportamiento del cable, dentro de un esquema de análisis Bayesiano. Se obtienen las siguientes conclusiones:

- Los modelos de cable que presentan mayor estabilidad numérica y proporcionan los resultados más conservadores son aquellos que consideran el efecto Poisson, la rigidez torsional de todas las hebras del cable incluido el núcleo, y la interacción entre capas, aun cuando generan matrices de rigidez asimétricas.
- El mejor desempeño global del cable se consigue cuando la mayoría de las capas alcanza deformaciones cercanas al límite máximo del material, puesto que individualmente, completan amplios ciclos de histéresis disipando la mayor cantidad de energía posible.
- El amortiguamiento máximo que se obtiene a nivel del cable (3.2%) no puede superar al máximo obtenido en el material independientemente de su configuración. En este contexto, no hay una configuración que garantice la máxima fuerza, deformación y amortiguamiento simultáneamente, por lo que el diseño óptimo del cable depende de la propiedad más relevante requerida.
- Así, si se desea obtener la máxima resistencia, el cable debe estar configurado de manera que los ángulos de trenzado de las capas sean iguales entre sí y menores a 15°. Los extremos del cable deben estar restringidos a la rotación y su núcleo debe ser preferentemente de la misma SMA. Esto último se justifica dado que la deformación adicional que se obtiene con un núcleo de un material más deformable no compensa la pérdida de resistencia, especialmente en cables de pocas capas. Se obtiene el máximo amortiguamiento de 3.2%.
- Por otro lado, si se requiere que el cable desarrolle la máxima deformación, la condición de extremos libres a la rotación es óptima, tomando en cuenta que pierde un 20% de capacidad de carga. El cable se debe configurar de manera que el ángulo de trenzado de la segunda capa sea el doble del ángulo de la primera capa y menor a 20°. El núcleo

debe estar hecho de un material más deformable que la SMA para que la capacidad de deformación del cable no esté controlada por el núcleo. Se obtiene el máximo amortiguamiento de 3.2% al igual que en el caso anterior.

- El proceso de trenzado del cable induce una pretensión y deformación inicial en los alambres. Esta debe controlarse para que sea menor a la deformación correspondiente al inicio de la transformación directa, con el fin de que el cable no pierda capacidad de deformación significativa.
- Los resultados experimentales muestran que el cable exhibe ciclos de histéresis tipo bandera bien definidos con deformación residual despreciable. Asimismo, se observa una capacidad de deformación recuperable máxima del 6.5% a partir de la cual empiezan a romperse las hebras del cable. Sin embargo, luego de la fractura de una o más hebras el cable pierde resistencia, pero sigue manteniendo su capacidad de autocentrado. Por lo tanto, considerar una deformación recuperable de diseño del 5% es lo más razonable para garantizar la integridad del cable.
- La superficie de ruptura de las hebras muestra un mecanismo de falla combinado en el que predominan las zonas de ruptura dúctil transgranular, caracterizadas por la formación de micro cavidades que nuclean y aumentan de tamaño progresivamente hasta unirse. En los bordes del alambre se producen estrías producto de la fatiga y estricción. En menor proporción aparecen zonas de clivaje caracterizadas por saltos bruscos y escalones correspondientes a planos cristalográficos diferentes.
- Para el dispositivo autocentrante, la configuración óptima se obtiene con la configuración de máxima resistencia para un ángulo de trenzado de entre 2.5° a 5° . Ángulos de trenzado mayores inducen a una mayor pretensión inicial y pérdida de capacidad de deformación.
- Del análisis estocástico mediante actualización Bayesiana se concluye que existe mayor incertidumbre en diferentes lotes a los que se aplica el mismo tratamiento térmico, que en diferentes ensayos aplicados en el mismo lote. Por lo tanto, la información de un solo experimento no es suficiente para propagar la incertidumbre en la respuesta de cables de SMA de CuAlBe.
- Al tener información de varios experimentos realizados a distintas deformaciones, surge la interrogante si el mejor ajuste se obtiene al actualizar cada experimento por separado, o realizar la actualización con todos los experimentos simultáneamente. Se determina que la mejor predicción de la respuesta del material se obtiene realizando la actualización por separado para cada experimento.
- La propagación de la incertidumbre en las propiedades del material se propaga a los cables considerando tres escenarios: en el primero se considera que todas las hebras tienen las mismas propiedades actualizadas en cada ensayo por separado; el segundo considera que las hebras tienen las propiedades obtenidas de la actualización simultánea; y el tercero considera que cada hebra tiene propiedades distintas. Se

concluye que la propagación utilizando un ensayo a baja deformación describe un límite superior en la respuesta del cable, mientras que con un ensayo a mayor deformación se obtiene un límite inferior de la respuesta. La propagación con el segundo y tercer escenario no capturan toda la variabilidad del problema, pero representan una respuesta media.

- Finalmente, para diseñar cables de SMA de CuAlBe de forma determinista, los valores de los parámetros que se recomiendan considerar corresponden a los obtenidos mediante la actualización simultánea de todos los experimentos. Si bien el ajuste a cada experimento por separado no es el mejor, al propagar la incertidumbre en la respuesta de cables, representa uno de los mejores escenarios con un buen ajuste a los resultados experimentales del cable.

En la tercera fase, se realiza el diseño, manufactura y ensayo del dispositivo autocentrante denominado Superelastic Copper Brace (SECB) que aprovecha las propiedades superelásticas optimizadas de los cables de SMA de CuAlBe mediante una configuración innovadora que garantiza el trabajo uniaxial a tracción de estos, independientemente de la dirección de la carga axial aplicada. A partir de los resultados experimentales, se realiza la calibración de una ley constitutiva que represente adecuadamente el comportamiento cíclico del dispositivo. Adicionalmente, se desarrolla un modelo numérico con aplicación al software OpenSEES para el análisis de estructuras arriostradas con el dispositivo. Se concluye lo siguiente:

- En el análisis numérico se determina que la curva de histéresis que describe el comportamiento del dispositivo autocentrante corresponde a una doble bandera simétrica con mínima deformación residual, aportando principalmente con resistencia y rigidez al sistema, pero limitada disipación de energía. Por lo tanto, se clasifica dentro de los sistemas de protección pasiva histeréticos, dependientes de la deformación e independientes de la frecuencia de carga.
- La fuerza que desarrolla el dispositivo está gobernada por la resistencia de los cables de SMA de CuAlBe, que, al estar dispuestos en paralelo, es directamente proporcional al número de cables. La deformación de diseño del dispositivo se establece en 5%, a la que le corresponde un amortiguamiento viscoso equivalente del 3%.
- El mecanismo consiste en dos perfiles cuadrados de acero de distinta sección transversal de manera que uno quede inserto en el otro. Los perfiles cuentan con perforaciones rectangulares en los extremos en las que se insertan dos placas de acero con perforaciones laterales en las que se insertan los cables de SMA. En una de las placas se dispone de un mecanismo de pretensado consistente en un perno perforado. El prototipo se dimensiona para albergar dos cables de SMA de 1x7 con núcleo y ángulos de trenzado de 2.5°, 5° y 7.5° con una longitud efectiva media de 225mm y diámetro de 4.2mm. Todos los componentes del dispositivo se diseñan para la fuerza de rotura de los cables a un 6.5% de deformación.

- En el experimento, el dispositivo desarrolla curvas de histéresis estables a tracción y compresión demostrando que el mecanismo funciona en ambos casos. La rotura de la primera hebra se produce entre el 4% y el 5% de deformación. Una vez que se produce la rotura de una de las hebras, las restantes se reacomodan y se produce un decremento en la rigidez y resistencia del dispositivo, pero continúa trabajando de manera estable y simétrica.
- En el inicio de la carga en ambas direcciones, se observa un pequeño corrimiento de la curva de histéresis del orden de 0.5mm que equivale al 0.22% de deformación en el cable. Esto se debe a que al llegar a deformaciones cercanas a 0 donde la fuerza cambia de sentido, durante un instante, las placas que conectan los cables se despegan de los perfiles interior y exterior dejando de transmitir carga y reflejando una zona de fuerza cero. El efecto del primer ciclo asociado al comportamiento del material desaparece en la zona de fuerza cero, similar a lo que sucede con la deformación residual que queda contenida dentro de ella. La amplitud de esta zona es constante para todos los ensayos, por lo que se considera como una tolerancia de fabricación.
- La ley constitutiva para modelar el dispositivo queda parametrizada por la fuerza de fluencia F_Y , la rigidez elástica k_0 , la deformación de diseño u_u , la deformación del corrimiento de la curva u_{slip} , el factor de rigidez post fluencia α_1 , el factor de rigidez en el inicio de la transformación inversa α_2 , β_1 que define la capacidad de disipación de energía en el inicio de la transformación inversa; y β_2 que define la capacidad de disipación de energía en el inicio de la transformación directa. Se realiza la validación del modelo numérico con los resultados experimentales obteniéndose un error medio relativo del 7.0%.
- Con fines de diseño se determinan los factores de modificación de las propiedades del dispositivo causadas por las diferencias en la respuesta en el ensayo de varios prototipos iguales, factores externos como las condiciones ambientales y el envejecimiento, que hacen que la respuesta del dispositivo varíe en un rango específico. Se aplica la metodología de ASCE 7 obteniéndose $\lambda_{max} = 1.357$ y $\lambda_{min} = 0.681$, es decir una variación del orden de $\pm 30\%$.
- Finalmente, para representar adecuadamente el comportamiento del dispositivo en el software OpenSEES, se realiza la combinación de tres materiales disponibles en su librería. El material base es el SelfCentering Material que se combina en paralelo con el Hysteretic Material para modificar las rigideces de transformación. Este nuevo material se combina en serie con el Elastic Multilinear Material para representar la zona de fuerza 0 al inicio de la histéresis. En la validación del modelo se obtiene un error medio relativo del 13% en comparación con los resultados experimentales.

En la cuarta fase, se evalúa el desempeño de estructuras de marcos de acero arriostradas con el dispositivo propuesto SECBF, utilizando el software OpenSEES. Los resultados se comparan con el sistema estructural tradicional de arriostramientos concéntricos SCBF. Para esto, se construyen tres arquetipos de 2, 5 y 12 pisos con riostras tipo chevrón situados en una zona de

categoría de diseño sísmico D (alta sismicidad). Se aplican técnicas de análisis estático no lineal para evaluar la sobre resistencia y ductilidad de los modelos. Se evalúa la fragilidad al colapso de los sistemas estructurales a partir de análisis dinámicos incrementales, para una intensidad sísmica correspondiente al sismo máximo probable establecido en la norma chilena NCh3411. Se construyen curvas de fragilidad para ambos sistemas y se determinan los factores de diseño de acuerdo con la metodología de FEMA P695. Se obtienen las siguientes conclusiones:

- Aunque las riostras del sistema SCBF y los dispositivos autocentrantes SECBF se diseñan para la misma fuerza de fluencia, la rigidez axial del dispositivo es menor a la riostra, por lo que se obtienen estructuras más flexibles (11%) para un mismo número de pisos. Como resultado las derivas elásticas más grandes se obtienen en el sistema SECBF, de lo que se concluye que el sistema SCBF es el que mejor se desempeña elásticamente.
- La forma del primer modo de vibración en el SCBF describe una trayectoria curva cóncava donde los desplazamientos aumentan con la altura con una tendencia logarítmica asemejándose al comportamiento a de un sistema continuo de 1GDL tipo viga de flexión, lo cual es propio de los sistemas rígidos. En el sistema SECBF la tendencia de incremento de los desplazamientos es casi lineal, lo que denota un comportamiento intermedio entre un sistema rígido (marco arriostrado) y un sistema flexible (marco a momento). Como resultado los desplazamientos modales en los pisos inferiores del SCBF son menores que en el SECBF, en los pisos intermedios son similares y en los últimos pisos los desplazamientos son mayores.
- Del análisis NSP se concluye que, la primera fluencia en el SCBF se produce con el pandeo en compresión de una de las riostras, lo cual ocurre a una distorsión de entrepiso de alrededor del 0.3%. Este punto marca una caída brusca en la resistencia del sistema, para posteriormente recuperarse hasta que otra de las riostras se pandea y produce una nueva caída en la resistencia. El proceso se repite hasta que la estructura colapsa.
- En el sistema SECBF, la curva de capacidad se caracteriza por presentar un mecanismo de agotamiento más dúctil donde la pérdida de rigidez es gradual luego de la primera fluencia de la estructura. Esta última, se produce cuando se sobrepasa la fuerza de fluencia en uno de los dispositivos. Posteriormente, la resistencia incrementa experimentando cambios de rigidez cada que un dispositivo fluye, hasta el punto en el que los cables se fracturan en uno de ellos.
- La capacidad de deformación del SCBF hasta el inicio del colapso disminuye a medida que incrementa la altura de la estructura, lo cual ha sido comúnmente observado en el sistema. En el caso del SECBF no se cuenta con información previa sobre un patrón de comportamiento definido, pero al parecer la capacidad de deformación permanece constante y siempre mayor a la obtenida en el SCBF.

- Con respecto al daño local de los elementos estructurales, se concluye que la demanda de rotación en columnas es ligeramente mayor en el SCBF. Sin embargo, en los modelos de período largo del SCBF se produce un mecanismo de falla violento que no permite la plastificación de los otros elementos, a diferencia del SECBF cuyo mecanismo de falla es mucho más dúctil. En el caso de las vigas la demanda de rotación en el SECBF es significativamente menor (hasta un 76%), de lo que se concluye que este último es el que mejor se desempeña.
- Del análisis IDA se concluye que a medida que aumenta la altura de la edificación el colapso ocurre a un nivel de intensidad más bajo, lo cual ocurre en ambos sistemas. Al determinar los índices de margen al colapso se determina que el sistema SECBF presenta mayor margen de seguridad al colapso obteniéndose un incremento de hasta un 20% en la estructura de 12 pisos, en comparación con el sistema tradicional SCBF. Esto evidencia el buen desempeño sísmico que pueden llegar a tener los sistemas de marcos al añadirles dispositivos autocentrantes.
- Las curvas IDA construidas en base a la distorsión de piso residual como indicador de daño indican que el máximo obtenido en el sistema SECBF es menor al 0.25%, por lo que se espera que los daños sean reparables y el sistema pueda operar luego del sismo. Esta premisa es válida siempre y cuando no se exceda la capacidad de rotura de los cables como se ha mencionado previamente. Por otra parte, en el sistema SCBF los daños llegan a ser irreparables luego de haber alcanzado un cierto nivel de intensidad sísmica, que incluso en algunos casos está muy por debajo del MCE, especialmente en los modelos de período largo. Esto resalta la importancia de la capacidad de autocentrado que los dispositivos proporcionan a la estructura, devolviéndola a su posición original en cada ciclo.
- Con respecto a la energía disipada por fluencia de los elementos estructurales se determina que en ambos sistemas la energía disipada por vigas y columnas es menor al 25% de la energía total, obteniéndose valores más pequeños en el sistema SECBF. En este último, la razón de energías aumenta de manera uniforme con la altura de la edificación. En consecuencia, en el arquetipo de 2 pisos la reducción en el daño de los elementos es del orden del 20% y para el arquetipo de 12 pisos la razón de energías es similar.
- A pesar de que el trabajo principal de los dispositivos no está enfocado en la disipación de energía sino más bien en el autocentrado, son capaces de disipar en promedio hasta el 25% de la energía proveniente del sismo, a un nivel de intensidad cercano al colapso.
- De las curvas de fragilidad al colapso se concluye que para un mismo nivel de intensidad sísmica los arquetipos más flexibles tienen una mayor probabilidad de colapso según lo esperado. Por otro lado, aunque el sistema SECBF tiene mayor incertidumbre en la respuesta (dispersión), y por ende una curva más plana, presenta menor probabilidad de colapso que el SECBF para aceleraciones que exceden de $\sim 1.5g$. Para aceleraciones menores, el sistema SCBF presenta probabilidades de colapso ligeramente menores. Esto se explica, debido a que el SCBF tiene una mayor rigidez

elástica por lo que presenta mejor desempeño para aceleraciones relativamente “bajas”. Sin embargo, una vez que las riostras se pandean, la resistencia del sistema decae rápidamente volviéndolo más vulnerable al colapso.

- La filosofía de diseño sísmo resistente de ASCE 7 está orientada de tal manera, que los sistemas estructurales correspondientes a una categoría de riesgo II (equivalente a la categoría II de NCh433), presenten una probabilidad de colapso no mayor al 10% para una intensidad sísmica equivalente al sismo máximo probable MCE. Esto se cumple en ambos sistemas estructurales, obteniéndose menor probabilidad de colapso en el SECBF para intensidades que superan el MCE.
- Finalmente, se establece que los factores para el diseño sísmo resistente del sistema estructural compuesto por marcos de acero con arriostramientos autocentrantes basados en cables de SMA de CuAlBe, al que se le ha denominado SECBF son: $\Omega_{0SECBF} = 3.0$, $R_{SECBF} = 7.0$, $C_{dSECBF} = 6.5$. Los dispositivos son capaces de aportar con un amortiguamiento adicional del 2% del crítico.

Publicaciones

- C. Medina, R. Herrera, and J. F. Beltran, “Improvement of superelasticity conditions in Cu-based shape memory alloys for seismic control applications,” *Eng Struct*, vol. 274, 2023, doi: 10.1016/j.engstruct.2022.115151.
- C. D. Medina, R. A. Herrera, and J. F. Beltran, “Constitutive model for superelastic shape memory alloys considering strength and stiffness degradation and residual strain: An empirical approach for engineering applications,” *Eng Struct*, vol. 283, no. March, p. 115810, 2023, doi: 10.1016/j.engstruct.2023.115810.
- C. D. Medina, R. A. Herrera, and J. F. Beltran, “Parametric analysis of the mechanical behavior of Cu-Al-Be shape memory alloy strands for applications in self-centering systems,” *Materials Today Communications* (under review).
- C. D. Medina, R. O Ruiz, R. A. Herrera, and J. F. Beltran, “Stochastic analysis of the cyclic behavior of Cu-based SMA multilayered strands” (en elaboración).

Bibliografía

- [1] American Society of Civil Engineers, *ASCE 7: Minimum design loads and associated criteria for buildings and other structures*. Reston, VA, 2017, pp. 1–889. doi: 10.1061/9780784414248.
- [2] Asociación Chilena de Sismología e Ingeniería Antisísmica, *Diseño Sísmico Basado en Desempeño*, vol. Novimebre. Santiago de Chile, 2017. [Online]. Available: <http://www.achisina.cl/index.php/publicaciones/manuales-guias>
- [3] B. Chiaia, E. Barchiesi, V. De Biagi, and L. Placidi, “A novel structural resilience index: definition and applications to frame structures,” *Mech Res Commun*, vol. 99, pp. 52–57, 2019, doi: 10.1016/j.mechrescom.2019.03.007.
- [4] M. Bruneau and A. Reinhorn, “Overview of the resilience concept,” *8th US National Conference on Earthquake Engineering 2006*, vol. 6, no. 2040, pp. 3168–3176, 2006.
- [5] C. A. Canbay, O. Karaduman, N. Ünlü, and I. Özkul, “Study on Basic Characteristics of CuAlBe Shape Memory Alloy,” *Brazilian Journal of Physics*, vol. 51, no. 1, pp. 13–18, 2021, doi: 10.1007/s13538-020-00823-1.
- [6] C.-X. Qiu and S. Zhu, “Characterization of cyclic properties of superelastic monocrystalline Cu-Al-Be SMA wires for seismic applications,” *Constr Build Mater*, vol. 72, pp. 219–230, 2014, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2014.08.065.
- [7] Y. Zhang, J. A. Camilleri, and S. Zhu, “Mechanical properties of superelastic Cu-Al-Be wires at cold temperatures for the seismic protection of bridges,” *Smart Mater Struct*, vol. 17, no. 2, 2008, doi: 10.1088/0964-1726/17/2/025008.
- [8] C.-X. Qiu, “SEISMIC-RESISTING SELF-CENTERING STRUCTURES WITH SUPERELASTIC SHAPE MEMORY ALLOY DAMPING DEVICES,” The Hong Kong Polytechnic University, 2016.
- [9] C. Christopoulos and A. Filiatrault, *Principles of Passive Supplemental Damping and Seismic Isolation*. Pavia: IUSS PRESS, 2006.
- [10] Federal Emergency Management Agency, *FEMA P-58: Seismic performance assessment of buildings, volume 1 - methodology*, vol. 1, no. December 2018. 2018, p. 340. [Online].

Available: <https://femap58.atcouncil.org/%0Ahttps://www.fema.gov/media-library/assets/documents/90380>

- [11] Y. Zhang and S. Zhu, “A shape memory alloy-based reusable hysteretic damper for seismic hazard mitigation,” *Smart Mater Struct*, vol. 16, no. 5, pp. 1603–1613, 2007, doi: 10.1088/0964-1726/16/5/014.
- [12] J. F. Beltran, R. A. Herrera, and F. Nuñez, “Estudio de factibilidad de un dispositivo para protección estructural pasiva utilizando una aleación con memoria de forma en base a cobre,” Santiago, 2018.
- [13] J. F. Beltran, C. Cruz, O. Moroni, and R. A. Herrera, “ANALYSIS AND TESTING OF CABLES MADE OF CUALBE SMA,” in *Proceedings of the 9th U.S. National and 10th Canadian Conference on Earthquake Engineering*, Toronto: Earthquake Engineering Research Institute, 2010.
- [14] J. F. Beltran, C. Cruz, R. A. Herrera, and O. Moroni, “Shape memory alloy CuAlBe strands subjected to cyclic axial loads,” *Eng Struct*, vol. 33, no. 10, pp. 2910–2918, 2011, doi: 10.1016/j.engstruct.2011.06.015.
- [15] R. L. Boroschek, G. Farias, O. Moroni, and M. Sarrazin, “Effect of SMA braces in a steel frame building,” *Journal of Earthquake Engineering*, vol. 11, no. 3, pp. 326–342, 2007, doi: 10.1080/13632460601125763.
- [16] S. Montecinos, O. Moroni, and A. Sepúlveda, “Superelastic behavior and damping capacity of CuAlBe alloys,” *Materials Science and Engineering A*, vol. 419, no. 1–2, pp. 91–97, 2006, doi: 10.1016/j.msea.2005.11.057.
- [17] R. Araya, M. Marivil, C. Mir, O. Moroni, and A. Sepúlveda, “Temperature and grain size effects on the behavior of CuAlBe SMA wires under cyclic loading,” *Materials Science and Engineering A*, vol. 496, no. 1–2, pp. 209–213, 2008, doi: 10.1016/j.msea.2008.05.030.
- [18] Instituto Nacional de Normalización, *NCh3411: Requisitos para el diseño sísmico de estructuras con sistemas pasivos de disipación de energía*. Santiago, Chile, 2017, p. 54.
- [19] Pacific Earthquake Engineering Research Center, “Open System for Earthquake Engineering Simulation.” University of California at Berkeley, Berkeley, CA, 2021. [Online]. Available: <https://opensees.berkeley.edu/>

- [20] C. Cissé and M. Asle Zaeem, “Transformation-induced fracture toughening in CuAlBe shape memory alloys: A phase-field study,” *Int J Mech Sci*, vol. 192, Feb. 2021, doi: 10.1016/j.ijmecsci.2020.106144.
- [21] C. Fang and W. Wang, *Shape memory alloys for seismic resilience*, 1st ed. Singapore: Springer Nature Singapore Pte Ltd, 2019. doi: 10.1007/978-981-13-7040-3.
- [22] O. E. Ozbulut, S. Hurlebaus, and R. Desroches, “Seismic response control using shape memory alloys: A review,” *J Intell Mater Syst Struct*, vol. 22, no. 14, pp. 1531–1549, 2011, doi: 10.1177/1045389X11411220.
- [23] C. Fang, M. C. H. Yam, H. Ma, and K. F. Chung, “Tests on superelastic Ni–Ti SMA bars under cyclic tension and direct-shear: towards practical recentring connections,” *Materials and Structures/Materiaux et Constructions*, vol. 48, no. 4, pp. 1013–1030, 2015, doi: 10.1617/s11527-013-0212-4.
- [24] M. Indirli, M. G. Castellano, P. Clemente, and A. Martelli, “Demo-application of Shape Memory Alloy devices: the rehabilitation of the S. Giorgio Church Bell-Tower,” in *Proceedings of SPIE: Smart Structures and Materials 2001: Smart Systems for Bridges, Structures, and Highways*, Newport Beach, CA, USA, 2000, pp. 262–272.
- [25] C. M. Otsuka, K.; Wayman, *Shape Memory Materials*. Cambridge, UK: Cambridge University Press, 1998.
- [26] V. Torra, A. Isalgue, F. C. Lovey, and M. Sade, “Shape memory alloys as an effective tool to damp oscillations: Study of the fundamental parameters required to guarantee technological applications,” *J Therm Anal Calorim*, vol. 119, no. 3, pp. 1475–1533, 2015, doi: 10.1007/s10973-015-4405-7.
- [27] V. Torra, S. Casciati, and M. Vece, “Shape Memory Alloys Wires: From Small to Medium Diameter,” *Advances in Science and Technology*, vol. 101, pp. 79–88, 2016, doi: 10.4028/www.scientific.net/ast.101.79.
- [28] X. Yang, H. Zhou, X. Yang, X. Zhou, S. Y. Zhang, and Y. Du, “Shape memory alloy strands as cross-ties: Fatigue behavior and model-cable net tests,” *Eng Struct*, vol. 245, no. July, p. 112828, 2021, doi: 10.1016/j.engstruct.2021.112828.

- [29] G. Bala Narasimha and S. M. Murigendrappa, "An investigation on the properties of boron modified Cu–Al–Be polycrystalline shape memory alloys," *J Alloys Compd*, vol. 823, May 2020, doi: 10.1016/j.jallcom.2020.153733.
- [30] S. Belkahla, H. Flores Zuñiga, and G. Guenin, "Elaboration and characterization of new low temperature shape memory CuAlBe alloys," *Materials Science and Engineering A*, vol. 169, no. 1–2, pp. 119–124, 1993, doi: 10.1016/0921-5093(93)90606-F.
- [31] V. Torra, A. Isalgue, F. Martorell, P. Terriault, and F. C. Lovey, "Built in dampers for family homes via SMA: An ANSYS computation scheme based on mesoscopic and microscopic experimental analyses," *Eng Struct*, vol. 29, no. 8, pp. 1889–1902, 2007, doi: 10.1016/j.engstruct.2006.08.028.
- [32] M. S. Alam, M. A. Youssef, and M. Nehdi, "Utilizing shape memory alloys to enhance the performance and safety of civil infrastructure: A review," *Canadian Journal of Civil Engineering*, vol. 34, no. 9, pp. 1075–1086, 2007, doi: 10.1139/L07-038.
- [33] O. E. Ozbulut, C. Mir, O. Moroni, M. Sarrazin, and P. N. Roschke, "A fuzzy model of superelastic shape memory alloys for vibration control in civil engineering applications," *Smart Mater Struct*, vol. 16, no. 3, pp. 818–829, 2007, doi: 10.1088/0964-1726/16/3/031.
- [34] C. Mir, "Efecto del tamaño de grano y temperatura sobre el comportamiento superelástico de una aleación de CuAlBe," 2005.
- [35] M. Marivil, "Comportamiento superelástico de una aleación Cu-11.8%p. Al-0.5%p. Be, para aplicaciones en ingeniería antisísmica," 2007.
- [36] Y. Zhang, H. Xiaobin, and S. Zhu, "Seismic performance of benchmark base-isolated bridges with superelastic Cu–Al–Be restraining damping device," *Struct Control Health Monit*, no. February 2009, pp. 668–685, 2009, doi: 10.1002/stc.327.
- [37] H. Tobushi and K. Tanaka, "Deformation of a shape memory alloy helical spring: analysis based on stress-strain-temperature relation," *JSME International Journal*, vol. 34, no. 1, pp. 83–89, 1991.
- [38] E. J. Graesser and F. A. Cozzarelli, "Shape-memory alloys as new materials for aseismic isolation," *J Eng Mech*, vol. 117, no. 11, pp. 2590–2608, 1991, doi: 10.1061/(ASCE)0733-9399(1991)117:11(2590).

- [39] B. Carboni, W. Lacarbonara, and F. Auricchio, “Hysteresis of multiconfiguration assemblies of nitinol and steel strands: Experiments and phenomenological identification,” *J Eng Mech*, vol. 141, no. 3, pp. 1–16, 2015, doi: 10.1061/(ASCE)EM.1943-7889.0000852.
- [40] F. Auricchio, S. Marfia, and E. Sacco, “Modelling of SMA materials: Training and two way memory effects,” *Comput Struct*, vol. 81, no. 24–25, pp. 2301–2317, 2003, doi: 10.1016/S0045-7949(03)00319-5.
- [41] A. E. Charalampakis and G. C. Tsiatas, “A simple rate-independent uniaxial shape memory alloy (SMA) model,” *Front Built Environ*, vol. 4, 2018, doi: 10.3389/fbuil.2018.00046.
- [42] K. Wilde, P. Gardoni, and Y. Fujino, “Base isolation system with shape memory alloy device for elevated highway bridges,” *Eng Struct*, vol. 22, no. 3, 2000, doi: 10.1016/S0141-0296(98)00097-2.
- [43] Y. Zhang, J. Camilleri, and S. Zhu, “Uniaxial Tensile Testing of Superelastic CuAlBe Wires at Cold Temperatures Uniaxial Tensile Testing of Superelastic CuAlBe Wires,” 2007.
- [44] F. Auricchio, A. Reali, and U. Stefanelli, “A macroscopic 1D model for shape memory alloys including asymmetric behaviors and transformation-dependent elastic properties,” *Comput Methods Appl Mech Eng*, vol. 198, no. 17–20, pp. 1631–1637, 2009, doi: 10.1016/j.cma.2009.01.019.
- [45] S. A. Motahari and M. Ghassemieh, “Multilinear one-dimensional shape memory material model for use in structural engineering applications,” *Eng Struct*, vol. 29, no. 6, pp. 904–913, 2007, doi: 10.1016/j.engstruct.2006.06.007.
- [46] D. Fugazza, “Shape-Memory Alloy Devices in Earthquake Engineering: Mechanical Properties, Constitutive Modelling and Numerical Simulations,” 2003.
- [47] J. F. Beltran, “Computational Modeling of Synthetic-Fiber Ropes,” 2006.
- [48] A. Gysling, “Comparación de modelos analíticos que predicen el comportamiento de cables sometidos a cargas axisimétricas,” Universidad de Chile, 2008.
- [49] C. Cruz, “Análisis del comportamiento de cables trenzados y en paralelo de alambres de CuAlBe, para aplicaciones en ingeniería sísmica,” Universidad de Chile, 2009.

- [50] S. Machida and A. J. Durelli, “Response of a Strand To Axial and Torsional Displacements.,” *J Mech Eng Sci*, vol. 15, no. 4, pp. 241–251, 1973, doi: 10.1243/JMES_JOUR_1973_015_045_02.
- [51] A. Cardou and C. Jolicoeur, “Mechanical models of helical strands,” *Appl Mech Rev*, vol. 50, no. 1, pp. 1–14, 1997, doi: 10.1115/1.3101684.
- [52] C. Jolicoeur and A. Cardou, “A numerical comparison of current mathematical models of twisted wire cables under axisymmetric loads,” *Journal of Energy Resources Technology, Transactions of the ASME*, vol. 113, no. 4, pp. 241–249, 1991, doi: 10.1115/1.2905907.
- [53] F. H. Hruska, “Tangential Forces in Wire Ropes,” *Wire and Wire Products*, vol. 27, no. 5, pp. 459–463, 1952.
- [54] K. G. McConnell and W. P. Zemke, “A model to predict the coupled axial torsion properties of ACSR electrical conductors - A simplified strength of material theory for bare ACSR conductors is developed and compared to experimental results,” *Exp Mech*, vol. 22, no. 7, pp. 237–244, 1982, doi: 10.1007/BF02326388.
- [55] J. Lanteigne, “Theoretical estimation of the response of helically armored cables to tension, torsion, and bending,” *Journal of Applied Mechanics, Transactions ASME*, vol. 52, no. 2, pp. 423–432, 1985, doi: 10.1115/1.3169064.
- [56] R. H. Knapp, “Derivation of a new stiffness matrix for helically armoured cables considering tension and torsion,” *Int J Numer Methods Eng*, vol. 14, no. 4, pp. 515–529, 1979, doi: 10.1002/nme.1620140405.
- [57] W. Köster and H. Franz, “Poisson’s ratio for metals and alloys,” *Metallurgical Reviews*, vol. 6, no. 1, pp. 1–56, 1961, doi: 10.1179/mtr.1961.6.1.1.
- [58] K. Kumar and J. E. Cochran, “Closed-form analysis for elastic deformations of multilayered strands,” *Journal of Applied Mechanics, Transactions ASME*, vol. 55, no. 3, pp. 744–745, 1988, doi: 10.1115/1.3125862.
- [59] S. R. Ghoreishi, T. Messenger, P. Cartraud, and P. Davies, “Validity and limitations of linear analytical models for steel wire strands under axial loading, using a 3D FE model,” *Int J Mech Sci*, vol. 49, no. 11, pp. 1251–1261, 2007, doi: 10.1016/j.ijmecsci.2007.03.014.

- [60] W. S. Utting and N. Jones, "The response of wire rope strands to axial tensile loads-Part I. Experimental results and theoretical predictions," *Int J Mech Sci*, vol. 29, no. 9, pp. 605–619, 1987, doi: 10.1016/0020-7403(87)90033-6.
- [61] W. S. Utting and N. Jones, "The response of wire rope strands to axial tensile loads-Part II. Comparison of experimental results and theoretical predictions," *Int J Mech Sci*, vol. 29, no. 9, pp. 621–636, 1987, doi: 10.1016/0020-7403(87)90034-8.
- [62] J. Erochko, C. Christopoulos, and R. Tremblay, "Design, Testing, and Detailed Component Modeling of a High-Capacity Self-Centering Energy-Dissipative Brace," *Journal of Structural Engineering*, vol. 141, no. 8, p. 04014193, 2015, doi: 10.1061/(asce)st.1943-541x.0001166.
- [63] C.-X. Qiu and S. Zhu, "Shake table test and numerical study of self-centering steel frame with SMA braces," *Earthq Eng Struct Dyn*, vol. 46, no. 1, pp. 117–137, 2017, doi: 10.1002/eqe.2777.
- [64] C.-X. Qiu and S. Zhu, "Performance-based seismic design of self-centering steel frames with SMA-based braces," *Eng Struct*, vol. 130, pp. 67–82, 2017, doi: 10.1016/j.engstruct.2016.09.051.
- [65] A. Nespoli, D. Rigamonti, M. Riva, E. Villa, and F. Passaretti, "Study of pseudoelastic systems for the design of complex passive dampers: Static analysis and modeling," *Smart Mater Struct*, vol. 25, no. 10, pp. 1–17, 2016, doi: 10.1088/0964-1726/25/10/105001.
- [66] W. J. Ren, "An Innovative Shape Memory Alloy Damper for Torsionally Coupled Seismically Excited Structures," *11th Biennial ASCE Aerospace Division International Conference on Engineering, Science, Construction, and Operations in Challenging Environments*, pp. 1–9, 2008, doi: 10.1061/40988(323)189.
- [67] W. Ren, H. Li, and G. Song, "an Innovative Shape Memory Alloy Damper for Passive Control of Structures Subjected To Seismic Excitations," *Civil Engineering*, 2008.
- [68] H. Qian, H. Li, and G. Song, "Experimental investigations of building structure with a superelastic shape memory alloy friction damper subject to seismic loads," *Smart Mater Struct*, vol. 25, no. 12, pp. 1–14, 2016, doi: 10.1088/0964-1726/25/12/125026.

- [69] H. Dong, X. Du, and Q. Han, “Seismic responses of steel frame structures with self-centering energy dissipation braced on shape memory alloy cables,” *Advances in Structural Engineering*, vol. 22, no. 9, 2019, doi: 10.1177/1369433219834752.
- [70] A. Falahian, P. Asadi, H. Tajmir Riahi, and M. Kadkhodaei, “An experimental study on a self-centering damper based on shape-memory alloy wires,” *Mechanics Based Design of Structures and Machines*, 2021, doi: 10.1080/15397734.2021.1939048.
- [71] P. Sultana and M. A. Youssef, “Seismic performance of steel moment resisting frames utilizing superelastic shape memory alloys,” *J Constr Steel Res*, vol. 125, pp. 239–251, 2016, doi: 10.1016/j.jcsr.2016.06.019.
- [72] D. Vamvatsikos and C. Allin Cornell, “Incremental dynamic analysis,” *Earthq Eng Struct Dyn*, vol. 31, no. 3, pp. 491–514, 2002, doi: 10.1002/eqe.141.
- [73] S. Hu and W. Wang, “Comparative seismic fragility assessment of mid-rise steel buildings with non-buckling (BRB and SMA) braced frames and self-centering energy-absorbing dual rocking core system,” *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, vol. 142, no. September 2020, p. 106546, 2021, doi: 10.1016/j.soildyn.2020.106546.
- [74] C.-X. Qiu, X. Zhao, and S. Zhu, “Seismic upgrading of multistory steel moment-resisting frames by installing shape memory alloy braces: Design method and performance evaluation,” *Struct Control Health Monit*, vol. 27, no. 9, pp. 1–19, 2020, doi: 10.1002/stc.2596.
- [75] C. Fang, J. Chen, and W. Wang, “SMA-braced steel frames influenced by temperature: Practical modelling strategy and probabilistic performance assessment,” *Journal of Building Engineering*, 2023, [Online]. Available: <https://doi.org/10.1016/j.job.2023.107334>
- [76] Federal Emergency Management Agency, “FEMA P-695: Quantification of Building Seismic Performance Factors,” 2009.
- [77] S. Montecinos, P. Klímek, M. Sláma, S. Suarez, and S. Simison, “Corrosion behavior of a β CuAlBe shape memory alloy containing stress induced martensite,” *Appl Surf Sci*, vol. 466, 2019, doi: 10.1016/j.apsusc.2018.10.047.
- [78] J. Clavijo, “Caracterización de materiales a través de medidas de microscopía electrónica de barrido (SEM),” *Revista Elementos*, vol. 3, no. 3, 2013, doi: 10.15765/e.v3i3.420.

- [79] M. Abd Mutalib, M. A. Rahman, M. H. D. Othman, A. F. Ismail, and J. Jaafar, "Scanning Electron Microscopy (SEM) and Energy-Dispersive X-Ray (EDX) Spectroscopy," in *Membrane Characterization*, Elsevier B.V., 2017, pp. 161–179. doi: 10.1016/B978-0-444-63776-5.00009-7.
- [80] American Society for Testing and Materials, *ASTM E112-13 Standard Test Methods for Determining Average Grain Size*. United States, 2021, p. 28. doi: 10.1520/E0112-13R21.
- [81] R. A. Herrera, "Máquina para Ensayar Probetas de Goma a Corte Directo," 1998.
- [82] W. D. Callister, *Ciencia e Ingeniería de los Materiales*, 9th ed. New York, USA: John Wiley & Sons, 2019.
- [83] A. K. Chopra, *Dynamics of Structures Theory and Applications to Earthquake Engineering*, Fourth Edi. Upper Saddle River, NJ: Pearson, 2012.
- [84] A. Hautcoeur, A. Eberhardt, E. Patoor, and M. Berveiller, "Thermomechanical behavior of monocrystalline Cu-Al-Be shape memory alloys and determination of the metastable phase diagram," *Journal Physique IV*, vol. 5, pp. 459–464, 1995.
- [85] M. Bruneau, C.-M. Uang, and R. Sabelli, *Ductile Design of Steel Structures*, Second. New Yo: McGraw-Hill, 2011.
- [86] L. Coffin Jr, "A study of the effects of cyclic thermal stresses on a ductile metal," *Transactions of the American Society of Mechanical Engineers*, vol. 76, pp. 931–950, 1954.
- [87] S. S. Manson, "Behavior of materials under conditions of thermal stress," 1953.
- [88] J. I. Colombo, R. A. Herrera, and J. L. Almazán, "Low cycle fatigue capacity of shell-to-base connections in stainless steel thin-walled tanks," *Eng Struct*, vol. 245, no. June 2020, 2021, doi: 10.1016/j.engstruct.2021.112949.
- [89] G. Scirè Mammano and E. Dragoni, "Functional fatigue of Ni-Ti shape memory wires under various loading conditions," *Int J Fatigue*, vol. 69, pp. 71–83, 2014, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2012.03.004.
- [90] G. Eggeler, E. Hornbogen, A. Yawny, A. Heckmann, and M. Wagner, "Structural and functional fatigue of NiTi shape memory alloys," *Materials Science and Engineering A*, vol. 378, no. 1-2 SPEC. ISS., pp. 24–33, 2004, doi: 10.1016/j.msea.2003.10.327.

- [91] B. Liu, S. Jin, K. Chen, F. Wang, and C. Du, “Study on cyclic deformation behavior of shape memory alloy materials considering damage and the residual strain,” *J Alloys Compd*, vol. 797, pp. 1142–1150, 2019, doi: 10.1016/j.jallcom.2019.05.039.
- [92] S. Sameallah, V. Legrand, L. Saint-Sulpice, M. Kadkhodaei, and S. Arbab Chirani, “A comprehensive energy approach to predict fatigue life in CuAlBe shape memory alloy,” *Smart Mater Struct*, vol. 24, no. 2, 2015, doi: 10.1088/0964-1726/24/2/025004.
- [93] M. Kadkhodaei, R. K. N. D. Rajapakse, M. Mahzoon, and M. Salimi, “Modeling of the cyclic thermomechanical response of SMA wires at different strain rates,” *Smart Mater Struct*, vol. 16, no. 6, 2007, doi: 10.1088/0964-1726/16/6/012.
- [94] A. Noorizadegan, C. Chuin-Shan, D. L. Young, and C. S. Chen, “Effective condition number for the selection of the RBF shape parameter with the fictitious point method,” *Applied Numerical Mathematics*, vol. 178, pp. 280–295, 2022, doi: 10.1016/j.apnum.2022.04.003.
- [95] Z. Zhou and S. Keller, “Improving convergence by optimizing the condition number of the stiffness matrices arising from least-squares finite element methods,” *Comput Methods Appl Mech Eng*, vol. 385, p. 114023, 2021, doi: 10.1016/j.cma.2021.114023.
- [96] D. S. Watkins, *Fundamentals of Matrix Computations*, 2nd ed. New York, USA: Jonh Wiley & Sons, 2002.
- [97] L. N. Trefethen and D. I. Bau, *Numerical Linear Algebra*. Philadelphia, USA: SIAM, 1997.
- [98] J. F. Beltran, E. Nuñez, F. Nuñez, I. Silva, T. Bravo, and R. Moffat, “Static response of asymmetrically damaged metallic strands: Experimental and numerical approach,” *Constr Build Mater*, vol. 192, pp. 538–554, 2018, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2018.10.092.
- [99] K. Kumar and J. Botsis, “Contact stresses in multilayered strands under tension and torsion,” *Journal of Applied Mechanics, Transactions ASME*, vol. 68, no. 3, pp. 432–440, 2001, doi: 10.1115/1.1355777.
- [100] American Institute of Steel Construction, *AISC 341: Seismic Provisions for Structural Steel Buildings*. Chicago, IL, 2022, p. 546.
- [101] N. F. Casey, R. Belshaw, A. G. Paton, and J. Hooker, “Short- and long-term property behaviour of polyester rope,” *Proceedings of the Annual Offshore Technology Conference*, vol. 2, pp. 877–888, 2000, doi: 10.4043/12177-ms.

- [102] C. Bain, P. Davies, G. Bles, Y. Marco, and J. Barnet, “Influence of bedding-in on the tensile performance of HMPE fiber ropes,” *Ocean Engineering*, vol. 203, no. January, 2020, doi: 10.1016/j.oceaneng.2020.107144.
- [103] A. Palmgren, *Ball and Roller Bearing Engineering*, 3rd ed. Philadelphia, USA: SKF Industries, inc., 1959.
- [104] M. A. Miner, “Cumulative Damage in Fatigue,” *J Appl Mech*, vol. 12, no. 3, pp. A159–A164, Sep. 1945, doi: 10.1115/1.4009458.
- [105] J. Lemaitre and R. Desmorat, *Engineering Damage Mechanics*. Heidelberg: Springer International Publishing, 2005.
- [106] G. A. Lange, “Fractography of Metals,” *Encyclopedia of Materials: Science and Technology*, pp. 3265–3270, 2001, doi: 10.1016/b0-08-043152-6/00581-7.
- [107] H. Hou, J. Li, C. Chen, and C.-X. Qiu, “Uncertainty analysis of a shape memory alloy model for dynamic analysis,” *Smart Mater Struct*, vol. 30, no. 2, 2021, doi: 10.1088/1361-665X/abd5db.
- [108] H. Rappel, L. A. A. Beex, J. S. Hale, L. Noels, and S. P. A. Bordas, “A Tutorial on Bayesian Inference to Identify Material Parameters in Solid Mechanics,” *Archives of Computational Methods in Engineering*, vol. 27, no. 2, 2020, doi: 10.1007/s11831-018-09311-x.
- [109] M. Birrell *et al.*, “Bayesian inference for calibration and validation of uniaxial reinforcing steel models,” *Eng Struct*, vol. 243, no. June 2020, 2021, doi: 10.1016/j.engstruct.2021.112386.
- [110] R. Ruiz and A. Taflanidis, *Uncertainty Quantification*, 1st ed. Santiago de Chile: Universidad de Chile / University of Notre Dame, 2018.
- [111] P. Peralta, R. O. Ruiz, and A. A. Taflanidis, “Bayesian identification of electromechanical properties in piezoelectric energy harvesters,” *Mech Syst Signal Process*, vol. 141, p. 106506, 2020, doi: 10.1016/j.ymsp.2019.106506.
- [112] A. Poblete, R. Ruiz, and G. Jia, “Hierarchical Bayesian Approach for Model Parameter Updating in Piezoelectric Energy Harvesters,” *Mech Syst Signal Process*, vol. 172, no. June 2021, p. 108942, 2022, doi: 10.1016/j.ymsp.2022.108942.

- [113] P. E. Hadjidoukas, P. Angelikopoulos, C. Papadimitriou, and P. Koumoutsakos, “ $\Pi 4U$: A high performance computing framework for Bayesian uncertainty quantification of complex models,” *J Comput Phys*, vol. 284, pp. 1–21, 2015, doi: 10.1016/j.jcp.2014.12.006.
- [114] J. L. Beck and A. A. Taflanidis, “Prior and Posterior Robust Stochastic Predictions for Dynamical Systems Using Probability Logic,” *Int J Uncertain Quantif*, vol. 3, no. 4, pp. 271–288, 2013, doi: 10.1615/int.j.uncertaintyquantification.2012003641.
- [115] C. Papadimitriou, J. L. Beck, and L. S. Katafygiotis, “Asymptotic Expansions for Reliability and Moments of Uncertain Systems,” *J Eng Mech*, vol. 123, no. 12, pp. 1219–1229, 1997, doi: 10.1061/(asce)0733-9399(1997)123:12(1219).
- [116] W. Betz, I. Papaioannou, and D. Straub, “Transitional Markov Chain Monte Carlo: Observations and Improvements,” *J Eng Mech*, vol. 142, no. 5, pp. 1–10, 2016, doi: 10.1061/(asce)em.1943-7889.0001066.
- [117] J. Ching and Y. Chen, “Transitional Markov Chain Monte Carlo Method for Bayesian Model Updating, Model Class Selection, and Model Averaging,” *J Eng Mech*, vol. 133, no. 7, pp. 816–832, 2007.
- [118] N. Metropolis, A. W. Rosenbluth, M. N. Rosenbluth, A. H. Teller, and E. Teller, “Equation of state calculations by fast computing machines,” *J Chem Phys*, vol. 21, no. 6, 1953, doi: 10.1063/1.1699114.
- [119] W. K. Hastings, “Monte carlo sampling methods using Markov chains and their applications,” *Biometrika*, vol. 57, no. 1, 1970, doi: 10.1093/biomet/57.1.97.
- [120] J. L. Beck and S.-K. Au, “Bayesian Updating of Structural Models and Reliability using Markov Chain Monte Carlo Simulation,” *J Eng Mech*, vol. 128, no. 4, 2002, doi: 10.1061/(asce)0733-9399(2002)128:4(380).
- [121] S. K. Au and J. L. Beck, “Important sampling in high dimensions,” *Structural Safety*, vol. 25, no. 2, 2003, doi: 10.1016/S0167-4730(02)00047-4.
- [122] Y. Zhang and S. Zhu, “Seismic Response Control of Building Structures with Superelastic Shape Memory Alloy Wire Dampers,” *J Eng Mech*, vol. 134, no. 3, pp. 240–251, 2008, doi: 10.1061/(asce)0733-9399(2008)134:3(240).

- [123] B. D. Ripley and R. D. Rosenkrantz, “E. T. Jaynes: Papers on Probability, Statistics and Statistical Physics.,” *The Statistician*, vol. 39, no. 1, 1990, doi: 10.2307/2348205.
- [124] American Society for Testing and Materials, *ASTM A36-19 Standard Specification for Carbon Structural Steel*. United States, 2019, p. 3.
- [125] A. S. for T. and Materials, *ASTM A29-04 Standard Specification for General Requirements for Steel Bars, Carbon and Alloy, Hot-Wrought*. 2003, pp. 1–16. doi: 10.1520/A0029.
- [126] M. C. Constantinou, T. T. Soong, and G. F. Dargush, *Passive Energy Dissipation Systems for Structural Design and Retrofit*, 1st ed. Buffalo, 1998.
- [127] American Institute of Steel Construction, *AISC 360: Specification for Structural Steel Buildings*. Chicago, IL, 2022, p. 676.
- [128] Computers and Structures Inc., “SAP2000: Structural Analysis Program.” Computers and Structures Inc., 2017. [Online]. Available: <https://csiamerica.com>
- [129] C. D. Medina, R. Herrera, and J. F. Beltran, “Improvement of superelasticity conditions in Cu-based shape memory alloys for seismic control applications,” *Eng Struct*, vol. 274, 2023, doi: 10.1016/j.engstruct.2022.115151.
- [130] Dirección Meteorológica de Chile, “Temperatura del Aire Histórica 1941 - 2020: Estación Quinta Normal, Santiago,” Santiago, 2020. [Online]. Available: <https://climatologia.meteochile.gob.cl/application/index/procesaFormularioEstacionMes>
- [131] C. Christopoulos, R. Tremblay, H. J. Kim, and M. Lacerte, “Self-centering energy dissipative bracing system for the seismic resistance of structures: Development and validation,” *Journal of Structural Engineering*, vol. 134, no. 1, pp. 96–107, 2008, doi: 10.1061/(ASCE)0733-9445(2008)134:1(96).
- [132] The Mathworks Inc., “Matlab.” The Mathworks, Inc., 2022. [Online]. Available: <https://la.mathworks.com/products/matlab.html>
- [133] Applied Technology Council, “ATC-40: Seismic evaluation and retrofit of concrete buildings,” Redwood City, CA, 1996.
- [134] P. Añazco, “Análisis del desempeño sísmico de estructuras industriales de marcos multi-panel arriostrados concéntricamente, MTBF,” Universidad de Chile, 2020.

- [135] NEHRP Consultants Joint Venture, “NIST GCR 10-917-8 Evaluation of the FEMA P-695 Methodology for Quantification of Building Seismic Performance Factors (NIST GCR 10-917-8),” Gaithersburg, MD, 2010. [Online]. Available: <http://scholar.google.com/scholar?hl=en&btnG=Search&q=intitle:Evaluation+of+the+FE+MA+P-695+Methodology+for+Quantification+of+Building+Seismic+Performance+Factors#0>
- [136] Instituto Nacional de Normalización, “NCh1537 Of.86: Diseño estructural de edificios - Cargas permanentes y sobrecargas de uso,” p. 25, 1986.
- [137] Instituto Nacional de Normalización, *NCh433: Diseño Sísmico de Edificios*. Santiago, Chile, 2012, p. 77.
- [138] Instituto Nacional de Normalización, “NCh2745.Of2013, Análisis y Diseño de Edificios con Aislación Sísmica. Instituto Nacional de Normalización. Santiago, Chile,” 2013.
- [139] C. W. Roeder *et al.*, “Inelastic behavior and seismic design of multistory chevron-braced frames with yielding beams,” *J Constr Steel Res*, vol. 167, p. 105817, 2020, doi: 10.1016/j.jcsr.2019.105817.
- [140] C. W. Roeder *et al.*, “Effect of beam yielding on chevron braced frames,” *J Constr Steel Res*, vol. 159, pp. 428–441, 2019, doi: 10.1016/j.jcsr.2019.04.044.
- [141] American Society of Civil Engineers, *ASCE 41: Seismic Evaluation and Retrofit of Existing Buildings*. Reston, VA, 2017, pp. 1–623.
- [142] American Institute of Steel Construction, *AISC 342: Seismic Provisions for Evaluation and Retrofit of Existing Structural Steel Buildings*. Chicago, IL, 2022, p. 276.
- [143] D. Bech, J. Houston, and B. Tremayne, “ASCE 41-17 Steel Column Modeling and Acceptance Criteria,” in *Structures Congress 2017*, ASCE, 2017, pp. 121–135.
- [144] F. McKenna, “OpenSEES.” Pacific Earthquake Engineering Research Center, Berkeley, CA, 2022.
- [145] A. Agüero, C. Izvernari, and R. Tremblay, “Modeling of the seismic response of concentrically braced steel frames using the OpenSEES analysis environment,” *Advanced Steel Construction*, vol. 2, no. 2, pp. 242–274, 2006.

- [146] M. A. Rodríguez, “Desempeño sísmico de estructuras industriales de marcos multi-panel arriostrados concéntricamente, MTBF,” Universidad de Chile, 2020.
- [147] G. Black, W. A. B. Wegner, and E. Popov, “Inelastic Buckling of Steel Struts Under Cyclic Load Reversals,” Berkeley, CA, 1980.
- [148] P. Uriz, F. C. Filippou, and S. A. Mahin, “Model for Cyclic Inelastic Buckling of Steel Braces,” *Journal of Structural Engineering*, vol. 134, no. 4, pp. 619–628, 2008, doi: 10.1061/(asce)0733-9445(2008)134:4(619).
- [149] L. F. Ibarra and H. Krawinkler, “Global Collapse of Frame Structures under Seismic Excitations,” Stanford, CA, 2005.
- [150] L. F. Ibarra, R. A. Medina, and H. Krawinkler, “Hysteretic models that incorporate strength and stiffness deterioration,” *Earthq Eng Struct Dyn*, vol. 34, no. 12, pp. 1489–1511, 2005, doi: 10.1002/eqe.495.
- [151] W. Du, X. Yu, and C. L. Ning, “Influence of earthquake duration on structural collapse assessment using hazard-consistent ground motions for shallow crustal earthquakes,” *Bulletin of Earthquake Engineering*, vol. 18, no. 7, pp. 3005–3023, 2020, doi: 10.1007/s10518-020-00814-2.
- [152] R. Chandramohan, “Duration of earthquake ground motion: Influence on structural collapse risk and integration in design and assessment practice,” Stanford University, 2016.
- [153] X. Estrella, P. Guindos, and J. L. Almazán, “Ground motions for FEMA P-695 application in subduction zones,” *Latin American Journal of Solids and Structures*, vol. 16, no. 9, 2019, doi: 10.1590/1679-78255848.
- [154] A. Arias, “A measure of earthquake intensity,” in *Seismic design for nuclear plants*, Cambridge, MA: MIT Press, 1970, pp. 438–483.
- [155] M. D. Triunfac and A. G. Brady, “A study on the duration of strong earthquake ground motion,” *Bulletin of the Seismological Society of America*, vol. 65, no. 3, pp. 581–626, 1975.
- [156] E. Bakhshivand, H. Ahmadi Amiri, and S. Maleki, “Evaluation of seismic performance factors for dual steel SMF-SCBF systems using FEMA P695 methodology,” *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, vol. 163, no. July, p. 107506, 2022, doi: 10.1016/j.soildyn.2022.107506.

- [157] J. Baker, “Vector-valued ground motion intensity measures for probabilistic seismic demand analysis,” Stanford University, 2005.
- [158] F. Zareian, “Simplified performance-based earthquake engineering,” Stanford University, 2006.
- [159] L. F. Ibarra and H. Krawinkler, “Collapse assessment of deteriorating sdof systems,” in *12th European Conference on Earthquake Engineering*, London: Elsevier Ltd, 2002, p. #665.
- [160] J. W. Baker, “Efficient analytical fragility function fitting using dynamic structural analysis,” *Earthquake Spectra*, vol. 31, no. 1, pp. 579–599, 2015, doi: 10.1193/021113EQS025M.
- [161] N. Newmark and W. J. Hall, *Earthquake Spectra and Design*. Oakland, CA: Earthquake Engineering Research Institute, 1982.
- [162] E. Miranda and V. V. Bertero, “Evaluation of Strength Reduction Factors for Earthquake-Resistant Design,” *Earthquake Spectra*, vol. 10, no. 2, pp. 357–379, 1994. doi: 10.1193/1.1585778.
- [163] A. Sáez, “Evaluación de métodos simplificados de análisis para edificios con sistemas pasivos de disipación de energía utilizando registros chilenos,” Universidad de Chile, 2013.
- [164] N. Satake, K. Suda, T. Arakawa, A. Sasaki, and Y. Tamura, “Damping Evaluation Using Full-Scale Data of Buildings in Japan,” *Journal of Structural Engineering*, vol. 129, no. 4, pp. 470–477, 2003, doi: 10.1061/(asce)0733-9445(2003)129:4(470).